

Das Tragverhalten und Rotationsvermögen geschraubter Stirnplattenverbindungen

Report

Author(s):

Steurer, Anton

Publication date:

1999

Permanent link:

<https://doi.org/10.3929/ethz-a-003878456>

Rights / license:

In Copyright - Non-Commercial Use Permitted

Originally published in:

IBK Bericht 247

Das Tragverhalten und Rotationsvermögen geschraubter Stirnplattenverbindungen

Anton Steurer

Institut für Baustatik und Konstruktion
Eidgenössische Technische Hochschule Zürich

Zürich
Dezember 1999

Vorwort

Ob geschraubt oder geschweisst, die Verbindung ist ein mit grosser Selbstverständlichkeit gehandhabtes Element in der Stahlbaupraxis. Sie ist dem Planer so geläufig und vertraut, dass erst die bewusste Frage nach deren Bedeutung einem unvermittelt ihren für den Stahlbau existentiellen Stellenwert vor Augen führt. Innerhalb der möglichen Ausbildungsformen kommt der geschraubten Stirnplattenverbindung aufgrund ihrer Wirtschaftlichkeit in der Anwendung eine zentrale Bedeutung zu.

Fehlende Kenntnisse zum Verformungsverhalten der geschraubten Stirnplattenverbindung lassen in der Praxis im Zusammenhang mit der Anwendung der plastischen Bemessungsverfahren die Meinungen zum Umlagerungsvermögen solcher Anschlussausbildungen auseinandergehen. Während die eine Seite eine Fliessgelenkausbildung der Verbindung kategorisch ausschliesst und die Traglast des Systems mit dem Erreichen des Tragwiderstands der Verbindung begrenzt, geht die andere Seite von einer ausreichenden Rotationsfähigkeit der Verbindung aus und nutzt die plastischen Tragreserven der Tragstruktur vollumfänglich.

Die vorliegende Arbeit geht daher detailliert der Frage des Rotationsverhaltens der geschraubten Stirnplattenverbindung nach. Die angestellten Überlegungen und die darauf basierenden umfangreichen experimentellen Untersuchungen haben neben dem gründlichen und verständnisbildenden Einblick in die Wirkungsweise zum Resultat Ansätze, welche erlauben im einzelnen das Verformungsverhalten der auf Zug beanspruchten Schraube wie als Ganzes auch das Rotationsvermögen der Stirnplattenverbindung rechnerisch zuverlässig zu ermitteln. Ausserdem zeichnet sich mit der nunmehr vorliegenden Angabe zum Verformungsvermögen der Verbindung eine für den Praxisalltag praktikable und vergleichsweise einfache Lösung zur Klärung der Frage der Schnittkraftumlagerung ab.

Nach Abschluss der Arbeit und dem Vorliegen des Berichts erinnert der Rückblick an die vielen fachlich aufschlussreichen Diskussionen mit Herrn Prof. Dr. P. Dubas und seine kompetente Unterstützung wie auch an die konstruktiven und wertvollen Dialoge mit Herrn Prof. Dr. M. Fontana und seinen konzilianter Rückhalt. In gleichem Masse verbleiben die anregenden Gespräche und die fruchtbaren Impulse von Prof. Dr. B. Edlund der Chalmers University of Technology in Göteborg. Ihnen allen gebührt meine Anerkennung und mein aufrichtiger Dank!

Tatsache ist auch, dass die vorliegend dokumentierten Forschungsprojekte nicht als Einzelarbeit entstehen können, sondern in dieser Form nur durch vielseitige Unterstützung und durch eine harmonische Teamarbeit realisierbar sind. Für die seriöse und fachkundige Mithilfe bei der Aufarbeitung, der Auswertung und Darstellung der Ergebnisse der Versuche gilt als erstes der Dank Herrn Ch. Fuhrmann. Ein Dankeschön auch Herrn E. Woodtli, welcher bei der Drucklegung der zeichnerischen Darstellungen tatkräftig beistand.

Obschon die Konzeption und der Aufbau der Versuchs- und Messeinrichtungen im Hintergrund geschieht, hängt die Substanz und Zuverlässigkeit der Ergebnisse von der fachlichen Kompetenz, Erfahrung und Gewissenhaftigkeit der Labormitarbeiter ab. Aus dieser Sicht gebührt den Herren E. Peter, H.P. Arm und P. Hefti für ihre engagierte Leistung der herzlichste Dank. In allem darf letztlich die förderliche Zusammenarbeit und vorbehaltlose Hilfestellung der beteiligten Industrieunternehmen nicht unerwähnt bleiben: Für die Schraubenversuche und die Entwicklung der HVN-Schraube beteiligte sich die Schraubenfirma Hch. Kyburz AG, Zug und der Schraubenhersteller Peiner AG, Peine, welcher das Probenmaterial bereitstellte; für die Versuche an geschraubten Stirnplattenverbindungen lieferte die Firma ARBED, Basel die dazu erforderlichen Walzprofile, und die Stahlbauunternehmung Schneider AG, Jona verarbeitete diese weiter zu den eigentlichen Versuchsträgern. Ihnen allen spreche ich meinen herzlichen Dank aus.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort

1.	Einleitung	1
1.1	Die Bedeutung der Verbindung im Stahlbau	1
1.11	Ausgangssituation	1
1.12	Grundsatzfrage – Ziel der Arbeit	3
1.13	Verbindungsarten	4
1.14	Art der Kraftübertragung	6
1.15	Einsatzgebiete	7
1.2	Die Bedeutung der Verbindung im statischen Tragwerk	8
1.21	Grundsätzliches zur Bestimmung der Stabkräfte im Stahlbau. Die Idealisierung in der statischen Berechnung	8
1.22	Die Verbindung als Bestandteil der statischen Struktur	10
1.23	Die Verbindung und das plastische Bemessungsverfahren	11
1.3	Das Trag- und Verformungsverhalten der Verbindung	13
1.31	Der Anschlussbereich und seine Aufteilung in Verbindungskomponenten	13
1.32	Die Verbindungsarten und ihre Zuordnung hinsichtlich ihres Einspanngrades bzw. ihrer Verformungsfähigkeit	14
1.33	Die Beeinflussung durch die konstruktive Umgebung	17
1.4	Die Rotationsanforderungen	20
1.41	Grundsätzliches am elementaren Fall des beidseitig eingespannten Balkens	20
1.42	Die grundsätzlichen Anforderungen	22
2.	Die geschraubte Stirnplattenverbindung	27
2.1	Aufbau der Verbindung	27
2.11	Komponenten der Verbindung	27
2.12	Das Prinzip der Kraftübertragung	28
2.13	Die Ausbildungsformen	29
2.14	Grundsätzliches der Ausbildung nach "SZS"	31
2.2	Das Verhalten der Stirnplattenverbindung unter Momentenbeanspruchung	33
2.21	Ausgangssituation zu den Kenntnissen zum Verhalten der Stirnplattenverbindung	33
2.22	Grundsatzüberlegungen zum Einfluss der verschiedenen Verbindungskomponenten auf das Tragverhalten der Verbindung	33
2.23	Die das Verbindungsverhalten massgeblich bestimmenden Grössen: Stirnplatte und Schraube	34
2.231	Stirnplatte	34
2.232	Die zugbeanspruchten Schrauben	34
2.3	Berechnung des Tragvermögens	35
2.31	Übersicht zu den bestehenden Berechnungsmodellen	35
2.32	Bestehende Berechnungsmodelle	39
2.321	Berechnungsmodell "DASt/DStV"	39
2.322	Berechnungsmodell "Eurocode3/Anhang J"	41
2.323	Berechnungsmodell "SZS"	42

3.	Die zugbeanspruchte Schraube	49
3.1	Grundsätzliches zum Verformungsverhalten der Schraube	49
3.11	Ausgangssituation und Grundkenntnisse	49
3.12	Last-Verformungs-Charakteristik der zugbeanspruchten Schraube	50
3.13	Die Einflussgrößen	51
3.14	Material und Herstellung	53
3.141	Die Form, das Angebot und der Einsatz der Schrauben	53
3.142	Das Schraubenmaterial	55
3.143	Der Zusammenhang zwischen Materialfestigkeit und Verformungsfähigkeit	57
3.15	Die Beanspruchungen in der Schraube	61
3.151	Einfluss der Querschnittsfläche	61
3.152	Einfluss der geometrischen Form	62
3.153	Einfluss der Zusatzbeanspruchungen	66
3.16	Die Schraube als Ganzes	68
3.161	Schraubenkopf	68
3.162	Schraubenschaft	70
3.163	Übergang Schaft-Gewinde – Gewindeauslauf	70
3.164	Freies Gewinde	72
3.165	Übergang Schraube – Mutter	74
3.2	Durchgeführte Versuche	82
3.21	Veranlassung und Ziel der Versuche	82
3.22	Auswahl der Versuchsgrößen und Versuchsumfang	83
3.221	Festigkeitsklasse	83
3.222	Schraubentyp	83
3.223	Schraubendurchmesser	84
3.224	Mutterhöhe	84
3.23	Versuchsanordnung und Versuchsdurchführung	85
3.24	Die Messdaten und ihre kennzeichnenden Größen	86
3.3	Die Qualifizierung der das Verformungsverhalten bestimmenden Einflussgrößen	88
3.31	Die Versagensarten und deren Einfluss	88
3.32	Der Einfluss des Spannungsniveaus	92
3.33	Der Einfluss der geometrischen Form	94
3.331	Gewindelänge – Schraube mit Schaft	94
3.332	Gewindelänge – Schraube ohne Schaft	96
3.333	Die HVN-Schraube	99
3.4	Ansatz für Berechnungsmodell zur Erfassung des Verformungsverhaltens der Schraube	102
3.41	Grundlagen zur analytischen Erfassung der wesentlichen Größen	102
3.42	Bestimmung des Verformungsverhaltens in der Rechnungspraxis	103
3.421	Rechnerische Bestimmung der Tragfähigkeit in der Praxis	103
3.422	Rechnerische Bestimmung der Verformung in der Praxis	104
3.43	Modell für den gesamten Verformungsbereich	106
3.431	Vorgaben zum Modell	106
3.432	Aufbau des Modells	107
3.433	Bestimmen der Ausgangswerte zum Modell	109
3.434	Vergleich und Beurteilung des Ansatzes im elastischen Bereich	113
3.435	Reduktion des Elastizitätsmoduls im plastischen Bereich	115
3.436	Vergleich und Beurteilung des Ansatzes im plastischen Bereich	118
3.437	Der bilineare Ansatz als Ganzes	123
3.438	Der "überplastische" Bereich	125
4.	Versuche mit Stirnplattenverbindungen	131
4.1	Veranlassung und Ziel der durchgeführten Versuche	131
4.2	Mögliche Parameter – Ausgewählte Versuchsgrößen	133
4.21	Anschlussausbildung	135

4.22	Schrauben	136
4.23	Konstruktive Umgebung	138
4.24	Anzuschliessendes Profil	138
4.25	Art der Beanspruchung, statisches System	139
4.3	Die Versuchsreihen – Das Versuchsprinzip	140
4.31	Versuchsreihe A und E: «Trägerstoss»	140
4.32	Versuchsreihe K: «Kragarmträger»	141
4.33	Versuchsreihe D: «Durchlaufträger»	142
4.34	Generelles zum Versuchsprogramm und zur Versuchsdurchführung	142
4.4	Versuche mit der Verbindung als Kragarmanschluss	143
4.41	Versuchsprogramm	143
4.441	Regelanschluss	143
4.412	Verbindungstyp	143
4.413	Anzuschliessendes Trägerprofil	144
4.414	Anschlussmoment	144
4.415	Stirnplattendicke	145
4.416	Schrauben	146
4.417	Zusammenstellung Versuchsprogramm	147
4.42	Versuchsordnung und Versuchsdurchführung	148
4.421	Versuchsordnung	148
4.422	Messtechnische Instrumentierung	149
4.423	Versuche zur Messung der Schraubenkraft	151
4.424	Messdatenerfassung	153
4.425	Versuchsablauf	154
4.43	Weiterverarbeitung und Darstellung der Versuchsergebnisse	154
4.5	Versuche mit der Verbindung als Bestandteil eines Zweifeldträgers	158
4.51	Versuchsprogramm	158
4.511	Tragsystem und Verbindungsausbildung	158
4.512	Statisches System, anzuschliessendes Trägerprofil und Anschlussmoment	159
4.513	Schrauben	160
4.514	Probekörper	161
4.515	Zusammenstellung Versuchsprogramm	161
4.52	Versuchsordnung und Versuchsdurchführung	162
4.521	Versuchsordnung	162
4.522	Messtechnische Instrumentierung	164
4.523	Messdatenerfassung	166
4.524	Versuchsablauf	167
4.53	Weiterverarbeitung und Darstellung der Versuchsergebnisse	168
5.	Das Verhalten der Stirnplattenverbindung unter Momentenbeanspruchung	173
5.1	Rotations-Charakteristik der Verbindung	173
5.11	Typische Last-Verformungskurven	173
5.12	Die beeinflussenden Umstände	174
5.2	Die Aspekte des Tragverhaltens der Verbindung mit Bezugnahme auf die durchgeführten Versuche	175
5.21	Herauslösen der einzelnen Einflussgrössen auf den Tragwiderstand und deren Beurteilung	175
5.211	Versagensursache – Versagensbild	175
5.212	Einfluss der Versagensart der Schraube auf den Tragwiderstand	176
5.213	Einfluss der Festigkeitsklasse der Schraube auf den Tragwiderstand	176
5.214	Einfluss der Schraubenvorspannung auf den Tragwiderstand	181
5.215	Einfluss des statischen Systems auf den Tragwiderstand	181
5.22	Vergleich Rechenansatz "SZS" mit Versuchsergebnissen	181
5.221	Vergleich Rechenansatz "SZS" mit Versuchsergebnissen der Regelausführungen mit normalen HV-Schrauben der FK 10.9	182
5.222	Vergleich Rechenansatz "SZS" mit Versuchsergebnissen der Verbindungsausführungen mit schaftlosen Schrauben	185

5.3	Die Aspekte des Verformungsverhaltens der Verbindung mit Bezugnahme auf die durchgeführten Versuche	187
5.31	Beeinflussung durch die Stirnplatte	187
5.311	Verbindungstyp	188
5.312	Höhe, Steg- und Flanschdicke des anzuschliessenden Trägers	190
5.313	Stirnplattendicke	191
5.314	Anzahl und Anordnung der Schrauben	196
5.315	Materialeigenschaften der Stirnplatte	197
5.32	Beeinflussung durch die zugbeanspruchten Schrauben	198
5.321	Schraubenmaterial	199
5.322	Versagensform der Schraube	201
5.323	Belastete Gewindelänge der Schraube	203
5.324	Beanspruchungsverteilung innerhalb der Schraubengruppe – Verbindungsinterne Kraftumlagerung	207
5.325	Biegebeanspruchung der Schraube	216
5.326	Vorspannung der Schraube	218
5.33	Das Rotationsvermögen und die Anwendung des Berechnungsverfahrens PP aus der Sicht der Versuchsergebnisse	220
6.	Die Erfassung des Rotationsvermögens	225
6.1	Die Beschreibung und Vorhersage des Verformungsverhaltens der Verbindung	225
6.11	Grundsätzliches zum Verformungsverhalten aus der Sicht der einschlägigen Normen	225
6.12	Die Erfassung des Verformungsverhaltens mittels Modellansätzen beruhend auf empirischem Vorgehen	227
6.121	Vorhersage des Verbindungsverhaltens nach Frye und Morris	228
6.122	Vorhersage des Verbindungsverhaltens nach Colson und Louveau	229
6.123	Vorhersage des Verbindungsverhaltens nach Krishnamurthy, Huang, Jeffrey und Avery	230
6.13	Die Erfassung des Verformungsverhaltens mittels Modellansätzen beruhend auf der Zerlegung der Verbindung in Teilkomponenten	231
6.131	Das Komponentenmodell von Tschemmerneegg	232
6.132	Das Komponentenmodell nach Eurocode 3	234
6.2	Modell zur Bestimmung des Verformungsvermögens	238
6.21	Ausgangslage	238
6.22	Grundsatzüberlegungen und Vorgaben zur Modellbildung	239
6.23	Die Modellkonzeption der Verbindung als Ganzes	240
6.24	Das Modell der Schraube	242
6.241	Modell zur Bestimmung der Schraubenlängung im Bruchzustand	242
6.242	Die Schraubenkraft im Modell	244
6.243	Möglichkeit zur Aktivierung der Schrauben im Druckbereich	244
6.25	Das Modell der Kopfplatte	248
6.251	Vorgaben zum Modell	248
6.252	Grundsätzliches zum Vorgehen zur statischen Nachbildung der Kopfplatte	249
6.253	Die Fliessgelenktheorie bei der Kopfplatte	249
6.254	Lagerung der Kopfplatte	251
6.255	Ausbildung des Fliessgelenks	253
6.256	Materialgesetz	255
6.257	Modell der Kopfplatte bei der bündigen Ausbildungsform	256
6.258	Modell der Kopfplatte bei der überstehenden Form	260
6.26	Anwendung und Beurteilung des vorgeschlagenen Ansatzes	262
6.261	Anwendung des Modells zur Ermittlung des Verformungsvermögens bei der bündigen Stirnplattenverbindung	262
6.262	Anwendung des Modells zur Ermittlung des Tragwiderstands der bündigen Stirnplattenverbindung	268
6.263	Anwendung des Modells zur Ermittlung des Verformungsvermögens bei der überstehenden Stirnplattenverbindung	271
6.264	Anwendung des Modells zur Ermittlung des Tragwiderstands der überstehenden Stirnplattenverbindung	275
6.27	Anwendung und Einbezug des vorgeschlagenen Ansatzes bei der Ermittlung der Schnittkräfte	280
6.271	Nachbildung der Verbindung als starr-plastisches Element	281
6.272	Nachbildung der Verbindung als nichtlineares Element in Form der wirklichen, im Versuch ermittelten Moment-Rotations-Beziehung	283
6.273	Nachbildung der Verbindung als bilineares Element	287

Literaturverzeichnis	297
Bezeichnungen und Abkürzungen	308
Zusammenfassung	311
Summary	313
Résumé	315
Anhang A1: Versuchsreihe A und E: «Trägerstoss»	317
A1.1 Versuchsprinzip	317
A1.2 Versuchsprogramm	317
A1.3 Versuchsdurchführung	320
A1.31 Versuchsanordnung	320
A1.32 Messtechnische Instrumentierung	321
A1.33 Messdatenerfassung	322
A1.34 Versuchsablauf	322
A1.35 Weiterverarbeitung und Darstellung der Versuchsdaten	322
A1.4 Darstellung der Versuchsergebnisse der Versuche A1÷A10, A11÷A20, E1÷E10 und E11÷E20	325
Anhang A2: Versuchsreihe K «Kragarmträger»	347
Darstellung der Versuchsergebnisse der Versuchsserien 3K, 4K, 5K, 7.1K, 7.2K, 8.1K, 8.2K, 10K, 13K, 14K, 15K, 16K, 17K, 22.1K, 22.2K und 23K	
Anhang A3: Versuchsreihe D «Durchlaufträger»	383
Darstellung der Versuchsergebnisse der Versuchsserien 2D, 3D, 4D, 5D, 10K, 11D, 13D, 14D, 15D, 16D und 17D	
Anhang A4: Beispiele zur Anwendung der vorgeschlagenen Berechnungsmodelle	439
A4.1 Bündige Stirnplattenverbindung mit vier Schraubenreihen und HV-Schrauben FK 10.9	439
A4.11 Ausgangsdaten	439
A4.12 Ermittlung des Verformungsvermögens der Verbindung	441
A4.13 Ermittlung des Tragwiderstands der Verbindung	442
A4.14 Ermittlung der Anfangssteifigkeit der Verbindung	443
A4.2 Bündige Stirnplattenverbindung mit vier Schraubenreihen und schaftlosen Schrauben nach DIN 933, FK 8.8	443
A4.21 Ausgangsdaten	443
A4.22 Ermittlung des Verformungsvermögens der Verbindung	444
A4.23 Ermittlung des Tragwiderstands der Verbindung	445
A4.24 Ermittlung der Anfangssteifigkeit der Verbindung	445
A4.3 Überstehende Stirnplattenverbindung mit zwei Schraubenreihen und HV-Schrauben FK 10.9	446
A4.31 Ausgangsdaten	446
A4.32 Ermittlung des Verformungsvermögens der Verbindung	448
A4.33 Ermittlung des Tragwiderstands der Verbindung	450
A4.34 Ermittlung der Anfangssteifigkeit der Verbindung	452
A4.4 Überstehende Stirnplattenverbindung mit zwei Schraubenreihen und schaftlosen Schrauben nach DIN 933, FK 8.8	452
A4.41 Ausgangsdaten	452
A4.42 Ermittlung des Verformungsvermögens der Verbindung	453
A4.43 Ermittlung des Tragwiderstands der Verbindung	455
A4.44 Ermittlung der Anfangssteifigkeit der Verbindung	456

1. Einleitung

1.1 Die Bedeutung der Verbindung im Stahlbau

1.11 Ausgangssituation

Eines der bezeichnenden Merkmale der Stahlbauweise ist die einfache Möglichkeit des Verbindens und Zusammenfügens der einzelnen Querschnitts- und Bauteile. Ob geschweisst oder geschraubt, die Verbindung ist ein mit grosser Selbstverständlichkeit gehandhabtes Element in der Stahlbaupraxis. Erst die bewusste Auseinandersetzung, wie und in welcher Form die Verbindung die Stahlbauweise beeinflusst, veranschaulicht deren Stellenwert. So wird das Grundkonzept einer Konstruktion wesentlich durch die Wahl der Verbindungsart bestimmt, was sich schliesslich auch in der konstruktiven Durchgestaltung und Ausbildung der Tragkonstruktion niederschlägt. Selbst die Herstellung und Fertigung in der Werkstatt, der Transport oder letztlich die Montage wird entscheidend durch die Verbindungstechnik festgelegt. Im Grunde genommen wäre die Stahlbauweise ohne Verbindung nicht denkbar.

Besonders augenfällig ist die Bedeutung der Verbindung im Stahlhochbau: In der Regel eine Stabbauweise, bei welcher die einzelnen Stäbe in Form von Walzprofilen mittels Verbindungsausbildungen zum eigentlichen Tragelement oder zur Tragkonstruktion verbunden werden. Auf der einen Seite sind Stösse aus Gründen des Transportes oder der Montage unumgänglich, auf der anderen Seite zwingt die Tragkonzeption mit dem jeweiligen Knoten aus vertikalem und horizontalem Stab zu Anschlüssen.

Aus statischer Sicht handelt es sich um Stösse bzw. Anschlüsse, die Querkräfte, Momente oder Normalkräfte, bzw. Kombinationen davon, zu übertragen haben. Pfetten, Fassadenriegel, Stützen oder Binder sind typische Bauteile, welche oftmals der transportbedingten Längenbegrenzung wegen nun einmal Montagestösse verlangen (vgl. Abb. 1.01). Genauso können geometrische Zwänge, wie dies bei Bauteildurchdringungen der Fall ist, so beispielsweise beim Trägerrost oder bei der eingesattelten Pfette, Bauteilstösse erfordern (vgl. Abb. 1.02).



Abb. 1.01:
Geschraubter Montagestoss als Gerbergelenk einer Pfette

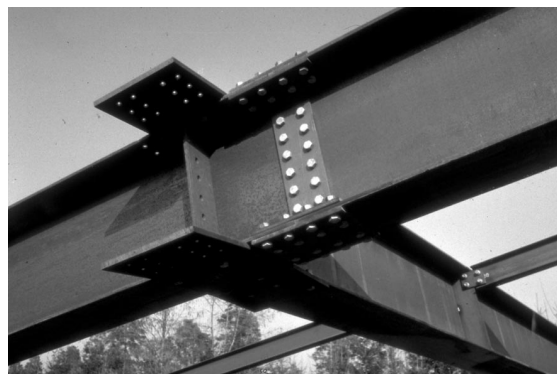


Abb. 1.02:
Geschraubter Bauteilstoss beim Knotenpunkt eines Trägerrostes

Die üblichen Aufgabenstellungen im Stahlhochbau verlangen die Schaffung festgelegter, stützenfreier Flächen, was zur horizontalen und vertikalen Gliederung der Tragstruktur führt: Die horizontalen Bauteile tragen als Deckenträger, Unterzüge oder Binder dabei die mehrheitlich vertikalen Einwirkungen mittels Biegung in die Stützen ab. Diese statische Grundkonzeption

setzt unweigerlich das Verbinden der horizontalen mit den vertikalen Bauteilen voraus, was auch hier Verbindungen erfordert und mit entsprechenden Anschlüssen bewerkstelligt wird (vgl. Abb. 1.06). In der Regel werden bei der Berechnung von Stabtragwerken die Anschlussknoten entweder gelenkig oder starr idealisiert. Diese Reduktion des in Wirklichkeit "halbsteifen" Verhaltens (semi-rigid) auf zwei Extreme, die der Vereinfachung der Berechnung dient, entspricht im allgemeinen jedoch nicht der Realität, da sich Anschlussausbildungen elastisch und gegebenenfalls plastisch verformen. Die "starren" und die "gelenkigen" Anschlüsse sind jedoch unwirtschaftlich. Die Befriedigung dieser Anforderungen führte in der Vergangenheit aufgrund der konventionellen Bemessungsmethoden oft zu kostspieligen Zusatzaufwendungen bei der Fertigung und zu Überdimensionierungen. Die Ausführung steifer Anschlüsse ist durchwegs mit höheren Fertigungskosten verbunden (z.B. durch Einschweissen von Quersteifen), in dessen die gelenkige Verbindung durch erhöhten Materialaufwand der angeschlossenen Bauteile grössere Kosten verursacht (ungünstige Momentenverteilung).

Die Praxis tendiert aber immer mehr dazu, die Anschlüsse zuerst nach der Wirtschaftlichkeit auszuwählen und erst anschliessend die Steifigkeit und Festigkeit, mit denen die Tragsicherheit und die Gebrauchstauglichkeit zu bestimmen sind, zu ermitteln. Dabei ergeben sich oft verformbare und begrenzt tragfähige, aber kostengünstige Anschlusstypen, deren effizienter Einsatz jedoch wegen ihres unbekanntenen Moment-Rotationsverhaltens und den generellen Bedenken bezüglich des Verformungsvermögens über das damit zusammenhängende Verbot von Fließgelenken in Anschlüssen bisher nicht erlaubt war. Die Untersuchungen von Gebbeken et al. [1.1] sowie jene von Weynand et al. [1.2] zeigen, dass Anschlüsse, mit denen etwa 60% bis 90% des theoretischen Volleinspannmomentes des anzuschliessenden Trägers übertragen werden können, wirtschaftlich sind und die Berücksichtigung deren effektiven Moment-Rotationsverhaltens bei der Berechnung, vor allem wenn plastische Reserven der Anschlüsse und Momentenumlagerungen des Systems genutzt werden, weitere wirtschaftliche Vorteile bringen.



Abb. 1.03:
Geschraubter Stirnplattenstoss: Typisches Verformungsbild beim Erreichen der Tragfähigkeit der Verbindung mit überstehender Kopfplatte

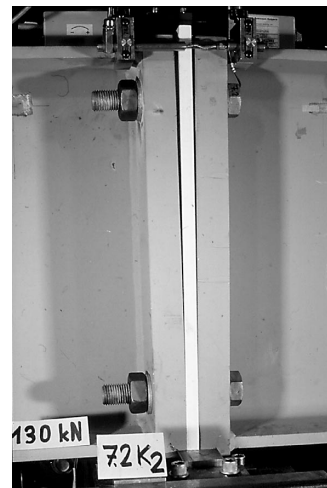


Abb. 1.04:
Geschraubter Stirnplattenstoss: Typisches Verformungsbild beim Erreichen der Tragfähigkeit der Verbindungsausbildung mit bündiger Kopfplatte

Unter den dafür geeigneten Anschlussausbildungen kommt der geschraubten Stirnplattenverbindung in der Praxisanwendung die grösste Bedeutung zu (Ausbildungsausführungen vgl. Abb. 1.03 und 1.04) Die Unsicherheit bei der Bestimmung des Trag- und Verformungsverhaltens dieser geschraubten Stirnplattenstosses gab letztlich auch den Anstoss zur Grundsatzfrage, der die vorliegende Arbeit nachgehen will, nämlich, ob diese Verbindungsart grundsätzlich

duktilen Verformungsverhalten hat und wenn ja, in welcher Form und in welchem Mass sie ein Fließgelenk bilden kann und entsprechende Schnittkraftumlagerungen zulässt.

Diese Situation, bei welcher das Verformungsverhalten der geschraubten Stirnplattenverbindung das Tragverhalten der Tragstruktur wesentlich beeinflusst, tritt nicht selten auf: Aus Gründen der wirtschaftlicheren Profilwahl besteht beispielsweise häufig der Wunsch, Unterzüge biegesteif an Stützen anzuschliessen. Statisch entsteht dadurch der eingespannte Träger, bei welchem in der kinematischen Kette üblicherweise das erste Gelenk an den Trägerenden und damit im Anschlussbereich entsteht. Im Falle eines sogenannten Vollanschlusses, d.h. wenn der Anschluss auf das plastische Moment des anzuschliessenden Trägers ausgelegt ist, geht man davon aus, dass durch eine gezielte Überdimensionierung der Anschlussteile das Fließgelenk von der Verbindung ferngehalten wird und sich dieses im direkt angrenzenden Profil ausbildet. Damit sind an die Verbindung keine entsprechenden Verformungsanforderungen gestellt. Bei sogenannten Teilanschlüssen hingegen muss das für das Fließgelenk erforderliche Rotationsvermögen vollumfänglich und alleine durch die Verbindung erbracht werden (vgl. Abschnitt 1.23 und 1.4). Diese Ausbildungsart wird wegen ihrer gegenüber dem Vollanschluss einfacheren und weniger aufwendigen Ausführung in der Praxis zahlreich eingesetzt. Dies widerspiegelt sich auch in den erhältlichen Rechen- und Konstruktionshilfsmitteln für die Ausführung von Stirnplattenverbindungen, wo zum Beispiel in der diesbezüglichen Veröffentlichung «Stirnplattenverbindungen mit hochfesten Schrauben» [1.3] der Schweizerischen Zentralstelle für Stahlbau von den aufgeführten Ausbildungsarten rund 80% Teilanschlüsse sind.

1.12 Grundsatzfrage – Ziel der Arbeit

Vor dem Hintergrund des wachsenden Interesses einer möglichst wirklichkeitsnahen und baustatisch differenzierten Erfassung der Tragstruktur eines Bauwerkes kommt der Kenntnis zum Verhalten der Verbindung, als Bestandteil dieser Struktur, eine zunehmende Bedeutung zu. Wo auf der einen Seite wissenschaftlich gesicherte Erkenntnisse verbunden mit entsprechenden Berechnungsansätzen zum Tragwiderstand der herkömmlichen Verbindungsarten vorliegen, da besteht konträr dazu auf der anderen Seite ein eigentliches Defizit im Wissen zum Verformungsverhalten dieser Bauteile. Wenn man sich gleichzeitig aber den Einfluss des Verformungsverhaltens der Verbindung bezüglich der Schnittkraftverteilung, bezüglich der Stabilität und der Gesamtverformungen der Tragstruktur vergegenwärtigt, wird einem die Bedeutung dieser Lücke erst recht bewusst.

Aufgrund dieser Ausgangssituation stellt sich die Grundsatzfrage der vorliegenden Arbeit allgemein nach einem besseren Verständnis der Zusammenhänge, welche das Verformungsverhalten der Verbindung beeinflussen und im Detail nach der analytischen Erfassung ihres Verformungsvermögens. Angesichts der Bedeutung und der damit zusammenhängenden Anwendungshäufigkeit der geschraubten Stirnplattenverbindung konzentrieren sich die vorliegenden Untersuchungen und Überlegungen zur Hauptsache auf diese Verbindungsart mit bündiger und überstehender Stirnplattenausführung. Die Beanspruchungen der Verbindung werden dabei (einschränkend) als vorwiegend ruhend angenommen, was schlechthin der Anwendungssituation im Stahlhochbau entspricht.

Da in der baustatischen Abwägung primär das Verformungsvermögen, mit anderen Worten die Rotationskapazität der Verbindung von ausschlaggebender Bedeutung ist, liegt das Ziel der vorliegenden Arbeit im Entwurf und in der Ausarbeitung eines Rechenansatzes zur gesicherten und zuverlässigen Erfassung dieser baustatischen Kenngrösse der geschraubten Stirnplattenverbindung. Dabei wird das Verhalten der Verbindung für sich allein, herausgelöst aus der sie umgebenden konstruktiven Anschlusssituation, wie beispielsweise der zusätzlichen Verformungsgrössen der Stütze und dergleichen, analysiert.

Im Wissen um den dominanten Einfluss des Verformungsverhaltens der auf Zug beanspruchten Schraube auf das Verformungsverhalten der Stirnplattenverbindung, besteht aufgrund fehlender Vorgaben ein wesentliches Teilziel auch in der ergänzenden Erarbeitung eines Modells zur rechnerischen Ermittlung der Längung der zugbeanspruchten Schraube, welches den gesamten Verformungsbereich der Schraube – elastisch und plastisch – erfasst. Als Bestandteil des Gesamtansatzes soll diese Modellvorstellung helfen den Einfluss unterschiedlicher Schraubenformen und –materialien auf das Verformungsvermögen der Verbindung zuverlässig und differenziert beurteilen zu können.

Schliesslich wird der Frage nachgegangen, inwieweit sich die Nachbildung des Moment-Rotationsverhaltens der Verbindung mit dem erarbeiteten Rechenansatz zur Ermittlung ihres Verformungsvermögens und ihres Tragwiderstandes zusammen mit einer angetragenen Abschätzung ihrer Anfangssteifigkeit im statischen Einsatz in der Tragwerksanalyse bewährt und inwiefern mögliche Schnittkraftumlagerungen damit erfasst und das Berechnungsverfahren mit plastischer Schnittkraftberechnung und plastischer Ermittlung des Querschnittswiderstandes genutzt werden kann.

1.13 Verbindungsarten

Was die Ausbildung, den Aufbau und die Ausführung der Verbindung betrifft, so stehen dafür bekanntlich als eigentliche Fügemitte!l grundsätzlich die Schweissung oder die Schraube zur Verfügung. Der jeweilige Aufbau und die Ausbildung der Verbindung hängt im allgemeinen

- von der Wahl des Verbindungsmittels
- von der statischen Absicht
- von der Wirtschaftlichkeit
- von den Produktionsmöglichkeiten
- von den Montagebedingungen

ab. Was die Bezeichnung der Verbindungen bezüglich ihrer Funktion betrifft, lassen sich diese grundsätzlich nach Stössen und Anschlüssen unterscheiden, je nachdem, ob der anzuschliessende Querschnitt weiterläuft oder endet. Mit anderen Worten, muss ein Träger aus liefer-, transport- oder montagetechnischen Gründen in mehrere Teile elementiert werden, so wird er letztlich mittels der Verbindung oder den Verbindungen wiederum zum Ganzen "gestossen", was dementsprechend als "Stoss" (vgl. Abb. 1.05) bezeichnet wird. Geht es hingegen darum das Ende des Trägers in einem Knotenpunkt "anzuschliessen", handelt es sich folglich um einen "Anschluss" (vgl. Abb. 1.06).



Abb. 1.05:
Trägerstoss: Verbindung zweier Einzelteile zu einem Ganzen, Ausbildung als geschraubter Stirnplattenstoss mit bündiger Stirnplatte



Abb. 1.06:
Trägeranschluss: Binderanschluss an Stütze: Ausbildung als geschraubter Stirnplattenstoss mit bündiger Stirnplatte

Beim Versuch die möglichen Verbindungsausbildungen zu charakterisieren und zu ordnen, kann als eines der elementaren Merkmale die grundsätzliche Art der Kraftübertragung bezeichnet werden. Die Antwort auf die Frage nämlich, ob das Verbindungsmittel im wesentlichen auf Abscheren oder auf Zug beansprucht wird, legt das grundsätzliche konstruktive Konzept der Verbindungsausbildung fest.

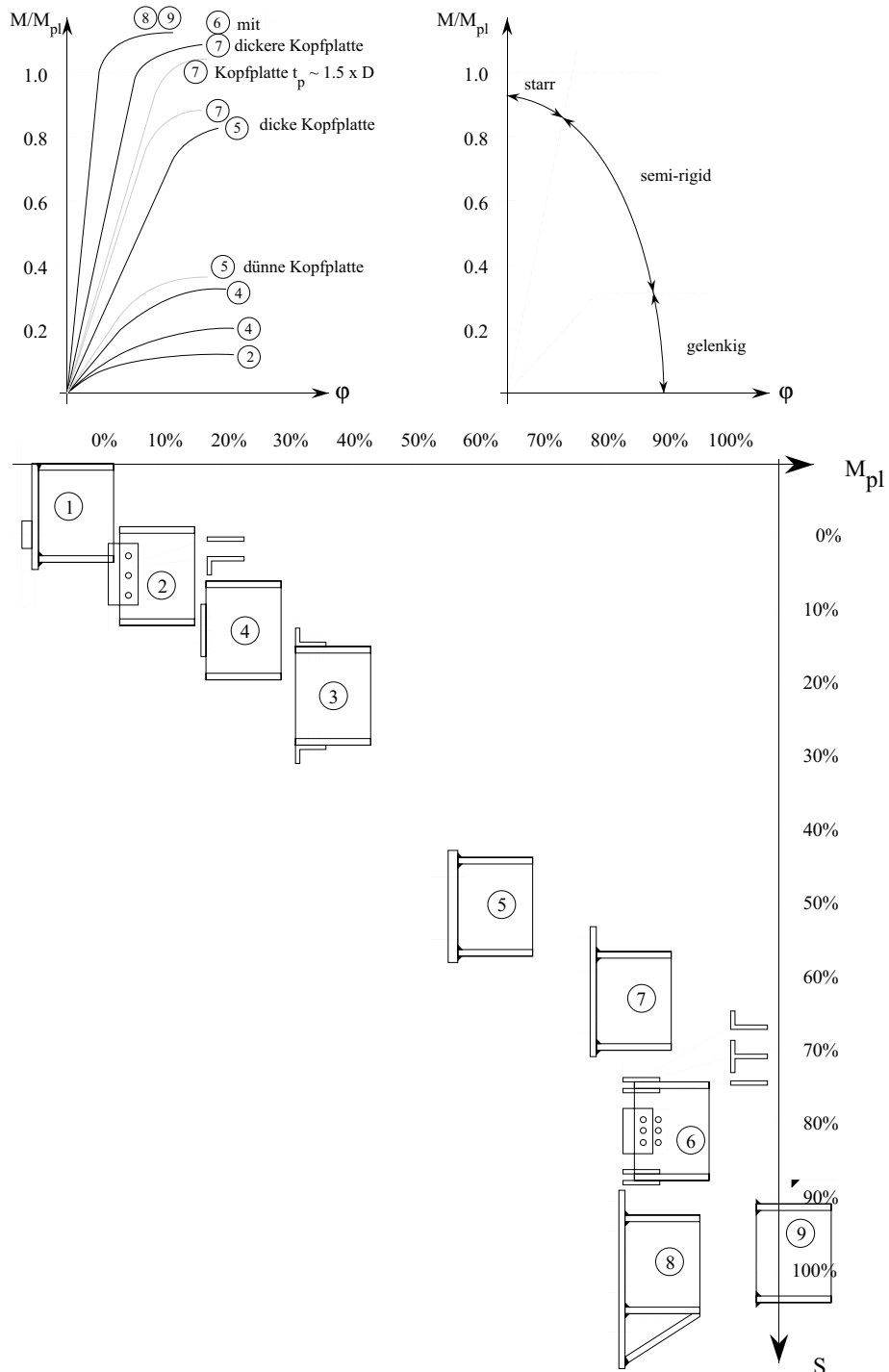


Abb. 1.07: Typologie der Verbindungsausbildung mit qualitativer Zuordnung bezüglich des Biegetragwiderstands im Vergleich zum M_{pl} des angeschlossenen Trägers und der Anschlusssteifigkeit S der Verbindung

Ein weiteres elementares Unterscheidungsmerkmal ist das Verformungsverhalten der Verbindung. Die konstruktive Ausbildung der Verbindung legt auch deren Steifigkeit fest, worin sich entweder bewusst statische Absicht spiegelt oder aber, falls die Verbindungsausbildung ausschliesslich von der Ökonomie der Produktion dirigiert ist, mindestens entsprechenden statische Konsequenzen zur Folge hat. Die Zuordnung in starre und gelenkige Ausbildung und in jene die beliebig dazwischenliegen, erfolgt qualitativ und in der Regel eher intuitiv über Augenmass, als über bewusste, rechnerische Erfassung, was ein weiteres Mal auf das angesprochene Manko hinweist.

Allgemein muss auch zwischen der Art der Beanspruchung im Sinne der vorwiegend ruhenden, sogenannt statischen und der wiederholten, dynamischen Belastung differenziert werden. Da sich die angestellten Überlegungen zur Hauptsache auf den Einsatz der Verbindungen im Stahlhochbau beziehen, gehen sie dementsprechend auch von der Annahme vorwiegend ruhender Beanspruchungen aus. Namentlich bei der geschraubten Verbindung ist diese Einschränkung von Bedeutung, da der Tragwiderstand der zugbeanspruchten Schraube bei dynamischer Beanspruchung zufolge der starker Kerbwirkung nur ein Bruchteil von jenem bei statischer Beanspruchung beträgt, wovon letztlich auch der Tragwiderstand der Verbindung als Ganzes betroffen ist.

Die Zusammenstellung in Abb. 1.07 zeigt eine nach den Hauptanforderung des Tragvermögens (M_{pl} angeschlossener Träger) und der Steifigkeit S gegliederte Typologie der Verbindungsausbildungen. Neben der Vielzahl der Möglichkeiten von Ausführungen führt sie gleichzeitig vor Augen, dass die der Stahlbauweise eigene Einfachheit des Konstruierens auch im generell eher komplexen Bereich der Verbindungen gilt.

Daraus lässt sich im weiteren erkennen, dass die Schraube von Grund auf über eine unvergleichlich höhere konstruktive Flexibilität und ein breiteres Anwendungsspektrum als die Verbindung mittels der direkten Schweissung verfügt. Die Möglichkeiten der konstruktiven Ausbildungen mit der Schraube sind zum einen sehr mannigfaltig und zum anderen lassen sich die Verbindungsausbildungen mit der Schraube mehr oder weniger sensibel dem statischen Erfordernis anpassen, wohingegen die Schweissung mit ihrer Art der direkten Kraftweiterleitung den über die Zusatzbauteile auf Biegung bzw. Scherung ermöglichten "Steuerungsmechanismus" der Schraube nicht besitzt. Dies äussert sich darin, dass mit der Schraube das ganze Moment- und Steifigkeitsspektrum vom gelenkigen bis zum starren Anschluss ausgeführt werden kann, die Verbindung mit der Schweissung dagegen, mehrheitlich zu Vollanschlüssen führt. Gleichzeitig wird allerdings deutlich, dass bei höher beanspruchbaren Schraubverbindungen die konstruktiven Aufwendungen in Form von Zusatzbauteilen (Platten, Aussteifungen und dergleichen) im Vergleich zur direkten Schweissverbindung auch sichtbar höher ausfallen.

1.14 Art der Kraftübertragung

Die konstruktiven Möglichkeiten zur Ausbildung einer Verbindung wird, wie eben erwähnt, grundsätzlich im wesentlichen durch die Wahl des Verbindungsmittels bestimmt. Deren Prinzip der Kraftübertragung legt primär die Basis der Verbindungskonzeption fest. Die zwei zur Verfügung stehenden Verbindungsarten, Schweissung und Schraube, unterscheiden sich nicht nur durch den Umstand, dass die eine unlösbar und die andere lösbar ist, sondern auch in ihrer Art der Kraftweiterleitung. Obschon beide Verbindungsmittel konstruktive Ausführungen zur Folge haben, die in jedem Fall eine Störung im Bauteil darstellen (Schweissung: Störung durch geometrische Kerbe und/oder Materialgefüge), kann die Schweissnaht im Gegensatz zur Schraube, generell eher als ein Verbindungsmittel, welches die Kraft flächig und gleichmässig weiterleitet, angesehen werden.

Die Kraftübertragung bei der Verbindungsausbildung mit der Schraube erfolgt dagegen "gebündelt" und punktwise über die Schraube, was eine Konzentration der Kräfte an dieser Stelle und demzufolge eine dementsprechend hohe Beanspruchung der Schraube hervorruft. Der Schraube kommt dabei zweifellos zentrale Bedeutung zu. Die verwendeten Schraubenwerkstoffe weisen daher - besonders im Einsatz bei zugbeanspruchten Verbindern - gegenüber den zu verbindenden Bauteilen deutlich höhere Festigkeiten auf. Geschraubte Verbindungen wiederum lassen sich bekanntlich aufgrund der Hauptbeanspruchung der Schrauben in Scherverbindungen und in Zugverbindungen unterscheiden: Wirkt die zu übertragende Kraft senkrecht zur Schraubenachse, so handelt es sich bekanntermassen um eine Scherverbindung; im Fall der Kraftübertragung in Richtung der Schraubenachse, handelt es sich um eine Zugverbindung oder schliesslich kann es auch eine Kombination beider Beanspruchungsarten sein. Hinsichtlich des konstruktiven Aufbaus kann in diesem Zusammenhang in Laschen- und in Stirnplattenverbindungen unterteilt werden.

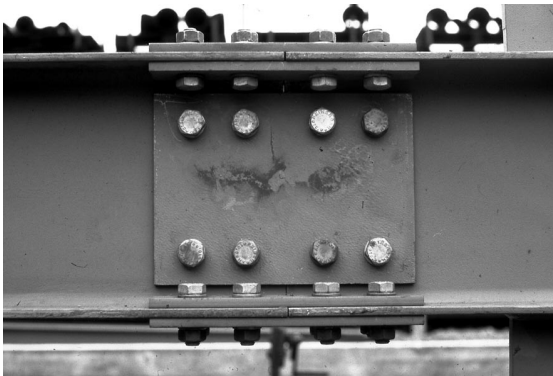


Abb. 1.08:
Trägerstoss mittels Scher-/Laschenverbindung

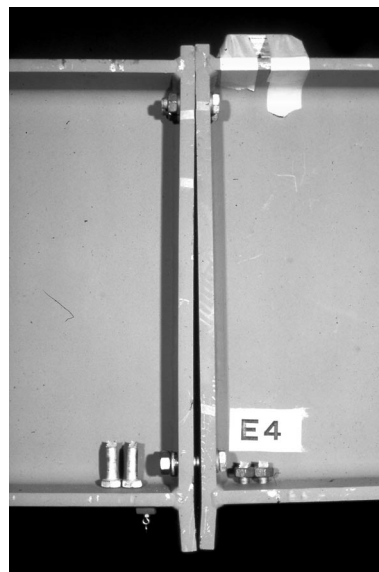


Abb. 1.09:
Trägerstoss mittels Stirnplattenverbindung

Während der Laschenstoss lose Zusatzteile in Form von Laschen, Anschlusswinkeln und dergleichen erfordert, sind bei der Stirnplattenverbindung werkstattseitig Schweissarbeiten zum kraftschlüssigen Verbund der Kopfplatte mit dem jeweiligen Bauteil, dem anzuschliessenden Träger notwendig. Mit beiden Verbindungstypen lassen sich grundsätzlich Biegemomente, Querkräfte und Normalkräfte übertragen. Das Konstruktionsprinzip der Laschenverbindung (vgl. Abb. 1.08) mit dem unmittelbaren Anschliessen jedes einzelnen Querschnittsteils ist eine "Direktverbindung" und erlaubt daher auch das gezielte Verbinden nur eines Querschnittsteils, wie dies mit dem alleinigen Anschluss des Stegs beim Querkraftanschluss der Fall ist. Im Vergleich dazu ist die statische Anatomie der Stirnplattenverbindung eine gänzlich andere: bei ihr fasst die Kopfplatte alle Querschnittsteile zusammen, lenkt um und konzentriert die Kraftübergabe auf die Schrauben und was die Druckkräfte betrifft, auf entsprechende Kontaktflächen. So gesehen kann die Stirnplattenverbindung gewissermassen als "Integralverbindung" aufgefasst werden (vgl. Abb. 1.09).

1.15 Einsatzgebiete

Die jeweilige Wahl des Verbindungsmittels - geschweisst oder geschraubt - hängt von verschiedenen weiteren Einflussgrössen ab, die je nach Anwendung unterschiedlich gewichtet sind, weshalb eine generelle Zuordnung zu Bauformen oder Baugruppen unmöglich ist. Und trotzdem lassen sich spezifische Schwerpunkte ausmachen.

Gerade im Stahlhochbau gewinnen die geschraubten Stösse und Anschlüsse zunehmend an Bedeutung. Die im Vergleich zur geschweissten Verbindung unempfindlichere Handhabung (Herstellung, Überwachung), die kostengünstige und rationelle Werkstattvorfertigung sowie die einfache und problemlose Montage auf der Baustelle machen die geschraubte Verbindung in vielen Fällen zur bevorzugten Lösung.

Der Laschenstoss lässt sich dabei vom statischen Gesichtspunkt her allgemein für alle Beanspruchungsfälle einsetzen, während die Stirnplattenverbindung praktisch nur für Biegeverbindungen verwendet wird. Wiegt man für den Einsatz im Stahlhochbau innerhalb der Biegeverbindung zwischen beiden Konstruktionsformen ab, so obsiegt die Stirnplattenverbindung aufgrund der einfachen Montage (keine losen Zusatzteile, geringere Anforderung an die Passung usw.) und zufolge der kompakten Struktur (geringer Platzbedarf, wenig bis keine überstehenden Teile, Korrosionsschutz usw.). Sie gilt im Stahlhochbau für Biegeverbindungen heute als Regelausführung.



Abb. 1.10:
Eingesattelte Durchlaufpfette mittels Stirnplattenstoss beim Auflager verbunden



Abb. 1.11:
Durchlaufender Unterzug und gestossene Stütze mit Stirnplattenverbindung

Wie bereits erwähnt, werden die Verbindungen grundsätzlich nach Stössen und Anschlüssen unterschieden, je nachdem, ob der anzuschliessende Querschnitt weiterläuft oder endet. Für beide Fälle, d.h. sowohl zum Stossen wie auch zum Anschliessen von Bauteilen wird im Stahlhochbau die Stirnplattenverbindung eingesetzt. Transportbedingte Längenbegrenzungen, montagetechnische Gründe, wie auch geometrische Zwänge verlangen Bauteilstösse, die zusammen mit statischen Anforderungen als geschraubte Stirnplattenstösse ausgeführt werden (vgl. Abb. 1.10). So sind im Stahlhochbau Stirnplattenstösse bei Pfetten, bei Bindern und bei Unterzügen anzutreffen. Das Verbinden der horizontalen mit den vertikalen Bauteilen erfolgt häufig als geschraubter Stirnplattenanschluss. Unterzüge oder Binder werden damit an Stützen, oder umgekehrt, raumhohe Stützen werden an durchlaufende Unterzüge (vgl. Abb. 1.11), unter Nutzung des Einspanneffektes (Begrenzung der Verformungen, statische Effizienz) angeschlossen und damit als Rahmenecken ausgebildet.

1.2 Die Bedeutung der Verbindung im statischen Tragwerk

1.2.1 Grundsätzliches zur Bestimmung der Stabkräfte im Stahlbau. Die Idealisierungen in der statischen Berechnung

Die Tragkonstruktionen im Stahlhochbau sind bekanntermassen aus ökonomischen Gründen vorherrschend aus Walzprofilen aufgebaut. Deren statische Analyse idealisiert gewöhnlich die

Tragelemente aufgrund ihrer zur Querschnittsgrösse mehrfach grösseren Länge als Stäbe und die Verbindungen als Knoten. Die Steifigkeit dieser Linien- oder Stabstrukturen hängt im wesentlichen von der Steifigkeit der Querschnitte der einzelnen Strukturelemente sowie von der kinematischen Qualität der Gesamtstruktur ab, die im wesentlichen durch die Anordnung der Strukturelemente (statisches System) und ihre Verbindungen bzw. Stützungen bestimmt wird.

Bekanntlich werden die Schnittkräfte und die Verformungen in der Regel aus den auf linear geometrischen Beziehungen basierenden Differentialgleichungen abgeleitet. Das heisst, dass die Gleichgewichtsbedingungen am unverformten Stabelement aufgestellt werden. Dies führt in dem Fall zu Modellunstimmigkeiten, wenn der Stab selbst oder aber seine Lagerung (Verbindung) unter Belastung grosse Verformungen erleidet. Die Last-Verformungszuordnung ist in diesem Fall nicht mehr linear.

Aufgrund der traditionellen Rechenpraxis und der offensichtlichen Tragfunktion der Stabelemente scheint das Trag- und Verformungsverhalten der Tragstruktur im Grundsatz durch die Qualität der jeweiligen Querschnitte - hauptsächlich durch ihre Biegesteifigkeit, in Spezialfällen auch durch ihre Schub- oder Torsionssteifigkeit - charakterisiert.

Das Verhalten von aus Bauteilen zusammengesetzten Tragstrukturen ist allerdings nicht allein durch die Querschnittswerte der einzelnen Teile bestimmt. Vielmehr hängt die Höhe der Beanspruchungen, der Verformungsverlauf, die Stabilität wie auch das Schwingungsverhalten solcher Tragwerke primär von folgenden Faktoren ab:

- Verhältnisse der Tragwerksgeometrie, insbesondere der Längenverhältnisse der einzelnen Teile zueinander (z.B. Verhältnis Stützen- zu Binderlänge)
- Verhältnisse der Querschnittsgeometrien, insbesondere der Steifigkeitsverhältnisse der einzelnen Teile zueinander (z.B. Verhältnis Stützen- zu Bindersteifigkeit beim Rahmen)
- Halterung und Abstützung der Tragstruktur
- Verbindung der einzelnen Bauteile

Namentlich der Einfluss des letzten Punktes wird oftmals vergessen oder dann unterschätzt. In der Regel wird das effektive Verhalten der Verbindung in der Rechenpraxis insofern vernachlässigt, als sie einem der physikalischen Grenzfällen "Gelenk" oder "Volleinspannung" zugeordnet wird und sich somit rechnerisch die Steifigkeitscharakteristik des Tragwerks ausschliesslich durch die Steifigkeit der einzelnen Bauteile definiert.

Eine auf die Bedürfnisse des Stahlbaus ausgerichtete, differenzierte statische Berechnung muss, und darauf weisen die neueren wissenschaftlichen Anstrengungen wie auch die nationalen und internationalen Normen hin, die vier Grundaspekte "Plastizität", "Imperfektionen", "Stabilität" und "Verbindungssteifigkeit" einschliessen. Die Imperfektionen, welche in der Regel ausschliesslich als Vorverformungen Berücksichtigung finden, und die Stabilität, welche in der Regel durch eine Rechnung nach Theorie zweiter Ordnung erfasst wird, stellen Einflüsse dar, welche sich auf die Schnittkräfte weitgehend ungünstig auswirken. Dagegen bedeutet der Einbezug der Plastizität im allgemeinen einen Tragwiderstandsgewinn, welcher durch die Nutzung der plastischen Reserve von Querschnitt und Tragsystem zustande kommt. Die Berücksichtigung der effektiven "Verbindungssteifigkeit" in der statischen Berechnung wirkt sich grundsätzlich auf die Verformungen, den Tragwiderstand und die Stabilität des Tragsystems aus. Was mit anderen Worten heisst: Sobald im jeweils untersuchten System eine oder mehrere Verbindungen vorhanden sind, wird das Gesamtverhalten des Systems durch diese Bereiche mehr oder minder stark beeinflusst. Ob es sich dabei um einen "Gewinn" oder eine "Einbusse" handelt, hängt im wesentlichen von der Vergleichsgrösse der Knotenmodellierung "gelenkig" oder "starr" ab.

Eindeutig ist der Gewinn in Bezug auf die wirklichkeitsnahere Beherrschung des Tragwerks und die damit gesteigerte Qualität in der Beurteilung der Sicherheit.

1.22 Die Verbindung als Bestandteil der statischen Struktur

Die Antwort der Tragstruktur auf Beanspruchungen ist demnach nicht nur durch die Eigenschaften der einzelnen Bauteile, wie Riegel, Stützen usw. festgelegt, sondern wird eben zusätzlich durch das Verhalten der Verbindung mitbestimmt. Das Verhalten der statisch als Stäbe idealisierten Bauteile wird verhältnismässig einfach und klar vom Spannungs-Dehnungs-Diagramm des einfachen Zugversuchs hergeleitet.

Die Verbindungsbereiche hingegen sind in Tragkonstruktionen grundsätzlich statische Unstetigkeitsstellen. Dies betrifft in erster Linie ganz allgemein den Kräftefluss, die Steifigkeit sowie das Verformungsverhalten. Mit anderen Worten, die Verbindungsstellen besitzen nicht die gleichen Last-Verformungs-Eigenschaften wie die der angrenzenden, angeschlossenen Bauteile.

Generell lassen sich die statisch relevanten Eigenschaften des Anschlussbereiches mittels drei Hauptgrössen summarisch ausdrücken:

- Tragverhalten - Tragfähigkeit
- Verformungsverhalten - Duktilität
- Steifigkeitsverhalten – Kraft/Verformung

Für die statische Berechnung interessiert vor allem die eigentliche Moment-Rotations-Beziehung, welche in Form des Moment-Rotation-Diagramms diese drei Kenngrössen erfasst und das Verbindungsverhalten in graphischer Form zusammenfassend wiedergibt (vgl. Abb. 1.12).

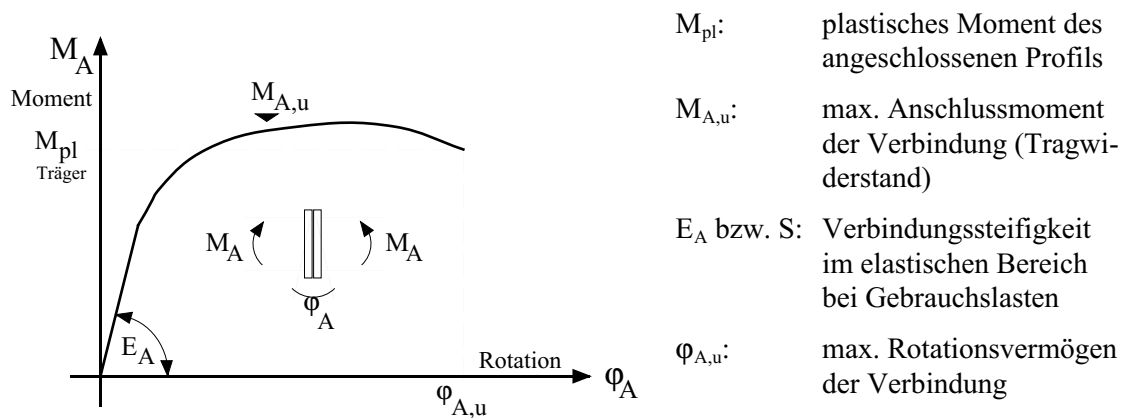


Abb. 1.12: Charakteristische Kenngrössen einer Verbindung ausgedrückt durch die Moment-Rotations-Beziehung

Das gegenüber den angeschlossenen Bauteilen unterschiedliche Verhalten der Verbindungen kann die Tragstruktur grundsätzlich in folgenden Belangen beeinflussen:

- Gesamtverformung des Bauwerks
- Schnittkraftverteilung
 - ↳ bei statisch unbestimmten Systemen
 - ↳ bei Stabilitätsproblemen (Einfluss zweiter Ordnung)
- Stabilitätsverhalten/Standicherheit

Die neueren Berechnungsansätze unterscheiden daher aufgrund der Rotations-Charakteristik der Verbindungen in drei Klassen: Gelenkige, teileingespannte ("semi-rigid") und biegesteife

Verbindungen. Was hingegen die rechnerische und theoretische Bestimmung des Verformungsverhaltens solcher Anschlusszonen anbelangt, bestehen noch verhältnismässig grosse Defizite. Gerade die in letzter Zeit in breiten Kreisen aufgekommene Diskussion zu den teilsteifen und teileingespannten Verbindungen (vgl. Abschnitt 1.32) hat verschiedene neuere Versuche und Untersuchungen ausgelöst, die sich grundsätzlich mit dem Thema des Verformungsverhaltens von Verbindungen befassen.

Wenn die Last-Verformungen einer Verbindung nennenswert unterschiedlich von denjenigen der angeschlossenen Bauteile sind, so haben letztlich diese lokalen Verformungen direkte Auswirkungen auf die Gesamtverformungen sowie Auswirkungen auf die Schnittgrössenverteilung (z.B. aus Theorie zweiter Ordnung). Dies gilt insbesondere bei mittels plastischer Schnittkraftermittlung berechneten Konstruktionen und dort zur Hauptsache bei jenen Verbindungsausbildungen, welche nicht nach der Tragfähigkeit der anschliessenden Querschnitte, sondern für einen kleineren Tragwiderstand ausgelegt und bemessen wurden.

Zusammengefasst heisst dies für die Tragstruktur, dass deren Verhalten nachhaltig vom Moment-Rotationsverhalten ihrer Verbindungen abhängig sein kann und dabei das Tragverhalten und das Verformungsverhalten der Verbindung zusammen in letzter Konsequenz eine Art "Organismus" darstellen und nicht gesondert behandelt werden dürfen. Im weiteren muss einem bewusst sein, dass eine gegenüber dem ungestörten Bereich grössere Nachgiebigkeit der Verbindung für den Traglastfall (Fliessgelenktheorie) nicht zwangsläufig traglastmindernd sein muss. Sie kann jedoch eine unvermittelte Änderung in der Reihenfolge des Auftretens plastischer Gelenke bewirken und ist in jeden Fall mit einer Erhöhung der Verformungen im Gebrauchs- und im Traglastzustand verbunden.

1.23 Die Verbindung und das plastische Bemessungsverfahren

Die Berechnung und Bemessung im Stahlbau konzentriert sich zunächst auf die Festigkeitseigenschaften des Stahls, was neben dem vorrangigen Ziel des Erfüllens ausreichender Tragisicherheit, vermutlich zur Hauptsache auf die früher angewandte Bemessungsphilosophie der "zulässigen Spannungen" zurückzuführen sein wird. Obschon im Grunde genommen auch dieses Bemessungsvorgehen duktilen Materialverhalten voraussetzt und sich die heutigen Berechnungsmethoden unmittelbar auf die Verformungsfähigkeit abstützen, blieb und bleibt die Duktilität eine eher verdeckte Grösse, und nicht eine explizit aufgeführte, rechentechnisch kennzeichnende Grösse. Dies mit gutem Grund, weisen doch die normalerweise eingesetzten Baustähle über ein ausgeprägtes Verformungs- bzw. Fliessvermögen auf, was auch mit dem linear elastisch-ideal plastischen Werkstoffgesetz approximiert wird. Damit besteht allerdings gegenüber verformungsempfindlichen Bauteilen hinsichtlich der Bedeutung und Einschätzung deren Verformungsvermögens ein Bewusstseinsmanko. Die vorliegende Arbeit soll helfen dieses zu reduzieren.

Im Stahlbau gilt der konstruktive Grundsatz, dass ein plötzlicher Bruch ohne vorherige grössere Deformation zu vermeiden ist. Das allgemein duktile Verhalten von Stahl bildet im Prinzip die Grundlage dieser Bemessungsphilosophie. So wird bekanntlich beispielsweise bei Zugstäben die Fähigkeit der plastischen Längung bei Überbeanspruchung oder eben beim Biegebauteil die plastische Rotation bewusst bei der plastischen Bemessung und bei der Beurteilung des Gesamttragwerkverhaltens genutzt. Die Vermeidung eines Sprödbruchs gilt folglich selbstredend auch für den Verbindungsbereich.

In diesem Zusammenhang stellt sich als erstes die Frage nach der Anwendbarkeit der plastischen Berechnung, stützt sich diese doch im wesentlichen auf die Duktilität bzw. auf das Verformungsvermögen der eingesetzten Bauteile ab. Liegt die Verbindung in einem Fliessgelenk-

bereich, so entscheidet letztlich deren Rotationsvermögen über das weitere Vorgehen bzw. Verhalten. Dabei sind im Vergleich zum Vollanschluss bei der Teileinspannung zwei wesentliche Punkte zu beachten: Die erforderliche Rotation kann nicht stellvertretend durch das angeschlossene Profil geleistet werden, sondern muss ausschliesslich von der Verbindung selbst bzw. dem Verbindungsbereich aufgebracht werden. Im weiteren ist bei der Teileinspannung, wie der Name sagt, nicht das volle Moment des zu verbindenden Bauteils angeschlossen, wodurch in vielen Fällen die verbleibende plastische Systemreserve dementsprechend zunimmt. Bei der Nutzung dieser Reserven durch plastische Schnittkraftumlagerungen steigen demzufolge auch die Anforderungen an das Rotationsvermögen der Verbindung.

Falls die Anschluss Tragfähigkeit auf die Tragfähigkeit des anzuschliessenden Profils ausgelegt ist ($M_{A,u} \geq M_{p,i}$), so wird ein mögliches Fließgelenk aus der Verbindung ferngehalten und in das Profil verlagert. Dies wird in der Regel dadurch erreicht, dass der Sicherheitsfaktor für die massgeblichen Verbindungsteile spezifisch erhöht wird. So sind beispielsweise in den Bemessungswerten der Verbindungsmittel der SIA-Norm 161 [1.4] bereits Sicherheiten von 25 bis 30% enthalten oder aber im Eurocode 3 [1.5] mit einem zusätzlichen Teilsicherheitsbeiwert von 1.25 bzw. gegenüber der Zugfestigkeit der Schraube mit $1.25/0.9 = 1.39$ offen ausgewiesen. Diese Regelung zielt darauf ab wahrscheinliche Überfestigkeiten des Profilmaterials aufzufangen, um gegebenenfalls ein Versagen nach wie vor ins Profil zu "zwingen".

An Verbindungen, die auf die volle Tragfähigkeit des anzuschliessenden Bauteils ausgelegt und bemessen sind, werden daher keine direkten Forderungen an die Rotationsfähigkeit gestellt. Die damit zwangsläufig erreichte Steifigkeit der Verbindung - unter Vorbehalt der übrigen Verbindungszone - unterscheidet sich von derjenigen des angeschlossenen Bauteils in der Regel nur unwesentlich.

Wie erwähnt, erfolgt die Wahl der Verbindungsbildung nicht ausschliesslich nach baustatischen Gesichtspunkten und möglichen Anschlusswerten, vielmehr diktiert grösstenteils die Wirtschaftlichkeit über die werkstattgünstige und duplizierbare Fertigung sowie die einfache Montage die Art und Form der Verbindung. Gerade die geschraubte Stirnplattenverbindung ist hierfür ein typisches Beispiel: Eine Verbindungsart, die zur Übertragung von Biegemomenten konzipiert ist, deren gesamtheitliche Effizienz jedoch oftmals Ausführungen ergibt, deren Tragvermögen kleiner als dasjenige des anzuschliessenden Bauteils ($M_{A,u} < M_{p,i}$) ist.

Die Verbindungsbildung mit geringerer Tragfähigkeit zieht in der Regel auch eine vergleichsweise geringere Steifigkeit nach sich. Die Bedeutung der statischen Charakteristik der Verbindung ist gemessen am "Vollanschluss" eine ganz andere, eine unvergleichlich gewichtigere. Geht man bei der vollen Einspannung von einer mehr oder weniger durchlaufenden Kontinuität aus, besteht im anderen Fall eine statische Diskontinuität, welche die Schnittkraftverteilung und schliesslich das ganze Tragverhalten der Struktur durch das Steifigkeitsverhalten und das Rotationsvermögen der Verbindung - je nach Lage der Verbindung - nicht unwesentlich mitbestimmt.

Die Konzeption und Ausbildung solcher Verbindungen und letztlich die Einschätzung ihres Verformungsvermögens verlangt ein besonderes Augenmerk. Werden bei einer plastischen Bemessung eines Anschlusses Rotationen in Anspruch genommen, kann es sein, dass nicht weiter berücksichtigte Überfestigkeiten einzelner, ansonsten duktiler Komponenten das Rotationsvermögen begrenzen, indem eine spröde Komponente (HV-Schraube) nun das Versagen auslöst. Die Tragfähigkeit des Gesamtsystems kann also durch ein ungünstiges Festigkeitsverhältnis von duktilen und spröden Komponenten des Anschlusses herabgesetzt werden, obschon die geforderten Sicherheiten in der Bemessung berücksichtigt wurden.

1.3 Das Trag- und Verformungsverhalten der Verbindung

Generell ist die Verbindung immer Teil eines ganzen Systems, so dass ihr Verhalten auch nicht ausschliesslich von der eigenen Ausbildung, sondern neben der Einbindung in die Tragstruktur im wesentlichen direkt auch von der Konzeption des sie umgebenden Anschlussbereichs abhängt. Einen ersten Einblick in die Wirkungsweise der Verbindung verschafft die Zerlegung des Anschlussbereichs in seine relevanten Komponenten und die Betrachtung der Beziehung dieser einzelnen Teile zueinander.

1.31 Der Anschlussbereich und seine Aufteilung in Verbindungskomponenten

Das Trag-, wie auch das Verformungsverhalten des Anschlussbereichs hängt folglich grundsätzlich von der jeweiligen strukturellen Gesamtsituation und konstruktiven Ausbildung ab. Die Verschiedenartigkeit möglicher Ausbildungen und die damit zusammenhängende Vielzahl von unterschiedlichen Einflussgrössen erschwert oder verunmöglicht gar eine generelle analytische Erfassung. Wohl lässt sich das Gesamtverhalten in der Moment-Rotations-Beziehung zusammenfassend ausdrücken, doch stellt sich dabei die Frage, wie man letztlich zu dieser Information gelangt. Während sich diese Beziehung beim normalen, ungestörten Profil vergleichsweise einfach theoretisch nachbilden und qualifizieren lässt, sind die Verhältnisse im Anschlussbereich deutlich komplexer.

Im Wissen, dass schliesslich das Verhalten des gesamten Anschlussbereichs durch die Ausbildung der einzelnen Teile und deren Zusammenwirken bestimmt ist, liegt der Versuch folglich nahe, die wesentlichen Teile zu separieren und deren Anteile zu eruieren. Vom grundsätzlichen Aufbau her scheint in einem ersten Schritt die Aufteilung in die zwei folgenden Bereiche sinnvoll:

- eigentliche Verbindung
- konstruktive Umgebung

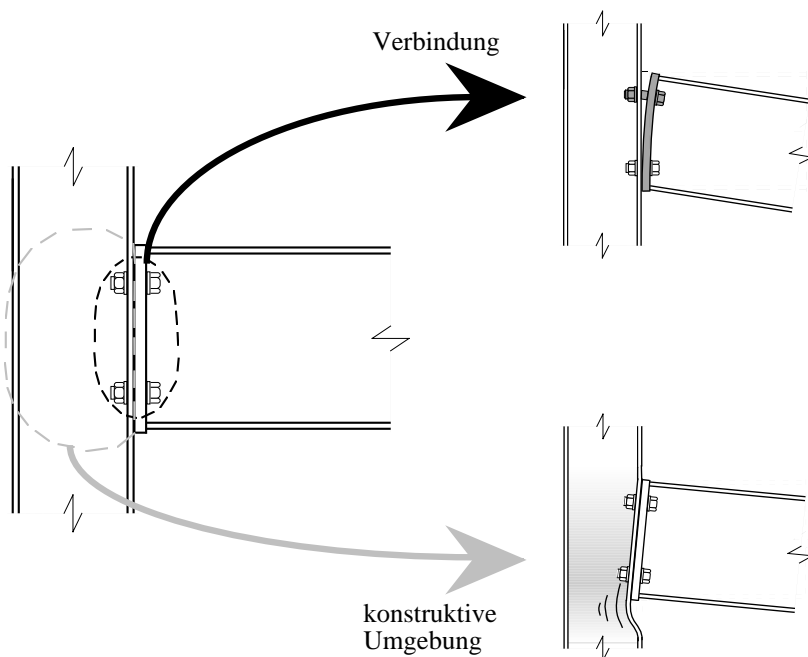


Abb. 1.13:
Anschlussbereich:
Einflussbereiche bezüglich Steifigkeit und Tragvermögen aufgeteilt in

- die eigentliche Verbindung
- und in
- die konstruktive Umgebung

Mittels der im Versuch effektiv gemessenen Verformungen und Verdrehungen eines Riegel-Stützen-Anschlusses lassen sich die einzelnen Anteile dieser beiden Bereiche sehr anschaulich aufzeigen (vgl. Abb. 1.14). Der Anschlussbereich als Ganzes wird dabei gebildet durch den Riegel, welcher über eine geschraubte Stirnplattenverbindung einseitig an die durchgehende Stütze angeschlossen ist. Die eigentliche Verbindung darin ist der geschraubte Stirnplattenanschluss; die konstruktive Umgebung wird im gezeigten Fall durch die Anschlusszone der Stütze gebildet.

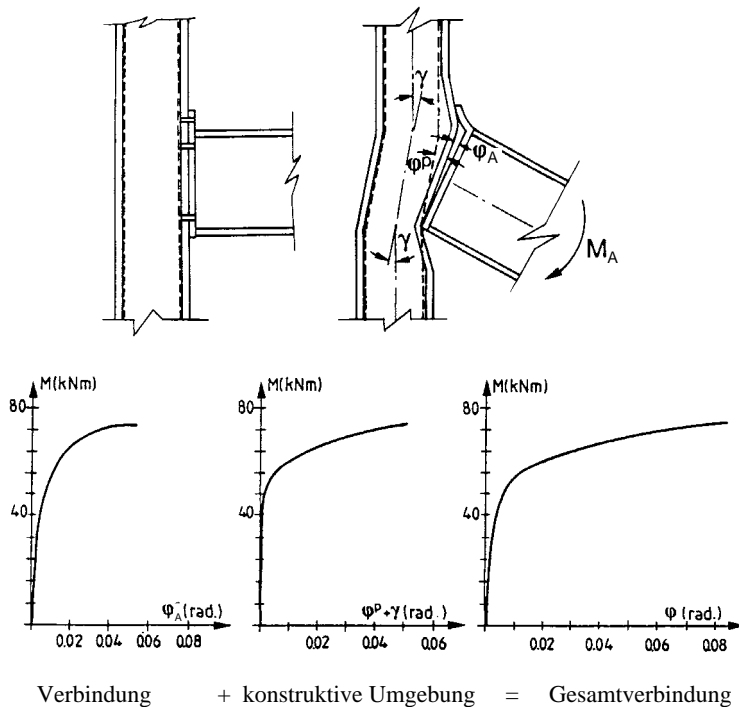


Abb. 1.14: Moment-Rotationsverhalten eines Riegel-Stützenanschlusses aufgeteilt in seine Anteile aus der Verbindung und aus der konstruktiven Umgebung, nach Atamaz [1.6] und Jaspart [1.7]

Die unterschiedlichen Verformungsanteile, separiert in jene aus der Stirnplattenverbindung und jene aus der konstruktiven Umgebung, weisen als erstes auf die ungleichen Steifigkeiten beider Teile hin. Gewiss lassen sich diese beiden Bereiche nicht voneinander vollständig getrennt betrachten, da ihre Einflüsse stark wechselseitig sind: Was für den einen Teil der Krafterleitungsbereich ist, stellt für den anderen Teil das Auflager dar und umgekehrt. Gewiss lassen sich daraus auch keine allgemein gültigen Angaben herleiten, gleichwohl vermittelt dieses Beispiel einen ersten Einblick in die Wirkungsweise und das prinzipielle Verhalten der Anschlusszone.

Mit der grundsätzlichen Überlegung zum Versagensverhalten des Anschlussbereichs bzw. mit der Auseinandersetzung zur Frage, wie und in welcher Art unter den gegebenen Bedingungen die Verbindung versagen kann, lassen sich auch erste Aufschlüsse über das Verformungsverhalten des jeweiligen Bereichs ableiten. Naheliegend ist dabei die Betrachtung einzelner Verbindungsteile oder lokaler Verbindungsbereiche. Auch wenn durch dieses Herauslösen einzelne Zusammenhänge möglicherweise unberücksichtigt bleiben, lassen sich damit dennoch die wesentlichen Einflussgrößen ablesen und zum Teil auch analytisch qualifizieren.

1.32 Die Verbindungsarten und ihre Zuordnung hinsichtlich ihres Einspanngrades bzw. ihrer Verformungsfähigkeit

Verbindungen sind, wie bereits erwähnt, Unstetigkeitsstellen in der Konstruktion und besitzen in der Regel nicht die gleichen Last-Verformungseigenschaften wie die angrenzenden Bauteile. Während die einfachste statische Bemessung die Kenntnis zum Tragwiderstand a priori voraussetzt und damit das Bewusstsein zur Wirkungsweise des Tragens mehr oder minder fordert, ist

das zugehörige Wissen zum Verformungsverhalten, wenn überhaupt, nur rudimentär qualitativ vorhanden.

Die neueren Berechnungsmethoden zwingen dagegen zu einem Um- oder erweiterten Denken, indem sie aufgrund der Moment-Rotations-Charakteristik der Verbindungen in drei Klassen unterscheiden: Gelenkige, teileingespannte ("semi-rigid") und biegesteife Verbindungen. Die Last-Verformungs-Eigenschaften der Verbindungszone hängt zur Hauptsache von der konstruktiven Ausbildung dieses Bereiches ab. Die beiden Grenzfälle "Gelenk" und "Volleinspannung" sind aus statischer Sicht, was das Tragvermögen betrifft, klar definiert. Beim Verformungsvermögen geht man in der Bemessungspraxis in der Regel davon aus, dass im ersten Fall eine Verdrehung mehr oder weniger ungehindert ablaufen kann und im zweiten Fall die Verformung in etwa derjenigen des angeschlossenen Profils entspricht. Diese Reduktion des tatsächlichen Verhaltens auf die zwei Extreme, die der Vereinfachung der Berechnung dient, entspricht bekanntermassen im allgemeinen nicht der Realität, da sich jede Art der Verbindungsausbildung als solches elastisch und gegebenenfalls auch plastisch verformen kann und sich im Grunde genommen nicht einer physikalisch scharfen Trennung unterordnen lässt. Humer [1.8] sowie Hintergrundinformationen zum Eurocode 3 [1.9] deklarieren diese Fälle insofern, als das Anschlusskonstruktionen, die mehr als 80% des theoretischen Volleinspannmoments übertragen, als "starr" angenommen werden dürfen. Bleibt das übertragbare Moment kleiner als 20% des theoretischen Volleinspannmoments, darf aufgrund dieser Vorgabe die Verbindung als Gelenk idealisiert werden.

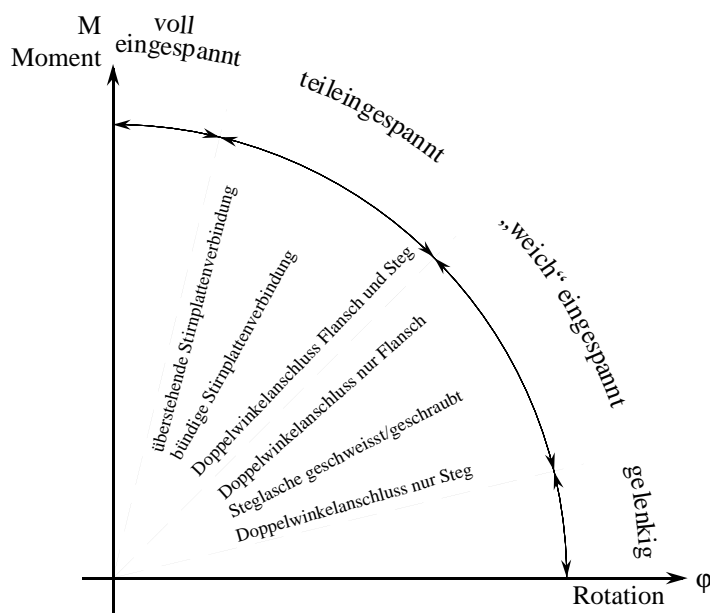
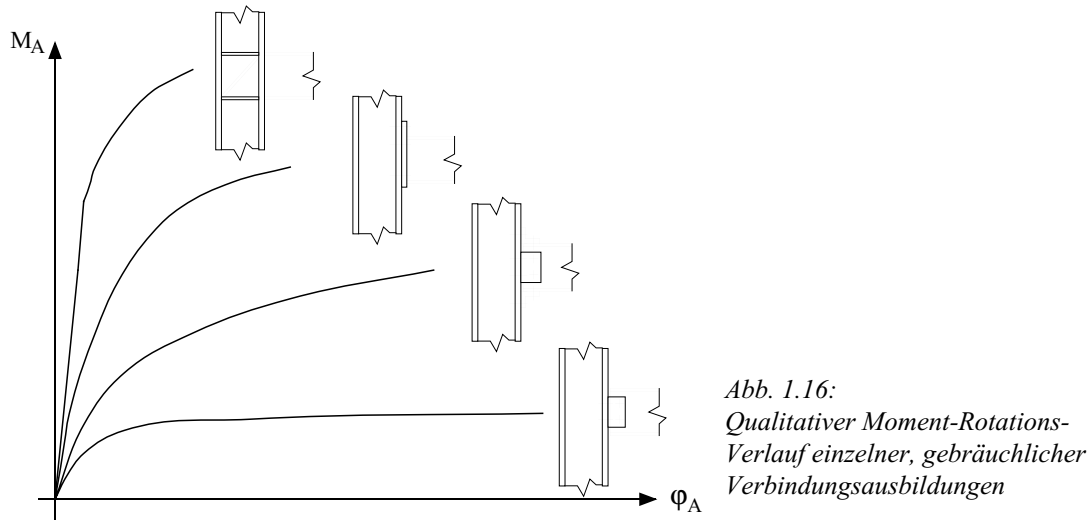


Abb. 1.15:
Statische "Grob"-Klassifizierung der verschiedenen Verbindungsausbildungen

Das Prinzip der Kraftübertragung und die allgemeine Wirkungsweise der gebräuchlichen Verbindungsformen sind vom Grundsatz her leicht zu erkennen und nachzuvollziehen. Eine prinzipielle Charakterisierung und entsprechende, grobe Zuteilung zur statischen Funktion in gelenkig, eingespannt oder teileingespannt («semi-rigid»), lässt sich in den meisten Fällen auch noch mühelos vornehmen (vgl. Abb. 1.16). Die eindeutige Qualifizierung und die klare Erfassung des Trag- und Verformungsverhaltens - was strenggenommen letztlich die mathematische Beschreibung des $M-\phi$ -Verlaufs bedeutet - ist allerdings aufgrund der vielzähligen Einflussgrößen deutlich komplexer.

Die eigentliche Verbindung stellt konstruktiv in jedem Fall - und damit auch statisch - eine Diskontinuität dar. Der Grad der Unterschiedlichkeit gegenüber den angrenzenden Teilen hängt dabei von der Verbindungsart bzw. vom gewählten Verbindungstypen ab. Offensichtlich ist, dass

bei der Verbindung eine grössere geometrische Komplexität besteht als dies längs der übrigen Bauteile der Fall ist. Wenn man sich vor Augen hält, wie beispielsweise bei der geschraubten Stirnplattenverbindung die im angeschlossenen Profil mehr oder weniger gleichmässig daherkommenden Momenten- und Querkraft-Bbeanspruchungen durch die Verbindung abrupt konzentriert und umgeleitet werden, so wird einem die statische Unstetigkeit bewusst: Eine Unstetigkeit, die unweigerlich Einfluss auf das Tragverhalten wie auch auf die Steifigkeit und somit auf das Verformungsverhalten der Verbindung ausübt.



In der Analyse des Verbindungsverhaltens lassen sich als erstes zwei elementare Beziehungen ausmachen, welche die systematischen Zusammenhänge dem Grundsatz beschreiben:

1. *Die Kräfteverteilung in den Verbindungselementen*

Erfolgt die Kraftüberleitung zwischen anzuschliessendem Querschnitt und Verbindung entsprechend anteilmässig und gleichförmig (z.B. geschweisster Biegestoss), so besteht kaum eine Unstetigkeit. Werden hingegen die Kräfte stark umgelenkt und konzentriert weitergeleitet, kann der Unterschied wesentlich sein (z.B. geschraubte Stirnplattenverbindung).

2. *Die Steifigkeit der Verbindungsteile*

Im Grunde genommen bestimmt die weichste Verbindungskomponente die Kräfteverteilung in der Verbindung, was schliesslich das Trag- und auch das Verformungsverhalten festlegt. Ist z.B. bei einer geschraubten Stirnplattenverbindung mit überstehender Kopfplatte die Platte eher dünn, so diktiert sie die Kraftverteilung in den zugbeanspruchten Schrauben und legt damit schliesslich die Tragfähigkeit der Verbindung fest und dirigiert gleichzeitig auch das Verformungsverhalten.

Hinzu kommt, dass die geometrische Unstetigkeit ein Potential von Einflussgrössen birgt, die das Verbindungsverhalten zusätzlich wesentlich beeinflussen können. Dahingehend sind die Reaktionen auf geometrische Imperfektionen und Ausführungsungenauigkeiten bei den meisten Verbindungen vergleichsweise deutlich sensibler als bei den übrigen Konstruktionsteilen. Während beispielsweise die zulässigen Geradheitsabweichungen eines Walzträgers mit 1/1000 seiner Länge begrenzt wird, ist die Grössenordnung der möglichen Abweichungen im Verbindungsbereich eine ganz andere. Der Schweissverzug und andere Umstände (Abweichung von der Rechtwinkligkeit usw.) zum Beispiel, können zu einer äusserst ungenauen Kontaktfläche führen. Die theoretisch ebene Kopfplatte weist folglich in der Praxis dermassen Unebenheiten

auf, dass von der nominalen Auflagefläche häufig in Wirklichkeit nur kleine Bereiche effektiv Kontakt haben, was unweigerlich seinen Einfluss auf das Gesamtverhalten der Verbindung ausübt. Wo die veränderte Auflagergeometrie im einen Fall unplanmässige Zusatzkräfte hervorruft, kann sie im anderen Fall rechnerisch erfasste Kräfte vereiteln. So lässt ein unwissentliches Klaffen der Kopfplatte zum Beispiel die möglicherweise bei der Schraubenberechnung berücksichtigte Hebelkraft (prying force) erst gar nicht entstehen. Umstände übrigens, welche die zum Teil erheblichen Differenzen zwischen den Ergebnissen der in der einschlägigen Literatur zu findenden, mit FE-Methode nachmodellierten Verbindungen und den effektiven Versuchswerten miterklären. Ein weiterer Aspekt betrifft die Eigenspannungen: Wohl enthalten alle Bauteile aus Stahl durch die Produktion und Fertigung Eigenspannungen. Bei Verbindungen, welche prinzipiell Schweissnähte erfordern, sind die Eigenspannungsunterschiede allerdings durch die lokal konzentrierte Form der Ausführung deutlich grösser und zudem auch schwieriger abzuschätzen. Ausserdem erzeugt der in der Regel bei Verbindungen gestörte Kraftfluss (Kraftumlenkung, Kraftkonzentration usw.) mehraxiale Spannungsverhältnisse, die rechnerisch nicht ohne weiteres zu erfassen sind. Weiter lässt sich das Verhalten der meist gedrungenen Verbindungselemente kaum mit einfachen statischen Elementen realistisch modellieren. All dies erklärt, dass die Unsicherheiten in der Einschätzung und Beurteilung der Verbindung deutlich grösser sind als bei den übrigen, stabförmigen Bauelementen.

Die Art und Empfindlichkeit der Einflussgrössen einer Verbindung hängt folglich wesentlich von der gewählten Verbindungsform und deren konstruktiven Detailausbildung ab. Aus dieser grundlegenden Erkenntnis heraus werden im nachfolgenden Kapitel 2 die spezifischen Elemente der geschraubten Stirnplattenverbindung und deren prinzipieller Einfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten im Detail erörtert.

1.33 Die Beeinflussung durch die konstruktive Umgebung

Das Trag- und Verformungsverhalten der Gesamtverbindung kann ganz wesentlich durch die der eigentlichen Verbindung angrenzende Zone - der konstruktiven Umgebung - mitbestimmt werden. Im Grunde genommen handelt es sich bei diesem Bereich um das Gegenstück der Verbindung und damit um deren eigentliches Auflager. Die Art und Steifigkeit der "Abstützung" beeinflusst den weiteren Kraftfluss und die Kräfteverteilung, womit letztlich auch deren Trag- und Verformungsanteile festgelegt werden.

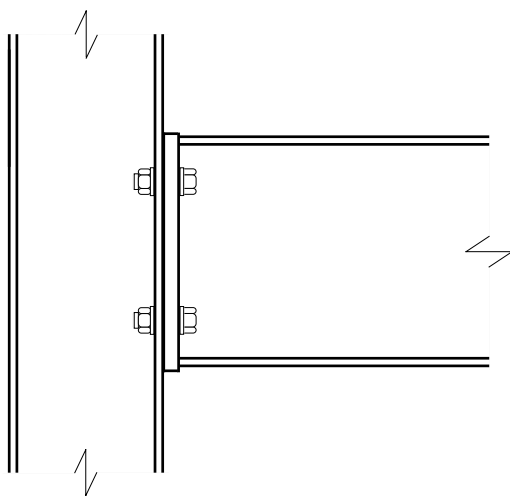


Abb. 1.17: Einseitiger Unterzugsanschluss an durchlaufende Stütze

Wie und in welcher Art der Einfluss der konstruktiven Umgebung auf das Trag- und Verformungsverhalten sein kann, soll beispielhaft im nachfolgenden anhand der in der Praxis häufig vorkommenden Ausführung des einfachen Unterzuganschlusses an die durchlaufende Stütze (vgl. Abb. 1.17) charakterisiert werden. Die Verbindung selber ist dabei als geschraubter Stirnplattenanschluss ausgeführt.

Der Verbindungstypus als solches legt wohl die grundsätzliche Art der Kraftübertragung fest, doch ist es offensichtlich, dass letztlich die geometrischen "Umgebungsverhältnisse" (Abmessungen, Materialstärken usw.) sowie deren konstruktive Detailausbildung (Rippen, Anschluss an starke oder schwache Stützenachse usw.) das Verhalten massgeblich mitbestimmen. Ebenso von Bedeutung sind die im Verbindungsbereich wirkenden Beanspruchungen aus den systemabhängigen, globalen Schnittkräften.

Dennoch hilft eine elementare Analyse der Kraftübertragung und der dadurch ausgelösten Beanspruchungen im Verbindungsbereich die wesentlichen Einflussgrößen zum Verhalten der konstruktiven Umgebung generell ausfindig zu machen und zu charakterisieren. Die Verfolgung des Kräfteverlaufs, d.h. das gedankliche "Ablaufen" des Kraftweges, erweist sich dabei als zweckmässig und aufschlussreich.

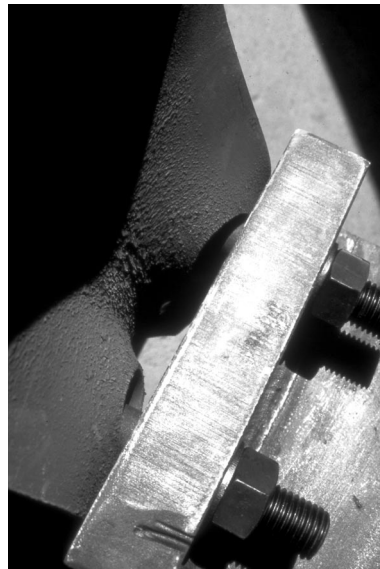
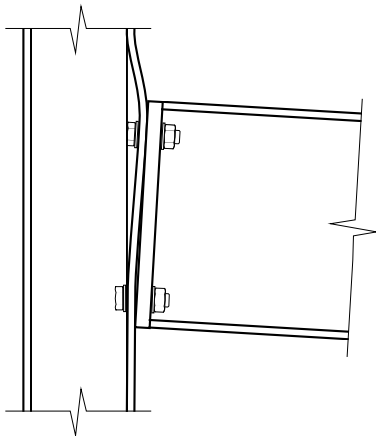


Abb. 1.18: Lokale Biegebeanspruchung des Stützenflansches hervorgerufen durch die punktuelle Kraftabgabe der Zugschrauben des Stirnplattenanschlusses

Der geschraubte Stirnplattenanschluss hat vornehmlich die Aufgabe, eine Einspannung zu bewirken und damit Biegemomente zu übertragen. Bekanntlich überträgt er diese Schnittkraft indem er die gleichmässige Biegebeanspruchung im Träger ausgesprochen ungleichartig auf eine mit den Schrauben aufzunehmende Zugkraft und eine über Kontakt abzutragende Druckbeanspruchung aufteilt. Daraus entstehen als erstes für das Gegenstück der Verbindung - die Stütze - Kräfteinleitungsstellen auf Zug bzw. Druck.

Die lokale Kräfteinleitung auf Zug über die Schrauben in den oberen Bereich des Stützenflansches erzeugt in diesem zur Hauptsache Flanschbiegung, deren Grösse von der Anordnung und Anzahl der Schrauben, der Höhe der einzelnen Schraubenkraft (abhängig von den Steifigkeitsverhältnissen der Stirnplatte und ev. vorhandener Unterlagsplatten) und einer möglichen horizontalen Versteifungsrippe abhängt (vgl. Abb. 1.18). Verfolgt man diese Zugkraft weiter, so verläuft diese über den Flansch zum Steg der Stütze hin, womit der Stützensteg lokal begrenzt die gesamte Biegezugkraft aufzunehmen hat.

Es ist offensichtlich, dass das Trag- und Verformungsverhalten dieses Teilbereiches primär von der Flanschsteifigkeit der Stütze und ganz wesentlich von der Existenz einer Versteifungsrippe abhängt. Verformungsanteile aus der Zugbeanspruchung des Steges werden dagegen vergleichsweise unbedeutend ausfallen.

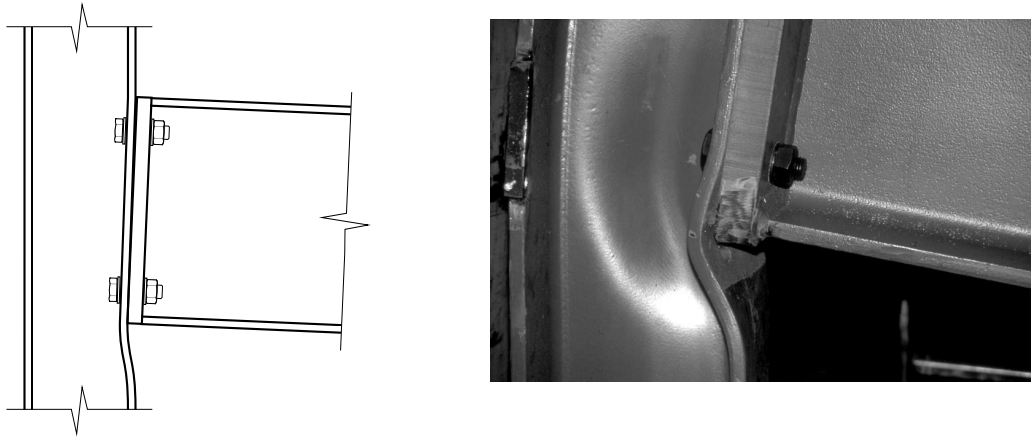


Abb. 1.19: Verformungen auf der Druckseite durch lokale Instabilität des Stützensteges
(Foto nach Versuchen von Tschemmerneegg et al. zu [1.10])

Im Vergleich zur Zugseite erfolgt die lokale Krafteinleitung auf Druck weniger punktuell und verteilt sich mehr oder weniger gleichmässig über den Stützenflansch. Die Druckkraft konzentriert sich dabei in der Kontaktzone entsprechend den Steifigkeitsverhältnissen im Bereich des Unterzug-Unterflansches. Der Stützensteg bildet das eigentliche Widerlager dieser Kraft. Der Tragwiderstand wird dabei durch die Stabilität des Steges bestimmt (vgl. Abb. 1.19). Das Steg-Schlankheitsverhältnis zusammen mit den globalen Beanspruchungen in der Stütze entscheidet darüber, ob das Versagen durch ein über die Stützenquerschnittshöhe ausgedehntes Stegbeulen oder durch ein lokales Stegkrüppeln erfolgt. Wie auch immer, grössere Verformungsanteile ergeben sich erst im Versagensfall und zwar beim an sich abrupten Übergang zur lokalen Instabilität des Stützensteges. Naheliegend ist auch hier, dass eine zusätzliche Rippe das Verhalten, im besonderen den Tragwiderstand, nachhaltig verbessert.

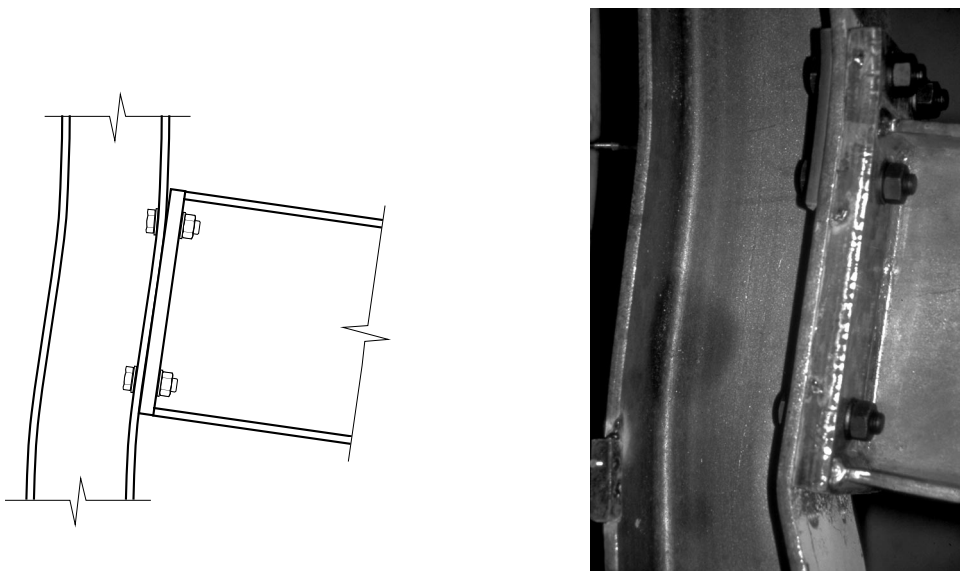


Abb. 1.20: Schubverformungen in der Stütze, welche schliesslich zu einem Schubgelenk führen können
(Foto nach Versuchen von Tschemmerneegg et al. zu [1.10])

Am Ende des "Kräftepfades" schliesslich wird das durch die Verbindung in ein Kräftepaar zerlegte Moment mittels Schub im Stützensteg zum Stützenmoment transformiert. Das Verhalten dieses Schubfeldes wird im wesentlichen durch sein Seitenverhältnis und seine Dicke bestimmt. Der Einfluss der Steifigkeit der Stützenflansche und eventueller Rippen hingegen, welche zusammen gewissermassen als Gelenk-Viereck fungieren, bleibt dabei nebensächlich. Im Falle ungünstiger geometrischer Verhältnisse, kann die Schubverformung des Stützensteiges die Moment-Rotationscharakteristik spürbar beeinflussen (vgl. Abb. 1.20). Eine deutliche Erhöhung der Stegdicke oder gar eine zusätzliche Diagonalsteife erhöht die Knotensteifigkeit wesentlich, sodass sich schliesslich bei gleichzeitiger Anordnung einer Horizontalrippe im Zug- und Druckbereich, der Verformungsanteil der Stütze auf den rein elastischen Anteil eines äquivalenten Trägers verringert.

1.4 Die Rotationsanforderungen

1.41 Grundsätzliches am elementaren Fall des beidseitig eingespannten Balkens

Am einfachen Beispiel des beidseitig eingespannten Balkens, wie er als Unterzug bei Rahmentragwerken mit durchlaufenden Stützen häufig anzutreffen ist, kann der Zusammenhang zwischen den statisch massgeblichen Grössen, nämlich dem Tragwiderstand, dem Verformungsvermögen und der Steifigkeit der Verbindung anschaulich erläutert und somit auch die Bedeutung der Rotationsfähigkeit aufgezeigt werden (vgl. Abb. 1.21). Die übliche Bemessungspraxis orientiert sich mehr oder weniger ausschliesslich am Tragwiderstand, wohingegen das Rotationsvermögen und die Steifigkeit unberücksichtigt bleiben oder stillschweigend als ausreichend bzw. als nicht massgebend angenommen werden. Aus diesem Grund soll anhand dieses einfachen Beispiels der mögliche Einfluss der Verbindungssteifigkeit auf das Gesamttragverhalten und die damit zusammenhängenden Anforderungen an die Rotation deutlich gemacht werden. Bei den vorliegenden Überlegungen sind die beidseitigen Einspannstellen der Einfachheit halber zunächst als Verbindungen mit linear-elastisch-plastischem Moment-Rotationsverhalten idealisiert.

Das Tragvermögen des Systems sei zunächst mit dem Erreichen des ersten Fliessgelenkes definiert, was dem geläufigen Berechnungsverfahren, dem sogenannten Verfahren EP – Elastische Schnittkraftberechnung und Plastische Ermittlung des Querschnittswiderstandes - entspricht. Am gezeigten Beispiel lassen sich für diesen Fall die folgenden Grundsätze und Zusammenhänge ablesen (vgl. Abb. 1.21a):

- Offensichtlich ist die maximal erforderliche Rotation durch den Grenzfall des einfachen Balkens bzw. dessen Auflagerdrehwinkels φ_0 festgelegt. Mit anderen Worten, das Rotationsvermögen an der Einspannstelle muss je nach Steifigkeit und Tragvermögen der Verbindung zwischen Null - dem Grenzfall der vollen Einspannung - und bei keiner Einspannung dem Auflagerdrehwinkel des einfachen Balkens liegen.
- In Abhängigkeit der Verbindungs- bzw. Anschlusssteifigkeit ($E_A = S$) tritt das erste Fliessgelenk an den beiden Einspannstellen oder aber in der Feldmitte auf. Im Falle einer Verbindungsausbildung mit der Tragkraft des angeschlossenen Profils ($M_A = 1.0 \cdot M_{pl}$; M_{pl} : plastischer Tragwiderstand des angeschlossenen Profils) liegt dieser Wechsel rechnerisch bei einer Verbindungssteifigkeit von $3/4$ derjenigen des angeschlossenen Profils (E_p : Biegesteifigkeit EJ des angeschlossenen Profils). Exakt in diesem Fall treten die Fliessgelenke an den beiden Einspannstellen und in der Feldmitte theore-

tisch gleichzeitig auf. Falls der Tragwiderstand der Verbindung kleiner ist als jener des angeschlossenen Profils tritt der Lagewechsel des ersten Fließgelenks, indem sich das Gelenk in Feldmitte vor jenem an den Einspannstellen ausbildet, konsequenterweise erst bei vergleichsweise geringeren Anschlusssteifigkeiten ein.

- Schliesslich lässt sich auch leicht erkennen, dass der durch die Endeinspannung erzeugte Gewinn an Tragvermögen gegenüber dem einfachen Balken vom eigentlichen Tragwiderstand der Verbindung, aber auch von der Verbindungssteifigkeit abhängt. Im günstigsten Fall - dann nämlich, wenn die Fließgelenke gleichzeitig an den Einspannstellen und in Feldmitte erreicht werden - kann auch bei der EP-Berechnung im Maximum eine Verdoppelung der Tragkraft erzielt werden. Dies verlangt allerdings von der Verbindung ein bestimmtes Rotationsvermögen, was nicht zuletzt auf die Bedeutung ihrer Rotationsfähigkeit hinweist.

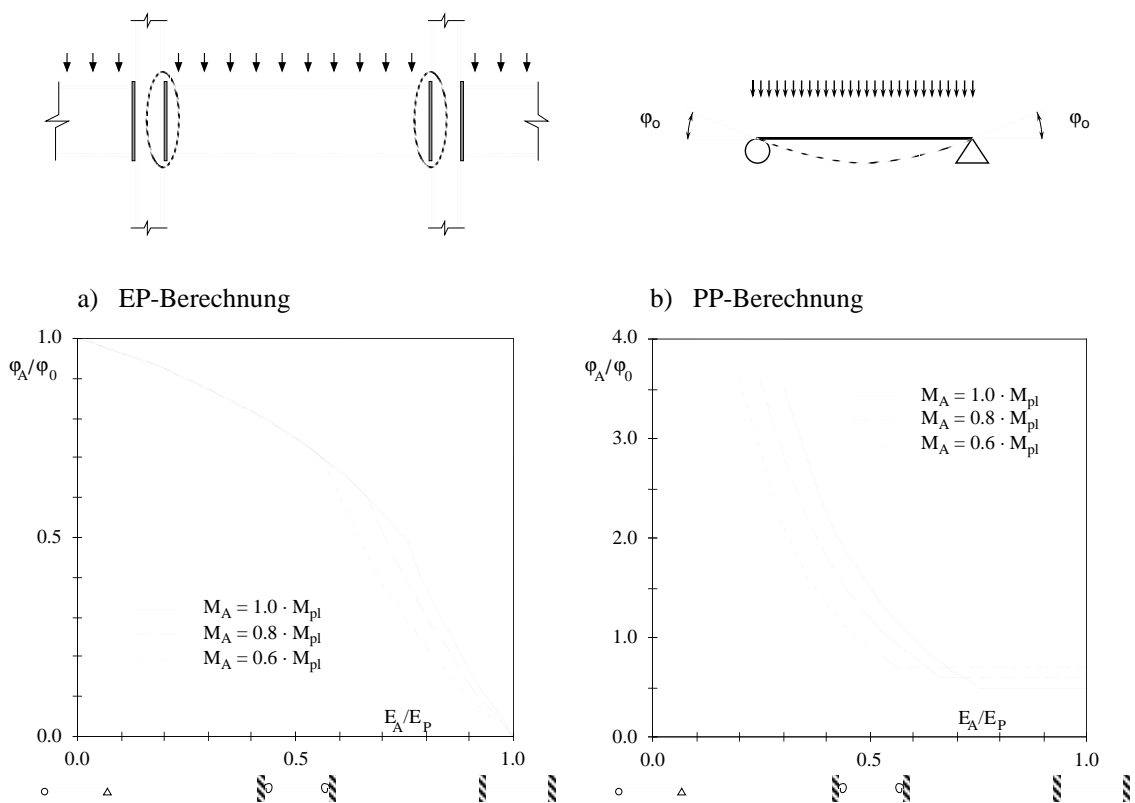


Abb. 1.21: Rotationsanforderung an die Verbindung in Abhängigkeit des Tragvermögens und der Steifigkeit der Verbindung bei
a) Berechnung nach EP-Verfahren
b) Berechnung nach PP-Verfahren

Wird die statische Unbestimmtheit des Systems rechnerisch durch die Momentumlagerung genutzt, was dem Berechnungsverfahren PP - **P**lastische Schnittkraftberechnung und **P**lastische Ermittlung des Querschnittswiderstandes - entspricht, so lässt sich hinsichtlich der untersuchten Einflussgrößen bezogen auf das gezeigte Beispiel folgendes erkennen (vgl. Abb. 1.21b):

- Im "traditionellen" Fall der vollen Endeinspannung, bei welchem der Tragwiderstand und die Steifigkeit der Verbindung mindestens so gross wie jene des angeschlossenen Profils sind ($M_A \geq M_{pl}$), verlangt die Momentumlagerung von der Einspannstelle zur Bildung des letzten Fließgelenks in Feld-

mitte die Hälfte des Auflagerdrehwinkels φ_0 des einfachen Balkens mit gleichem Biegetragwiderstand, d.h. die der plastischen Reserve von $1/2 \cdot M_{pl}$ entsprechende Drehung am verbleibenden einfachen Balken. Dieses Rotationsmass bleibt auch bei reduzierter Verbindungssteifigkeit gleich, solange die Steifigkeitsverhältnisse so sind, dass sich das erste Fliessgelenk an der Einspannstelle ausbildet. Falls der Tragwiderstand der beiden Verbindungen kleiner ist als jener des angeschlossenen Profils ($M_A < M_{pl}$), so steigen die Anforderungen an das Rotationsvermögen der Verbindungen.

- Ist die Verbindungssteifigkeit derart reduziert, dass sich das erste Fliessgelenk in Feldmitte des Balkens einstellt, so wachsen die Rotationsanforderungen zur Ausbildung des Gelenkmechanismus' stark, in theoretischen Grenzfall bis ins Unendliche an.
- Der Vollständigkeit halber ist anzuführen, was hinreichend bekannt ist, dass im Maximalfall der Gewinn an Tragvermögen gegenüber dem einfachen Balken das Zweifache ausmacht.

In Erinnerung gerufen sei in diesem Zusammenhang die Tatsache, dass von sämtlichen Verbindungsausbildungen, wie immer sie ausgebildet sind, das Verformungsverhalten eigentlich nie demjenigen des angeschlossenen Profils entspricht, in der Regel keinesfalls linear verläuft und das Verformungsvermögen der Verbindung als solches auch nicht bekannt ist. Das gezeigte Beispiel dokumentiert illustrativ die bis anhin vielleicht eher vernachlässigte oder verborgene Erkenntnis, dass neben dem eigentlichen Tragwiderstand der Verbindung deren Steifigkeit wie auch deren Verformungsvermögen für die statische Erfassung gleichermassen von Bedeutung sind.

1.42 Die grundsätzlichen Anforderungen

Die Rotationsanforderungen an den jeweiligen Querschnitt im beobachteten Punkt ist in erster Linie von der Geometrie der untersuchten Tragstruktur, deren statischen Unbestimmtheit, der Belastungsart, der Belastungsanordnung, der Materialfestigkeit und vom Schlankheitsverhältnis Spannweite zu Trägerhöhe ℓ/h abhängig. Die erwähnten Abhängigkeiten machen auch unmittelbar deutlich, dass eine generelle Festlegung der Anforderung an das Rotationsvermögen nicht möglich ist. Die für die jeweilige Situation erforderlichen Werte lassen sich als erstes behelfsmässig rechnerisch nach der Fliessgelenktheorie herleiten. Dieses Verfahren erlaubt nicht nur die Bestimmung der Moment-Verdrehungskurven des Einfeldträgers, sondern es sind mit ihm auch Untersuchungen zur erforderlichen Rotationskapazität am statisch unbestimmten System möglich. Die Rotationsanforderungen ergeben sich dabei, indem die Rotationswinkel in den Fliessgelenken für die Bemessungswerte der Belastung bestimmt werden.

Als eine charakteristische Bewertungsgrösse der Duktilität wird üblicherweise das Verhältnis vom Drehwinkel bei Erreichen der Systemtraglast φ_u zum Drehwinkel bei der Ausbildung des ersten Fliessgelenks φ_y herangezogen. Dieses als Rotationsduktilität bezeichnete Verdrehungsmass drückt folglich das Verhältnis der grösstmöglichen elastisch-plastischen Verdrehung beim Versagen zur mehrheitlichen elastischen Verformung beim Fliessbeginn aus. Der Vorteil dieser Definition besteht darin, dass sich zum einen das Rotationsvermögen R in Form von Zahlenwerten, die grösser als 1 sind ausdrücken lässt und zum anderen darin, dass dieses Mass nur von wenigen Variablen abhängt, da sich durch die Verhältnisbildung die meisten Grössen, wie die Streckgrenze und das Schlankheitsverhältnis ℓ/h , herauskürzen. Die vorhandene Duktilitätsreserve $R_{v,oth}$ drückt demzufolge aus um das Wievielfache der Verdrehung bei Fliessbeginn nach dem Erreichen des Fliessgelenks dieses noch bis zum Bruch rotieren kann.

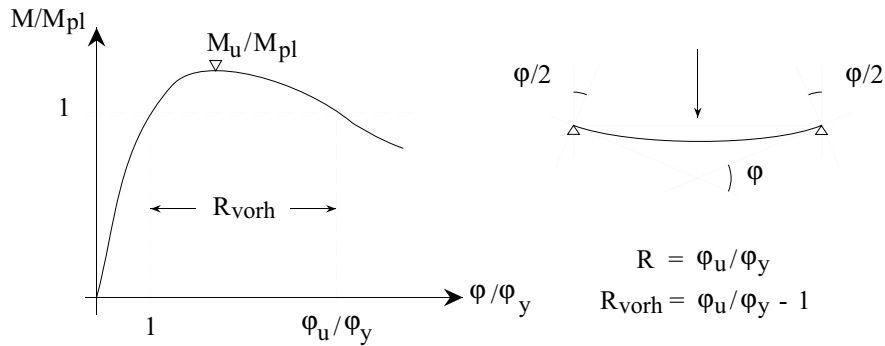


Abb. 1.22: Definition des Rotationsmasses R

Am Beispiel des Dreifeldträgers kann der Einfluss des statischen Systems bzw. der Spannweitenverhältnisse wie auch jener der Belastungsart illustrativ aufgezeigt werden. Die mit dem HEA 200-Profil von Kuhlmann [1.11] gemachten Untersuchungen zeigen, dass in dem durch Stüssi [1.12] als "Paradoxon der Traglasttheorie" bekannten Fall der reinen Einzellast in Trägermitte bei im Vergleich zu den Aussenfelder kleiner werdendem Innenfeld, die erforderlichen Rotationen stark ansteigen (vgl. Abb. 1.23). In dem noch realistischen Spannweitenverhältnis von $l_1/l_2 = 3$ muss zur Ausbildung des plastischen Moments über den Mittenaullagern das Fließgelenk in Feldmitte rund das 5-fache der Rotation, welche zur Einstellung des ersten Fließgelenks nötig ist, zusätzlich leisten.

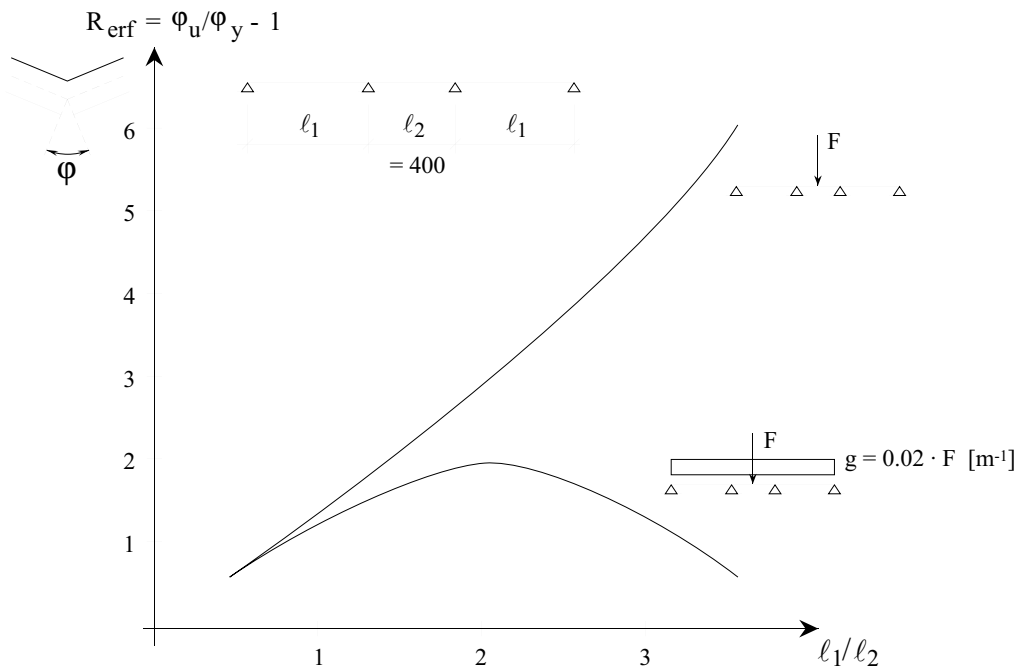


Abb. 1.23: Erforderliche Rotation beim Dreifeldträger als HEA200-Profil (S235) in Abhängigkeit vom Verhältnis der Aussen- zur Innenstützweite l_1/l_2 und der Belastungsart, nach Kuhlmann [1.11]

Bereits die Berücksichtigung einer vergleichsweise geringen Eigenlast bzw. Gleichlast verändert die Verhältnisse nachhaltig. Die gleichmässig verteilte Last ergibt grössere Stütz-momente, was die Rotationsanforderung wirksam reduziert. Mit der eher bescheidenen Annah-

me einer gleichmässigen Einwirkung von 2% der Einzellast pro Laufmeter, ist im vorliegenden Fall einen Maximalwert von $R_{\text{erf}} \approx 2 \div 2.7$ (vgl. auch Spangemacher [1.13]) zu erwarten.

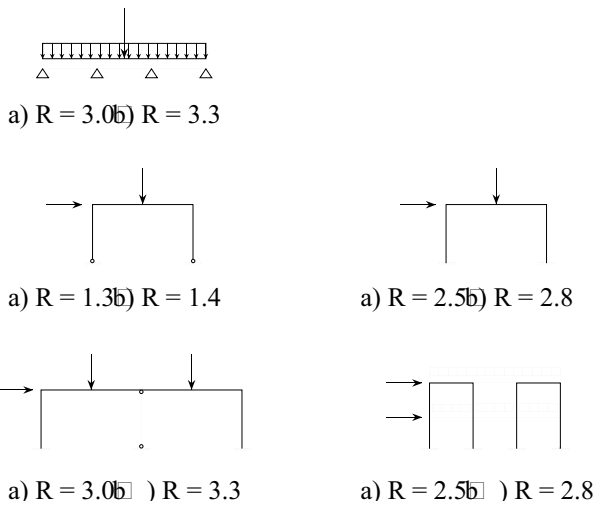


Abb. 1.24:
Kennzeichnende maximale Rotationsanforderungen für gegebene statische Systeme, nach Spangemacher [1.13]

a) für Stahl S235 und S355
b) für Stahl S460 und E360 (Fe690)

Mit dem Rotationsmass R ist es demnach möglich, für typische, häufig vorkommende Systeme und Belastungen, pauschale Obergrenzen für die zu erwartenden Rotationsanforderungen anzugeben (vgl. Abb. 1.24). Wie im vorangehenden Abschnitt gezeigt, muss man sich im Zusammenhang mit der gegenüber dem angeschlossenen Profil zum Teil deutlich geringeren Steifigkeit der Verbindung im Klaren sein, dass damit die Rotationsanforderungen stark ansteigen können und sich auch die Reihenfolge der sich bildenden Fließgelenke verändern kann.

Wie gezeigt, lassen sich aus der Berechnung zum Teil sehr hohe Rotationsanforderungen herleiten, was dazu führte, dass für die allgemeine Beurteilung letztlich auch entsprechend hohe Rotationen R_{erf} von 9 bis 10 für erforderlich gehalten wurden. Durch die Vernachlässigung von teilplastischen Zonen, lokaler Instabilitäten (Beulen) sowie der Materialverfestigung erfasst jedoch die Fließgelenktheorie das wirkliche Tragverhalten nur näherungsweise. Im Vergleich mit Versuchsergebnissen, die alle diese Einflüsse einschliessen, sind daher auch entsprechende Abweichungen festzustellen. Es erscheint daher nicht ungerechtfertigt, dass man heute im allgemeinen dazu übergeht, die Anforderungen an die Rotation für die Auswertung der Versuche entsprechend zu senken. So schlägt beispielsweise Kemp [1.14] eine Rotationsanforderung von $R_{\text{erf}} = 5$ für die Gesamtrotation vor, während die in den USA benutzten Werte in der Grössenordnung von 3 liegen.

Der Rotationsanforderung steht die vorhandene Rotationsfähigkeit des betrachteten Querschnitts gegenüber. Grundsätzlich muss diese nachgewiesen werden. Der normale Trägerquerschnitt kann dazu bekanntlich einfach modelliert werden, wobei sich das zu erwartende Rotationsverhalten über das idealisierte elastisch-plastische Materialverhalten ermitteln lässt. Um die Rotation zu ermöglichen muss erst die Lagesicherheit des entsprechenden Bauteils bzw. die Erhaltung seiner Querschnittsform gewährleistet, d.h. ein vorzeitiges Instabilwerden bzw. lokales Ausbeulen von Querschnittsteilen ausgeschlossen sein. Die einschlägigen Normen legen die vorhandene Rotationsfähigkeit über eine Klassierung der Querschnitte in Abhängigkeit der Schlankheitsverhältnisse der gedrückten Querschnittsteile indirekt fest.

Für den Verbindungsbereich fehlen bis anhin entsprechende Angaben. Der Gebrauch im statischen "Alltags" die Verbindungen in starre und gelenkige Ausbildungen zu unterteilen sowie das unzulängliche Wissen zum Verformungsverhalten der Verbindung führte dazu, dass die meisten Normen bis vor kurzem diese Lücke derart schlossen, dass sie für biegesteife Verbindungen einen höheren Widerstand als der des anzuschliessenden Bauteils verlangten. So legt

beispielsweise die Norm SIA 161 [1.4] im entsprechenden Artikel (3 241 4) folgendes fest: "Bei plastischer Schnittkraftberechnung (Verfahren PP) müssen die Verbindungen den gleichen rechnerischen Tragwiderstand wie die anzuschliessenden Teile aufweisen. Ausnahmen sind zulässig bei duktilen Anschlüssen, welche die in Rechnung gesetzte Schnittkraftumlagerung erlauben, oder in schwach beanspruchten Bereichen, wenn die dort maximal auftretenden Schnittkräfte rechnerisch erfasst werden."

Im Eurocode 3 [1.5] sind weitergehende Ansätze zur Erfassung der Verformungen zu finden. Um die Duktilität eines Anschlusses abschätzen zu können, schlägt er analog zur Bauteilklassifizierung auch eine Klassifizierung der Anschlüsse hinsichtlich der Rotationskapazität vor:

- Klasse 1: Ausreichende Rotationskapazität
- Klasse 2: Begrenzte Rotationskapazität, die jedoch die Umlagerung der inneren Kräfte soweit zulässt, dass der vollplastische Momentenwiderstand des Anschlusses aktiviert werden kann
- Klasse 3: Keine Rotationskapazität vorhanden, elastische Verteilung der inneren (Schrauben-) Kräfte, Tragwiderstand wird durch das Versagen spröder Komponenten begrenzt

Im weiteren gibt der Eurocode 3 Vorgaben zur rechnerischen Bestimmung der Anfangssteifigkeit der Verbindung sowie eine Auswahl möglicher Moment-Rotations-Charakteristiken in Form vereinfachter Kennlinien. Die Handhabung ist, vermutlich zufolge des angestrebten Anspruchs auf allgemeine Gültigkeit, fragmentarisch, unübersichtlich und nicht einfach. Für die geschraubte Stirnplattenverbindung sind die wesentlichen Einflussgrößen vage erfasst und die damit errechneten Ergebnisse insgesamt wenig befriedigend.

Wo auf der Anforderungsseite die Ansprüche an die Verbindung mehr oder weniger klar sind, da besteht offensichtlich auf der Erfassung der "Widerstandsseite" eine Lücke. Vor allem fehlen zur Einschätzung des Verformungsvermögens der Verbindung zuverlässige Mindestvorgaben, welche die relevanten Zusammenhänge reflektieren und zudem über ausreichende Prägnanz verfügen.

2. Die geschraubte Stirnplattenverbindung

2.1 Aufbau der Verbindung

2.11 Komponenten der Verbindung

Wie bereits erwähnt, nimmt die geschraubte Stirnplattenverbindung heute in der Stahlbau-Praxis - namentlich im Stahlhochbau - eine gewichtige Stellung ein. Die Bevorzugung dieses Verbindungstypus leuchtet ein, wenn man bedenkt, dass mit wenig Elementen - der Stirnplatte und Schrauben - ein mehr oder weniger biegesteifer Anschluss oder Trägerstoss geschaffen werden kann. Unkomplizierte und zudem automatisierbare Werkstattprozesse, wie der gerade Trennschnitt am anzuschliessenden Profil, keine Schweissnahtvorbereitung für die Kehlnähte, keine Vorbehandlung der Kontaktflächen, vorgängiges Bohren der Schraubenlöcher usw. aber auch die einfache Montage machen die Wirtschaftlichkeit dieser Ausführungsart aus.

Bekanntlich wird die eigentliche Verbindungsplatte an die "Stirn" des anzuschliessenden Profils (kopfseitig) normalerweise mittels Kehlnähten rechtwinklig zur Trägerachse angeschlossen, wovon schliesslich auch der Ausdruck "Stirnplatte" oder "Kopfplatte" herrührt. Je nachdem, ob diese Platte nur die Aussenmasse des Profils abdeckt oder aber auf der Biegezugseite für eine zusätzliche Schraubenreihe übersteht, ist zwischen der Verbindung mit bündiger (vgl. Abb. 2.01a) und jener mit überstehender (vgl. Abb. 2.01b) Stirnplatte zu unterscheiden.

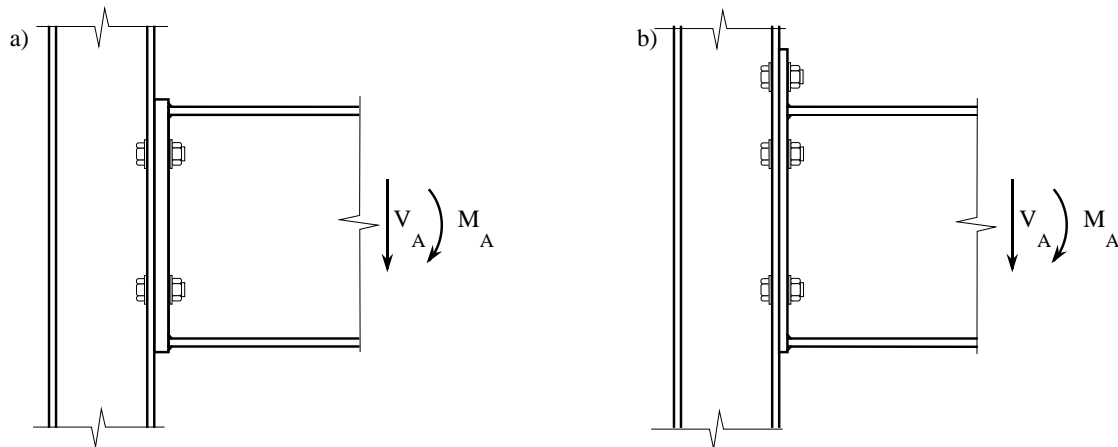


Abb. 2.01: Aufbau und Grundprinzip der geschraubten Stirnplattenverbindung:
a) bündige Stirnplatte
b) überstehende Stirnplatte

Das zweite zentrale Element der Verbindung ist die Schraube. Erst die durch Versuche gesicherte Einführung der hochfesten Schraube hat die Ausführung der Stirnplattenverbindung überhaupt möglich gemacht. Über den Durchmesser, die Anzahl und die Anordnung der Schrauben ist eine weitere und breite Variation der Ausbildung möglich.

In der Praxis existieren für Normalanwendungen Kataloge und Tabellen für Regelausführungen, welche sich zum einen, was die Tragsicherheit betrifft, auf eingehende Versuche und zum anderen auf wirtschaftliche, herstellungstechnische und gestalterische Überlegungen abstützen.

So beinhaltet beispielsweise die Publikation «Stahlbaupraxis» [2.1] der Schweizerischen Zentralstelle für Stahlbau Regelausführungen für bündige und überstehende Stirnplattenverbindungen zu den Walzprofilreihen IPEA, IPE, HEA und HEB mit Trägerhöhen bis "600". In gleicher Art macht das Ringbuch «Typisierte Verbindungen im Stahlhochbau» [2.2] des Deutschen Stahlbau-Verbandes Angaben zu Stirnplattenverbindungen. Alle diese Werke erlauben dem Benutzer aufgrund seiner spezifischen Beanspruchungsvorgabe und seiner jeweiligen geometrischen Randbedingungen ohne weiteren Aufwand eine auf das anzuschliessende Profil abgestimmte Ausführung auszuwählen. In diesen Tabellen sind auch gegenüber den jeweiligen Normangaben gewisse Abweichungen was die Geometrie, wie beispielsweise Rand- oder Zwischenabstände der Schrauben, oder die Bestimmung der Tragsicherheit betrifft, festzustellen. Diese basieren auf den durch die Versuche abgestimmten und verfeinerten Modellbildungen, welche schliesslich zu den abgesicherten, höheren rechnerischen Tragwiderständen für die aufgeführten Verbindungstypen führen.

2.12 Das Prinzip der Kraftübertragung

Die Stirnplattenverbindung ist zur Hauptsache für die Übertragung von Momentenbeanspruchungen ausgelegt. Die Art der Verbindungskonzeption erlaubt jedoch ebenso mühelos auch den Anschluss von Quer- und Normalkräften. Das Grundprinzip der Kraftübertragung lässt sich anschaulich über den Verlauf der Kräfte darstellen. Innerhalb des Verbindungstyps wird der Kraftfluss hauptsächlich durch die Wahl zwischen bündiger und überstehender Ausführung und durch die Anordnung der Schrauben sowie die Schraubenform bestimmt. Während in Kontinentaleuropa die auf der Biegezugseite liegenden Schrauben mehrheitlich in direkter Nähe zum Zugflansch des angeschlossenen Trägers angeordnet sind, sind im angelsächsischen Bereich ausserdem auch Ausführungen anzutreffen, bei welchen die Schrauben über die ganze Trägerhöhe platziert sind - was wohl durch die hergebrachte Modellbildung mit der Spannungsverteilung nach Navier inspiriert ist.

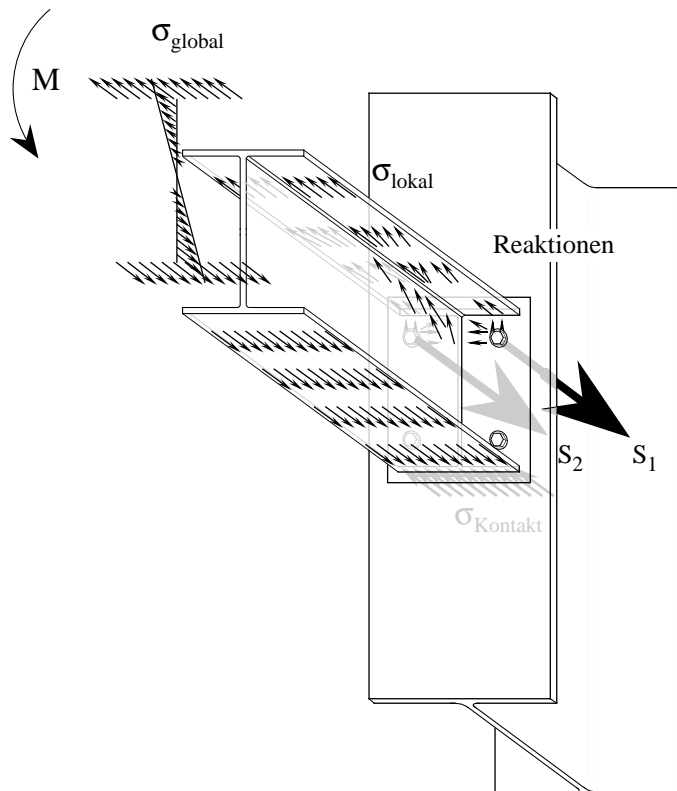


Abb. 2.02:
Grundprinzip des Kräfteverlaufs und
der Kraftübertragung bei der Stirn-
plattenverbindung

Was den Beanspruchungsverlauf betrifft, so ist offensichtlich, dass die im anzuschliessenden Träger von der Biegung herrührende gleichmässige, lineare Spannungsverteilung durch die konstruktive Unstetigkeit der Verbindungsausbildung massiv gestört wird. Die Verbindungskonzeption führt im Grunde genommen zu einer Transformation des Anschlussmomentes M_A in ein Kräftepaar. Die Kraftweiterleitung erfolgt auf der Biegedruckseite über Kontaktpressung und auf der Gegenseite über die Schrauben. Während die vergleichsweise gleichförmige Lagerung der Druckseite die Druckspannungen im Träger mehr oder weniger kontinuierlich zum Druckflanschbereich hin ableitet, zwingen die einzelnen Schrauben im Zugbereich zu einer abrupten Konzentration der gegengleichen Zugspannungen (vgl. Abb. 2.02).

Die stark konzentrierte Kraftübertragung der Zugkomponente durch Schrauben zusammen mit den geometrisch eingeschränkten Platzverhältnissen verlangen Verbindungsmittel hoher Materialfestigkeit. Normalerweise werden hochfeste Schrauben der Festigkeitsklasse (FK) 10.9, im angelsächsischen Bereich eher Schrauben der Klasse A325 ($f_y \approx 560 \text{ N/mm}^2$ bzw. $f_u \approx 730 \text{ N/mm}^2$), was ungefähr der FK 8.8 gleichkommt, vereinzelt auch Schrauben A490 ($f_y \approx 900 \text{ N/mm}^2$ bzw. $f_u \approx 1050 \text{ N/mm}^2$), was schliesslich in etwa der FK 10.9 entspricht, eingesetzt.

Die Stirnplatte erfüllt im Kräftespiel zwei Funktionen: Primär lenkt sie die Biegezugkräfte des anzuschliessenden Trägers um und verteilt sie an die jeweiligen Schrauben. Auf der Druckseite gewährleistet die Stirnplatte zudem eine definierte Auflagefläche zur Kraftweiterleitung und vergrössert gleichzeitig auch die entsprechende Kontaktfläche. In Erinnerung sei dabei gerufen, dass der Kraftfluss im Detail im weiteren auch durch die Ausbildung respektive die Steifigkeit der konstruktiven Umgebung, welche das "Gegenauflager" der Verbindung bildet, beeinflusst werden kann (vgl. Abschnitt 1.33).

2.13 Die Ausbildungsformen

Bei der Ausführung der geschraubten Stirnplattenverbindung sind, wie bereits im vorangehenden Abschnitt angedeutet, in der Form der konstruktiven Ausbildung zum Teil länderspezifische Abweichungen festzustellen. Die Unterschiede betreffen vorwiegend die Geometrie der Stirnplatte und die Anordnung der Schrauben und sind vermutlich zur Hauptsache auf gewachsene Konstruktionsgewohnheiten, festgelegte Modellvorstellungen, statische Präferenzen und herstellungstechnische Gründe zurückzuführen.

Im angelsächsischen Raum fallen im Vergleich zu den kontinentaleuropäischen Ausbildungsformen als erstes zwei Unterschiede auf: Die Stirnplatten sind sowohl bei der bündigen wie auch überstehenden Ausführung in der Regel dicker ausgeführt. Im weiteren sind zum Teil die Schrauben über die ganze Trägerhöhe verteilt oder aber anstelle der einen Schraubenzeile im Zugbereich innerhalb des Profils deren zwei angeordnet.

Grundsätzlich kann auch beobachtet werden, dass die geschraubte Stirnplattenverbindung mit bündiger oder überstehender Kopfplatte im angelsächsischen Raum bis vor kurzer Zeit weit weniger häufig angewandt wurde als in Kontinentaleuropa. Anstelle der Kopfplatte werden Ausbildungen gewählt, bei welchen der Zugflansch und der Steg mittels den herstellungstechnisch einfacheren, geschraubten Winkel verbunden ist, was in der Regel eine geringere Verbindungssteifigkeit mit sich bringt.

Im kontinental europäischen Bereich hat sich die Ausbildung etabliert, die der Vorstellung folgt, nach welcher das angreifende Biegemoment über ein Kräftepaar ausschliesslich über die beiden Flansche aufgenommen wird und demzufolge die Schrauben im Zugbereich um den Zugflansch konzentriert angeordnet sind. Dieses Konzept bildet auch die Grundlage der Regelausführungen nach DASt [2.2] bzw. nach SZS [2.1] zugrunde.

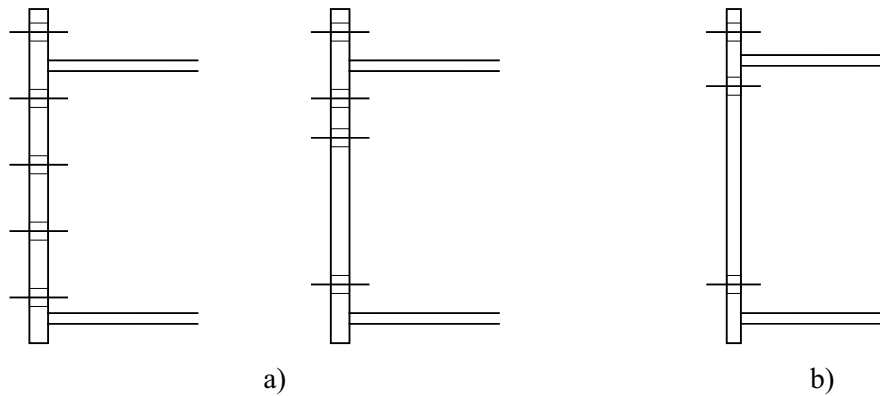


Abb. 2.03: *Unterschiedliche Ausbildungsformen bei der Ausführung von geschraubten Stirnplattenverbindungen:*

- a) *Charakteristische Ausbildungsformen im angelsächsischen Bereich: Schrauben über die Trägerhöhe verteilt bzw. zwei Schraubenzeilen im Zugbereich*
- b) *Charakteristische Ausbildungsformen im kontinentaleuropäischen Bereich: Eine Schraubenzeile nahe am Zugflansch angeordnet*

Die in den beiden erwähnten Veröffentlichungen unterlegten Ausbildungsformen sind vom Charakter und vom Grundgedanken her gleich, sie unterscheiden sich allerdings in einzelnen Details. So ist der Schraubenabstand zum Zugflansch bei der Ausführung nach SZS auf das absolute, montagebedingte Mindestmass festgelegt, und damit durchwegs kleiner als derjenige bei der Ausbildung nach DASt. Dies ergibt hauptsächlich bei grösseren Schraubendurchmesser (ab M20) Abweichungen im entsprechenden Abstandsmass von 10 bis 20 mm. Im weiteren ist bei der vierreihigen Schraubenanordnung die Kopfplattendicke nach DASt rund 15% dicker als jene nach SZS. Schliesslich sind die Plattenüberstände bei der Ausführung nach SZS, sowohl auf der Zug- wie auch auf der Druckseite, in der Regel um 10 mm kleiner ausgeführt als im Vorschlag nach DASt. Bei den Geometrien des Plattenüberstandes bei der überstehenden Kopfplatte sind dagegen keine nennenswerte Unterschiede festzustellen. All die aufgeführten Differenzen beeinflussen letztlich auch mehr oder minder den Tragwiderstand und folglich auch den zugehörigen Rechenansatz.

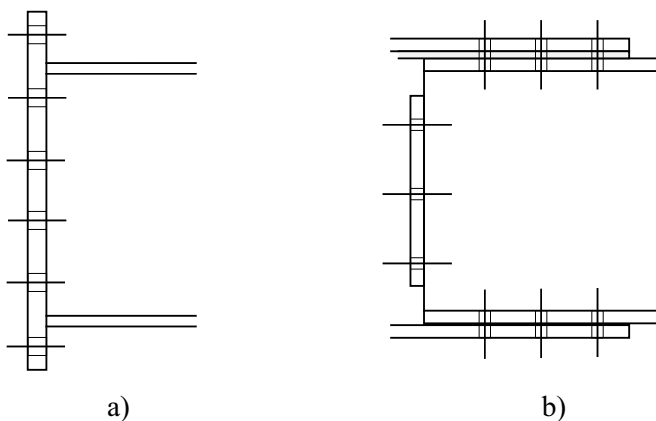


Abb. 2.04:
Weitere mögliche Abweichung in der Ausbildungsform durch
 a) *Überstehende Kopfplatte auf der Druckseite*
 b) *Anschluss des Zugflansches über eine einseitige Laschenverbindung mittels hochfest vorgespannten Schrauben*

Im angelsächsischen Raum sind zudem Ausbildungsformen anzutreffen, die von unserer Konstruktionspraxis insofern abweichen, als dass die Kopfplatte auch auf der Druckseite übersteht und über eine Schraubenzeile verfügt (vgl. Abb. 2.04 a). Im weiteren wird oftmals der Zugflansch nicht wie bei der herkömmlichen Stirnplattenverbindung über die Kopfplatte, sondern über eine zusätzliche Flanschlasche mittels hochfest vorgespannten Schrauben in Form einer Scherverbindung angeschlossen (vgl. Abb. 2.04 b). Damit erfolgt statisch eine klare Aufgabenteilung, bei welcher die "Teilkopfplatte" am Steg die Querkräfte und die beiden Flanschlaschen das Moment überträgt.

2.14 Grundsätzliches der Ausbildung nach "SZS"

Das durch Grundlagenuntersuchungen und die Erfahrung im Gebrauch in den sechziger und siebziger Jahren erlangte Vertrauen in die hochfeste Schraube, führte zusammen mit der Einführung der numerisch gesteuerten Säge- und Bohranlagen in der Fertigung allgemein zu einem grundsätzlichen Wandel in der Verbindungstechnik. Die geschraubte Stirnplattenverbindung etablierte sich auf Grund dessen im Stahlhochbau. Die Unsicherheit in der rechnerischen Handhabung verlangte eine Regulierung, da sich die komplexen Verhältnisse der Kraftübertragung in der Stirnplatte nicht ohne weiteres auf die Grundelemente der einschlägigen Normen zurückführen liessen.

Der Wunsch seitens der Ingenieure wie auch der Stahlbaupraxis nach praxisgerechten, wirtschaftlichen und auf gesicherten technischen Grundlagen basierenden Richtlinien für typisierte Stirnplattenverbindungen lösten am Institut für Baustatik und Stahlbau der ETH Zürich unter der Leitung von Prof. Dr. P. Dubas in Zusammenarbeit mit der Schweizerischen Zentralstelle für Stahlbau (SZS) entsprechende, auf die Bedürfnisse des schweizerischen Marktes abgestimmte Abklärungen und Untersuchungen aus. Die dabei von Prof. E. Gehri zunächst durchgeführten, theoretischen Arbeiten und Auswertungen verschiedener Fremdversuche und Vergleichsrechnungen zeigten, dass die existierenden Tragmodelle nicht allgemeingültigen Charakter hatten, sondern jeweils auf spezifische Ausbildungsformen ausgerichtet waren, welche den eigenen Vorgaben nicht entsprachen und somit eine direkte Übernahme zu unbefriedigenden Ergebnissen führen würde.

Der Umstand, dass in der gleichen Zeit die neue Norm SIA 161 "Stahlbauten" [2.3] von den zulässigen Spannungen auf das Niveau der Grenzspannungen wechselte, unterstützte das Forschungsvorhaben zur allgemeinen Klärung der Wirkungsweise geschraubter Stirnplattenverbindungen und der Ableitung eines einfachen und verständlichen Tragmodells. Die von Prof. E. Gehri angestellten Untersuchungen und durchgeführten Versuche führten zum Berechnungsmodell "SZS", welches schliesslich die Grundlage zur Tabellierung der Regelanschlüsse in der SZS Publikation C9.1 "Stahlbaupraxis" [2.1] bildet. Der Aufbau und die Zusammenhänge dieses Modells werden im nachfolgenden Abschnitt 2.323 erläutert. Die wesentlichen Grundlagen zur Versuchsdurchführung sowie die charakteristischen Ergebnisse daraus sind im Anhang A1 wiedergegeben.

In der erwähnten Publikation werden die Anschlüsse der Profilreihen IPE, IPEA, HEA und HEB jeweils der Höhe 140 mm bis 600 mm für bündige und überstehende Ausführungen geregelt, wobei die geometrische Ausbildung und die entsprechenden Abmessungen (Kopfplatte, Schweissnähte, Schraubendurchmesser) mit dem jeweils zugehörigen Tragwiderstand tabelliert sind. Darin sind die für das jeweilige Profil verschiedenen Ausbildungsmöglichkeiten zum sogenannten "Vollanschluss" aufgezeigt. Der Tragwiderstand dieser Verbindungsausführungen orientiert sich am plastischen Biegemoment des anzuschliessenden Profils, wobei bewusst inkalkulierte Sicherheitsreserven dafür sorgen, dass trotz möglicher Überfestigkeiten des Trägermaterials und dergleichen das Versagen des Trägers kausal bleibt (vgl. Abschnitt 1.23). Der grösste Teil der aufgeführten Verbindungsausbildungen sind allerdings sogenannte "teiltragfähige" Verbindungen, welche aufgrund grösserer Wirtschaftlichkeit in der Herstellung einen kleineren Tragwiderstand als jener des angeschlossenen Trägers aufweisen.

Die gewählte Anordnung der Schrauben folgt der statischen Absicht, die Zugkraft möglichst direkt vom Zugflansch abzunehmen und die Schrauben so nah als möglich um den Zugflansch zu gruppieren. Die Hebelarme für die an der Stirnplatte angreifenden Kräfte sollen damit möglichst kurz gehalten werden, was kleinere Biegebeanspruchungen in der Stirnplatte und letztlich geringere Stirnplattendicken zur Folge hat. Die minimalen Abstandsmaße werden dagegen durch die werkzeugbedingten Platzbedürfnisse der gängigen Schlagschrauber diktiert. Die

gewählte Stirnplattenbreite orientiert sich zum einen an der minimal erforderlichen Breite für zwei- oder vier Schraubenreihen und zum anderen an den Breiten üblicher, lagerhaltiger Flach- und Breitflachstähle.

Form der Stirnplatte	Anzahl der senkrechten Schraubenreihen	Stirnplattendicke d_p
überstehend	2	$\approx 1.00 \cdot d$
	4	$\approx 1.00 \cdot d$
bündig	2	$\approx 1.50 \cdot d$
	4	$\approx 1.50 \cdot d$

Tab. 2.01: Bestimmung und Festlegung der Stirnplattendicke nach SZS «Stahlbaupraxis» [2.1]

Die wesentlichen geometrischen Ausgangsdaten und minimalen Grundmasse sind in den beiden folgenden Abbildungen und Tabellen getrennt nach der Ausbildungsform "bündige" und "überstehende" Stirnplatte aufgeführt.

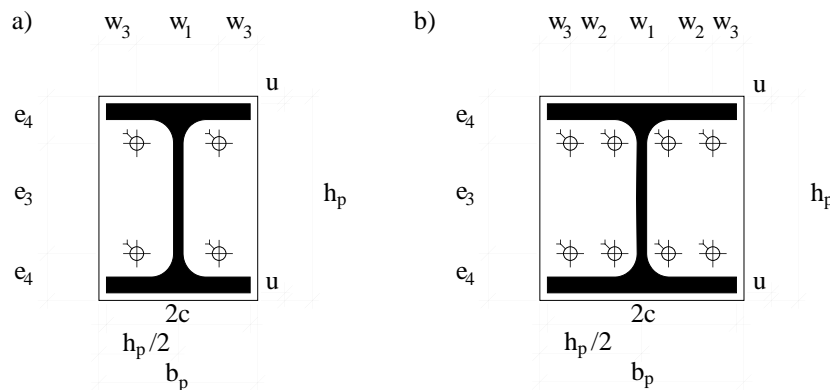


Abb. 2.05: Schraubenabstände und Vermassung der Stirnplatte für die Ausbildungsform mit bündiger Stirnplatte: a) mit zwei vertikalen Schraubenreihen b) mit vier vertikalen Schraubenreihen

Schrauben	Lochbild Stirnplatte				Stirnplattenbreite b_p [mm]		Stirnplattendicke d_p [mm]
	e_4 [mm]	w_1^a [mm]	w_2 [mm]	w_3 [mm]	2 Reihen	4 Reihen	
M12	$t+u+30$	80/70	35	20	120	180	20
M16	$t+u+35$	90/90	40	25	140	220	25
M20	$t+u+35$	90/100	45	30	150	250	30
M24	$t+u+40$	110/120	55	35	180	300	35
M27	$t+u+45$	140	65	40	220	350	40

Die Größe des beidseitigen Stirnplattenüberstandes "u" richtet sich nach der erforderlichen Schweissnahtstärke und beträgt 10mm bei $a_F \leq 6$ mm bzw. 20mm bei $a_F \geq 7$ mm

^a w_1 : Die erste Zahl gilt für die Ausbildung mit zwei vertikalen Schraubenreihen, die zweite Zahl für vier Reihen

Tab. 2.02: Minimale Grundmasse für bündige Stirnplatten (Masse in mm)

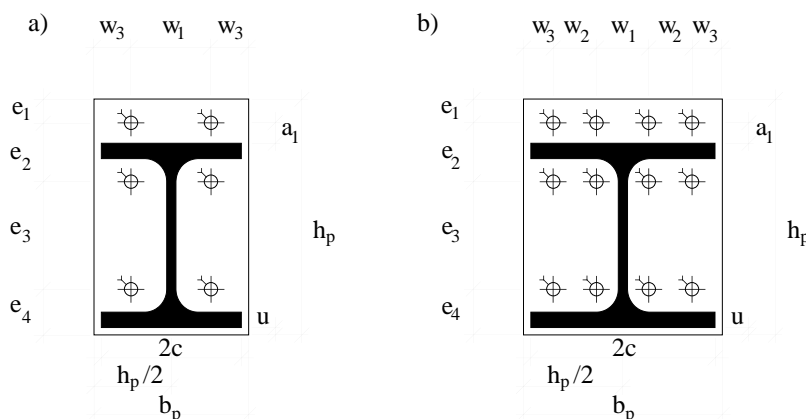


Abb. 2.06: Schraubenabstände und Vermassung der Stirnplatte für die Ausbildungsform mit überstehender Stirnplatte: a) mit zwei vertikalen Schraubenreihen b) mit vier vertikalen Schraubenreihen

Schrauben	Anschluss an Träger a_1	Lochbild Stirnplatte [mm]					Stirnplattenbreite b_p [mm]		Stirnplattendicke d_p [mm]
		e_1	e_2	w_1^a	w_2	w_3	2 Reihen	4 Reihen	
M12	30	20	t+60	80/70	35	20	120	180	12 (15)
M16	35	25	t+70	90/90	40	25	140	220	15 (20)
M20	40	30	t+75	90/100	45	30	150	250	20 (15)
M24	50	40	t+90	110/120	55	35	180	300	20 (25)
M27	60	40	t+105	140	65	40	220	350	30 (25)

Die Grösse des Stirnplattenüberstandes "u" auf der Druckseite richtet sich nach der erforderlichen Schweissnahtstärke und beträgt 10 mm bei $a_F \leq 6$ mm bzw. 20 mm bei $a_F \geq 7$ mm

^a w_1 : Die erste Zahl gilt für die Ausbildung mit zwei vertikalen Schraubenreihen, die zweite Zahl für vier Reihen

Tab. 2.03: Minimale Grundmasse für überstehende Stirnplatten (Masse in mm)

Das gezeigte konstruktive Ausbildungskonzept und die dazugehörigen geometrischen Vorgaben bilden die Grundlage zur Anwendung des Rechenmodells "SZS", welches im folgenden Abschnitt 2.323 in Bezug auf seine Grundsatzüberlegungen und seines Aufbaus erörtert wird.

2.2 Das Verhalten der Stirnplattenverbindung unter Momentenbeanspruchung

2.2.1 Ausgangssituation zu den Kenntnissen zum Verhalten der Stirnplattenverbindung

Im Vordergrund der in der Literatur aufgeführten Untersuchungen stand mehrheitlich die Abklärung zum Tragwiderstand, wobei zum Teil sehr spezifische Fragestellungen bzw. Ausbildungsformen untersucht wurden. Aufgrund der komplexen Verhältnisse und der Vielzahl der Einflussgrössen orientieren sich nahezu alle theoretischen wie auch experimentellen Untersuchungen auf spezifisch festgelegte Ausbildungen und dementsprechende geometrische Vorgaben, womit ihre Aussage in den meisten Fällen folglich auch mehr oder weniger begrenzt ist. So bestehen zur rechnerischen Bestimmung des Tragwiderstandes gleichermassen eine ganze Reihe von Modellen mit unterschiedlich Vorgaben.

In deutlich geringerem Umfang bestehen Untersuchungen zum Verformungsverhalten der Stirnplattenverbindung. Der grösste Teil davon ist zudem auch in diesem Bereich auf spezifische Fragestellungen und besondere Ausbildungsformen ausgerichtet. Das zunehmende Bewusstsein für die Bedeutung der möglichst wirklichkeitsnahen Erfassung der Verbindung zur Beurteilung von Tragstrukturen, hat allerdings der Diskussion zum Verformungsverhalten der Verbindung in letzter Zeit zu vermehrtem Interesse und erhöhter Intensität verholfen.

2.2.2 Grundsatzüberlegungen zum Einfluss der verschiedenen Verbindungskomponenten auf das Tragverhalten der Verbindung

Die geschraubte Stirnplattenverbindung ist in Bezug auf ihre konstruktive Konzeption und ihre Art der Kräfteabtragung bzw. Kräfteweiterleitung auf den ersten Blick verständlich und im Grunde genommen leicht erklärbar. Der Versuch der für die rechnerische Analyse erforderlichen qualitativen Erfassung des Trag- und Verformungsverhaltens dieser Verbindung hingegen führt einem unvermittelt die im Detail komplexe Situation vor Augen.

Eine Vielfalt von möglichen Einflussgrössen tut sich auf, welche es letztlich zu ordnen und zu qualifizieren gilt. Die auf engstem Raum erzwungenen, abrupten Kraftumlenkungen sowie die

lokalen Kraftkonzentrationen machen bewusst, dass eine einfache, auf statische Grundelemente zurückführende Vorstellung nicht ohne weiteres möglich ist.

Trotzdem lassen sich in einer ersten, auf den Kräfteverlauf ausgerichteten Betrachtung die zwei das Trag- und Verformungsverhalten der Verbindung wohl am entscheidensten beeinflussenden Komponenten ausmachen, nämlich:

1. die Stirnplatte
und
2. die zugbeanspruchten Schrauben

Was im speziellen die Verformung betrifft, so wird sie primär durch die Biegesteifigkeit der Stirnplatte und das Längungsvermögen der zugbeanspruchten Schrauben bestimmt. Als erstes werden im folgenden grundsätzliche Überlegungen zum Verhalten angestellt und versucht daraus die wesentlichen Einflussgrößen und Zusammenhänge auszumachen und zu ordnen. Im nachfolgenden Kapitel 5 werden schliesslich im Hinblick auf die Beurteilung des Verformungsvermögens der Verbindung die auf diese Weise ermittelten, einzelnen Größen im Detail erörtert und beurteilt.

2.23 Die das Verformungsverhalten massgeblich bestimmenden Größen: Stirnplatte und Schraube

Im Nachfolgenden werden zunächst die bei den üblichen Stirnplattenausführungen grundsätzlichen Überlegungen zum Verhalten der beiden Verbindungsbestandteile – Stirnplatte und Schraube - angestellt und die jeweiligen hauptsächlichen Einflussgrößen systematisch zurechtgelegt.

2.231 Stirnplatte

Sowohl statisch "spürbar" wie auch aus den Ergebnissen der einschlägigen experimentellen Untersuchungen zu erkennen, wird das Verhalten der Stirnplatte massgeblich durch die folgenden Parameter bestimmt:

- Verbindungstyp
 - ↳ bündige Stirnplatte
 - ↳ überstehende Kopfplatte
- Höhe und Stegdicke des anzuschliessenden Trägers
- Stirnplattendicke
- Anzahl und Anordnung der Schrauben
 - ↳ horizontaler Abstand der Schrauben
 - ↳ vertikaler Abstand der Schrauben
- Materialeigenschaften der Stirnplatte

Eine detaillierte Auslegung, Erläuterung und Qualifikation dieser Größen unter dem Aspekt der Beeinflussung des Verformungsverhaltens erfolgt, wie erwähnt, im nachfolgenden Kapitel 3 und Kapitel 5.

2.232 Die zugbeanspruchten Schrauben

Wenn man bedenkt, dass das eigentliche Versagen der meisten in der Literatur aufgeführten Versuche an Stirnplatten durch Schraubenbruch erfolgte - was auch durchwegs bei den eigenen Versuchen der Fall war - wird einem die ausserordentliche Bedeutung dieses Verbindungsteils bewusst. Das gesamte Verhalten der Verbindung, d.h. das Trag- und auch das Verformungsver-

halten, wird durch die auf Zug beanspruchten Schrauben ausgeprägt gekennzeichnet. Ausschlaggebend für den Tragwiderstand der Verbindung ist folglich in aller Regel primär der Tragwiderstand der zugbeanspruchten Schraube selber.

Oftmals unbeachtet bleibt der Einfluss des Verformungsverhaltens der Schraube. Dieses beeinflusst aber zum einen die Steifigkeit sowie das Rotationsvermögen der Verbindung und kann zum anderen aber auch - über interne Kraftumlagerungen - Konsequenzen für das Tragvermögen nach sich ziehen. Das Verhalten der Verbindung als Ganzes wird folglich signifikant durch das Trag- und durch das Verformungsverhalten der Schraube selber beeinflusst und zum grossen Teil gar diktiert. Dies war die Veranlassung der Frage zu den wesentlichen Einflussgrössen und deren Charakterisierung der einzelnen auf Zug beanspruchten Schraube in eigenen Versuchen nachzugehen. Die Durchführung der Versuche und deren Ergebnisse sind im Bericht «Trag- und Verformungsverhalten von auf Zug beanspruchten Schrauben» [2.4] detailliert festgehalten. Die daraus gewonnenen Erkenntnisse werden im nachfolgenden Kapitel 3 im Hinblick auf deren weitere Verwendung in der Stirnplattenverbindung eingehend aufgearbeitet und ausgewertet.

Als erstes lassen sich daraus zusammenfassend die bezüglich der Schraube für das Trag- und hauptsächlich für das Verformungsverhalten der Stirnplattenverbindung massgeblichen Grössen wie folgt separieren:

- Schraubenmaterial
- Versagensform der Schraube
- Belastete Gewindelänge der Schraube
- Verbindungsinterne Kraftumlagerung
- Biegebeanspruchung der Schraube
- Vorspannung der Schraube

Wie erwähnt, erfolgt eine detaillierte Auslegung, Erläuterung und Qualifikation dieser Grössen unter dem Aspekt der Beeinflussung des Verformungsverhaltens im nachfolgenden Kapitel 3 und bezüglich deren Auswirkungen in der Verbindung im Kapitel 5.

2.3 Berechnung des Tragvermögens

2.31 Übersicht zu den bestehenden Berechnungsmodellen

Den Ingenieur in der Praxis interessiert als erstes neben der wirtschaftlichen Ausbildung und der konstruktiven Konzeption der Verbindung hauptsächlich die für die Bemessung erforderliche Bestimmung des Tragwiderstandes. Daher, aber auch zum besseren Verständnis der weiteren Darlegungen, werden zunächst die gebräuchlichen Berechnungsverfahren und die einschlägigen Modellvorstellungen zur rechnerischen Bestimmung des Tragwiderstands der geschraubten Stirnplattenverbindung ihrem Grundsatz nach erläutert.

Die in der einschlägigen Literatur wie auch in den entsprechenden Regelwerken aufgeführten und beschriebenen Ansätze dazu sind ausserordentlich vielfältig. Viele davon haben empirischen Charakter, andere wiederum sind hochkomplex, oftmals schwer verständlich und kaum durchschaubar oder aber sie sind auf ganz spezifische Ausbildungen begrenzt. Hinzu kommen die eben erwähnten unterschiedlichen Gewohnheiten der Praxis bezüglich der geometrischen Formen und Proportionen der Ausbildung.

Die Berechnung der Stirnplattenverbindung war und ist Gegenstand vieler Untersuchungen und Arbeiten. Viele der hervorgebrachten Vorschläge lehnen sich an die Arbeiten von Sahmel [2.5] und Beer [2.6] an. Diese unterlegen ihrem Modell die Naviertheorie und gehen folglich von einem linearisierten Gesamtverhalten der Verbindung aus, wobei sie dementsprechend eine durchgehende Druckzone im gesamten Pressungsbereich und als Zugzone die Schraubenquerschnittsflächen - entweder exakt an der jeweiligen Position oder verschmiert über die Trägerhöhe - annehmen. Dieser Modellansatz gilt als weitgehend zutreffend, falls die Anschlussschrauben anteilmässig nach den Flächen des anzuschliessenden Profils aufgeteilt, d.h. also auch im Steg Schrauben angeordnet sind.

Bei den heute üblichen Konstruktionsarten werden die Schrauben im Zugbereich mehrheitlich nur noch im Bereich des Flansches plziert, wo sie auch den Momentenanteil des Steges übernehmen sollen. Die Schraubenkraftverteilung nach Navier ist dabei kaum zutreffend. Die auf das elastische Verhalten abgestellte Modellvorstellung ist ausserdem aus einem weiteren Grund nicht angezeigt. Wenn auch die Annäherung eines geradlinigen Klaffungszustandes akzeptiert wird, so liegt gleichwohl kein geradliniger Verzerrungs- und Spannungszustand vor, da die Schraube im Gegensatz zum Druckbereich letztlich eine endliche Länge aufweist. Die in Anlehnung an die klassische Stahlbetonbemessung von Feder [2.7], Schubert [2.8] oder Wöller [2.9] entwickelten Verfahren gelten somit in erster Näherung innerhalb des elastischen Bereichs für Stirnplattenverbindungen, solange sich keine Klaffung einstellt. Voraussetzung dazu ist eine ausreichend hohe Steifigkeit der Flansche wie auch der Kopfplatte, damit sich die getroffene Annahme der geradlinigen Verteilung der Schraubenkräfte einigermassen erfüllen lässt.

Eine rechnerische Analyse, welche die nichtlineare Nachgiebigkeit der Schrauben und der Kopfplatte berücksichtigt, gestaltet sich äusserst schwierig, da die einzelnen Kennwerte untereinander über die Verformung der Kopfplatte gekoppelt sind. Selbst bei der Annahme unabhängiger, elasto-plastischer Federkennwerte für die einzelnen Teile bleibt das Problem als statisch unbestimmtes System nach wie vor komplex. Die meisten Modelle behelfen sich deshalb damit, dass sie das angreifende Moment vereinfachend in ein Kräftepaar aufteilen, welches den Zugschrauben am Zugflansch und einer definierten Kontaktzone im Bereich des Druckflanschs zugeordnet wird. Die einzelnen Ansätze unterscheiden sich in der Detaillierung, wie der Festlegung des Hebelarms, der Angabe zusätzlicher Hebelkräfte, der Vorgabe zur Übernahme der Querkraft usw. Bei der Erfassung der Wirkungsweise der Kopfplatte sind innerhalb der gebräuchlichsten Modellvorstellungen vom Grundsatz her zwei Prinzipien auszumachen: Das eigentliche Plattenmodell und das sogenannte "T-Stummel"-Modell.

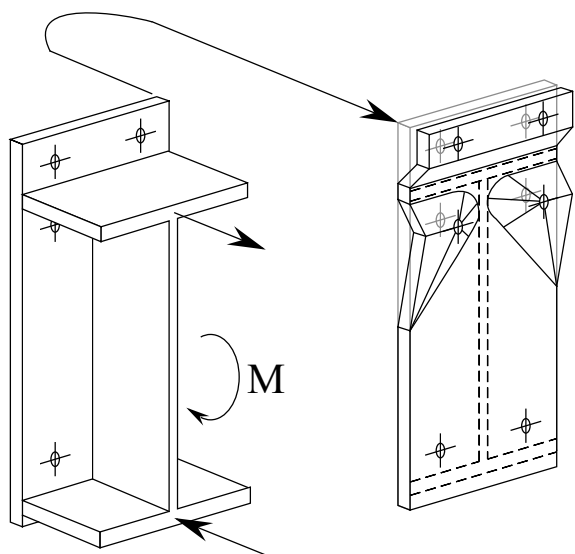


Abb. 2.07:
Idealisierung des Tragverhaltens der
Kopfplatte beim Plattenmodell durch
Bestimmen der Bruchbilder

Die Beanspruchung in der punktförmig durch die Schraubenkräfte hauptsächlich auf Biegung beanspruchten Kopfplatte ist im wesentlichen von der Art ihrer Lagerung, d.h. von den geometrischen Verhältnissen, der Steg- und Flanschdicke des angeschlossenen Profils sowie der Dicke der entsprechenden Anschlussnähte abhängig. Eine auf der herkömmlichen Plattentheorie durchgeführte Berechnung wird durch die folgenden Umstände erschwert: Zunächst ist die Dicke der Kopfplatte bei den vorhandenen Geometrieverhältnissen im Sinne der Plattentheorie als "dick" zu bewerten. Zudem treten lokal grosse Schubbeanspruchungen auf. Im weiteren erfahren die Plattenelemente durch die Schraubenlöcher eine Schwächung, welche wiederum durch den das Loch übergreifenden Schraubenkopf bzw. der Mutter zum Teil ausgeglichen wird. Alles in allem eine Situation, welche eine zweckmässige, auf der klassischen Plattentheorie basierende Analyse zur Erfassung des Verhaltens der Kopfplatte verunmöglicht.

Aufgrund dieser Gegebenheiten vereinfacht das "Plattenmodell" indem Rand- und Auflagerbedingungen der Kopfplatte idealisiert werden und der Tragwiderstand unter Anwendung der Bruchlinientheorie erfasst wird. Dabei werden der Berechnung mögliche Bruchbilder, welche durch die Annahme denkbarer Fliesslinien nachgebildet sind, zugrunde gelegt (vgl. Abb. 2.07). Durch jeweiliges Gleichsetzen der Arbeit der inneren Kräfte, d.h. der Arbeit der Biegemomente im Bruchzustand, mit der Arbeit der äusseren Kräfte, d.h. der Arbeit der zum Bruch führenden Einwirkung, wird der Tragwiderstand der Platte ermittelt. Grundsätzlich bietet dieses Vorgehen die Möglichkeit, Platten verschiedenster Grundrissform, unterschiedlichster Lagerung und jeglicher Belastung in einfacher Weise zu untersuchen. Das eindeutige Bestimmen des massgebenden Bruchbilds bildet hingegen primär die Hauptschwierigkeit. Die Einhaltung der Randbedingungen bzw. Verträglichkeitsbedingungen wird dabei grösstenteils unterschlagen oder vergessen (vgl. Abschnitt 6.25). Als eigentliche Wegbereiter zur Modellierung der Kopfplatte mittels einem Plattenmodell gelten die Arbeiten von Surtees und Mann [2.10].

Zoetemeijer [2.11] wie auch Agerskov [2.12] bestimmen die Lage der Fliesslinien mit Hilfe des Prinzips der virtuellen Arbeit und übertragen die dabei gewonnenen Ergebnisse auf ein einfaches Stabmodell, welches schliesslich als Grundlage für den sogenannten "T-Stummel" betrachtet werden kann.

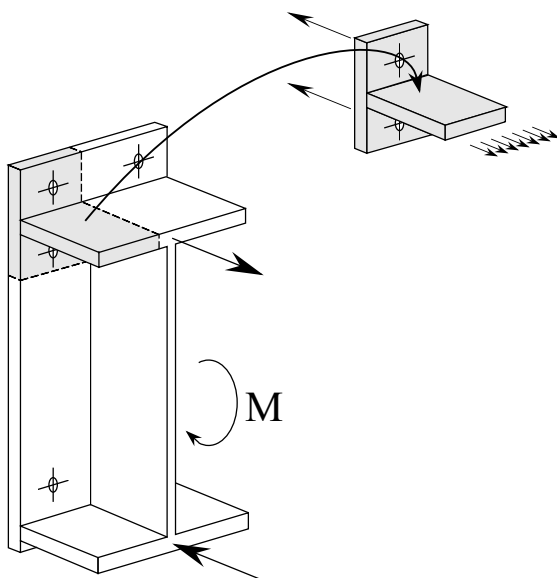


Abb. 2.08:
Die Idealisierung der Kopfplatte durch das Auslösen des Flansch-Platten-Übergangs mittels einer T-Verbindung

Beim heute etablierten "T-Stummel"-Modell wird im gezogenen Bereich der Verbindung der Übergang vom Flansch zur Kopfplatte bzw. vom Steg zur Kopfplatte aus der Verbindung separiert und als äquivalente T-Verbindung idealisiert (vgl. Abb. 2.08). Diese Reduktion verhilft

zum einen zu einer verständlichen Vorstellung zum Trag- und Versagensmechanismus des Zugbereichs der Verbindung und zum anderen auch zu einer vergleichsweise einfachen Erfassung des Tragwiderstandes.

Die Idealisierung auf den T-Stummel bietet daneben den Vorteil, dass sich an ihm die grundlegenden Prinzipien der Zusammenhänge bei der Kraftübertragung anschaulich und verständlich aufzeigen lassen. Als erstes sind im plastischen Grenzzustand grundsätzlich drei Versagensmechanismen auszumachen, welche sich in Abhängigkeit der Kopfplattendicke und des Schraubendurchmessers aufgrund folgender Ausbildungsformen einstellen:

- a) Die Ausbildung mit starker Kopfplatte und/oder schwachen Schrauben
- b) Die Ausbildung mit gleichmässiger Nutzung der Festigkeiten von Kopfplatte und Schraube
- c) Die Ausbildung mit schwacher Kopfplatte und/oder starken Schrauben

Im Fall a) bleibt die Kopfplatte praktisch unverformt und es stellt sich nach dem Überschreiten der Vorspannkraft der Schrauben eine klaffende Fuge ein. Die Schrauben werden theoretisch gleichmässig im Anteil zur äusseren, angreifenden Kraft beansprucht. Die Kopfplatte bleibt elastisch und der Tragwiderstand der Verbindung wird durch die Summe der Tragwiderstände der Schrauben bestimmt.

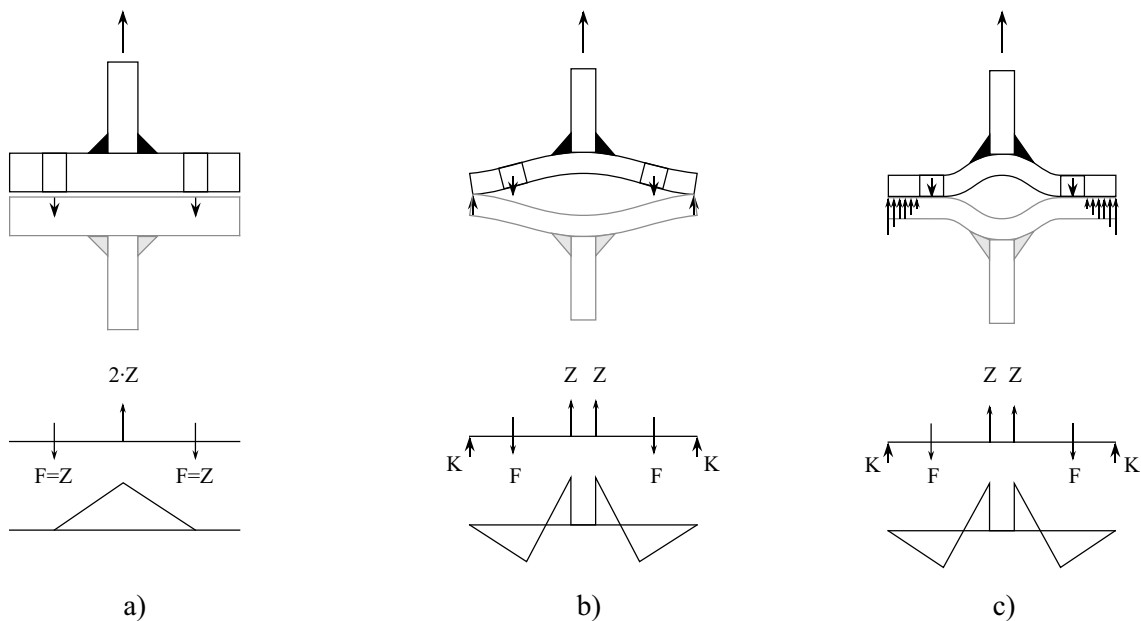


Abb. 2.09: Die Idealisierung der Zugzone der geschraubten Stirnplattenverbindung zu einer T-Verbindung und deren Reduktion auf ein Stabmodell zur Bestimmung der Beanspruchungen und Verformungen bei unterschiedlichen geometrischen Ausbildungsformen:

- a) Die Ausbildung mit starker Kopfplatte und/oder schwachen Schrauben
- b) Die Ausbildung mit gleichmässiger Nutzung der Festigkeiten von Kopfplatte und Schraube
- c) Die Ausbildung mit schwacher Kopfplatte und/oder starken Schrauben

Bei der ausgewogenen Bemessung von Kopfplatte und Schrauben (Fall b) hat sich im Grenzzustand im Bereich des Schraubendurchgangslochs noch kein vollständiges Fließgelenk in der Stirnplatte ausgebildet, während der Tragwiderstand der Schraube erreicht ist. Zusammen mit der Längung der Schraube klafft die Fuge bis zum Plattenrand und die Platte stützt sich ab, was zu einer Hebelwirkung und damit zu einer Zusatzbelastung der Schraube führt. Die Kopfplatte

bleibt im Sinne der Fliessgelenktheorie bis zur Einspannstelle im Steg hin elastisch, wodurch das System statisch unbestimmt bleibt. Mittels der Verformungsbedingung, wonach die Längung der Schraube gleich der Biegeverformung der Platte ist, lässt sich die Zugkraft in der Schraube bestimmen.

Bei der Ausführung nach Fall c) bilden sich in der Kopfplatte Fliessgelenke bevor die Schrauben versagen. Im Bereich der Schraube ist der Biege­widerstand der Platte zufolge der Lochschwächung etwas geringer als an der Einspannstelle zum Steg. Die Stützung durch die Schraube an dieser Stelle allerdings bewirkt eine Verschiebung der Fliesslinie gegen den Steg hin. Von der Schraube bis ans Plattenende verbleibt eine Flächen­pressung, so dass der wirkliche Beanspruchungsverlauf unbestimmt ist. Rechnerisch lässt sich diese Wirkung durch eine Ersatz­kontaktkraft K am Rand ersetzen. Der Tragwiderstand kann schliesslich über die Gleichgewichtsbedingungen ermittelt werden.

Die Nachformulierung der Zugzone der Stirnplattenverbindung durch ein T-Anschluss bringt auch versuchstechnisch wesentliche Vorteile, da der reine Zugversuch eines solchen symmetrischen Anschlusses deutlich einfacher und wenig aufwendiger als ein Versuch an einer voll ausgebildeten Stirnplattenverbindung durchzuführen ist.

Die theoretisch am T-Stück hergeleiteten rechnerischen Modelle wurden daher auch mittels zahlreichen Traglastversuchen - wobei jene von Steinhardt und Möhler [2.13], Valtinat [2.14], Sherbourne [2.15], Douty und McGuire [2.16], Delesques [2.17], Nair et al. [2.18], Agerskov und Thomson [2.19], Zoetemeijer [2.11], Oxfort [2.20], Rothe [2.21], Stark et al. [2.22] und Granström [2.23] zu den bekannten Grundlagenversuchen gehören - kalibriert und verfeinert.

2.32 Bestehende Berechnungsmodelle

Im Nachfolgenden werden drei, der heute in der Praxis angewandten Modelle zur Bestimmung des Tragwiderstands der geschraubten Stirnplattenverbindung hinsichtlich ihres Aufbaus und ihrer Grundprinzipien erläutert. Es sind dies die folgenden Berechnungsansätze:

- Berechnungsmodell "DASt/DStV"
- Berechnungsmodell "Eurocode 3/Anhang J"
- Berechnungsmodell "SZS"

2.321 Berechnungsmodell "DASt/DStV"

Um eine sichere und einfache Anwendung der geschraubten Stirnplattenverbindung für die Praxis zu ermöglichen, haben der Deutsche Stahlbau-Verband DStV zusammen mit dem Deutschen Ausschuss für Stahlbau DASt in den siebziger Jahren ein Berechnungsverfahren zur Bestimmung des Tragwiderstandes entwickelt. Das vorgeschlagene Modell stützt sich auf eigens dafür durchgeführte Traglastversuche ab. Die Ergebnisse für geregelte Verbindungsausbildungen liegen für den Ingenieur in Form eines Tabellenwerkes, dem Ringbuch des Deutschen Stahlbau-Verbandes [2.2] vor.

Die für bündige und überstehende Kopfplattenausbildung mit zwei und vier Schraubenreihen typisierten Verbindungen sind für Walzprofile in Stahl S235, der Kopfplatte in S235 und vorgespannte Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 ausgelegt. Da sich die Stirnplattendicke, der Schraubendurchmesser sowie die Anordnung der Schrauben gegenseitig beeinflussen, ist die Stirnplattendicke d_p in Abhängigkeit des Schraubendurchmessers festgelegt. Die zugehörigen Vorgaben sind in der nachfolgenden Tabelle 2.04 wiedergeben.

Form der Stirnplatte	Anzahl der senkrechten Schraubenreihen	Stirnplattendicke d_p
überstehend	2	$1.00 \cdot d$
	4	$1.25 \cdot d$
bündig	2	$1.50 \cdot d$
	4	$1.70 \cdot d$

Tab. 2.04: Festlegung der Stirnplattendicke d_p in Abhängigkeit des Schraubendurchmessers d bei den typisierten Stirnplattenverbindungen der DAST [2.2]

Das vorgegebene Berechnungsverfahren baut auf mechanischen Grundprinzipien auf. Das angreifende Biegemoment wird in ein Kräftepaar aufgeteilt, welches die gesamte Zug- bzw. Druckkraft auf die beiden Flansche absetzt. Da die Ausbildung derart ist, dass die Schrauben ausschliesslich im Bereich der Flansche angeordnet sind, geht das Modell davon aus, dass die Flansche auch den Momentenanteil des Steges mitübernehmen. Die Konzentration des Biegemoments auf die beiden Flansche setzt jedoch voraus, dass der Steganteil am Biegemoment klein ist ($I_{\text{Steg}}/I_{\text{total}} \leq 0.15$), was bei den Walzprofilen der Fall ist. Zur Bestimmung des Tragwiderstandes der Verbindung ist der Widerstand der Zugzone verantwortlich. Der Maximalwert der zu übertragenden Gesamtzugkraft wird durch den Tragwiderstand der Schrauben und das plastische Moment der Kopfplatte bestimmt. Die dabei am vereinfachten Stabmodell rechnerisch zu berücksichtigenden Hebelarme sind über die Traglastversuche kalibriert und weichen von der effektiven Geometrie geringfügig ab (vgl. Abb. 2.10).

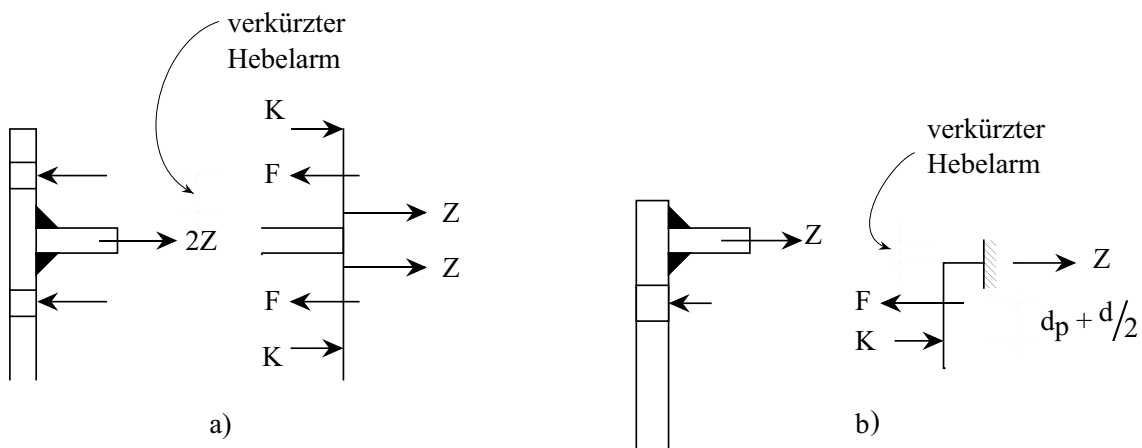


Abb. 2.10: Prinzip der Kraftverteilung beim Rechenansatz nach DAST-Modellannahme mittels vereinfachtem Stabsystem:

- a) Überstehende Stirnplattenverbindung
- b) Bündige Stirnplattenverbindung

Bei der Ausbildung mit vier Schraubenreihen werden die aussenliegenden Schrauben zufolge der unvermeidlich grösseren Verformung der Stirnplatte bzw. der geringeren Steifigkeit der Kopfplatte und der dadurch hervorgerufenen ungleichmässigen Schraubenkraftverteilung mit nur 80% ihres Tragwiderstandes berücksichtigt. Die Kopfplatte wird mittels beidseitigen Kehlnähten mit dem Profil verbunden, wobei die Kehlnahtstärke beim Anschluss des vollen Trägermomentes jeweils die Hälfte der anzuschliessenden Blechdicke betragen soll. Die somit gegenüber der einschlägigen Norm DIN 18800 [2.24] Teil 1 leicht reduzierten Schweißnahtstärken sind durch die in den Versuchen erzielten Ergebnisse begründet. Die Übernahme der Querkraft wird alleinig den Schrauben auf der Druckseite zugeordnet.

2.322 Berechnungsmodell "Eurocode 3/Anhang J"

Der Eurocode 3/Anhang J [2.25] beinhaltet ein umfangreiches Bemessungskonzept zur Ermittlung des Tragwiderstandes biegebeanspruchter Stirnplattenverbindungen. Das Grundprinzip basiert auf der Zerlegung der Verbindung in einzelne Komponenten, für deren individuelle Versagensform entsprechende Tragwiderstände errechnet werden, welche zusammengesetzt den Gesamttragwiderstand der Verbindung liefern. Das Berechnungsmodell des Eurocodes stützt sich ausschliesslich auf theoretische Überlegungen ab und ist nicht über eigens darauf abgestimmte experimentelle Untersuchungen kalibriert. Die Überprüfung mit früher durchgeführten Versuchen führte schliesslich auch dazu, dass das ursprüngliche Modell für den Anhang J rev [2.26] überarbeitet wurde. Durch den weit gefassten Anwendungsbereich und die möglichst allgemein gültige Formulierung steigt der Berechnungsaufwand unweigerlich und der Ansatz verliert an Übersichtlichkeit.

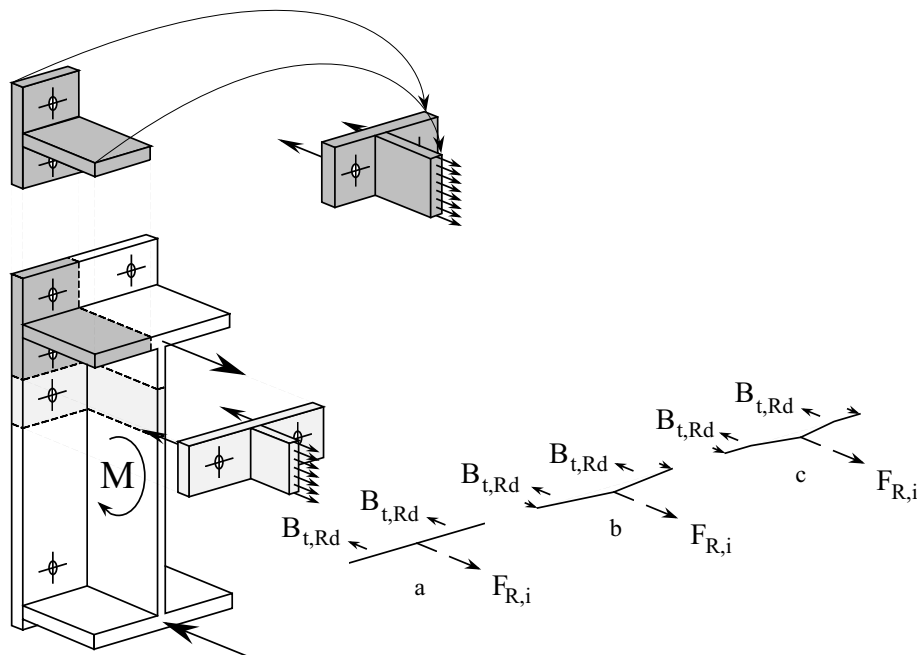


Abb. 2.11: Prinzip der Modellbildung mit äquivalenten T-Stümmel pro Schraubenreihe nach Eurocode 3/Anhang J rev. [2.26] in Abhängigkeit des Versagensmechanismus a, b oder c gemäss Abbildung 2.09 (Bezeichnungen nach EC3)

Das Berechnungsmodell des Eurocodes basiert dem Prinzip nach auf der Idealisierung des Zugbereichs in äquivalente T-Verbindungen mit entsprechenden mitwirkenden Breiten. In Gedanken folgt das Modell dem Kraftverlauf in der Verbindung und ermittelt für jede Einzelkomponente bzw. jede Einzelzone, der eine spezifische Beanspruchung und Versagensart zugeordnet werden kann, den zugehörigen Tragwiderstand. Die darauf beruhenden Versagensarten lassen sich vereinfacht wie folgt ausdrücken:

- a) Zugbeanspruchung des Trägersteiges
- b) Biegebeanspruchung der Stirnplatte und Zugbeanspruchung der Schraubenreihe: Die Zugzone der Kopfplatte wird dabei als eine Reihe von äquivalenten T-Stümmeln aufgefasst (vgl. Abb. 2.11). Die einzelnen Schraubenreihen sind sowohl alleine als auch in gemeinsamer Wirkung anhand solcher T-Verbindungen zu untersuchen, wobei jede Schraubenreihe auf zwei Schrau-

ben beschränkt ist. Der Tragwiderstand der T-Stummel selber wird aufgrund der Bildung sogenannter Fliesslinienmuster, deren mögliche Ausformung in Abhängigkeit der Steifigkeitsverhältnisse bzw. des Versagensmechanismus vorgegeben wird, ermittelt

c) Druckbeanspruchung des Trägerflansches

Der Biegetragwiderstand der Verbindung ist schliesslich die Summe der Teilmomente aus der Schraubenkraft der jeweiligen Schraubenreihe und dem zugehörigen Hebelarm h_i , wobei die nach Versagensarten a) und b) begrenzten Zugkräfte der einzelnen Schraubenreihen $F_{R,i}$ einzusetzen sind. Falls die Druckbeanspruchung des Trägerflansches massgebend wird, sind diese Schraubenzugkräfte unter Berücksichtigung der Gleichgewichtsbedingungen auf die Werte "red" $F_{R,i}$ abzumindern. Der Drehpunkt bzw. Angriffspunkt der resultierenden Druckkraft F_C befindet sich bei reiner Biegebeanspruchung in der Mitte des Druckflansches des angeschlossenen Trägers.

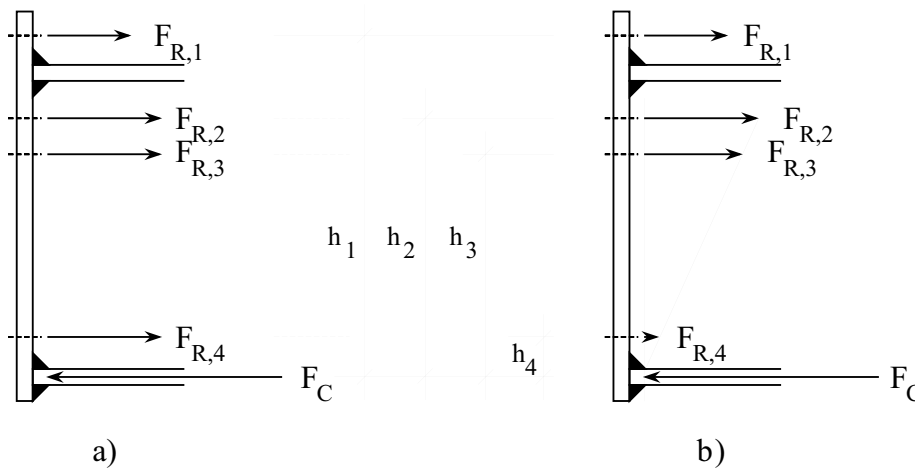


Abb. 2.12: Prinzip der Kräfteverteilung nach Eurocode 3/Anhang J rev. [2.26] in Abhängigkeit der Schraubenkraft (Bezeichnungen nach EC3):

- a) Durch Begrenzung der Schraubenkraft soll die plastische Verformung der Kopfplatte erreicht werden, wodurch die Schraubenkräfte gleichmässig verteilt anzunehmen sind
- b) Falls in einer Schraubenreihe der Schraubentragwiderstand erreicht wird, ist eine elastische Verteilung der Schraubenkräfte der darunterliegenden Schraubenreihen vorzunehmen

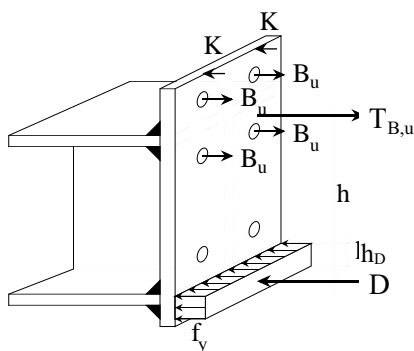
Grundsätzlich wird von einer plastischen Verteilung der Zugkräfte der einzelnen Schraubenreihen ausgegangen. Mit der Begrenzung der Zugkraft der einzelnen Schraubenreihen auf $1.9 \cdot B_{t,Rd}$ soll eine plastische Verformung der Kopfplatte erreicht werden, welche schliesslich den Ausgleich ermöglicht. Dabei stellt $B_{t,Rd}$ die Bemessungszugkraft einer Schraube dar. Der Grenztragwiderstand $F_{R,i}$ der kleinsten Einheit ist in jedem Fall durch den Tragwiderstand der beiden Schrauben mit $2 \cdot B_{t,Rd}$ festgelegt. Bei der volltragfähigen Verbindung sind bei Überschreitung in einer Schraubenreihe die Schraubenkräfte der darunter liegenden Reihen der elastischen Verteilung folgend abzumindern (vgl. Abb. 2.12b). Bei der teiltragfähigen Verbindung darf auch in diesem Fall plastisch verteilt werden, wobei der Tragwiderstand der einzelnen Schraubenreihe jedoch auf den Wert $1.9 \cdot B_{t,Rd}$ begrenzt ist (vgl. Abb. 2.12a).

2.323 Berechnungsmodell "SZS"

Das von Prof. E. Gehri konzipierte Modell baut im Grundsatz darauf auf, dass der Tragwiderstand der geschraubten Stirnplattenverbindung auf Biegung durch das Versagen der auf Zug beanspruchten Schrauben bestimmt ist. Mit anderen Worten, die geometrischen Proportionen der

übrigen Bestandteile der Verbindung, wie etwa die der Stirnplattendicke und der Schweißnahtstärke, sind so gewählt, dass deren Tragwiderstand entsprechend höher liegt.

Das Grundprinzip des Rechenmodells geht wie der vorgängig vorgestellte Ansatz nach DAST vom gleichen Grundgedanken aus und ersetzt das zu übertragende Anschlussmoment M_A durch ein adäquates Zug-Druck-Kräftepaar. Unter der zusätzlichen Vorgabe, dass das Versagen der Verbindung durch den Bruch der zugbeanspruchten Schrauben zu erfolgen hat, ist der Tragwiderstand der Verbindung im Grunde genommen durch den Gesamttragwiderstand $T_{B,u}$ der auf Zug beanspruchten Schrauben festgelegt. Ihm steht eine gegengleiche Kraft "D" auf der Druckseite gegenüber. Die Modellvorstellung geht davon aus, dass sich diese Druckkraft von der Unterkante der aussenliegenden Schweißnaht über der Breite des Druckflansches ($2c$) und der zur Aufnahme der Druckkraft erforderlichen Höhe h_D mit der Fließspannung f_y gleichmässig verteilt (vgl. Abb. 2.13). Somit ist der Angriffspunkt der Druckkraft und folglich auch der Hebelarm h indirekt gegeben.



$$B_u = f_{t,u} \cdot A_{sp}$$

$$D = T_{B,u}$$

$$D = f_y \cdot 2c \cdot h_D = T_{B,u}$$

$$\rightarrow M_A = T_{B,u} \cdot h = D \cdot h$$

Abb. 2.13:
Grundprinzip des Rechenmodells "SZS"
nach [2.1] (Bezeichnungen nach SZS)

Verständlicherweise gilt diese Modellvorstellung nur unter der Voraussetzung einer verhältnismässig steifen Stirnplatte oder bei entsprechend günstigen geometrischen Verhältnissen, welche Zusatzkräfte "K" in Form von Hebelkräften ausschliessen. Bei der Ausbildung mit bündiger Stirnplatte, bei welcher die Stirnplattendicke mit der auf den eingesetzten Schraubendurchmesser d abgestimmten Vorgabe von $d_p \approx 1.5 \cdot d$ vergleichsweise dick respektive steif und der Abstand zum Flansch klein ist, trifft dies im grossen und ganzen zu.

Bei der Ausbildung mit überstehender Stirnplatte hingegen würde eine planmässige Verhinderung von Abstützkräften im überstehenden Kragbereich der Stirnplatte zu einer unverhältnismässig massiven Stirnplatte führen und in der Folge ausgesprochen unrentabel sein. Eine Vielzahl von Untersuchungen zur Hebelkraft bei überstehender Stirnplattenausbildung ist in der einschlägigen Literatur zu finden. Mehrheitlich wird darin die Fragestellung auf den unvergleichlich einfacheren, auf Zug beanspruchten T-Anschluss reduziert (vgl. Abb. 2.14).

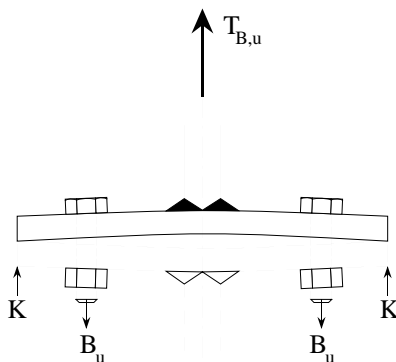


Abb. 2.14:
Ermittlung der Beanspruchungen an der überstehenden Kopfplatte mit Hilfe der Reduktion der vorhandenen Ausbildung auf einen symmetrischen T-Anschluss

Die meisten Autoren ziehen aus den Erkenntnissen an der zugbeanspruchten T-Verbindung Schlüsse zum Tragverhalten bzw. zur Grösse der Hebelkräfte der Verbindung mit überstehender Stirnplatte. Wie der Vergleich mit den Ergebnissen der eigenen, an vollständigen Stirnplattenverbindungen durchgeführten Versuche zeigt, sind in der Tat bei den vorliegenden Geometrien recht gute Übereinstimmungen zu beobachten. Die auf die vorgegebenen Geometrien der Regelanschlüsse nach SZS gezielte Auswertung bestehender Literatur und früherer Versuche (Douty und McGuire [2.16], Agerskov und Thomson [2.19], Stark et al. [2.22], Eurocode 3 revised Annex J [2.26], Fisher und Struik [2.27], Packer und Morris [2.28], Miazzon et al. [2.29], Agerskov [2.30], Kato und McGuire [2.31], Bouwman [2.32] und Granström [2.23]) nach der Frage zur Entwicklung und zur Höhe der Hebelkräfte am T-Anschluss wurde durch eine zusätzliche Parameterstudie mittels der eigenen FE-Berechnung mit Scheibenelementen ergänzt. Der Berechnung wurde zunächst ein ausschliesslich elastische Materialverhalten zugrunde gelegt. Im weiteren geht die Annahme vereinfachend von einer punktförmigen Abstützung der Stirnplatte beidseits am Ende des T-Stückes aus. Dies legt die Hebelkraft an den Rand der Stirnplatte, was letztlich auf Versagensniveau auch im Versuch zu beobachten ist. Die Ergebnisse der verschiedenen Berechnungsgänge dokumentieren die erwartete ausgeprägte Abhängigkeit der hervorgerufenen Hebelkraft K von der Stirnplattendicke d_p und der Lage der Schraube bezüglich ihres Abstandes zum Flansch a_i und jenem zum überstehenden Ende a_a , was sich durch das Hebelarmverhältnis a_i/a_a ausdrücken lässt.

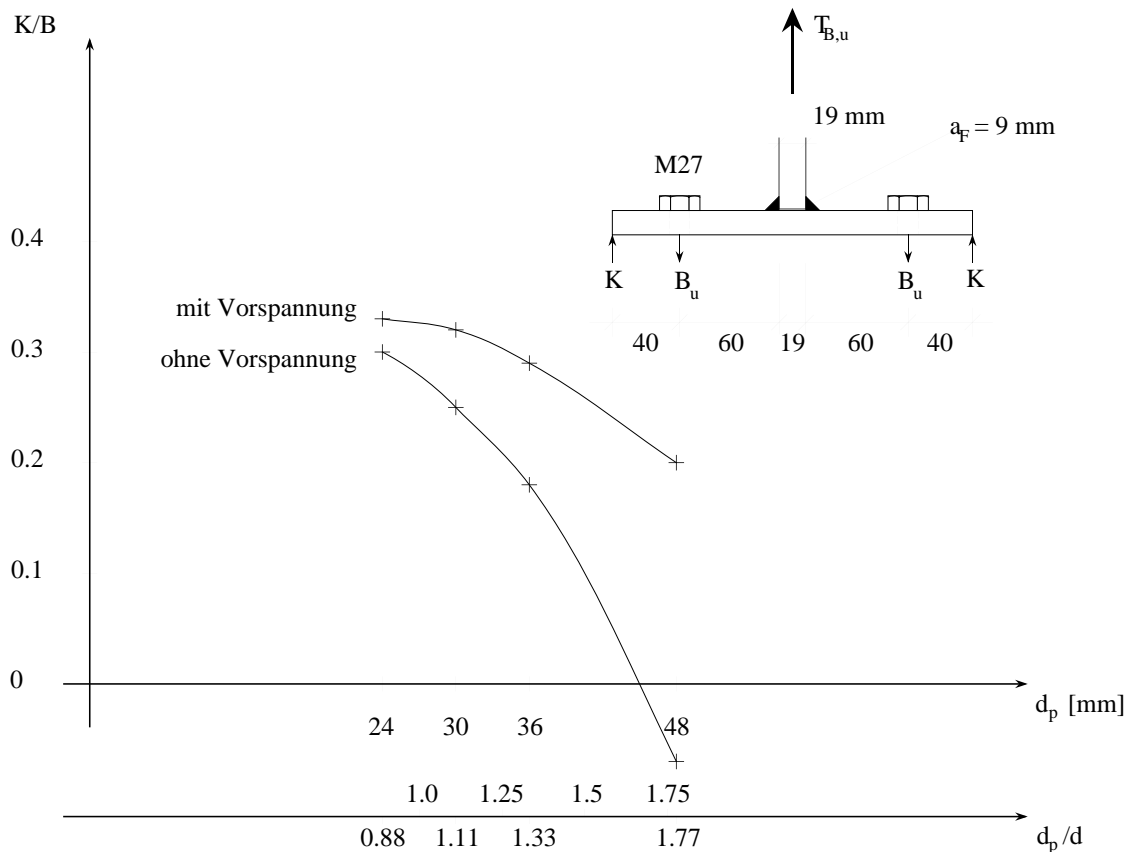


Abb. 2.15: Einfluss der Stirnplattendicke d_p bzw. der Vorspannung der Schraube auf die Grösse der Hebelkraft K aufgrund der mit dem FE-Scheibenmodell angestellten Berechnungen nach Gehri und Müller [2.33]

Deutlich geht aus den Berechnungen als erstes der Zusammenhang zwischen Plattenstärke d_p und der Grösse der Hebelkraft hervor (vgl. Abb. 2.15). Mit abnehmender Plattenstärke beginnt sich der Plattenrand stärker abzustützen und die Hebelkraft nimmt dementsprechend stetig zu. Geringere Vorspannung der Schrauben führen im Bruchzustand zu niedrigeren Hebelkräften

und somit zu stärkeren Beanspruchungen der Stirnplatte. Interessant in diesem Zusammenhang sind auch die Erkenntnisse aus entsprechenden Versuchen von Douty und McGuire [2.16] mit Schrauben, welche über plastisches Dehnungsvermögen verfügen. Dieselbe Konsequenz ist festzustellen: Mit zunehmender Duktilität der Schraube verringern sich die Hebelkräfte und gleichzeitig steigen die Beanspruchungen in der Platte an.

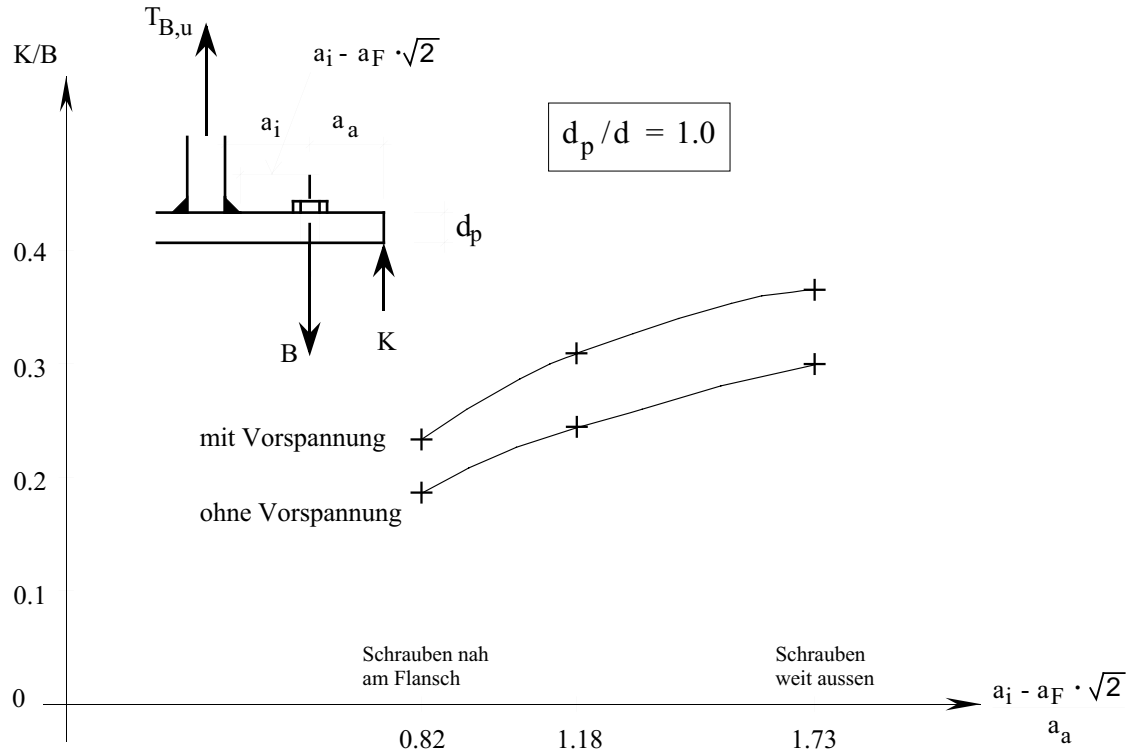


Abb. 2.16: Einfluss der Anordnung der Schrauben bzw. der Verhältnisse der "Hebelarme" und der Vorspannung der Schraube auf die Grösse der Hebelkraft K bei vorgegebener Kopfplattendicke $d_p = 1.0 \cdot d$ gemäss den Ergebnissen der FE-Berechnungen nach Gehri und Müller [2.33]

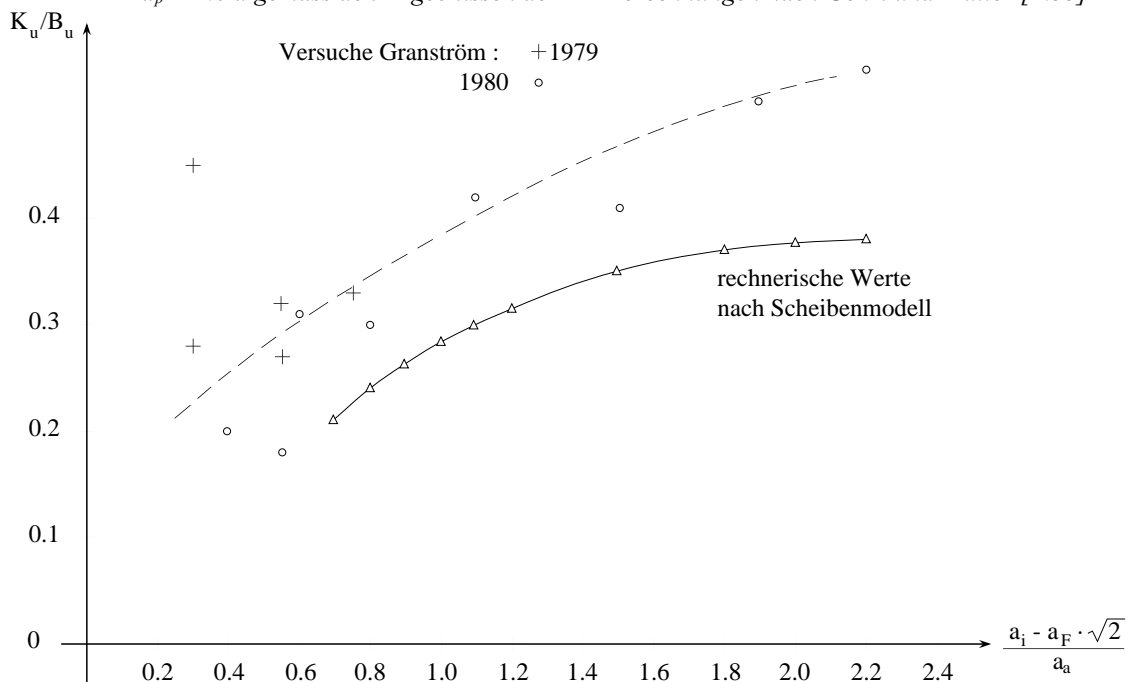


Abb. 2.17: Vergleich zwischen den mit der FE-Berechnung ermittelten Hebelkräften nach Gehri und Müller [2.33] und den Versuchsergebnissen von Granström 1979 [2.34] und 1980 [2.23]

Die Veränderung der Lage der Schraube bei der vorgegebenen Kopfplattendicke von $d_p = 1.0 \cdot d$ und gleichbleibender Gesamthöhe des Überstandes zeigt die erwartete Zunahme der Hebelkraft bei grösser werdendem inneren Kragarm a_i (vgl. Abb. 2.16). Auch hier ist der Einfluss der Vorspannung der Schraube, wenn auch in etwas geringerem Masse als im Zusammenhang mit der Plattenstärke, zu erkennen. Der Vergleich zwischen den über das FE-Scheibenmodell errechneten Hebelkräften und den aus Versuchen gewonnenen Werte (z.B. Granström [2.34] und [2.23]) zeigt bezüglich der Erfassung der qualitativen Zusammenhänge eine grundsätzliche Affinität zwischen den Versuchsergebnissen und den Berechnungswerten. Quantitativ unterschätzt die FE-Berechnung tendenziell die Grösse der Hebelkräfte (vgl. Abb. 2.17).

Die Umsetzung der Ergebnisse der theoretischen Untersuchungen am T-Anschluss zur Hebelkraft in das eigentliche Rechenmodell "SZS" geht von den für die Regelanschlüsse vorliegenden Hebelarmverhältnissen ($0.8 \div 1.3$) und den bestehenden Paarungen von Plattenstärke und Schraubendurchmesser ($d_p \approx 1.0 \cdot d$) aus. Bei diesen Vorgaben zeigen sich Werte für die Abstützkräfte am Überstandsende, welche im Maximalen bei rund 30% der zugehörigen Schraubkräfte liegen.

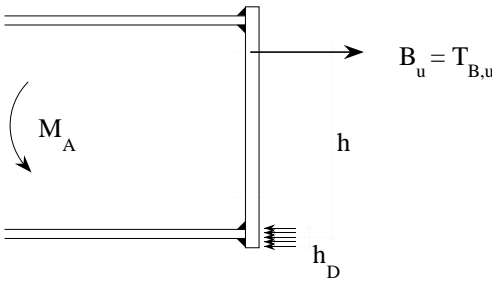
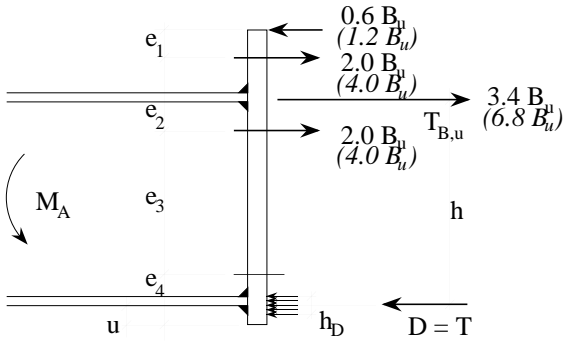
Biegetragwiderstand bündige Kopfplatte: $M_A = T_{B,u} \cdot h$	Biegetragwiderstand überstehende Kopfplatte: $M_A = T_{B,u} \cdot h$
<p>Bei 2 Schraubenreihen: $T_{B,u} = 2 B_u$</p> <p>Bei 4 Schraubenreihen: $T_{B,u} = 4 B_u$</p> <p>Zugtragwiderst. der einzelnen Schraube: $B_u = f_{t,u} \cdot A_{sp}$</p> <p>Hebelarm: $h = e_3 + e_4 - \left(u - \sqrt{2} \cdot a_F + \frac{T_{B,u}}{f_y \cdot 4 \cdot c} \right)$</p> 	<p>Bei 2 Schraubenreihen: $T_{B,u} = 2 (0.7 + 1.0) B_u = 3.4 B_u$</p> <p>Bei 4 Schraubenreihen: $T_{B,u} = 4 (0.7 + 1.0) B_u = 6.8 B_u$</p> <p>Zugtragwiderstand der einzelnen Schraube: $B_u = f_{t,u} \cdot A_{sp}$</p> <p>Hebelarm: $h = \frac{0.7e_2 - 0.3e_1}{1.7} + e_3 + e_4 - \left(u - \sqrt{2} \cdot a_F + \frac{T_{B,u}}{f_y \cdot 4 \cdot c} \right)$</p> 

Abb. 2.18:
Rechenmodell für die Verbindung mit bündiger Stirnplatte nach SZS: Bestimmung des Tragwiderstandes der massgebenden Schraubengruppe im Biegezugbereich $T_{B,u}$ und Ermittlung des zugehörigen Hebelarms h (Bezeichnungen nach SZS)

Abb. 2.19:
Rechenmodell für die Verbindung mit überstehender Stirnplatte nach SZS: Bestimmung des Tragwiderstandes der massgebenden Schraubengruppe im Biegezugbereich $T_{B,u}$ und Ermittlung des zugehörigen Hebelarms h (Bezeichnungen nach SZS)

Vor diesem Hintergrund vereinfacht das Modell und setzt für alle Regelanschlüsse mit überstehender Stirnplatte eine einheitliche Hebelkraft von 30% der Schraubenbruchkräfte ($K/B = 0.3$) der im Überstand angeordneten Schrauben an. Der für die Übertragung der Zugkraft verbleibende Anteil dieser Schrauben beträgt demnach noch 70% ihres Bruchwiderstandes. Auf der Flanschinnenseite geht man, gleich wie bei der Verbindung mit bündiger Stirnplatte, von deutlich günstigeren Stützungsbedingungen der Platte und dementsprechend auch kleineren Plattenverformungen aus und rechnet keine Hebelkräfte mit ein. Die auf der Innenseite des Trägerprofils liegenden Schrauben liefern folglich im Rechenmodell ihren uneingeschränkten Tragwiderstand (vgl. Abb. 2.18 und 2.19).

Um schliesslich auch die Bemessung und Kontrolle des überstehenden Teils der Stirnplatte selbst möglichst einfach zu halten, wurde versucht, die Schnittkräfte über das simple Stabmodell zu errechnen (vgl. Abb. 2.20). Diese Vereinfachung liefert jedoch für das massgebende Einspannmoment beim Übergang Platte-Schweissnaht im Vergleich zu den Werten der Scheibenberechnung durchwegs zu hohe Werte. In ähnlicher Art, wie dies beim DAST-Modell geschieht, wird die festgestellte Differenz über eine fiktive Verkürzung des inneren Kragarms mittels der Verschiebung des massgebenden Schnittes um das Mass $c' = (d_p + d)/10$ ausgeglichen.

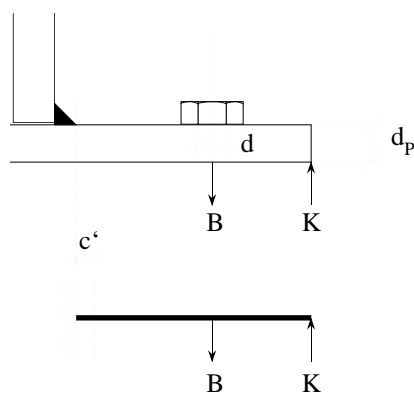


Abb. 2.20:
Vereinfachtes Stabmodell mit Reduktion der inneren Kragarmlänge a_i um c' zur Ermittlung des massgebenden Einspannmomentes zur Bemessung bzw. Kontrolle der Stirnplatte

Der für die Bemessung wichtige Biegezugwiderstand der Stirnplatte an dieser Stelle ist wohl kaum vergleichbar mit jenem eines normalen Trägers. Der gedrungene Querschnitt, der mehrachsiale Beanspruchungszustand wie auch die lokale, enge Begrenzung der Maximalbeanspruchung zusammen mit dem grossen Momentengradienten sind Umstände, die den Biegetragwiderstand mehrheitlich günstig beeinflussen. Campus [2.35] zeigt beispielsweise mit seinen Versuchen an auf Biegung beanspruchten Flachstähen, dass sich das Material noch weit über das rein theoretische plastische Moment (f_y experimentell im Zugversuch bestimmt) hinaus elastisch verhielt und zudem deutliche Steigerungen möglich waren. In Berücksichtigung dieser Überlegungen wird vorgeschlagen, der plastische Biegetragwiderstand der Stirnplatte an der erwähnten Übergangsstelle bzw. dem massgebenden Bemessungsquerschnitt anstelle der herkömmlichen Flie遝sspannung f_y mit der auf $0.8 \cdot f_u$ erhöhten Spannung zu bestimmen.

Insgesamt zeichnet sich das vorliegende Berechnungsmodell "SZS" durch seinen einfachen, verständlichen und gut nachvollziehbaren Aufbau sowie durch die bemerkenswerte Kongruenz aus. Letzteres zeigen auch die Vergleichsrechnungen zu weiteren durchgeführten Versuchen (vgl. Abschnitt 5.221). Voraussetzung dafür ist die Einhaltung der vorgegeben, minimalen Konstruktionsgrundsätze. Falls dies der Fall ist, kann der Rechenansatz auch für die Bestimmung des Tragwiderstandes von nicht tabellierten Ausbildungen herangezogen werden.

3. Die zugbeanspruchte Schraube

3.1 Grundsätzliches zum Verformungsverhalten der Schraube

3.11 Ausgangssituation und Grundkenntnisse

Der Schraube kommt in der geschraubten Stirnplattenverbindung, wie in den vorangehenden Abschnitten aufgezeigt, eine zentrale Bedeutung zu. Nicht nur dass sie bei den meisten Ausführungen letztlich den Tragwiderstand begrenzt, sondern auch in der Form, dass sie dominant das Verformungsverhalten der Verbindung mitbestimmt. Die Auseinandersetzung mit der auf Zug beanspruchten Schraube ist folglich naheliegend, wobei aus der vorliegenden Fragestellung heraus zur Hauptsache deren Verformungsverhalten interessiert. Die folgenden Darstellungen, Überlegungen und gezogenen Schlüsse sind daher spezifisch auf diesen Problemkreis ausgerichtet.

Vom alltäglichen Umgang her ist die Schraube und Mutter ein vertrautes Bau- bzw. Verbindungselement. Die einfache Handhabung und die gewissermassen selbsterklärende Wirkungsweise schafft Affinitäten. Das einfache Verbindungsmittel ist jedoch bei genauerem Betrachten, wie sich zeigen wird, ein unvermutet komplexes Gebilde.



Abb. 3.01:

Die Schraube als einfaches und zuverlässiges Verbindungsmittel, welches auch die Montage von Stahlbauteilen vereinfacht und zum Teil erst gar ermöglicht. Wie das Bild zeigt, erlaubt sie Verbindungsausbildungen, in denen die Kraftübertragung mittels Scherbeanspruchung (Laschenstoss beim Fachwerkknoten) oder mittels Zugbeanspruchung (Stirnplattenverbindung beim Querträger) erfolgt.

Normalerweise beschäftigt den Ingenieur, was die Schraube anbelangt, sowohl im Maschinenbau wie auch im Baubereich, nahezu ausschliesslich das Tragverhalten der Schraube bei statischer oder dynamischer Beanspruchung. Mit anderen Worten, die Tragsicherheit der Schraube im Anschluss oder der Verbindung bestimmt den Alltag des entwerfenden und berechnenden Ingenieurs. Dementsprechend sind die Literaturbeiträge wie auch die Forschungsschwerpunkte zum überwiegenden Teil letztlich in irgendeiner Form auf die Belange des Tragverhaltens ausgerichtet. Die Auseinandersetzung mit der Verformung der Schraube ist demgegenüber deutlich zurückgesetzt und geschieht zur Hauptsache in zwei Bereichen: Zum einen bezüglich der Anforderung an die Bruchdehnung des Proportionalstabes als eine verlangte Minimalgrösse bei der Definition der Materialklasse und zum anderen als Ausgangswert für die Erstellung des bekannten Verspannungsdreiecks, für welches die elastische Längung der Schraube unter Vorspannung gebraucht wird.

In der Praxis ist die Tragfähigkeit der Schraube über ihre Werkstoffkennwerte mittels kalibrierter Bemessungsansätzen erfasst. Die Unterlagen dazu liefern eine Reihe umfangreicher, international durchgeführter Versuche und Untersuchungen, welche letztlich auch die Basis der Rechenansätze der einschlägigen Konstruktionsnormen bilden. Das Verformungsverhalten der Schraube wird für die genannten Fälle durch ein einfaches Federmodell formuliert, welches die einzelnen Schraubenteile als zylindrische Körper ersetzt (vgl. Abschnitt 3.422). Damit wird rechnerisch die elastische Nachgiebigkeit der Schraube bestimmt. Ansätze und Angaben zum effektiven Verformungsverhalten, welche den gesamten Beanspruchungsbereich erfassen, d.h. die elastischen wie auch die plastischen Verformungen, hingegen fehlen. In der Literatur sind hierüber keine schlüssigen Angaben zu finden.

Diese Situation gab Anlass zu umfangreichen Versuchsserien an Schrauben unter axialer Zugbeanspruchung. Die Ergebnisse hierüber sind im Bericht "Trag- und Verformungsverhalten von auf Zug beanspruchten Schrauben" [3.1] detailliert aufgeführt und erläutert. Der Schwerpunkt der angestellten Untersuchungen bildet die Erfassung und Qualifizierung der für das Verformungsverhalten der Schrauben massgeblichen Einflussgrössen. Eine zusammenfassende Übersicht über die Versuche selber gibt Abschnitt 3.2. Die daraus gewonnenen Erkenntnisse und Folgerungen zur Modellbildung sind Bestandteil der nachfolgenden Erläuterungen.

3.12 Last-Verformungs-Charakteristik der zugbeanspruchten Schraube

Vergegenwärtigt man sich zunächst die Beziehung zwischen Beanspruchung und Verformung, so liefert das entsprechende, aus dem axialen Zugversuch gewonnene Diagramm im Grunde genommen eine umfassende, qualitative und zugleich einfache Übersicht. Die daraus festgelegten Kennwerte bilden schliesslich die Grundlage für die Klassierung der Schrauben.

Betrachtet man die aus den Versuchen vorliegenden Diagramme, so lassen sich auf den ersten Blick zwei Grundtypen unterscheiden: Die Schraube mit dem charakteristisch spröden Bruch (vgl. Abb. 3.02 Kurve a) und demgegenüber die Schraube mit duktilem Versagensverhalten, deren Verformungs-Charakteristik durch mehr oder weniger grosse plastische Anteile gekennzeichnet ist (vgl. Abb. 3.02 Kurve b). Die zugehörigen Arbeitsvermögen sind dementsprechend stark verschieden.

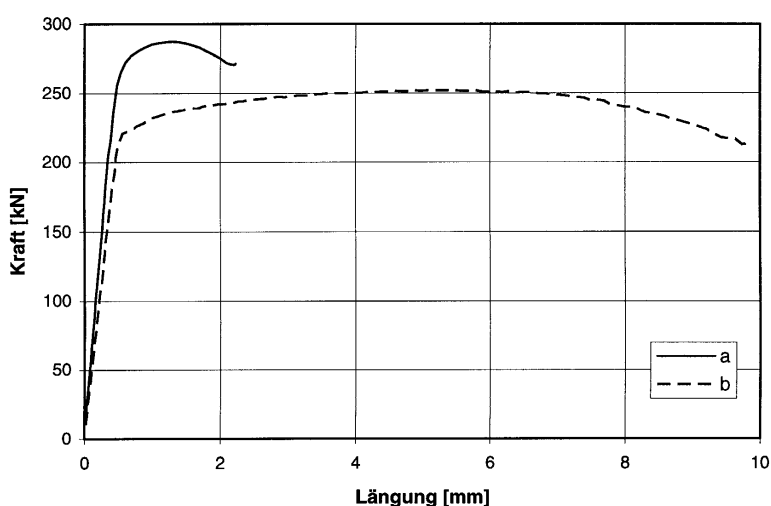


Abb. 3.02:
Last-Verformungs-Diagramme
zweier Schrauben M20 der FK
10.9 mit gleicher Belastungs-
länge $l_b = 97\text{mm}$ und ungefähr
gleicher Maximallast aber un-
terschiedlicher Gewindelänge
a) Schraube mit äusserst gerin-
gem Verformungsvermögen:
HV-Schraube DIN 6914,
M20x130, Schraube mit
Schaft
b) Schraube mit ausgeprägtem
Verformungsvermögen:
Schraube DIN 933,
M20x120, Schraube ohne
Schaft

Bei der Gegenüberstellung der Kurven fällt als erstes auf, dass sich der Kurvenverlauf vom gewohnten, aus der Flachprobe des herkömmlichen Baustahls ermittelten, unterscheidet. Wohl

zeigt die eine Kurve mit ihrem bis zum Bruch mehr oder weniger elastischen Verlauf Ähnlichkeiten zum Verhalten hochfester Stähle, wohingegen die andere Kurve, welche ab einem bestimmten Punkt stetig von der elastischen Geraden abbiegt, wiederum gewisse Parallelen zur klassischen Kurve mit Fließplateau aufweist, obschon es sich auch um einen hochfesten Werkstoff handelt – die Ursache allerdings ist letztlich eine andere. Während bei der traditionellen Flachzugprobe dafür zur Hauptsache der Werkstoff verantwortlich ist, ist das Verformungsverhalten der Schraube dagegen im wesentlichen durch die geometrische Form bestimmt.

Die Spannungs-Dehnungs-Beziehung der Schraube unterscheidet sich folglich inhaltlich von derjenigen der herkömmlichen Werkstoffprüfung. Indem gegenüber der traditionellen Flachprobe mit der Schraube ein Bauteil geprüft wird, subsummiert sie die einzelnen komplexen Verhältnisse der Schraube zu einer einzigen "Aussage". Insgesamt handelt es sich um eine integrale Bauteilkurve, deren Verlauf als solches zur Hauptsache durch zwei Punkte charakterisiert ist:

1. Das Bauteil "Schraube" setzt sich aus geometrisch verschiedenen Teilen zusammen. Unterschiedliche Querschnittsmasse führen im Grundsatz auch zu unterschiedlichen Beanspruchungsniveaus, so dass sich letztlich, vereinfacht ausgedrückt, die Gesamtdehnung der Schraube auch aus verschiedenen grossen Anteilen zusammensetzt.
2. Das Bauteil «Schraube» ist zudem ein stark gekerbtes Teil, was mehrachsige Beanspruchungszustände zur Folge hat, die in unterschiedliche Schärfe die Verformungen beeinflussen. Wie stark der mehrachsige Spannungszustand das Verformungsverhalten beeinflussen kann, lässt sich als erstes rein qualitativ mittels einer gängigen Festigkeitshypothese anhand der Vergleichsdehnung gedanklich nachvollziehen.

Bereits diese grundsätzlichen Überlegungen weisen auf die komplexen Verhältnisse und die unterschiedlichen Einflussgrössen hin.

3.13 Die Einflussgrössen

Die eingehende Beschäftigung mit dem Trag- und Verformungsverhalten der auf Zug beanspruchten Schraube macht einem bewusst, wie gross das Spektrum der Einflussgrössen und wie vielschichtig die Zusammenhänge dabei im Detail sind. Die zunächst unbewertete Zusammenstellung der möglichen Einflussgrössen lässt die Vielzahl dieser Grössen erkennen (vgl. Tab. 3.01).

Zur Fülle der möglichen Einflussgrössen kommt erschwerend deren wechselseitigen Beziehungen und differierende Relevanz hinzu. Mit anderen Worten, die meisten der Parameter sind nicht unabhängig voneinander, sondern vielmehr mit unterschiedlicher Sensibilität und Gewichtung miteinander verknüpft.

In einer ersten Unterteilung in

- Material und Herstellung
- Beanspruchung in der Schraube
- Geometrie der Schraube

soll im Zusammenhang mit einem allgemeinen Überblick versucht werden, die von der vorliegenden Problemstellung her relevant erscheinenden Grössen näher zu beleuchten und diese speziell hinsichtlich ihres Einflusses auf das Verformungsvermögen qualitativ einzuschätzen.

Material und Herstellung	▪ Material	– Legierung	- Rohmaterial - Werkstofffestigkeit - Bruchdehnung - Kerbschlagzähigkeit
	▪ Verfahren Schraubenrohling	– spanlos	- kaltumgeformt - warmumgeformt
		– spanend	- gedreht
	▪ Verfahren Gewinde	– spanlos	- gewalzt - gerollt
		– spanend	- geschnitten
	▪ Hersteller	– firmenspezifische Eigenheiten	
▪ Thermische Nachbehandlung	– Vergütung	- Art der Härtung - Anlassstemperatur - Anlassdauer	
	▪ Oberflächenbehandlung	– Korrosionsschutz	- schwarz - galvanisch verzinkt - feuerverzinkt
Beanspruchung	▪ Verbindung	– Art	- Zug - Biegung - Abscheren - Torsion - statisch - dynamisch - Temperatur
		– Dauer	- Kurzzeit - Langzeit - Vorspannung - Belastungsgeschichte
Geometrie	▪ Schraube	– Form	- Kopfform - Übergang Kopf - Schaft - Schaftdurchmesser - Schaftlänge - Übergang Schaft - Gewinde - frei belastete Gewindelänge - Gewindeform/-steigung - Gewindeunterschnitt - Gewindeüberstand - Toleranzen - Sonderformen (Kopf, Schaftausbildung usw.)
	▪ Mutter	– Form	- Mutterhöhe - Mutterform - Gewindeform/-steigung - Gewindeüberschnitt - Toleranzen - Sonderformen
Prüfung	▪ Verbindung	– Vorrichtung	- Prüfeinrichtung
		– Vorgehen	- Belastungsgeschwindigkeit - Lastaufbringung (dehn- oder kraftgesteuert) - Auswahl der Parameter - Probenanzahl

Tab. 3.01: Mögliche Einflussgrößen auf das Trag- und Verformungsverhalten der auf Zug beanspruchten Schraube

3.14 Material und Herstellung

Aufgrund der erläuterten Bemessungspraxis interessieren im normalen Gebrauch von den geometrischen Abmessungen, der Durchmesser und die auf die Klemmdicke abgestimmte Länge, und bezüglich der mechanischen Eigenschaften, die Zugfestigkeit. Letzteres geschieht über die Zuordnung zu sogenannten Festigkeitsklassen (FK). Die entsprechenden Grunddaten sind in Schraubenkatalogen, Tabellen bzw. den einschlägigen Normenwerken klar geregelt. Im Folgenden wird das Umfeld zu den erwähnten Grunddaten der Schraube im Hinblick auf die Fragestellung nach der Verformungsfähigkeit vertiefter erörtert. Die zusätzlichen Angaben zu den Einsatzgewohnheiten wie auch zu spezifischen Fragen der Materialauswahl, der Herstellung und der Berechnungspraxis bilden schliesslich die weitergehenden Grundlagen zu den nachfolgenden Überlegungen für die Modellbildung zur Erfassung des Verformungsvermögens der Schraube

3.141 Die Form, das Angebot und der Einsatz der Schrauben

Was die Form betrifft, werden im konstruktiven Stahlbau normalerweise Sechskantschrauben, die sogenannten Stahlbauschrauben, eingesetzt. Sie unterscheiden sich von den im gesamten übrigen Technikbereich, allem voran im Maschinenbau, eingesetzten "normalen" Sechskantschrauben durch ihre auffallend kurzen Gewindelängen. Dies ist vermutlich darauf zurückzuführen, dass die Schraube im Stahlbau im deutschsprachigen Raum anfänglich der Ersatz der Niete war und demzufolge für Scherverbindungen ausgelegt wurde. Dies wiederum führte in den damaligen einschlägigen Konstruktionsnormen wie der früheren SIA-Norm 161(1974) [3.2] oder der früheren DIN 18'800 (1981) [3.3] zur Forderung, dass das Gewinde nicht oder aber nur geringfügig in den zu verbindenden Bauteil hineinragen darf.

Ziel dabei war - neben der Vorstellung, dass der Schaft ähnlich der Niete lochfüllend sein soll - die grösstmögliche Tragfähigkeit: Einerseits soll die Lochleibungsbeanspruchung nahezu ausschliesslich durch den gegenüber dem Gewinde klar definierten Schraubenschaft aufgebracht werden, andererseits wird durch das Fernhalten des Gewindes aus der eigentlichen Abscherfuge, die Abscherbeanspruchung allein durch den grösseren Schraubenschaft aufgenommen. Entsprechend den Klemmlängen führt dies auch rein angebotsmässig zu einem unwirtschaftlich grossen Sortiment, da die Schraubenlängen entsprechend in 5 mm-Schritten bereitgestellt werden müssen.

Im Stahlbau wird üblicherweise die sogenannte "Stahlbauschraube", eine Sechskantschraube, oder die hochfeste, sogenannte "HV-Schraube" eingesetzt. Letztere unterscheidet sich von der "normalen" Schraube neben der höheren Festigkeitsklasse von der Form her einzig durch die jeweils um einen Durchmesser grössere Schlüsselweite und die geringfügig grössere Gewindelänge.

DIN	ISO	Bezeichnung	d	FK
7990 [3.4]	-	Stahlbauschraube Sechskantschraube für Stahlkonstruktionen	M12 - M30	4.6 od. 5.6
7968 [3.5]	-	Stahlbau-Passschraube	M12 - M27	(4.6) od. 5.6
6914 [3.6]	(7412)	HV-Schraube Sechskantschraube mit grosser Schlüsselweite für Stahlkonstruktionen	M12 - M36	10.9
7999 [3.7]	-	HV-Pass-Schraube	M12 - M30	10.9

Tab. 3.02: Im Stahlbau eingesetzte Schraubentypen

Typisch bei beiden Schraubentypen ist die ausserordentlich kurze Gewindelänge. Sie ist durchmesserabhängig und beträgt bei der Stahlbauschraube das 1.2- bis 1.6-fache des Durchmessers, bzw. leicht mehr bei der HV-Schraube, nämlich das 1.4 bis 1.9-fache des jeweiligen Durchmessers. Zählt man den erforderlichen Gewindeüberstand nach der Mutter mit 2 Gewindegängen ab, wie dies die einschlägigen Normen verlangen, so bleibt jeweils effektiv nur ca. 5 mm zur Variation der Klemmdicke übrig.

Im angelsächsischen Bereich ist seit jeher das Gewinde in der Scherfuge erlaubt. Die SIA 161 hat mit der Ausgabe 1979 [3.8] und die DIN mit der Norm 18'800 Teil 1 Ausgabe 1990 [3.9] diesbezüglich nachgezogen. Beide gestatten explizit in den Artikeln 3 052 2 (1979) [3.8] oder 3 242 2 (1990) [3.10] der SIA-Norm 161, bzw. im Element 804 der DIN 18'800 die Scherfläche im Gewindebereich. Auch der Eurocode 3 bzw. die ENV 1993-1-1:1992 [3.11] lässt diese Ausbildungsart nach deren Tabelle 6.5.3 zu.

Dies bedeutet schliesslich, dass aufgrund der "neuen" Normensituation grundsätzlich ausser den üblichen, oben aufgeführten "Stahlbau-Schrauben" auch die im Maschinenbau verwendeten Sechskantschrauben mit ihren grösseren Gewindelängen und ebenso Schrauben ohne Schaft, d.h. mit durchgehendem Gewinde, eingesetzt werden können. Aus wirtschaftlicher Sicht bietet diese Erweiterung den offensichtlichen Vorteil des kleineren Lagersortiments. Aus statischer Sicht sind drei Aspekte zu beachten: Liegt bei einer Scherverbindung die Scherfläche im Gewindebereich, so ist der Schertragwiderstand durch die gegenüber dem Schaftquerschnitt kleinere aktive Querschnittsfläche dementsprechend geringer. Über das Verschiebmass einer solchen Verbindung bestehen gegenwärtig keine verlässlichen Angaben. Die Überlegung, wonach die Lochleibungskraft in einem solchen Falle letztlich über die Gewindezähne der Schraube aufgebracht wird, führt zu einer grösseren Nachgiebigkeit. Die Auflagefläche im Lochrand ist gegenüber der "Schaftlösung" theoretisch nur durch die Linie der Gewindespitze definiert und somit auch deutlich kleiner. Lokal sind hohe Pressungen zu erwarten, bei welchen sich die Gewindezähne soweit in die Lochwandung eindrücken bis eine ausreichende Auflagefläche und der Ausgleich geschaffen ist. Dies wird mit vergleichsweise grösseren Verschiebungen verbunden sein. Im Fall der axialen Zugbeanspruchung kommt im Zusammenhang mit dem Verformungsvermögens der Schraube dem längeren oder gar durchgehenden Gewinde eine zentrale Bedeutung zu. Wie im Nachfolgenden noch ausführlich gezeigt und erläutert wird, liefert das Gewinde, und zwar hauptsächlich im plastischen Verformungsbereich der Schraube, den Hauptanteil der Verformungen.

Schraubentyp		Bezeichnung	d	FK
DIN 931 [3.12]	(ISO 4014)	Sechskantschraube mit Schaft	M1.6 - M36	5.6 bis 10.9
DIN 933 [3.13]	(ISO 4017)	Sechskantschraube ohne Schaft	M1.6 - M36	5.6 bis 10.9
DIN 601 [3.14]	(ISO 4016)	Sechskantschraube mit Schaft	M5 - M52	3.6 od. 4.6
DIN 912 [3.15]	ISO 4762	Zylinderschraube mit Innensechskant mit Schaft	M3 - M42	8.8 bis 12.9
DIN 912	ISO 4762	Zylinderschraube mit Innensechskant ohne Schaft	M3 - M42	8.8 bis 12.9
DIN 975 [3.16]		Gewindestangen	M2 - M52	4.6, 8.8 (od. auch 10.9 in Deutschland)

Tab. 3.03: Im Maschinenbau verwendete Schraubentypen mit längeren Gewinden

In der Konklusion heisst dies, dass die Schraube mit der grösseren Gewindelänge oder gar die schaftlose Schraube, wie sie beide im Maschinenbau gebräuchlich sind, aus der Sicht der ökonomischeren Lagerhaltung wie auch für die weiteren Überlegungen hinsichtlich eines erhöhten Verformungsvermögens für den Stahlbau von besonderem Interesse sind. In der Tabelle 3.03 sind die dafür aus dem Angebot der Schraubenhersteller zweckmässigen Schraubentypen auf-

geführt. Ihr häufiger Gebrauch im Maschinenbau und die sich daraus ergebende hohe Verfügbarkeit, wie auch der erreichte Qualitätsstandart sind weitere Gründe, die den Einsatz dieser Schrauben im Stahlbau überlegenswert machen.

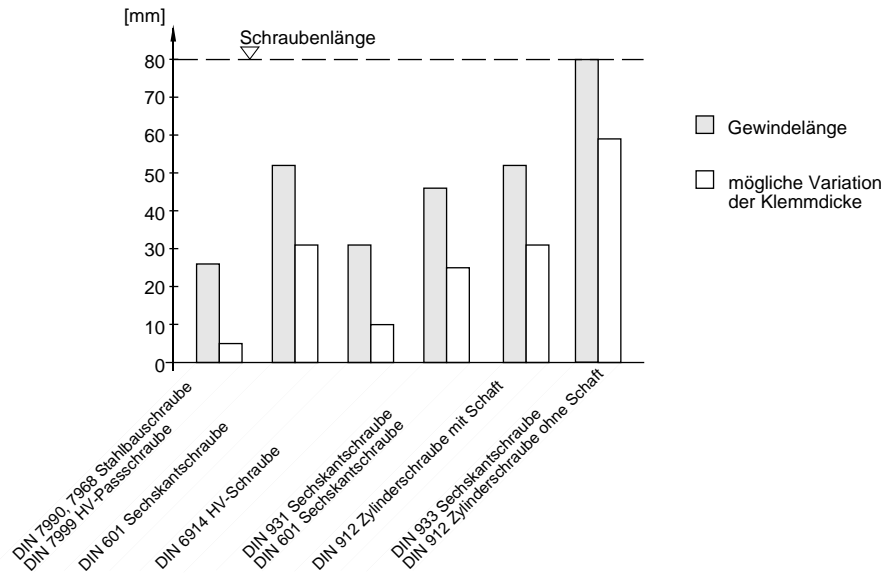


Abb. 3.03: Unterschiedliche Gewindelängen bei verschiedenen Schraubentypen und die zugehörige Variation der Klemmdicke am Beispiel einer M20 x 80

Die oben aufgeführten Schrauben mit Schaft weisen eine gegenüber den Stahlbauschrauben deutlich grössere Gewindelänge auf. Damit können grössere Klemmlängenbereiche abgedeckt werden.

3.142 Das Schraubenmaterial

Die Schraube als Verbindungsmittel, welches die zu übertragende Kraft konzentriert aufnimmt und weiterleitet, hat in nahezu jedem Fall verhältnismässig hohe mechanische Kräfte zu übertragen. Es ist daher gut verständlich, dass das Grundmaterial für Schrauben primär nach Festigkeitsgesichtspunkten ausgewählt wird. Dies spiegelt sich letztlich auch darin, dass dem Ingenieur im normalen Umgang die materialmässige Qualifizierung der Schraube über die Festigkeitsklasse (FK) geläufig ist. Im europäischen Raum nimmt die Kurzbezeichnung auch auf die zu erbringende Nennzugfestigkeit und die Nennstreckgrenze Bezug und ist dementsprechend in der DIN ISO 898 [3.17] Teil 1 geregelt (vgl. Tabelle 3.04)

		Festigkeitsklasse ^a									
		3.6	4.6	4.8	5.6	5.8	6.8	8.8 ≤M16	8.8 >M16	10.9	12.9
Zugfestigkeit [N/mm ²]	nom.	300	400	400	500	500	600	800	800	1000	1200
	min.	330	400	420	500	520	600	800	830	1040	1220
Streckgrenze [N/mm ²]	nom.	180	240	320	300	400	480	640	640	900	1080
	min.	190	240	340	300	420	480	640	660	940	1100

^a die erste Zahl entspricht 1/100 der nominellen Mindestzugfestigkeit, die zweite Zahl gibt das 10-fache Verhältnis zwischen der nominellen Streckgrenze und der nominellen Zugfestigkeit

Tab. 3.04: Mechanische Festigkeitseigenschaften von Schrauben in Festigkeitsklassen nach DIN ISO 898, Teil 1 [3.17]

Die Situation im amerikanischen Bereich verhält sich annähernd gleich. Die Qualität ist über die entsprechende ASTM-Spezifikation [3.18] definiert und orientiert sich an der Streckgrenze (vgl. Tab. 3.05). Die beiden wichtigsten Klassen A325 und A490, welche ungefähr der FK 8.8 bzw. FK 10.9 entsprechen, sind neuerdings auch für die metrische Ausführung mit den Bezeichnungen A325M bzw. A490M geregelt und dementsprechend auf dem Markt erhältlich.

		Schraubenklasse				
		A307	A325	A354	A449	A490
Streckgrenze	[ksi ^a]	(36)	96	109	92	136
	[N/mm ²]	(248)	662	748	634	937
Zugfestigkeit	[ksi ^a]	min.60	120	125	120	151
	[N/mm ²]	414	827	862	827	1041

^a 1 ksi = 6.8947 N/mm²

Tab. 3.05: *Mechanische Festigkeitseigenschaften von Schrauben im Bauwesen aus amerikanischer Provenienz nach ASTM-Spezifikationen [3.18]*

Die Kennzeichnung über die Festigkeitsklasse legt somit über das entsprechende Regelwerk mechanische Eigenschaften, nämlich die Zugfestigkeit und die Streckgrenze, fest, welche die Schraube als Ganzes im Zugversuch minimal zu erreichen hat. Das "rigide" Verfahren zur Herstellung der Schraube, aber auch die unvermeidlich hohen Spannungskonzentrationen in bestimmten Querschnittsbereichen verlangen zudem nach minimalen Zähigkeitseigenschaften des Ausgangsmaterials. Daher sind letztlich auch an die vorgeschriebenen Festigkeitseigenschaften einige minimale Anforderungen an die Zähigkeit gekoppelt. So schreibt die DIN ISO 898 Teil 1 beispielsweise minimale bzw. maximale Härte und minimale Bruchdehnung vor. Die amerikanischen Vorschriften [3.18] machen zusätzlich noch Angaben zum Elastizitätsmodul (vgl. Tab. 3.06).

		Festigkeitsklasse							
		4.6	5.6	A307	8.8 < M16	8.8 ≥ M16	A325	10.9	A490
Vickers-Härte [HV 10] (F = 98N)	min.	120	155	-	250	255	-	320	-
	max.	220 (250) ^a	220 (250) ^a	-	320	335	-	380	-
Rockwell-Härte [HR]	min. HRB HRC	67 - -	79 - -	69 - -	- 22 -	- 23 -	- 24 -	- 32 -	- 33 -
	max. HRB HRC	95 (99.5) ^a -	95 (99.5) ^a -	100 -	- 32 -	- 34 -	- 35 -	- 39 -	- -
Bruchdehnung A ₅ [%]	min.	22	20	-	12	12	-	9	-
Brucheinschnürung Z [%]	min.	-	-	-	52	52	-	48	-
Kerbschlagarbeit [J]	min.	-	25	-	30	30	-	20	-
E-Modul [N/mm ²]		-	-	203'390	-	-	203'390	-	202'010

^a auf Kuppe gemessen

Tab. 3.06: *Geforderte Zähigkeitseigenschaften zu den im Stahlbau gängigen Festigkeitsklassen ergänzt mit der für den Einsatz im Stahlbau "neuen" Festigkeitsklasse 8.8 nach DIN ISO 898 [3.17] Teil 1 und dem Schraubenangebot nach ASTM [3.18]*

Alle diese Forderungen beziehen sich nur auf die entsprechende Werkstoffeigenschaft und lassen, wenn überhaupt, nur stark verallgemeinerte, begrenzte und wenig differenzierte Folgerungen zum Verformungsverhalten der Schraube zu. Mit anderen Worten, eine direkte Aussage zum Verformungsvermögen der Schraube als ganzes Bauteil lässt sich damit nicht herleiten. Die Härteprüfung erfolgt routinemässig auf dem Kopf, dem Schaft oder der Kuppe der Schraube und dient lediglich der rudimentären Kontrolle und Gütesicherung. Obschon der Begriff der minimalen Bruchdehnung im Zusammenhang an den gleichenorts definierten Festigkeitswerten zunächst Affinität zum ganzen Bauteil vermuten lässt, ist dem nicht so: Die minimale Bruchdehnung bezieht sich auf die Dehnung am aus der Schraube herausgearbeiteten Proportionalstab.

3. 143 Der Zusammenhang zwischen Materialfestigkeit und Verformungsfähigkeit

Der Wunsch des Konstrukteurs nach einem Material hoher Festigkeit und gleichzeitig hohem Verformungsvermögen ist aus materialtechnischer Sicht als solches gegenläufig. Die allgemeine Konstruktionspraxis hat den Grundsatz zur Regel, wonach die Bauteile neben einer ausreichenden Festigkeit auch eine ausreichende Sicherheit gegenüber plötzlichem, verformungslosen Versagen aufweisen müssen. Die Sicherheit gegenüber makroskopisch verformungslosem - also sprödem - Bruch wird um so dringender gefordert, je höher das Beanspruchungsniveau und damit die elastisch gespeicherte Energie im Bauteil ist. Demgegenüber besteht die materialtechnologische Gesetzmässigkeit, welche sich vereinfacht auf den qualitativen Grundsatz «Höhere Festigkeit - geringere Verformungsfähigkeit und umgekehrt» reduzieren lässt. Sie ist im Stahlbau von den bekannten mit dem einfachen Zugversuch ermittelten Spannungs-Dehnungsdiagramme der herkömmlichen Baustähle her bekannt (vgl. Abb. 3.04). Dies widerspiegelt die genannte Gegenläufigkeit zwischen Forderung und effektivem Materialverhalten und verdeutlicht die Wechselwirkung zwischen Festigkeit und Verformungsfähigkeit. Gerade die Schraube ist diesbezüglich ein typisches, wenn nicht gar ein Extrembeispiel.

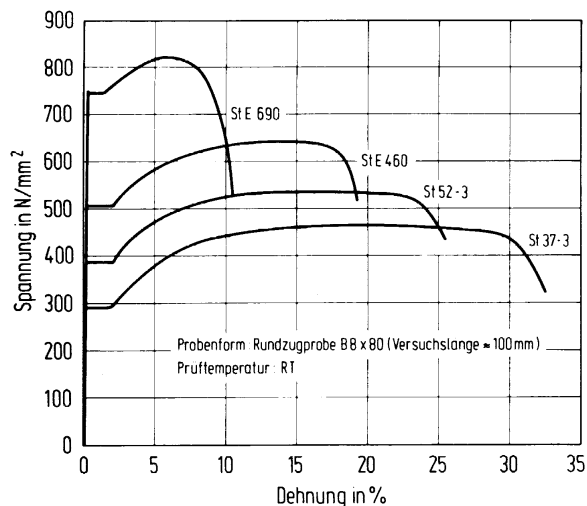


Abb. 3.04:
Spannungs-Verformungs-Kurven bekannter Baustähle unterschiedlicher Festigkeit, nach Degenkolbe et al. [3.19]

Der Blick in den Aufbau und die innere Struktur des Materials zeigt die materialtechnologische Koppelung der Festigkeit mit der Zähigkeit und macht die diesbezüglichen Grenzen bei der Schraube deutlich. Das duktile Verhalten wird durch makroskopische Formänderungen als Folge von internen Versetzbewegungen im Materialgefüge nach dem Überschreiten der Fließgrenze ermöglicht. Höhere Festigkeitswerte können allerdings nur durch erschwerte Versetzbewegungen und/oder durch feineres Korn erreicht werden. Damit steigt automatisch auch die zur

Aktivierung der Versetzbewegung erforderliche Spannung an, was unweigerlich auch zu dem Punkt führt, bei welchem diese Beanspruchung über der der Bruchspannung liegt, was einer vollständigen Blockierung der Versetzungen im Atomgitter entspricht. Das Ergebnis ist schliesslich ein verformungsloser Spröbruch.

Die Beeinflussung des Versetzwiderstandes bedingt somit eine Veränderung des Materialgefüges, wofür dem Grundsatz nach drei Massnahmen zur Verfügung stehen: Der metallurgische Eingriff durch die Legierungszusammensetzung, die mechanische Vorkehrung durch Kaltumformung der Schraube und die Wärmebehandlung durch Vergütung der Schraube.

- Einfluss der Begleit- und Legierungselemente

Die genannten Versetzungen, welche unter der Einwirkung von Schubspannungen wandern, werden durch Gitterfehler in der Atomstruktur ermöglicht. Durch Einlagerung von Fremdatomen kann das Verschieben erschwert werden, wodurch sich die Spannung erhöht, welche erforderlich ist, um den Fliessbeginn einzuleiten. Unter den möglichen Fremdatomen ist bekanntlich der Kohlenstoff das wichtigste Zusatz- oder eben Legierungselement, welches die Versetzbewegungen verhindert und damit die Festigkeit steigert und in gleichem Masse aber auch die Zähigkeit senkt. Die im Stahl von der Herstellung verbliebenen Verunreinigungen, die sogenannten Eisenbegleiter, sind gleichermassen Fremdatome, welche das Verhalten des Stahls beeinflussen.

Aus den Grundlagen der Metallurgie sind die Zusammenhänge zwischen Art und Zusammensetzung der Begleit- und Legierungselemente und den mechanischen Eigenschaften bekannt. Von Interesse ist der grundsätzliche Einfluss der Legierungsbestandteile auf das Verhalten der Schraube, als einem Bauteil, das durch die rigorosen Herstellverfahren und die stark gekerbte Form andere Anforderungen an das Ausgangsmaterial stellt, als dies für einen normalen Baustahl der Fall ist. In den einschlägigen Normen (z.B. DIN ISO 898 [3.17] oder DIN 267 Blatt 4 [3.22]) fehlt eine eindeutige Zuordnung von definierten Stahlsorten zu Schrauben und Muttern mit bestimmten Eigenschaften, da die den festgelegten Festigkeitsklassen entsprechenden mechanischen Eigenschaften in Abhängigkeit des angewendeten Verfahrens zur Herstellung der Schrauben und Muttern durch unterschiedliche Ausgangswerkstoffe erreicht werden können.

FK	Stahlart und Wärmebehandlung	Chemische Zusammensetzung			
		C		P	S
		min. [%]	max. [%]	max. [%]	max. [%]
4.6	Unlegierter Stahl mit niedrigem und mittlerem Kohlenstoffgehalt	-	0.55	0.05	0.06
5.6	Unlegierter Stahl mit niedrigem und mittlerem Kohlenstoffgehalt	-	0.55	0.05	0.06
8.8	Unlegierter Stahl mit mittlerem Kohlenstoffgehalt, gehärtet und angelassen	0.25	0.55	0.04	0.05
8.8	Stahl mit niedrigem Kohlenstoffgehalt und Zusätzen (z.B. an B oder Mn oder Cr), gehärtet und angelassen	0.15	0.35	0.04	0.05
10.9	Unlegierter Stahl mit mittlerem Kohlenstoffgehalt, gehärtet und angelassen	0.25	0.55	0.04	0.05
10.9	Stahl mit niedrigem Kohlenstoffgehalt und Zusätzen (z.B. an B oder Mn oder Cr), gehärtet und angelassen	0.15	0.35	0.04	0.05
10.9	Legierter Stahl	0.20	0.55	0.035	0.035
12.9	Legierter Stahl	0.20	0.50	0.035	0.035

Tab. 3.07: Chemische Mindestanforderungen der für Schrauben in Betracht kommenden Stähle gemäss DIN ISO 898, Teil1 [3.17]

Gleichwohl lassen sich Grundsätze zum Einfluss der hauptsächlichlichen Legierungselemente deutlich machen, was auch die DIN ISO 898, Teil 1 [3.17] durch die Festlegung einiger Grenzwerte für die chemische Zusammensetzung der in Betracht kommenden Stähle ausdrückt (vgl. Tab. 3.07), wonach eine begrenzte Zuordnung von Stahlsorten zu den Eigenschaftsklassen der Schrauben möglich ist. Der Kohlenstoff ist auch beim Schraubenmaterial der wichtigste "Legierungsbestandteil" des Stahls. Bis und mit der Festigkeitsklasse 10.9 kann das Ausgangsmaterial unlegierter Stahl sein. Die für die Festigkeitsklassen 8.8 und 10.9 geforderten höheren Festigkeiten lassen sich durch erhöhten Kohlenstoffanteil oder aber bei niedrigem und mittleren Kohlenstoffgehalt durch Zusätze, wie Bor, Mangan oder Chrom erzielen. Darüber hinaus kann höhere Festigkeit nur durch zusätzliche Legierungselemente erreicht werden. Eines oder mehrerer Legierungselemente, wie Chrom, Nickel, Molybdän und/oder Vanadium bewirken eine Kornverfeinerung und Ausscheidung, was die Festigkeit bei Wahrung einer vertretbaren Zähigkeit steigert.

Unabhängig davon ist in beiden Fällen zur Erzielung der geforderten mechanischen Werte ab der Festigkeitsklasse 8.8 eine Wärmebehandlung durch Härten und Anlassen unabdingbar. Gleichzeitig muss mit zunehmender Festigkeit der Anteil der beiden relevanten Eisenbegleiter, Phosphor und Schwefel, reduziert werden, da diese die Kerbschlagzähigkeit stark herabsetzen.

- Einfluss der Kaltverformung

Die Schraube erhält ihre Form mit Kopf, Schaft und Gewinde in der Regel durch Kaltverformung. Dabei bleiben die durch das Verformen bedingten Gefügeänderungen bestehen, weshalb die mechanischen Eigenschaften auch nicht mehr dem Ausgangszustand entsprechen. Durch die "Verdichtung" entsteht eine hochgradig verflochtene Versetzungsstruktur, was die Wanderung der Versetzungen erschwert und damit die Festigkeit erhöht, gleichzeitig aber auch die Zähigkeit verringert. Die erhöhte Versetzungsblockierung - wie sie übrigens auch durch die vorerwähnten Legierungszusätze verstärkt unterstützt wird - führt dazu, dass die Stähle nach der Kaltverformung über kein eigentliches Fließvermögen verfügen und der Übergang zwischen elastischem und plastischem Bereich nicht ausgeprägt ist. Die Arbeitslinie eines Metalls setzt sich aus dem "verschmierten" (gemittelten) Einkristallkurven einschliesslich Versetzungsminderungen und aus der verfestigenden Wirkung, die durch die gegenseitige Dehnungsbehinderung der Kristallite an den Korngrenzen bedingt ist, zusammen. Der Anteil dieser beiden Beiträge ist von den Gleitmöglichkeiten des Einkristalles und damit vom Gitteraufbau abhängig. Die diversen Einflüsse auf das Festigkeits- und Zähigkeitsverhalten sind offensichtlich komplex, die qualitativen Auswirkungen werden gleichwohl deutlich.

Für die Herstellung der eigentlichen Schraubenform, welche für die in Frage kommenden Qualitäten in der Regel durch Kaltverformung des Ausgangsdrahtes erfolgt, wird somit mit einer gewaltsamen Deformation der Kristallite und ihrer Gleitebenen je nach Umformungsgrad der Versetzungswiderstand bis hin zur gänzlichen Blockierung beeinflusst. Eine entsprechende Festigkeitssteigerung (Kaltverfestigung) bei gleichzeitiger Minderung der Zähigkeit und einer Vergrößerung der Anisotropie ist die Folge. Diesbezüglich extreme Verhältnisse, wohl lokal begrenzt, sind beim aufgedrehten Schraubenkopf sowie im zweiten Umformungsbereich, dem Gewinde zu vermuten. Der zu erwartenden Beeinflussung wird in den folgenden Abschnitten 3.161 bzw. 3.164 nachgegangen.

- Einfluss der Wärmebehandlung - Vergütung

Neben dem Legieren ist bekanntlich die Wärmebehandlung die wichtigste Massnahme zur Beeinflussung des Gefüges und damit der mechanischen Eigenschaften. Um die geforderten Eigenschaften zu erzielen ist die thermische Nachbehandlung hochfester Schrauben unabding-

barer Bestandteil der Schraubenherstellung. Mit Hilfe des Härstens und einem dazu abgestimmten Anlassen wird an dem durch das Ausgangsmaterial und der Kaltverformung geprägten Materialgefüge eine gezielte Veränderung bewirkt.

Ein Erwärmen der Schraube auf Temperaturen bis wenig oberhalb des Umwandlungspunktes A_{c3} (ca. 900-950°) und ein anschliessend langsames Abkühlen (Normalglühen) hebt wohl die verspröde Wirkung der Kaltverformung auf und bewirkt ein gleichmässigeres und zugleich auch feinkörnigeres Gefüge, was vor allem die Duktilität sehr günstig beeinflusst. Auf die Streckgrenze hingegen übt diese Massnahme nur einen begrenzten, respektive einen festigkeitsmässig unzureichenden Einfluss aus. Die schnelle Abkühlung der Erwärmung (Härten) ergibt im Gegensatz dazu allerdings wiederum ein Gefüge, das sich durch eine hohe Versetzungsdichte auszeichnet und wesentlich härter ist als das Ausgangsgefüge. Deshalb sind mit den hohen Festigkeitseigenschaften des gehärteten Zustandes nur mittlere bis geringe Zähigkeitswerte verbunden (vgl. Abb. 3.05). Das Ausmass des Duktilitätsverlustes lässt sich durch metallurgische Massnahmen verringern.

Um einen angemessenen Ausgleich zwischen den beiden Eigenschaftsgruppen herzustellen, wird die Schraube nach dem Härten auf eine Temperatur unterhalb des unteren Umwandlungspunktes A_{c1} erwärmt und auf dieser Temperatur bei einer bestimmten Zeit belassen. Dadurch wird die hohe Versetzungsdichte partiell abgebaut, was die Zähigkeitseigenschaften verbessert und die Festigkeit herabsetzt. Das Ausmass der Eigenschaftsbeeinflussung hängt von der Anlasstemperatur und der Anlassdauer ab (vgl. Abb. 3.06).

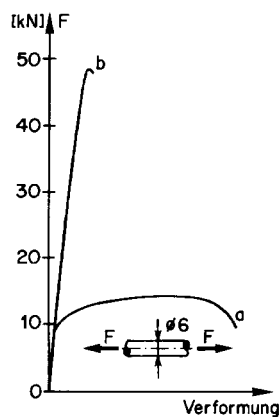


Abb. 3.05:
Einfluss der Wärmebehandlung auf die mechanische Festigkeit und die Verformungsfähigkeit, Material 41 Cr4, nach Kloos [3.20]
a) normalgeglüht,
b) gehärtet

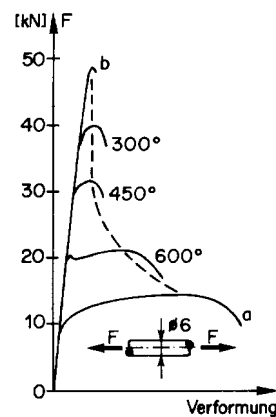


Abb. 3.06:
Einfluss der Anlasstemperatur (300°, 450° und 600°) auf die mechanische Festigkeit und die Verformungsfähigkeit, Material 41 Cr4, nach Kloos [3.20]
a) normalgeglüht,
b) gehärtet

Die in Abbildung 3.05 gezeigten Spannungs-Dehnungs-Kurven aus einem Zugversuch stellen hinsichtlich der Wärmebehandlung die zwei Extremwerte, normalgeglüht - gehärtet, einander gegenüber. Es ist daraus zu ersehen, dass in diesem Fall durch das Härten die Festigkeit um das 3.5-fache gesteigert wurde, gleichzeitig sich aber die Bruchdehnung um ein ähnliches Mass reduzierte. Dieses Missverhältnis wird bei den vergüteten Schrauben durch ein anschliessendes Anlassen korrigiert (vgl. Abb. 3.06).

Die Wärmebehandlung erbringt grundsätzlich eine Homogenisierung des Werkstoffes, was schliesslich auch die Konsequenz hat, dass die Schwankungen der mechanischen Eigenschaften gegenüber den unvergüteten Schrauben deutlich geringer ausfallen. Die vergleichsweise starken

Schwankungen der unvergüteten Schrauben rühren, wie die Untersuchungen von Thomala [3.21] zeigen, von den unterschiedlichen Fertigungsmethoden bei den einzelnen Abmessungen her. Die Vorbehandlung des Schraubendrahtes durch Ziehen und das Schrauben-Fertigungsverfahren können hierbei zu sehr unterschiedlichen Verformungs- und Verfestigungsgraden führen.

Aufgrund der gleichen Untersuchungen an metallografischen Längsschliffen wurde bei den Gewindeprofilen festgestellt, dass bei den unvergüteten Schrauben einerseits ein deutlicher Faserverlauf im Werkstoff zu erkennen ist und andererseits eine besonders starke Werkstoffverfestigung beim Walzen des Gewindes in der Kernausrundung erfolgt. Der ausgeprägte Faserverlauf verliert sich nach der Vergütung. Ebenso verschwindet dabei die Kaltverfestigung des Werkstoffes im Gewindegrund. Ähnlich wie bei der Schraubenfertigung entsteht auch beim Kaltpressen der Muttern eine typische Faserstruktur, verbunden mit einer Verfestigung und Härtesteigerung an den Auflageflächen. Eine wie beim gewalzten Bolzengewinde geartete Faserstruktur tritt dagegen im Bereich des Muttergewindes nicht auf, da dies spanend mit Gewindebohrern gefertigt wird.

3.15 Die Beanspruchungen in der Schraube

Im Zentrum der vorliegenden Fragestellung steht das Verhalten der mit axialem Zug beanspruchten Schraube. Die Auseinandersetzung mit den Beanspruchungsverhältnissen im Schraubkörper erlaubt eine erste Charakterisierung der Einflussgrößen und ein gleichzeitiges Herausschälen der zu diesem Punkt signifikanten Parameter. Diese wiederum sind wesentlicher Bestandteil der Grundlagen der Modellbildung zur Erfassung des Verformungsverhaltens der Schraube unter Zugbeanspruchung. In einem ersten Schritt lassen sich die Grundsatzüberlegungen zur Beanspruchungssituation anhand der folgenden drei Merkmale anstellen:

- Querschnittsfläche → Grund-Normalspannung
- Querschnittform/Geometrie - Kerbwirkung → mehraxialer Spannungszustand und Spannungskonzentration
- Zusatzbeanspruchungen → Zusatzspannungen

3.151 Einfluss der Querschnittsfläche

Der primäre Zusammenhang zwischen Querschnittsfläche und Beanspruchung ist offensichtlich. Bereits die vereinfachte, einzig auf die jeweilige Querschnittsfläche bezogene Betrachtung der axialen Grundspannung (Nennspannung) macht die grossen Beanspruchungsunterschiede entlang der Schraubenachse deutlich (vgl. Abb. 3.07). Der Gewinde-Kernquerschnitt ist dabei rund 30% kleiner als der Schaftquerschnitt, wodurch die Beanspruchung im Gewinde einzig aufgrund der Querschnittsdifferenz ungefähr das 1.4-fache jener im Schaft beträgt. Im Vergleich dazu, liegt der in der Berechnung angewandte, fiktive Spannungsquerschnitt nur um etwa 6% über dem des Kernquerschnittes.

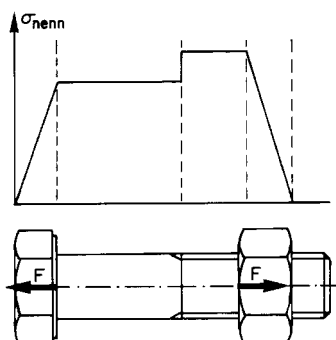


Abb. 3.07:
Rechnerische Nennspannung aufgrund unterschiedlicher Querschnittsflächen

Die Betrachtung der so errechneten Grundspannung verhilft als erstes zu zwei elementaren Aussagen: (1) Die unterschiedlichen Beanspruchungsniveaus werden unweigerlich auch zu grundsätzlich unterschiedlichen Verformungsanteilen führen. Aufgrund dieser Auslegung lässt sich, wie im nachfolgenden Abschnitt 3.442 dargelegt, die Verformung im elastischen Bereich recht gut abschätzen. Diese Vereinfachung hilft hingegen kaum für die Vorhersage des Tragwiderstandes. (2) Obschon das Gewinde als höchst beanspruchter Bereich wahrgenommen wird, sind es die lokalen Spannungsspitzen, welche den Tragwiderstand begrenzen. Entscheidend dafür ist die geometrische Form der Schraube mit ihren starken Kerben, wie dies im Grundsatz von der Kerbspannungslehre her bekannt ist.

3.152 Einfluss der geometrischen Form

Die Schraube als Bauteil hat eine geometrische Form, welche durch abrupte Querschnittsübergänge bzw. entsprechende Querschnittssprünge gekennzeichnet ist. Die Schraube besteht grundsätzlich aus zwei vielfach gekerbten Baugliedern:

- Schraube mit Kerben am Kopfübergang zum Schaft, am Übergang vom Schaft zum Gewinde und im Gewinde selbst
- Mutter mit Innengewinde als Vielfachkerbe

Die zugbeanspruchte Schraube ist mit seiner prismatischen Grundform grundsätzlich einem einachsigen Spannungszustand unterworfen. Bei jeder Kerbe irgendwelcher Art (Querschnittsübergänge, Nuten usw.) oder örtlichen Krafteinleitungen (Schraubenkopf, Übergang Schraube-Mutter) überlagert sich dem vorher ungestörten Spannungszustand ein Störspannungszustand, der auf die Umgebung der Störstelle begrenzt ist. Kennzeichnend hierfür ist die Spannungsspitze, zu der die grösste Hauptspannung an der Störstelle anwächst, die aber mit zunehmender Entfernung rasch abklingt. Eine eingehendere Betrachtung dieser Zusammenhänge verhilft zu einer weitergehenden Differenzierung der Einflussgrössen.

Der kerbbedingte, stark unterschiedliche Spannungsverlauf entlang der Schraubenachse macht, ohne weitere quantitative Aussage, als erstes klar, dass die für das Grundmaterial definierten Werkstoffkennwerte wie auch die am ausgedrehten Proportionalstab der Schraube gewonnen Werte nicht auf die Schraube als Bauteil unmittelbar übertragbar sind.

Der Grundsatz der Beeinflussung der Beanspruchungsverhältnisse durch die geometrische Form lässt sich am Beispiel des einfachen Querschnittsüberganges vom Schaft zum Gewinde aufzeigen, wo sich zur Hauptspannungsrichtung orientierte Zwangsspannungen infolge der dort behinderten elastischen Querverformung einstellen. Die höher beanspruchte kleinere Querschnittsfläche des Gewindeauslaufs A_1 hat die Querdehnung ϵ_{q1} , während die direkt anschliessende grössere Fläche des Schafts A_2 die kleinere Beanspruchung $\sigma_2 = \sigma_1 \cdot A_1/A_2$ und damit auch entsprechend kleinere Querdehnungen $\epsilon_{q2} = \epsilon_{q1} \cdot A_1/A_2$ aufweist. Der Zusammenhalt des Werkstoffes erzwingt eine Anpassung der Verformungen bei den aneinanderstossenden Flächen, was zwangsläufig generell zu Zusatzbeanspruchungen und zu einem mehraxialen, gleichsinnigen Beanspruchungszustand führt. Eine Folge, wie sie an allen Kerbstellen, Querschnittsänderungen und Krafteinleitungsstellen festzustellen ist.

Die Schraube weist mit ihren vielen geometrischen Unstetigkeiten folglich eine stark ungleichmässige Spannungsverteilung auf (vgl. Abb. 3.08). Bei den vorhandenen Kerben treten in der Nähe des Kerbgrundes sehr hohe Spannungen mit hohen Spannungsgradienten auf. Somit sind bereits bei Belastungen, die weit unterhalb der Bruchlast liegen, lokal plastisch deformierte Bereiche unumgänglich. Innerhalb der plastischen Zonen werden Spannungsspitzen, soweit die Zähigkeit des Werkstoffes dies zulässt, abgebaut und die Last wird auf niedriger belastete Gebiete umverteilt. Damit ist aber der rein elastische Zustand überschritten, so dass der lineare Zusam-

menhang zwischen äusserer Belastung und den dadurch hervorgerufenen Spannungen und Dehnungen verloren geht. Steigert man die Belastung weiter, so nimmt sie infolgedessen nicht mehr proportional zur Dehnung an der höchstbeanspruchten Stelle zu, da der Querschnittsanteil, in dem bereits Fließen eingetreten ist, sich nicht weiter an der Lastaufnahme beteiligt, was sich auch in der Last-Verformungskurve dementsprechend ausdrückt (vgl. Abb. 3.09).

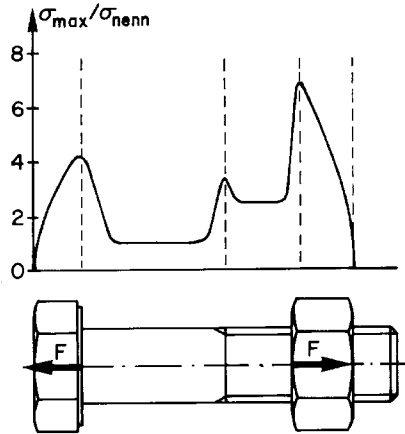


Abb. 3.08:
Spannungsverteilung in der Schrauben-Mutter-Verbindung, nach Schneider [3.23]

Der Gedanke, das Verhalten der Schraube über die eigentliche Spannungs- bzw. Dehnungsverteilung zu erfassen, scheint als erstes verlockend. Die Abhängigkeit der Kerbbeanspruchungen von den äusseren Lasten wird dabei üblicherweise in Form von Last-Kerbdehnungskurven (Fließkurven) oder Last-Formzahlkurven dargestellt. An die Stelle der äusseren Lasten tritt in der Regel eine Nennspannung σ_{nenn} , die an die äussere Last und eine dazu geeignete Querschnittsgrösse gebunden ist.

Bereits einfache, zweidimensionale Fragestellungen weisen jedoch auf die Schwierigkeiten geschlossener Lösungen hin. Bei räumlichen Kerbproblemen, selbst für einfachste Fälle wie den axial belasteten, gekerbten Rundstahl, stösst die Berechnung des Tragwiderstandes und die Bestimmung der Verformungen auf erhebliche Schwierigkeiten. Im vollplastischen Zustand verbleiben im Nettoquerschnitt erhebliche Querspannungen, die den Tragwiderstand gegenüber einachsigen Fließzuständen stark anheben. Die Abschätzung dieser Querspannungen ist jedoch elementar nicht mehr möglich. Die Angabe zur Höhe des Formfaktors kann bei einfachen Verhältnissen, wie bei Stäben mit einer einzigen Kerbe mittels vereinfachenden Annahmen und experimenteller Kalibrierung gemacht und ausgedrückt werden (vgl. Abb. 3.09). Bei einer belasteten Schraube, bei der eine sich gegenseitig beeinflussende, ungleich belastete Reihe von Kerben auftritt, ist dies jedoch deutlich komplexer und schwieriger.

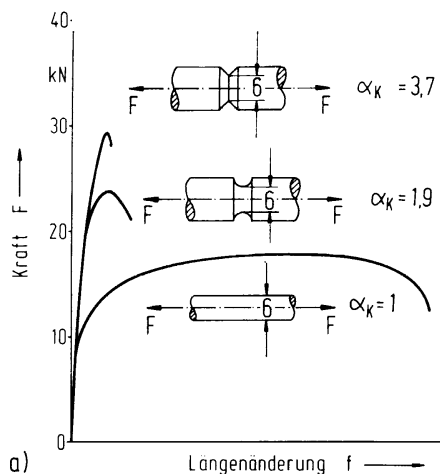


Abb. 3.09:
Einfluss der Kerbe auf die Festigkeits- und Verformungseigenschaften eines Schraubenstahls 41 Cr 4 normalgeglüht, nach Kloos [3.20]
Spannungskerbfaktor $\alpha_K = \sigma_{\max}/\sigma_{\text{nenn}}$

Die exakte Bestimmung der mechanischen Grössen eines gekerbten Bauteils ist ein analytisch unlösbares Problem der Elastizitäts- und Plastizitätstheorie. Insbesondere die Erfüllung der jeweils vorliegenden Randbedingungen bereitet erhebliche mathematische Schwierigkeiten. Bei der Bewertung von Bauteilen mit Kerben mit Hilfe der Festigkeitsmechanik umgeht man im allgemeinen dieses Problem, indem man sich auf die Ermittlung von Spannungs- und Dehnungskerb-faktoren beschränkt. Der Spannungskerb-faktor $\alpha_{K\sigma}$ ist dabei definiert mit $\alpha_{K\sigma} = \sigma_{\max}/\sigma_{\text{nenn}}$, wobei σ_{\max} die maximale Kerbspannung und σ_{nenn} die Nenn- bzw. Bezugsspannung bedeutet. Entsprechendes gilt für den Dehnungskerb-faktor $\alpha_{K\varepsilon} = \varepsilon_{\max}/\varepsilon_{\text{nenn}}$. Hier ist ε_{\max} die maximale Kerbdehnung und $\varepsilon_{\text{nenn}}$ die Nenn- bzw. Bezugsdehnung. Bei der Angabe von Kerbfaktoren ist die gleichzeitige Angabe der Bezugsspannung bzw. Bezugsdehnung unerlässlich. In einer grossen Anzahl von Untersuchungen wurden die Kerbfaktoren für eine Reihe von Kerbformen ermittelt. Die Ergebnisse dieser Forschungsarbeiten sind insbesondere in Kerbfaktorendiagramme und Interpolationsformeln in Standardwerken angegeben [3.24, 3.25]. In der Literatur sind nur wenige experimentell bestimmte Kerbbruchgrenzkurven, welche den Tragwiderstand solcher Bauteile in Abhängigkeit dieser Einflussgrössen zum Inhalt haben, bekannt. Desweiteren fehlen Konzepte, mit deren Hilfe solche Kerbbruchgrenzkurven genügend genau beschrieben werden können, wie dies Kullmer [3.26] in seiner Arbeit darstellt.

Trotz dieser Unwägbarkeiten lassen sich aus einzelnen angestellten Überlegungen und Versuchen gleichwohl Folgerungen zum besseren Verständnis zum Verhalten der Schraube ableiten. In diesem Zusammenhang ist die Grundlagenarbeiten von Wyss [3.27] besonders interessant. Darin wird der Kraftfluss in der Schraube in illustrativer Form mittels Kraftfeldern erläutert (vgl. Abb. 3.10).

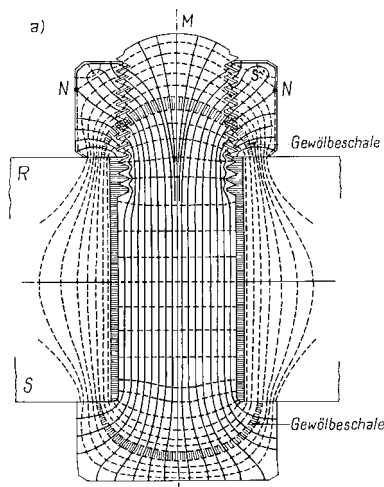


Abb. 3.10:
Kraftfeld einer normal axial durch Vorspannung beanspruchten Schraube mit Mutter, nach Wyss [3.27]

Das Kraftfeld in der Schraube mit Kopf und Mutter wird dabei aus dem Problem einer in einem Stab wirkenden, gleichmässig verteilten Axialbeanspruchung, die nach den Seiten zu abgebaut wird, abgeleitet. Aus dem Verlauf der Hauptspannungslinien geht deutlich hervor, dass die eine Schar ein Gewölbe zwischen den Auflagerpunkten des Kopfes bzw. der Mutter bildet und die Zugkraftlinien die Rolle von Seillinien übernehmen, welche mit den Gewöbelinien verknüpft sind. Das im Schaft parallel verlaufende zusammengefasste Seillinienbündel erfährt an beiden Enden durch die Kraftüberleitung eine Spreizung, wobei im Bereich der Gewindgänge die Seillinien einen Unterbruch erfahren. Die in der Schraube wirkende Kraft muss im Gewindeteil durch die von den Druckkraftlinien gebildeten Gewölbeschalen allein abgebaut und seitlich auf die Mutter übertragen werden. Das vorliegende Kraftfeld muss letztlich räumlich betrachtet werden. Es würde für alle Meridianschnitte gleich sein, falls Mutter, Schraube, Schraubenkopf und geklemmte Platten Rundkörper wären. In Wirklichkeit ändert es sich mehr oder weniger von Meridianschnitt zu Meridianschnitt.

Im Detail lässt sich das Schraubengewinde im freien Teil (vgl. Abb. 3.11) bei gleicher Betrachtungsweise und unter der Voraussetzung eines Rotationskörpers in lauter Längsstränge und Ringe, und diese wieder in einzelne Elemente aufteilen. Fasst man dabei die Längsstränge wiederum als Seilstränge auf, so zeigen diese unter Zugbeanspruchung die Tendenz sich gerade zu richten und zu kontrahieren. Dieses Bestreben ist dort am ausgeprägtesten, wo die Krümmung am stärksten und die Längsbeanspruchung am grössten ist.

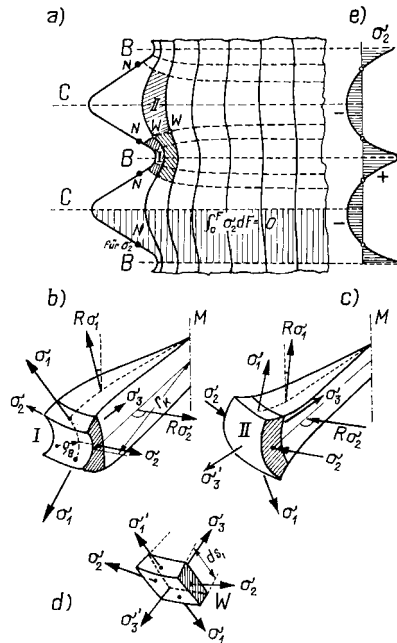


Abb. 3.11:
Kraftfeld beim Schraubengewinde
im freien Teil, nach Wyss [3.27]

In enger Beziehung zum Kraftfeld steht das Verformungsfeld. Die aus dem Feld der Hauptspannungen gebildeten Elemente weisen nur reine Verlängerungen oder Verkürzungen auf. Man erhält nur dann einen zutreffenden Einblick in den Beanspruchungs- und Verformungsvorgang, wenn ausser den Gleichgewichtsbedingungen des Kraftfeldes auch die Bedingungen des Verformungsfeldes erfüllt sind. Dabei ist zu erkennen, dass die Längsstränge an der Ausbildung grosser Längsverformungen durch die Ringe und Radialstränge gehindert werden. Je nach Lage werden diese Ringe gezwungen, sich auszuweiten oder zusammenzuziehen. Am Grunde des Gewindes (vgl. Abb. 3.11b) wirken in Längsrichtung die grossen Zughauptspannungen σ_1 , die das Bestreben haben, den oberflächennahen Aussenteil des Rings auszuweiten und vom Kern zu lösen. Aus diesen Verformungsbestrebungen folgt, dass die Tangentialspannungen σ_2 und die Radialspannungen σ_3 Zugspannungen sein müssen, d.h. ein eigentlicher Zugring im Gewindegrund besteht, auch wenn die Querkontraktion mitberücksichtigt wird. Während bei der zweidimensionalen Betrachtung der Rundkerbe ausser der Axialspannung nur die Radialspannung zur Wirkung kommt, halten bei der räumlichen Ausbildung die Hauptspannungen σ_3 und σ_2 der Axialspannung σ_1 das Gleichgewicht. In der randnahen Zone muss die Tangentialspannung gross werden, da einerseits die Radialspannung klein ist, und andererseits die durch die relativ grosse Hauptspannung σ_1 verursachte Querkontraktion ganz oder teilweise rückgängig gemacht werden muss.

Analog dazu, jedoch mit umgekehrten Vorzeichen, verhält sich der abstehende Teil, die Gewindespitze; die Tangentialspannung σ_2 ist dort eine Druckspannung (vgl. Abb. 3.11c). Sie hat demnach im Bereich des Gewindeganges wechselnde Vorzeichen, da sie aus Gleichgewichtsgründen über die Länge ausgeglichen sein muss und im freien Teil äussere Kräfte in horizontaler Richtung nicht vorkommen.

Die theoretisch hergeleitete Existenz eines Druckringes wird auch über entsprechende Versuche an Rotationskörpern mit ringförmig verstärktem Schaft bestätigt. Allgemein kann daraus geschlossen werden, dass in Bereichen, wo sich an der Oberfläche Wellen oder Kerben befinden, in den vorstehenden Teilen jeweils ein Druckring von mehr oder minder grosser Breite und Tiefe ausbildet. Diese Erscheinung ist grundsätzlich als Folge der lokal verhinderten Querkontraktion zu betrachten.

Die detaillierte Betrachtung der Kraftfelder im Verbindungsbereich Schraube-Mutter der ersten drei Gewindegänge zeigt anschaulich (vgl. Abb. 3.12), wie die Stränge aus Zugkraftlinien am oberen Rand der Gewindegänge enden und ihre Kraft zum seitlichen Abbau an die Druckkraftlinien abgeben. Diese Druckkraftlinien bilden im Grunde genommen Gewölbeschalen, welche letztlich die Verbindung zwischen Schraube und Mutter herstellen.

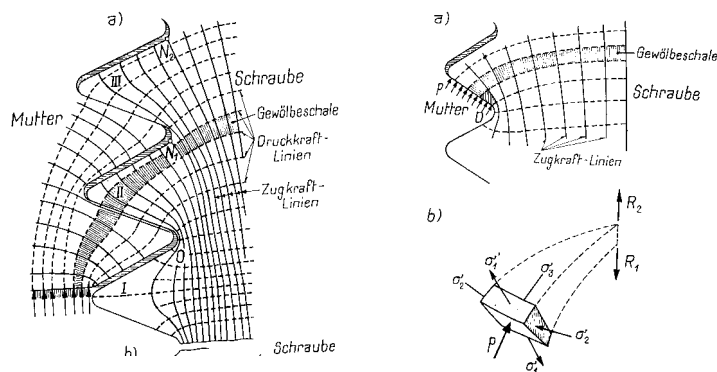


Abb. 3.12:
Kraftfeld im Bereich
Schraube-Mutter,
nach Wyss [3.27]

Die Druckgewölbe mit denen die Zugkraftlinien verknüpft sind, haben ihr Widerlager an den Gewindegängen der Mutter. Am Ausschnitt eines solchen Gewölbes kann man nachvollziehen, dass die Hauptspannungen in "Längsrichtung" σ_1 Zugspannungen und die in der Gewölberichtung wirkende Radialspannung σ_3 , die Ringspannung σ_2 sowie die lokale Auflagerpressung Druckspannungen sind.

Was allgemein das Verformungsverhalten betrifft, kann aus den angestellten Betrachtungen als erstes geschlossen werden, dass der bestehende mehraxiale Spannungszustand ein uneingeschränktes Fließen, wie dies bei der gleichmässigen Spannungsverteilung der Fall ist, nicht zulässt. Das von der höchstbeanspruchten Stelle ausgehende Fließen wird vielmehr von den benachbarten, noch elastisch beanspruchten Querschnittsteilen aufgefangen, da aufgrund des formschlüssigen Werkstoffzusammenhanges keine Unstetigkeiten in der Dehnungsverteilung an der Grenze zwischen elastischem und plastischem Gebiet auftreten können. Der plastisch gewordene Bereich beteiligt sich weiterhin an der Lastaufnahme, womit die Dehnung insgesamt stärker zunimmt als die Belastung. Die elastisch beanspruchte Umgebung wird dadurch immer stärker zum Mittragen der Belastung herangezogen und übt so eine Stützwirkung auf die überelastisch beanspruchten Zonen aus. Die interne Verlagerung der Spannungsverteilung macht sich vor allem durch die Erhöhung des Tragwiderstandes bemerkbar, während die globale Verformbarkeit nicht in gleichem Masse betroffen ist.

3.153 Einfluss der Zusatzbeanspruchungen

Der Grundspannung können durch verschiedene äussere Einflüsse Zusatzbeanspruchungen überlagert sein. Beim Anziehen der Schraube wird durch das Drehen der Mutter oder der Schraube in ihrem gemeinsamen Gewindebereich ein Drehmoment erzeugt, welches zwischen Schraubenkopf und Mutter Torsionsspannungen hervorruft. Die Grösse dieses Torsionsmomentes hängt von der Höhe der Vorspannkraft und vom Anziehverfahren ab und baut sich aus der Gewindesteigung und hauptsächlich aus der Gewindereibung auf.

Wird die Schraube durch Anziehen der Mutter bis zum Bruch "vorgespannt", so ergeben sich gegenüber der auf reinen Zug beanspruchten Schraube nach Christopher et al. [3.28] und nach Rumpf und Fisher [3.29] Einbussen des Tragwiderstands, sowie auch der Verformungsfähigkeit in der Größenordnung von 5 bis 25%. Wird die Schraube hingegen planmässig auf das rund 0.7-fache der theoretischen Bruchlast vorgespannt und anschliessend auf Zug beansprucht, so sind keine signifikanten Abweichungen sowohl zum Tragwiderstand wie auch zum Verformungsvermögen festzustellen. Dies ist durch die erwähnten Versuche belegt und mit einem Beispiel daraus in Abbildung 3.13 dargestellt. Die durch die Vorspannung eingebrachten Torsionsspannungen haben demnach einen mehr oder weniger vernachlässigbaren Einfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten. Zum Einfluss der Vorspannung auf das Trag- und Verformungsverhalten der Verbindung als Ganzes sei auf Abschnitt 5.214 und 5.326 hingewiesen.

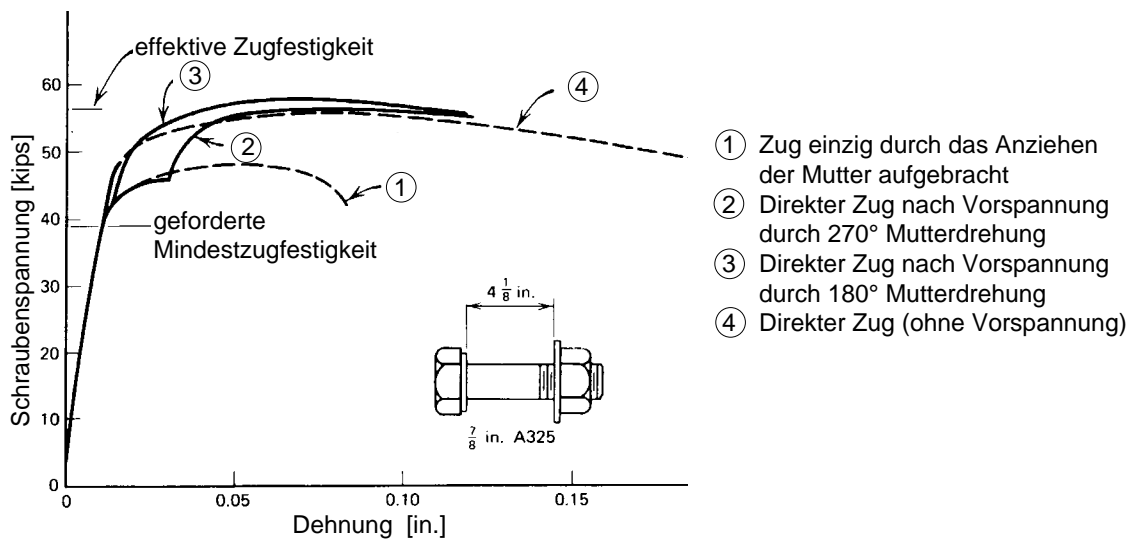


Abb. 3.13: Einfluss der Torsionsspannung auf die Festigkeit und die Verformungsfähigkeit einer Schraube mit Durchmesser $7/8$ inch ($\approx M22$) und Festigkeitsklasse A325 ($\approx FK 8.8$), nach Christopher et al. [3.28] und nach Rumpf und Fisher [3.29]

Bei der konstruktiven Gestaltung von Schraubenverbindungen lässt sich zudem in den weitaus meisten Fällen nicht vermeiden, dass die Betriebskräfte unsymmetrisch zur Schraubenachse auf die Verbindung wirken, wie dies beispielsweise auch beim Stirnplattenstoss der Fall ist. Die Folge davon ist, dass sich die verbundenen Konstruktionsteile ungleichmässig verformen und sich so der Anfangsspannung der Schraube zusätzlich Biegespannungen überlagern. Unebene Kopf- oder Mutter-Auflageflächen, hervorgerufen durch unvermeidbare fertigungsbedingte, konstruktive Ungenauigkeiten, führen zu weiteren mehr oder weniger starken Biegebeanspruchungen in der Schraube.

Die qualitative Verteilung der Zusatzbiegebeanspruchung über die Schraube lässt sich illustrativ mit den Ergebnissen der experimentellen Spannungsanalysen von Kloos und Schneider [3.30] aufzeigen (vgl. Abb. 3.14). Ausgegangen wurde von der Geometrie einer M6-Schraube, welche aus messtechnischen Gründen um das 10-fache vergrössert wurde. Die definierte Biegebelastung wurde dabei im Zugversuch durch schräge Unterlagsscheiben erzeugt. Die Spannungsverteilung bei reiner Axialbeanspruchung ohne Schrägscheiben zeigt den bereits beschriebenen typischen Beanspruchungsverlauf. Im Fall der zusätzlichen Biegebelastung liegt das Beanspruchungsmaximum dagegen nicht mehr im ersten tragenden Gewindegang, sondern im Übergang vom Gewinde in den Schaft (Gewindeauslauf) sowie beim Übergang Schaft-Schraubenkopf. Das Spannungsniveau auf der Biegezugseite ist an diesen Stellen wie auch im freien

belasteten Gewindeteil um ein Mehrfaches grösser als bei der Schraube ohne zusätzliche Biegebelastung. Der Spannungsverlauf im Mutterbereich wie auch die Spannungsspitze im ersten tragenden Gewindebereich hingegen werden davon nicht tangiert und bleiben praktisch unverändert.

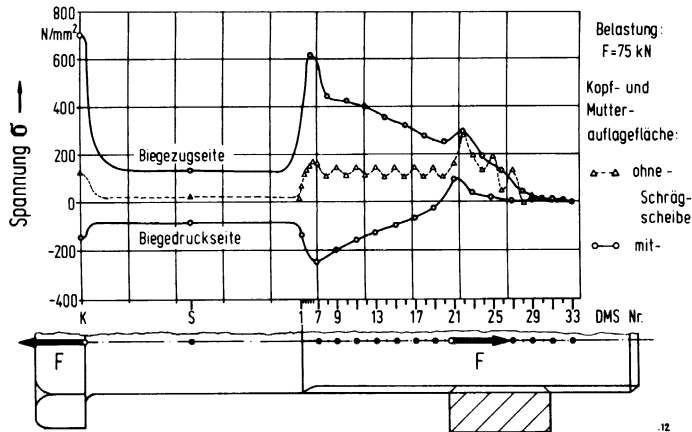


Abb. 3.14: Spannungsverteilung in der mit und ohne zusätzliche Biegung belasteten Modellgewindeverbindung M60 x 100, nach Kloos und Schneider [3.30]

Trotz diesem örtlich verschärften Beanspruchungszustand zeigen verschiedene Versuche [3.30, 3.31, 3.32], dass eine merkliche Beeinflussung des Tragwiderstandes erst bei vergleichsweise starker Biegung festzustellen ist und dabei die Werkstoffzähigkeit eine zunehmende Bedeutung erhält (vgl. auch Abschnitt 5.325).

3.16 Die Schraube als Ganzes

Die in den vorangehenden Abschnitten angestellten Überlegungen zu den elementaren Grössen, welche das Verhalten der zugbeanspruchten Schraube beeinflussen, machen deutlich, dass zweifellos jede der einzelnen Grössen, wie die Materialwahl, das Herstellungsverfahren, die Beanspruchungsverhältnisse usw. für sich einen grundlegenden Einfluss ausüben, in summa jedoch die Schraube letztlich als "Organismus", als Ganzes entscheidend ist und interessiert.

Aus der Sicht dieser Gesamtheit und im Hinblick auf die Modellbildung (vgl. Abschnitt 3.4) scheint aufgrund der Schraubenform und der damit verbundenen Intensität der einzelnen Einflussgrössen eine weitere Betrachtung in fünf Bereichen sinnvoll:

- Bereich 1: Schraubenkopf
- Bereich 2: Schraubenschaft
- Bereich 3: Übergang Schaft-Gewinde - Gewindeauslauf
- Bereich 4: Freies Gewinde
- Bereich 5: Übergang Schraube - Mutter

3.161 Schraubenkopf

Der Bereich "Schraubenkopf" setzt sich aus dem eigentlichen Kopf der Schraube und dem Übergang vom Kopf zum Schaft zusammen. Herstellungstechnisch entsteht der Schraubenkopf durch das Aufstauchen des Ausgangsdrahtes. Durch diese gewaltsame Deformation der Kristallite und ihrer Gleitebenen wird der Versetzungswiderstand bis hin zur gänzlichen Blockierung verändert. Eine entsprechende Festigkeitssteigerung (Kaltverfestigung) bei gleichzeitiger Minderung der Zähigkeit wie auch eine Vergrösserung der Anisotropie sind die Folgen.

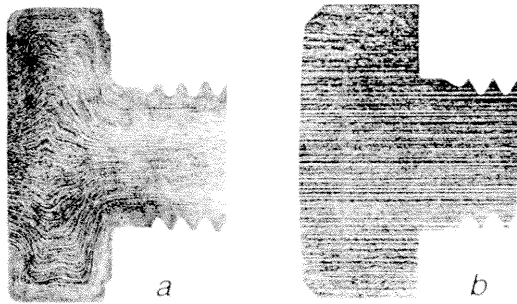


Abb. 3.15:
Faserverlauf bzw. Erstreckungsrichtung
der Kristallite bei einem Schraubenkopf in
Abhängigkeit des Herstellungsverfahrens,
nach Bossard [3.33]:

- a) aufgestauchter Schraubenkopf
- b) gedrehter Schraubenkopf

Der "trompetenförmige" Faserverlauf im aufgestauchten Schraubenkopf (vgl. Abb. 3.15a) zeigt in Bezug auf seinen Tragwiderstand hinsichtlich der unter dem Kopf über die Auflagefläche zu erwartenden Beanspruchungen einen günstigen Verlauf. Das Formänderungsvermögen hingegen wird durch den Querverlauf der Fasern sehr gering sein und zu Sprödbbruchverhalten durch Abtrennen des Kopfes neigen. Letzteres wird durch die thermische Nachbehandlung mit einer Anlasstemperatur, welche die Rekristallisationsschwelle von 450° C übersteigt, verhindert. Interessant sind in diesem Zusammenhang die Beobachtungen von Kloos und Diehl [3.34], wonach bei einer geringeren Erwärmung auf Werte von nur 250° bis 350° C in wenigen Minuten eine künstliche Alterung erfolgt, was mit einer totalen Versprödung verbunden ist.

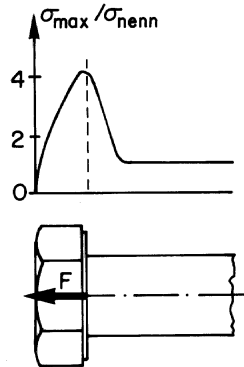


Abb. 3.16:
Spannungserhöhung am Übergang Kopf-
Schaft, nach Wiegand et al. [3.35]

Durch den schroffen Übergang vom Schaft zum Kopf erfährt dementsprechend auch die axiale Hauptspannung lokal an dieser Stelle eine starke Erhöhung (vgl. Abb. 3.16). Trotzdem liegt in der Regel der Tragwiderstand des zur Hauptsache auf Biegung und Abscheren beanspruchten Schraubenkopfes mit seinen genormten Geometrien über der der übrigen Schraubenteile. Es handelt sich beim Schraubenkopf um einen vergleichsweise steifen Teil der Schraube, sodass sein Verformungsanteil an der Gesamtlängung einer auf Zug beanspruchten Schraube sehr klein sein wird. Dieser Anteil kann jedoch durch spezielle Formgebung (vgl. Abb. 3.17), bei welcher die Einspannsteifigkeit des auskragenden Kopfteils durch Entlastungsnuten und Materialverringerung reduziert wird, deutlich erhöht werden. Die damit erreichte grössere elastische Nachgiebigkeit bringt bei dynamisch beanspruchten Schrauben eine Verbesserung der Haltbarkeit und wird vor allem bei Sonderanfertigungen für den Flugzeugbau genutzt.

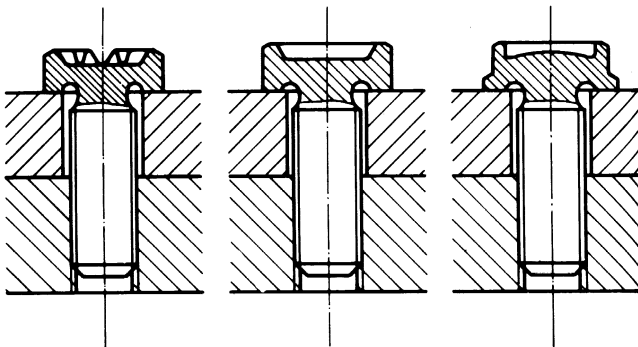


Abb. 3.17:
Mögliche Sonderformen der Schrau-
ben-Kopfausbildung zur Steigerung der
elastischen Nachgiebigkeit, nach
Illgner und Blume [3.36]

Die durch den schroffen Übergang vom Schraubenkopf zum Schaft erzeugte scharfe Kerbe und die dadurch verursachte hohe Spannungsspitze an dieser Stelle könnte für den Einsatz bei dynamischer Beanspruchung durch grössere Übergangsradien, durch das gezielte Aufbringen eines günstigen Eigenspannungszustandes mittels Nachrollen der Kopfradien oder durch das Einpressen von Entlastungsrillen an dieser Stelle verbessert werden.

3.162 Schraubenschaft

Der Schraubenschaft als zylindrischer Körper ist - ohne die Übergangsteile - für sich der geometrisch wie spannungstechnisch einfachste Teil der Schraube. Er hat zum einen rein flächenmässig (ausgenommen bei der Dehnschaftschraube) den grössten Querschnitt und ist zum anderen mehr oder weniger gleichmässig beansprucht. Zuzufolge der grossen Kerbwirkungen an den Enden in den Übergängen zum Kopf bzw. zum Gewinde legt der Schaft normalerweise nicht den Tragwiderstand der Schraube fest. Das zu den übrigen Bereichen vergleichsweise tiefe Beanspruchungsniveau führt hingegen auch zu einem insgesamt entsprechend geringen Verformungsanteil. Obschon die Schaftlänge im Vergleich zu den übrigen "Verformungslieferanten" der Schraube lang ist - hauptsächlich bei der HV-Schraube - bleibt ihr Verformungsanteil alles in allem bescheiden, da die Beanspruchungen auch im Bruchzustand nur elastische Beiträge liefern.

3.163 Übergang Schaft-Gewinde - Gewindeauslauf

Der Übergang des Schafts in den Gewindebereich ist im Grunde ein Spezialteil des Gewindes, bei welchem das Gewinde gegen den Schaft hin kontinuierlich ausläuft, weshalb dieser Bereich auch Gewindeauslauf benannt wird. Rein geometrisch wird die Art und Grösse dieses Bereichs auch durch entsprechende Normenwerke, wie z.B. die DIN 76 [3.37] geregelt.

Der Gewindeauslauf als Übergang des Gewindes zum Schaft ist aus spannungs- bzw. kerbtechnischer Sicht eine Unstetigkeitsstelle. Die beim eigentlichen Gewinde durch die Stützung der benachbarten Gewindekerbe (vgl. nachfolgenden Abschnitt) verformungsbegünstigende Wirkung entfällt auf der Schaftseite, wodurch sich grundsätzlich eine Kerbverschärfung ergibt, welche schliesslich zu einem spürbaren Festigkeitsanstieg und gleichzeitig aber auch zu einer Verformungsreduktion dieses Bereichs führt.

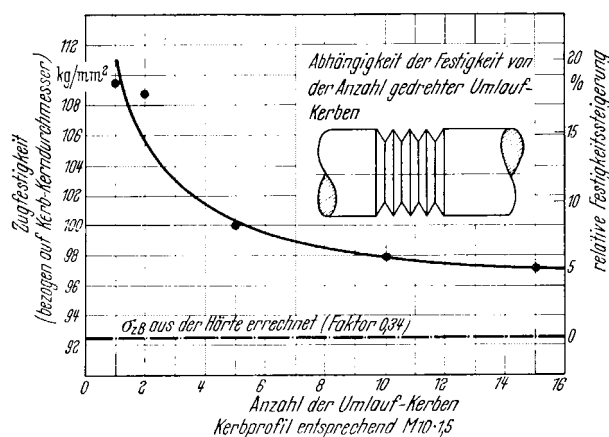


Abb. 3.18: Abhängigkeit der Festigkeit von der Anzahl gedrehter Umlaufkerben, nach Kellermann und Klein [3.38]

Diese als "Übergangseffekt" bezeichnete Eigenart hat demnach einen kerbspannungstechnischen Grund und ist nicht etwa auf die durch das allmähliche Einlaufen des Gewindes verbundene Querschnittsreduktion zurückzuführen. Diese ergibt ohnehin nach der ersten Umdrehung ein nur 4% grösseren Kernquerschnitt und erreicht erst nach 3 Umdrehungen den endgültigen Kernquerschnitt. In anschaulicher Weise zeigen die Versuche von Kellermann und Klein [3.38]

die Abhängigkeit der Festigkeit von der Anzahl belasteter "Gewindegänge", ermittelt am zylindrischen Stab mit unterschiedlicher Anzahl eingedrehter Umlaufkerben (vgl. Abb. 3.18). Die Ergebnisse zeigen, dass im dargestellten Beispiel die Zugfestigkeit der Einzelkerbe rund 15% über jener der gleichmässigen Mehrfachkerbe liegt.

Folglich ist auch eine entsprechende Beeinflussung bei der Schraube und zwar hinsichtlich der Stellung der Mutter zum Gewindegänge zu erwarten. Festgestellt wurde sowohl in theoretischen wie experimentellen Untersuchungen, dass wirklich neben dem Einfluss der Kerbwirkung die Position der Mutter in Bezug auf den Gewindegänge eine wichtige Rolle spielt. Wenn der Abstand der Mutter weniger als zwei Gewindegänge vom Gewindegänge beträgt, steigt die Festigkeit merklich an. Parallel dazu sinkt die Ermüdungsfestigkeit, was als weiteres Indiz für die Verschärfung der Kerbe an dieser Stelle gewertet werden kann. Diese Feststellung stimmt auch mit den Messungen an Gewinde von Seika et al. [3.39] überein, bei welchen eine Zunahme der Spannungskonzentration im Bolzengewinde bei Annäherung der Mutter an den Gewindegänge nachgewiesen wird.

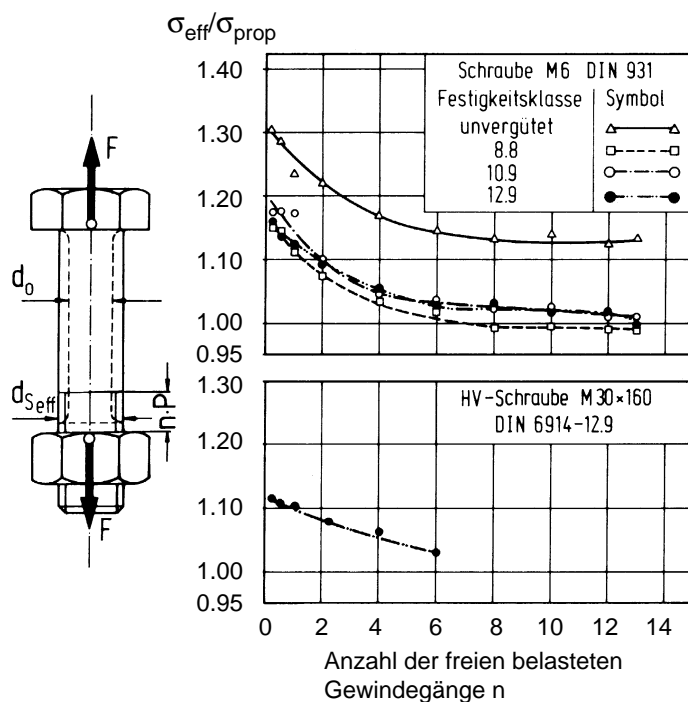


Abb. 3.19:
Einfluss der Anzahl Gewindegänge im frei belasteten Gewinde auf die Festigkeit, nach Schneider und Thomala [3.40], aufgezeigt am Einfluss auf das Verhältnis der effektiven Zugfestigkeit σ_{eff} der Schraube zur Festigkeit σ_{prop} ermittelt am aus der Schraube herausgearbeiteten Proportionalstab

Übersetzt heisst dies schliesslich auch, dass die Festigkeit und vor allem auch die Verformungsfähigkeit des Schraubengewindes entscheidend von der Länge des frei belasteten Gewindes abhängt. Mit geringer werdendem Abstand zwischen Gewindegänge und Mutter nimmt zufolge der abnehmenden Anzahl freier Gewindegänge und der dadurch einhergehenden Verringerung der Entlastungskerbwirkung die Formänderungsbehinderung zu. Gleichzeitig steigt die Belastbarkeit des Gewindes in diesem Bereich stetig an (vgl. Abb. 3.19). Der Grenzfall, bei welchem die Mutter bis an das Gewinde aufgeschraubt ist und ein Tragwiderstandsmaximum erreicht wird, entspricht in etwa der Situation der Einzelkerbe. Die durch den "Übergangseffekt" hervorgerufene Festigkeitssteigerung bei gleichzeitiger Verformungseinbusse tritt unabhängig der Festigkeitsklasse, der Form des Gewindeganges und der Gewindesteigung auf, wie Kellermann und Klein [3.38] in ihren Untersuchungen feststellen.

Speziell die HV-Schraube mit ihrer extrem kurzen Gewindelänge ist von dieser Wirkung betroffen. Durch die Mutterhöhe und den erforderlichen Gewinde-Endüberstand verbleiben als

frei belastete Gewindelänge, wie erwähnt, etwa nur noch zwischen $0.4 \cdot d$ und $0.9 \cdot d$, wodurch der freie Gewindeteil spannungstechnisch eigentlich mehr einer Einzelkerbe entspricht als der einer gleichmässigen Gewindekerbe. Mit anderen Worten, die HV-Schraube ist von ihrer geometrischen Konstellation her ein Bauteil, der im Vergleich zur schaftlosen Schraube durch diesen Übergangseffekt dominiert und demzufolge auch deren Verformungsfähigkeit davon spürbar tangiert wird, wie die eigenen Versuche auch deutlich zeigen (vgl. Abschnitt 3.33).

3.164 Freies Gewinde

Das freie, "ungestörte" Gewinde ausserhalb der beiden Übergangsbereiche ist, wie bereits in grundsätzlicher Art im vorangehenden Abschnitt 3.152 erörtert, für sich ein stark gekerbter Bauteil. Im Bereich dieser Kerben wird unter Zugbeanspruchung primär die Querkontraktion behindert, wodurch über alles gesehen ein mehraxialer, gleichsinniger Zug-Spannungszustand mit inhomogener Verteilung von Axial-, Tangential- und Radialspannung über dem Kerbquerschnitt entsteht (vgl. Abb. 3.20).

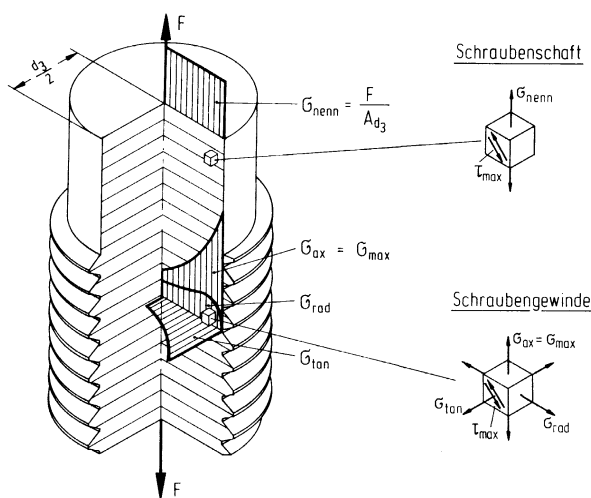


Abb. 3.20:
Schematische Darstellung der Spannungszustände im Schraubenbolzen, nach Wiegand et al. [3.35]

Das Gewinde als einzelne Kerbe für sich betrachtet, ist eine vergleichsweise starke Kerbe, welche, wie im vorangehenden Abschnitt erläutert, auch das Trag- und Verformungsvermögen dementsprechend nachhaltig beeinflusst: Eine Festigkeitssteigerung verbunden mit einer Reduktion der Verformungsfähigkeit ist die elementare Folge davon. Das "Hintereinanderschalten" der einzelnen Kerben zum freien Gewinde hat hingegen eine gegenseitige Beeinflussung zur Folge. Wie in Abschnitt 3.152 aufgezeigt, verhelfen die bestehenden lokalen Druckringe im Bereich der Gewindespitze zu einer Entlastung. Dies wiederum führt gegenüber der Einzelkerbe zu einem Festigkeitsabfall und zu einer gleichzeitigen Zunahme der Formänderung. All die unter Abschnitt 3.163 erwähnten Arbeiten und Versuche machen deutlich, dass mit grösser werdender Anzahl frei belasteter Gewindgänge die plastischen Verformungsanteile zunehmen, wobei ab einer bestimmten Anzahl Gewindgänge ein Grenzwert erreicht ist und keine weitere Zunahme mehr erfolgt, wie dies auch Dietmann [3.41] in seinen Grundsatzüberlegungen zur Berechnung von Fliesskurven nachweist.

Die Versuche von Schneider und Thomala [3.42] zeigen, dass der Einfluss der Kerbe des freien Gewindes den Tragwiderstand gegenüber dem ungekerbten Probestab mit Durchmesser des entsprechenden Gewindekerns um bis zu 20% erhöht. Aufgrund der erwähnten Entlastungskerbwirkung der nebeneinanderliegenden Gewindgänge erreicht er jedoch beim "durchgehenden" Gewinde nicht die Steigerung, wie dies beim Gewindeauslauf oder im Bereich des ersten tragenden Gewindganges beim Übergang Schraube-Mutter zu beobachten ist.

Wie auch die eigenen Versuche bestätigen (vgl. Abschnitt 3.31), erfolgt unter der Voraussetzung ausreichend freier Gewindelänge in der Regel der Bruch der zugbeanspruchten Schraube im Gewinde selber, verbunden mit deutlichen plastischen Verformungen und entsprechender Einschnürung. Bedingung dafür ist, dass ein Gewindeabstreifen durch konstruktive Massnahmen (z.B. ausreichende Mutterhöhe) ausgeschlossen ist und das Schraubenmaterial ausreichende Zähigkeit aufweist, was bei den in Frage kommenden Festigkeitsklassen 8.8 und 10.9 normalerweise der Fall ist.

Verständlicherweise sind die Beanspruchungsverhältnisse im Gewinde nicht allein durch die Form, sondern auch durch Eigenspannungszustände bestimmt. Die Art der Gewindeherstellung übt aus dieser Sicht einen nicht unbedeutenden Einfluss aus. Bei der spanlosen Gewindeherstellung erzeugt das Gewindewalzen in der oberflächennahen Randschicht eine Kaltverfestigung. Der dadurch im Material geprägte Faserverlauf, wie er in Abbildung 3.21 gezeigt ist, lässt ein günstigeres Verhalten als beim geschnittenen Gewinde (vgl. Abb. 3.22) vermuten. Die Kaltverformung ergibt eine Festigkeitssteigerung, die jedoch nicht durch die erwartete Einbusse der Verformungsfähigkeit begleitet ist. Im Gegenteil, durch diesen Umformungsprozess nimmt das lokale Plastifizierungsvermögen gegenüber einem geschnittenen Gewinde deutlich zu. Die Druckvorspannung erzeugt im Gewinde einen ungleichsinnig gerichteten, mehraxialen Spannungszustand, womit bereits aufgrund der gängigen Fliesshypothesen grundsätzlich eine Zunahme der Verformungseigenschaften verbunden ist. Diese weist Lorrek [3.43] in seiner Arbeit zum Einfluss von hydrostatischen Druck auf die Fliessspannung und das Formänderungsvermögen explizit nach.

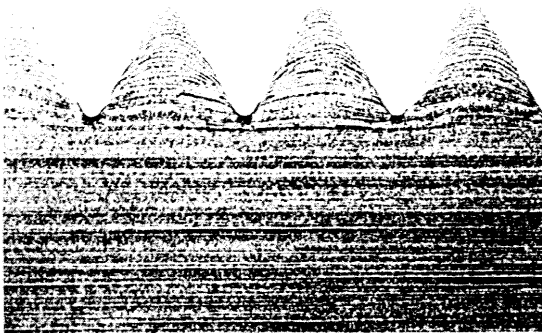


Abb. 3.21:
Faserverlauf beim spanlos hergestellten, d.h. gewalzten Gewinde, nach Bossard [3.33]

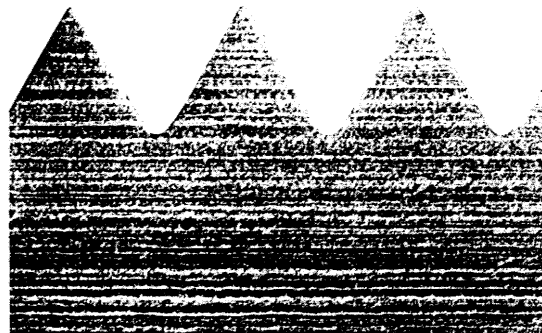


Abb. 3.22:
Faserverlauf beim spanend hergestellten, d.h. geschnittenen Gewinde, nach Bossard [3.33]

In der Regel werden die Gewinde auf den bereits vergüteten Schraubenrohrlings aufgewalzt (schlussgewalzt bzw. schlussgerolltes Gewinde), so dass die durch partielle Druck-Schub-Verformungen induzierten Druckeigenspannungen nicht durch weitere thermische Behandlungen verlustig gehen. Wiegand et al. [3.44] kommt in seinen experimentellen Untersuchungen zum Schluss, dass der positive Einfluss dabei umso ausgeprägter ist, je höher die Werkstofffestigkeit des verwendeten Schraubenrohrlings liegt. Ausgesprochen deutlich wirkt sich dieser Vorteil bei ermüdungsbeanspruchten Schrauben aus.

Bei besonderen Gegebenheiten beim Material und der Geometrie kann die Festigkeitssteigerung des Gewindeteils durch diesen Umformungsprozess auch soweit gehen, dass der Bruch vom Gewinde in den nicht kaltverfestigten Schraubenschaft verlagert wird, wodurch allerdings jeglicher plastischer Formänderungsgewinn verloren geht.

3.165 Übergang Schraube - Mutter

Der Übergang Schraube-Mutter, bei welchem die Kraft von der Schraube in die Mutter weitergegeben wird, ist bezüglich der möglichen Einflussgrößen und deren Interaktionen wohl der komplexeste Teil der ganzen Verbindung. In ähnlicher Art wie beim Kopf erfolgt die Krafteinleitung und deren Umlenkung von der Schraubenzugkraft in die Druckkraft auf der Mutterseite (vgl. Abb. 3.10).

Bereits einfachste Überlegung zur Lastabtragung bzw. Lastweiterleitung machen auf die verschiedenen Abhängigkeiten und Verflechtungen aufmerksam. Die als solches abrupte Lastabnahme durch die Mutter im ersten in das Muttergewinde eingeschraubten Schraubengewindengang weist als erstes auf die damit an dieser Stelle starke Kerbverschärfung hin (vgl. Abb. 3.08 und Abb. 3.23). Die Spannungserhöhungen sind an dieser Stelle noch deutlich höher als beim vergleichsweise "sanften" Übergang vom Kopf zum Schaft.

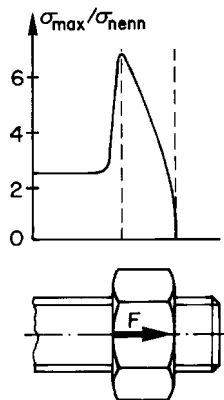


Abb. 3.23:
Prinzipieller Einfluss des Übergangs Schraube-Mutter auf die Spannungsverteilung des betroffenen Gewindebereichs bei normaler Mutterhöhe von $0,8 \cdot d$, nach Kloos und Schneider [3.45]

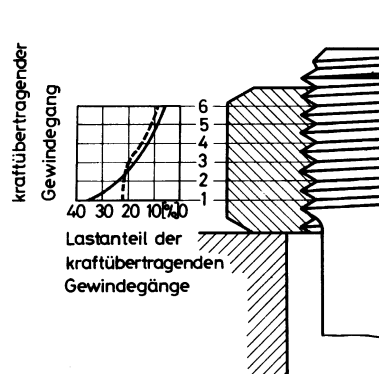


Abb. 3.24:
Lastverteilung auf die Gewindegänge bei rein elastischer Formänderung (durchgezogene Linie) und nach Überschreiten der Streckgrenze (gestrichelte Linie) bei der gebräuchlichen Mutter, nach Illgner und Blume [3.36]

Die eigentliche Schubkraftüberleitung durch das Gewinde erfolgt bei niedrigen Laststufen infolge elastischen Verhaltens der Gewindegänge stark ungleichmässig (vgl. Abb. 3.24). Der erste tragende Gewindengang der Schraube - und damit auch der entsprechende Gewindengang auf der Seite des Kraftangriffes der Mutter - wird folglich am höchsten beansprucht. Der Vergrößerung der Gewindesteigung durch die Zugbeanspruchung der Schraube steht die elastische Stauchung der Muttergewindesteigung gegenüber. Durch diese Beeinträchtigung der Gewindepassung wie auch durch die von der geometrischen Form des Gewindes verursachte Formänderungsbehinderungen (vgl. Abschnitt 3.152) entstehen mehraxiale Spannungszustände.

Die Anstrengungen zur theoretischen wie auch experimentellen Abklärung zum vertieften Verständnis der Verhältnisse im Übergangsbereich "Schraube-Mutter" sind und waren Gegenstand einer Vielzahl von Untersuchungen. Der grösste Teil der Arbeiten bestätigt, zum Teil sehr spezifisch, den aus einfachen Überlegungen zu machenden Befund, wonach innerhalb des von der Mutter überdeckten Schraubengewindes in Abhängigkeit der Mutterhöhe keine gleichmässige Gewindelastverteilung vorherrscht und das der an der Mutterauflagefläche befindliche erste tragende Gewindengang die höchste Beanspruchung erfährt. Es wurde deshalb auch immer wieder versucht durch konstruktive Gestaltung der Mutter die Gesamtkraft gleichmässiger zu verteilen,

um den ersten Gewindegang zu entlasten und die Tragfähigkeit auch hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit zu verbessern (vgl. Abb. 3.25 und 3.26).

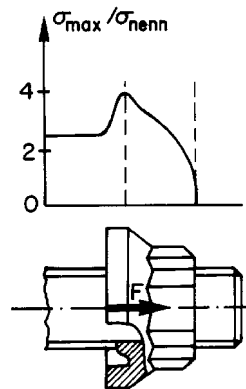


Abb. 3.25:
Beeinflussung der Gewindelastverteilung durch abgestimmte Ausbildung der Mutterform zu einer sog. Flanschmutter mit der Höhe $1.0 \cdot d$, nach Kloos und Schneider [3.45]

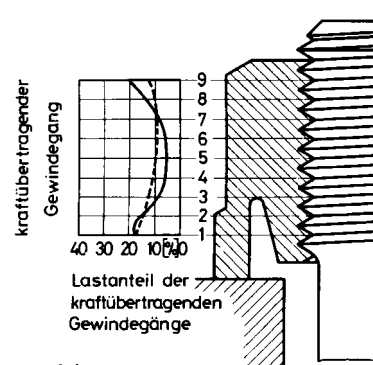


Abb. 3.26:
Beeinflussung der Lastverteilung auf die Gewindegänge bei der sog. Thumschen Mutterform bei rein elastischer Formänderung (durchgezogene Linie) und nach Überschreiten der Streckgrenze (gestrichelte Linie), nach Illgner und Blume [3.36]. Deutlich verbesserte Beanspruchungsverteilung gegenüber normaler Mutterausbildung (vgl. Abb. 3.24)

In wenigen in der Literatur bekannten Arbeiten wurden am räumlichen Schraubenmodell Spannungsmessungen im Gewindegrund eines Schraubenbolzens innerhalb des von der Mutter überdeckten Bereiches vorgenommen. In einer Vielzahl von theoretischen Arbeiten wird die komplexe Problemstellung auf eine einzelne Gewinderille ohne Steigung und ohne Kraftangriff reduziert und hiervon der Formfaktor bestimmt. Neben den grundsätzlichen Untersuchungen am Einzelzahn und an der Zahnstange wurden rechnerische Ansätze zur Berechnung der Zahnfußbeanspruchung am einzelnen ebenen und auch am räumlichen Zahnvorsprung zur Bestimmung der Spannungsverhältnisse am Gewindeprofil entwickelt, zum Teil auch unter Berücksichtigung der Gewindelastverteilung.

Die wohl bekanntesten Grundlagenarbeiten dazu wurden von Heywood [3.46] und Neuber [3.47] ausgeführt. Die elementaren Überlegungen von Maduschka [3.48] gingen diesen Analysen voraus. Mit Hilfe von Differenzgleichungen wurde sowohl die Formänderung des Bolzens als auch die axiale und radiale Formänderung der Mutter miteinbezogen, allerdings bei der Annahme rein elastischer Verformungen. Das Resultat zeigte eine progressive Verteilung der Last. Maruyama [3.49] schliesslich war einer der ersten, der versuchte die Spannungskonzentration einer räumlichen "Einfach-V-Kerbe" mit unterschiedlicher Ausrundung mit Hilfe der Finite-Element-Methode zu verifizieren. Im zweiten Teil seiner Arbeit bestimmt er in gleicher Art die Spannungskonzentration eines Schraubengewindes M24 unter Vernachlässigung der Gewindesteigung. Insgesamt führten all die durchgeführten theoretischen Analysen trotz allem letztlich zu keiner allgemein gültigen und schlüssigen Modellvorstellung.

Eine weitere Möglichkeit zur Bestimmung der Beanspruchungsverhältnisse sind spannungsoptische Modellversuche. Die meisten Versuche dieser Art liegen weit zurück. Jehle [3.50] stellte 1936 am ebenen Axialabschnitt einer 2"-Schraube mit Mutter aus spannungsfreiem Glas, allerdings ohne Berücksichtigung einer Gewindesteigung, einen parabolischen Abfall der Kerbgrundbeanspruchung mit zunehmenden Abstand von der Mutterauflagefläche fest, mit der Be-

gründung, dass in jedem Gewindengang ein Teil der gesamten Schraubenzugkraft an die Mutter abgegeben wird. Hetenyi [3.51] führte 1943 seine spannungsoptischen Versuche am ebenen wie am räumlichen Modell durch. Insgesamt sind die Betrachtungen am ebenen Modell benachteiligt, da sie die in der Mutter vorangehend erwähnten Ringkräfte und die dadurch hervorgerufenen Radialverformungen nicht berücksichtigen.

Die Dehnungs- und Spannungsmessung am räumlichen Modell ist unter den experimentellen Methoden wohl die effektivste. Sie erfasst die Dehnungen am Bauteil in unmittelbarer Form. Die direkte Messung mit DMS zur Ermittlung der Spannungsverteilung im Bereich des Bolzen-gewindegrundes sowie der Verteilung der örtlichen Axialspannungen in dem gesamten von der Mutter überdeckten Bolzengewindebereichs kann jedoch aus geometrischen Platzbedürfnissen nur an vergleichsweise grossen Gewinden durchgeführt werden. In der Regel behilft man sich durch entsprechend geometrisch ähnlich vergrösserte Gewindeausführungen. Innerhalb dieser Vorgehensweise der experimentellen Ermittlung der Beanspruchungsverhältnisse sind die Versuche von Thomala [3.21] besonders interessant und aufschlussreich. Seine Untersuchungen machte er am 20-fach geometrisch ähnlich vergrösserten Gewinde M8, bei welchem mit DMS axiale und tangentielle Dehnungen im Gewindegrund gemessen und daraus über das erweiterte zweiachsige Hooke'sche Gesetz die Axial- und Tangentialspannungen rechnerisch ermittelt wurden (vgl. Abb. 3.27).

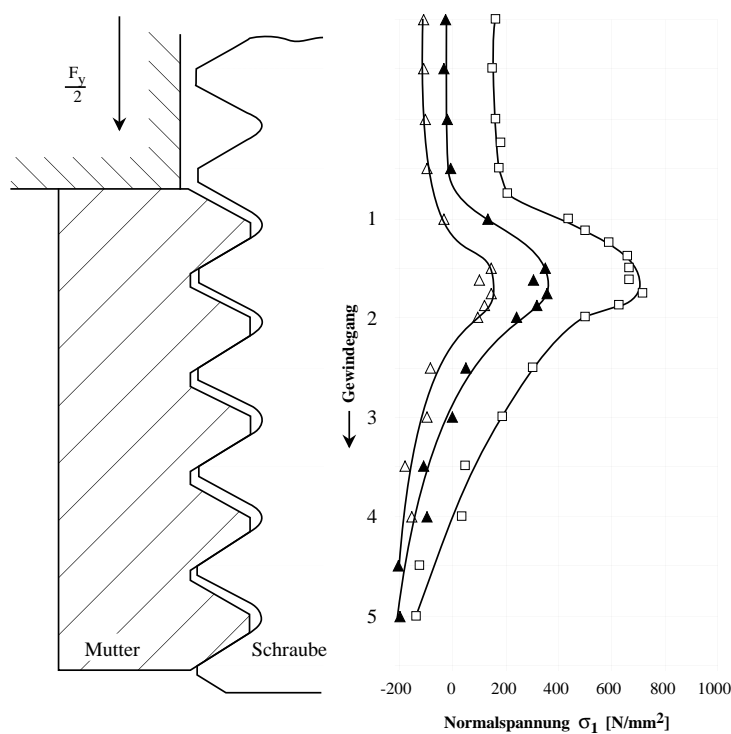


Abb. 3.27: Spannungsverteilung im von der Mutter "überdeckten" Schraubengewinde, ermittelt aus DMS-Messungen am um das 20-fach vergrösserten M8-Gewinde, nach Thomala [3.21]

Das Ergebnis dieser Messungen bestätigt die früher mehrfach gemachte Erkenntnis, wonach die im freien belasteten Gewindeteil mehr oder weniger konstant verlaufende Hauptzugspannungen beim Eintritt des Bolzens in die Mutter erheblich zunimmt. Am Ort, wo der erste Muttergewindengang erstmals voll ausgebildet ist, erreichen die Zugspannungen ein Maximum. Sie sind hier um etwa den Faktor 2.3 grösser als im frei belasteten Gewindeteil. Dieser steile Anstieg der Zugspannung im Gewindegrund ist darauf zurückzuführen, dass an dieser Stelle noch die gesamte Zugkraft im Bolzen-Kernquerschnitt vorhanden ist und ein erheblicher Teil dieser Kraft aus Geometrie- bzw. Steifigkeitsgründen über den ersten Muttergewindengang eingeleitet wird, was ca. 30 bis 40% der Gesamtkraft ausmacht.

Die gleichen Untersuchungen mit verschiedener Vorspannkraft zeigen, dass der ermittelte Kerbfaktor mit zunehmender Kraft kleiner wird. Es stellt sich eine gleichmässigeren Verteilung der Gesamtkraft auf die Muttergewinde ein. Je stärker die Zugkraft ansteigt, um so mehr werden durch elastische und plastische Verformungen von Bolzen- und Muttergewinde, verbunden mit einer besseren Anpassung der gepaarten Gewindeflanken, die von der Mutterauflagefläche weiter entfernten Muttergewindgänge zum Übertragen der Gesamtvorspannkraft herangezogen. Deutlich wird auch, dass ab einer bestimmten Vorbeanspruchung eine Neubelastung zu einer gleichmässigeren Verteilung der Gesamtkraft führt. Ein Effekt, der bekanntlich bei den kombinierten Vorspannverfahren genutzt wird, indem in den sogenannten plastischen Bereich angezogen wird, was sich schliesslich durch offensichtlich verbesserte Ergebnisse beispielsweise bei dynamischer Beanspruchung äussert.

Im Zusammenhang mit den verschiedenen Ansätzen und Vorgehensweisen zur Bestimmung des Einflusses der unterschiedlichen Beanspruchungsverteilung und dem dabei zu Hilfe genommen Formfaktor α_K , interessiert der Vergleich zwischen den rechnerisch bestimmten Werten und den Grössen, welche aus den Versuchen ermittelt wurden. Bart et al. [3.25] ersetzt das Regelgewinde von Schrauben jeweils durch eine Kreisaussenkerbe mit den Abmessungen von M6 bis M24 und errechnet mit seinem entwickelten numerischen Interpolationsverfahren für die auf Zug beanspruchte Welle Formzahlen α_K , welche zwischen 3.94 und 4.23 liegen. Die Beeinflussung zufolge der Lastverteilung bleibt dabei unberücksichtigt.

Die Gegenüberstellung dieser Werte den Formfaktoren, welche Thomala [3.21] experimentell am Gewindemodell der Schraube M8 ermittelte, zeigt auch hier im freien Gewindeteil den durch Entlastungskerbwirkung der in relativ engen Abständen nebeneinanderliegenden Gewinderillen beachtlichen Unterschied zur Einzelkerbe. Die Formzahl des Einzelkerbstabes von 3.91 reduziert sich auf 2.55, d.h. der Stützeffekt ergibt hier eine Reduktion von rund 35%. Im ersten tragenden Gewindengang sind die Verhältnisse etwas komplizierter, umso mehr als die Spannung in diesem Bereich neben der Kraft vermehrt noch vom verwendeten Mutterwerkstoff abhängt. Im "elastischen" Verformungsbereich liegt der Wert zwischen 4.5 und 5 und damit um ca. 15 bis 30% höher.

All die theoretischen und experimentellen Arbeiten verhelfen im Detail zu interessanten Einsichten, doch keiner der vorgebrachten Ansätze mag im Ergebnis und in der Anwendung befriedigen. Aufgrund der komplexen Verhältnisse sind sie allzu oft sehr spezifisch ausgelegt oder aber verlieren ihre Aussagekraft durch grobe Vereinfachungen oder Unterlassungen. Gleichwohl helfen sie mit die Wirkungsweise der Kraftübertragung zwischen Schraube und Mutter besser zu verstehen. Die Zusammenhänge der Beanspruchungsverhältnisse im gemeinsamen Gewindebereich von Schraube und Mutter lässt sich dem Grundsatz nach zusammenfassend wie folgt festhalten: Bedingt durch die Tatsache, dass noch vom Kernquerschnitt des ersten von der Mutter belasteten Bolzengewindgangs die gesamte Schraubenkraft übertragen werden muss sowie der gleichzeitige Umstand, dass sich die Gesamtkraft mit zunehmender Mutterhöhe durch die Einleitung in die Gewindemuttergänge abbaut, ergibt sich in dem von der Mutter überdeckten Bolzengewinde grundsätzlich eine inhomogene Spannungsverteilung. Der Verlauf der Spannungsverteilung und damit die Höhe der Beanspruchung im ersten tragenden Bolzengewindengang wird bestimmt von der Höhe der Schraubenkraft. Dafür ist vor allem die axiale Verformung des Bolzens und gegenläufig dazu jene der Mutter sowie die Biegeverformung der Gewindezähne verantwortlich.

Der von der Längung der Schraube und der Zusammendrückung des Mutterkörpers herrührende Steigungsfehler von Bolzen- und Muttergewinde nimmt mit grösser werdender Schraubenkraft zu, was die Inhomogenität der Lastverteilung verstärkt und den ersten Gewindengang höher beansprucht. Die Biegeverformung der Gewindezähne wirkt diesem negativen Effekt jedoch ent-

gegen: Dadurch, dass der erste tragende Gewindegang höher beansprucht wird als der nächstfolgende, verbiegt er sich auch stärker. Infolgedessen rücken die Gewindegänge des Bolzens aneinander und die der Mutter auseinander. Der Steigungsfehler, der durch die gegenläufige Axialverformung von Mutterkörper (Druckmutter) und Bolzenkern entsteht, wird somit durch die Biegeverformung der Gewindegänge, verstärkt durch die von Paland [3.52] gemessene radiale Aufweitung der Mutter wieder kompensiert bzw. überkompensiert. Bei der abgestimmten Stahlmutter überwiegt der Effekt der Biegeverformung der Gewindegänge und der Radialverformung der Mutter gegenüber der Axialverformung von Bolzen und Mutter. Der dabei mit zunehmender Schraubenkraft abnehmende Kerbfaktor deutet darauf hin, dass durch den überwiegenden Einfluss der Biegeverformung der Gewindegänge ein "Steigungsfehler" hervorgerufen wird, der die Lastverteilung innerhalb der Mutter verbessert. Darauf beruht auch der positive Effekt des überelastischen Vorspannens.

In Ergänzung dazu lassen sich aus den eigenen, an einer mit DMS bestückten Schraube durchgeführten Zugversuchen, wenn auch einfache aber dennoch interessante Aussagen machen. Um den Einfluss der Mutterstellung auf das Dehnungsverhalten des Schraubenbolzens abzuschätzen, wurde eine schaftlose Schraube HVN M20x160 axial mit zwei Schrauben-DMS bestückt (vgl. Abb. 3.28).

Zu diesem Zweck wurde vom Schraubenende her in der Schraubenachse gegen den Schraubenkopf hin ein Sackloch mit in einer Länge von 110 mm und einem Durchmesser von 2.2 mm gebohrt. In dieses Aufnahme Loch wurden die beiden DMS (Gitterlänge 6 mm) in festgelegter Position eingeleimt. Die Lage war so gewählt, dass der näher dem Schraubenkopf hin platzierte DMS-K einerseits gegen das Sacklochende hin ausreichend Abstand (20 mm) besitzt, um so eine Beeinflussung unterschiedlicher Querschnitte (mit und ohne Loch) auszuschließen, und andererseits ebenso einen ausreichenden Abstand vom zweiten, gegen die Mutter hin platzierten DMS-M aufweist (vgl. Abb. 3.28).

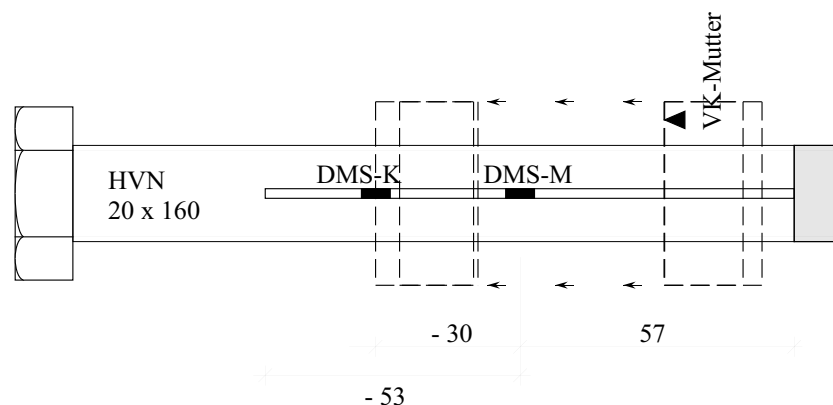


Abb. 3.28: Ausbildung des Probekörpers zur Abklärung des Einflusses der Mutterstellung auf das Dehnverhalten des Schraubenbolzens

Indem die Schraube mit der Zugvorrichtung (vgl. Abschnitt 3.23, Abb.3.34) axial auf Zug beansprucht wird, kann mittels den DMS die an dieser Stelle hervorgerufene Axialdehnung des Schraubenbolzens gemessen werden. Die Schraube wurde jeweils mit 100 kN bzw. 190 kN Zug belastet, d.h. auf ein Niveau von rund 45% bzw. 75% der theoretischen Bruchlast beansprucht. Durch Variation der Position der Mutter kann nun der Einfluss der Mutterstellung auf die Dehnung des direkt "betroffenen" DMS-M im Vergleich zu dem im "ungestörten" Bereich liegenden DMS-K ermittelt werden. Im Versuch wurde die Mutter ausgehend von der entferntesten Stellung mit einer Schrittweite von jeweils einer Mutterumdrehung, d.h. bei einer Gewindestei-

gung von $P = 2.5 \text{ mm}$, nach erfolgter Entlastung um jeweils 2.5 mm weitergedreht und anschliessend erneut belastet. Somit überstreicht die Mutter sukzessive den DMS-M - Bereich bis in der Endstellung der Mutter sich dieser DMS im Gewindeüberstand, rund 4 Gewindegänge, d.h. 10 mm hinter der Hinterkante der Mutter befindet. Um auch den Einfluss unterschiedlicher Mutterhöhe abzuklären, wurden die Versuche mit der $0.8\cdot d$ - und mit der $1.0\cdot d$ -hohen Mutter durchgeführt.

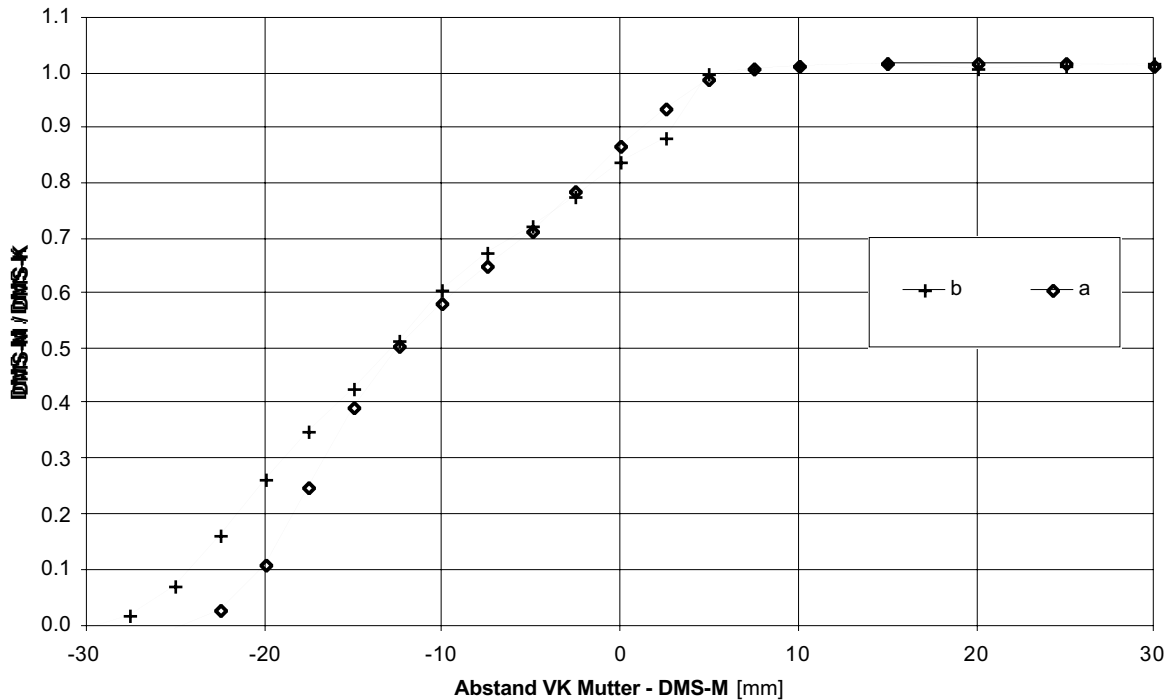


Abb. 3.29: Einfluss der Mutterstellung auf das Dehnverhalten des Schraubenbolzens einer HVN-Schraube $M20\times 160$ ermittelt im Vergleich der im Mutterbereich gemessenen Dehnung (DMS-M) zum im ungestörten Bereich auftretenden Referenzdehnung (DMS-K) bei einer Zugbelastung von $F = 190 \text{ kN}$
a) Mutterhöhe $h = 0.8\cdot d$
b) Mutterhöhe $h = 1.0\cdot d$

Die Ergebnisse der Versuche, wie sie in den Diagrammen der Abb. 3.29 aufgezeigt sind, lassen sich wie folgt zusammenfassen, wobei nicht die effektiv gemessene Dehnung, sondern zur Hauptsache das Verhältnis zwischen des direkt im Mutterbereich befindlichen DMS-M und dem im ungestörten Bereich liegenden Referenz-DMS-K interessiert: Allgemein zeigt der Vergleich der verschiedenen Mutterstellungen zunächst einen mehr oder weniger gleichförmigen Abfall der Dehnungen beim "Durchlaufen" der Messstelle M durch die Mutter (vgl. Abb. 3.29). Erwartungsgemäss verläuft die Kurve der $1.0\cdot d$ -hohen Mutter zufolge der grösseren "Lasteinleitungsbreite" geringfügig flacher als jene der kleineren, $0.8\cdot d$ -hohen Mutter. Darin widerspiegelt sich die bessere Verteilbreite der hohen Mutter. Was den Einfluss des Belastungsniveaus betrifft, so ist zwischen den beiden untersuchten Laststufen 100 kN und 190 kN (440 N/mm^2 bzw. 840 N/mm^2 bezogen auf den Kernquerschnitt) kein merklicher Unterschied festzustellen.

Unweigerlich stellt sich die grundsätzliche Frage nach der Übertragbarkeit der Ergebnisse auf höhere Beanspruchungsniveaus und inwiefern die Erkenntnisse auch für den für die Bestimmung des Dehnungsverhaltens wichtigen Versagensbereich bzw. plastischen Bereich gelten. Unabhängig der Beanspruchungshöhe steht primär fest, dass aufgrund der 6 mm langen Gitter-

länge des DMS keine detaillierte Information zu lokalen Dehnungen zu erwarten ist. Durch seine im Vergleich zur Gewindegeometrie grossen Messlänge integriert er auch über einen dementsprechenden Bereich, wodurch die beanspruchungsabhängigen lokalen Veränderungen ausgeglichen werden.

Die Analyse der gemessenen Werte und die zugehörige Kurve im Detail gibt bezüglich der Dehnungsbeeinflussung vor und nach der Mutter gleichwohl interessante Aufschlüsse. Wenn die Mutter sich dem DMS-M nähert und ihre gegen den Schraubenkopf gerichtete Vorderkante (VK in Abb. 3.28) rund zwei Gewindegänge vor der Mitte des DMS liegt, beginnt die Reduktion der Dehnung im Schraubenbolzen. Sie verringert sich ab diesem Punkt um rund 10% bis zur Stellung, bei welcher sich die Vorderkante der Mutter über der Mitte des DMS befindet. Dies lässt darauf schliessen, dass auch der direkt vor der Mutter liegende Gewindebereich durch die Lastabtragung der Mutter beeinflusst wird und dadurch Beanspruchungsverhältnisse erzeugt werden, welche eine Reduktion der Längsdehnungen bewirken.

Ähnliches ist bei dem hinter der Mutter liegenden Bereich, dem Gewindeüberstand, zu beobachten. Wird die Mutter über den DMS hinweggedreht, so ist festzustellen, dass sich der Einfluss der Lasteinleitung auch über die Hinterkante der Mutter hinweg erstreckt und über einen Bereich von ebenso rund zwei Gewindegängen zu beobachten ist.

Grundsätzliche Überlegungen lassen auch darauf schliessen, dass sich die Dehnungen direkt nach der Mutter nicht auf Null abbauen, sondern ein gewisser Teil des Gewindeüberstandes durch Stützwirkungen mitbeteiligt ist. Die Dehnungen betragen in diesem Bereich im Mittel noch rund 15% der im ungestörten Bereich ermittelten Werte. Der eigentliche durch die Mutter überdeckte Bereich ergibt von der Mutterhöhe abhängige Dehnungswerte. Bei der 0.8·d-hohen Mutter wird aus den Messungen ein Mittelwert von 63%, bei der 1.0·d-hohen Mutter ein solcher von 0.55% ermittelt. Der gegenüber der kleiner Mutterhöhe tiefere Wert bei der 1.0·d-hohen Mutter erscheint aufgrund der grösseren Lasteinleitungsbreite auch plausibel.

Bezieht man schliesslich die vor und nach der Mutter offensichtlich beeinflussten Bereiche der Einfachheit halber mit entsprechender Gewichtung auf die Mutterhöhe, so resultiert eine rechnerisch äquivalente Länge von $0.65 \cdot h [(-0.1 \cdot 5\text{mm} + 0.63 \cdot 16\text{mm} + 0.15 \cdot 5\text{mm})/16]$ für die 0.8·d-hohe Mutter bzw. $0.56 \cdot h [(-0.1 \cdot 5\text{mm} + 0.55 \cdot 20\text{mm} + 0.15 \cdot 5\text{mm})/20]$ für die 1.0·d-hohe Mutter. Dies bedeutet, dass die bei der rechnerischen Ermittlung der Schraubendehnung in der Regel eingesetzten 0.4·d oder 0.5·d, wie auch die weiteren eigenen Auswertungen (vgl. Abschnitt 3.33) zeigen, den Einfluss des Übergangsbereichs auf die Verformungen unterschätzen und eher zu tief angesetzt sind.

Interessant im Zusammenhang mit der Dehnungsmessung ist die festgestellte gute Korrelation der gemessenen Dehnungen zu den aufgebrachten Lasten. Die entsprechende Multiplikation der gemessenen Dehnung im ungestörten Bereich mit dem E-Modul (210 kN/mm^2) und dem Kernquerschnitt ($A_{\text{Kern}} = 225 \text{ mm}^2$) ergibt Lastwerte, welche nur $\pm 1\%$ vom effektiv an der Prüfmaschine eingestellten Wert abweichen.

Der grundsätzliche Einfluss der Mutterhöhe und damit der Lasteinleitungsbreite auf die Beanspruchungsverhältnisse im Gewindebereich der Schraube zeigen auch die Untersuchungen von Meyer und Strelow [3.53] sehr anschaulich, indem sich mit zunehmender Mutterhöhe die Spannungsspitze im ersten tragenden Gewindegang reduziert (vgl. Abb. 3.30).

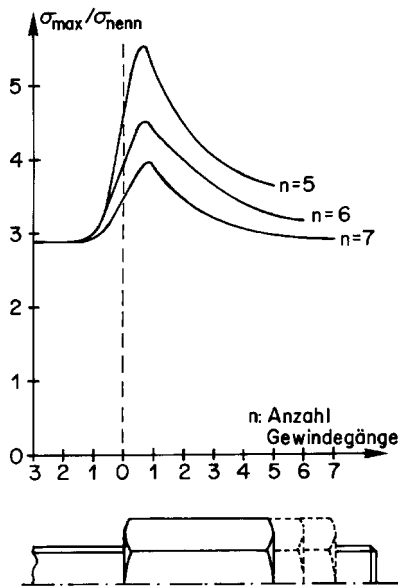


Abb. 3.30:
Einfluss der Mutterhöhe bzw. der Anzahl eingeschraubter Gewindegänge auf die Spannungsverteilung bzw. Spannungsüberhöhung im eingeschraubten Gewindeteil der Schraube, nach Meyer und Strelow [3.53]

Im Zusammenhang mit den Beanspruchungsverhältnissen, den Spannungsspitzen und der Verteilbreite im Übergangsbereich Schraube – Mutter steht auch die Versagensform, welche sich in Abhängigkeit der Mutterhöhe bekanntlich als Gewindeabscheren oder als Trennbruch äussert. Aus früheren Versuchen, sowie auch aus den Arbeiten zu neuen Standards ist bekannt, dass die Festlegung der Mutterhöhe mit dem 0,8-fachen des Schraubendurchmessers bei hochfesten Schrauben hinsichtlich der Versagensart Probleme bietet.

Der konstruktiven Gestaltung hochfester Schrauben obliegt im allgemeinen die Forderung, dass im Fall einer Überbeanspruchung der Schraubenverbindung der Schraubenbolzen im freien belasteten Gewindeteil oder im Schaft brechen soll. So schreibt auch die DIN ISO 898 [3.17] Teil 1 in Abschnitt 8.2 explizit beim Zugversuch an ganzen Schrauben folgendes vor: "... Der Bruch muss in diesem freien Gewindeteil oder im Schaft eintreten...". In Wirklichkeit erfolgt das Versagen bei hochfesten Schrauben (ab FK 8.8) bei Durchmessern ab etwa M16 und feuerverzinkter Ausführung, nahezu ausschliesslich durch Gewindeabstreifen.

Obwohl in diesen Fällen in der Regel die entsprechende, normmässig geforderte Mindestkraft erreicht wird, bleibt diese Versagensart aus verschiedenen Gründen (Unsicherheit des Gewindeabstreifens bzw. irreversible Gewindefschädigungen beim Anziehen, keine Vorverformung möglich usw.) unerwünscht. Entsprechende Änderungen der zugehörigen Normen sind im Gange, wobei je nach Anwendung eine Mutterhöhe vom 0.9- bzw. 1.0-fachen des Schraubendurchmessers vorgeschlagen wird. Mit der Wahl der Mutterhöhe wird jedoch nicht allein über die Bruchart entschieden, sondern letztlich direkt auch darüber, ob Verformungsanteile verschenkt oder genutzt werden. Das frühzeitige Gewindeabstreifen vor dem eigentlichen Schraubenbruch lässt einen bedeutenden Teil der plastischen Verformungen, hauptsächlich jenen der sich zwischen dem Erreichen der Höchstlast und dem bis Trennbruch entwickeln, unberücksichtigt. Dies kann bei einer üblichen HV-Schrauben bis zu 40% ihres Gesamtverformungsvermögens ausmachen.

3.2 Durchgeführte Versuche

3.2.1 Veranlassung und Ziel der Versuche

Das Verformungsverhalten der Stirnplattenverbindung wird zu wesentlichen Teilen durch das Verformungsverhalten der darin auf Zug beanspruchten Schrauben diktiert. Folglich sind möglichst detaillierte Kenntnisse zum Verformungsverhalten der Schraube selber von besonderem Interesse.

Die Literaturrecherche zu diesem Thema ist enttäuschend. Zum Generalthema Schrauben besteht wohl eine umfangreiche Liste von Veröffentlichungen. Was nicht material-, geometrie- und herstellungstechnische Fragen betrifft, befasst sich der Grossteil dieser Berichte und Untersuchungen mit der Tragfähigkeit der Schraube unter den verschiedensten Bedingungen und Umständen. Das Verformungsverhalten der Schraube als Fertigteil allerdings wird, wenn überhaupt, für ganz spezifische Fragestellungen, welche mit der vorliegenden kaum Verwandtschaften zeigen, abgehandelt oder aber sie beschränken sich lediglich auf den elastischen Bereich. Eigentliche Angaben über den grundsätzlichen Zusammenhang zwischen dem Tragverhalten und dem Verformungsvermögen der Schraube über den ganzen Tragbereich, d.h. im elastischen und insbesondere plastischen Bereich, fehlen. Dieses Manko beruht vermutlich auf der Tatsache, dass die Untersuchungen im Bereich zur Schraube zur Hauptsache durch die Hauptabnehmer der Schraube, die Maschinenindustrie, durchgeführt wurden und deren Interessen vornehmlich auf der Tragfähigkeit zum einen und was die Verformung betrifft, im wesentlichen nur der elastische Teil bzw. das Verhalten unter Gebrauch interessierte.

Wie vorangehend erwähnt, beeinflussen eine enorme Anzahl von Parametern - direkt und wechselseitig - das Zusammenspiel "Tragverhalten-Verformungsverhalten". Hinzu kommt, dass die Geometrie bei den üblicherweise verwendeten HV-Schrauben auf verhältnismässig kleine und dementsprechend sensible Verformungsanteile schliessen lässt. Diese Zusammenhänge lassen sich daher nicht nur mit rein theoretischen Überlegungen nachvollziehen und vorhersagen. Einzig der eigentliche Zugversuch an der Schraube als Fertigteil kann weiterhelfen. Vor diesem Hintergrund wurden spezifisch auf die Fragestellung des Verformungsverhaltens der auf reinen Zug beanspruchten Schraube Versuche konzipiert und durchgeführt.

Zielsetzung der durchgeführten Versuche war, die massgeblichen Einflussgrössen des elastischen und hauptsächlich plastischen Bereichs zu erfassen und zu qualifizieren. Dementsprechend lag das Schwergewicht der Untersuchungen nicht auf einer durchgängigen und auf einen einzelnen Parameter ausgelegten Grossserie, sondern vielmehr in der qualitativen Erfassung und Abklärung verschiedener Parameter mit verhältnismässig kleinen Versuchsstückzahlen. Ziel dieser Parameterstudie war es demnach, die für die plastischen Verformungsanteile wichtigsten Grössen und Zusammenhänge herauszufinden bzw. die angestellten theoretischen Überlegungen zu verifizieren. Daraus lassen sich schliesslich auch grundsätzliche Folgerungen bezüglich angepasster formaler Gestaltung der Schraube für die Verwendung im konstruktiven Stahlbau ableiten.

Im nachfolgenden werden die das Verständnis zur Weiterbearbeitung und Auswertung der Versuchsergebnisse erforderlichen Angaben zum Konzept, zu den untersuchten Grössen, zur Prüf-anordnung sowie zur Abwicklung der durchgeführten Versuche zusammenfassend dargestellt. Eine detaillierte Darstellung und Auslegung ist im Bericht "Trag- und Verformungsverhalten von auf Zug beanspruchten Schrauben" [3.1] zu finden.

3.22 Auswahl der Versuchsgrössen und Versuchsumfang

Die schier unendlich erscheinende Anzahl von Einflussgrössen (vgl. Tab. 3.01) und Querverbindungen zwang zu einer stark eingeschränkten und damit gezielten Auswahl der zu untersuchenden Parameter. Die Auswahlkriterien wurden einerseits von den baupraktischen Gegebenheiten und der marktgängigen Angebotspalette bestimmt, und andererseits legten die Grössen, welche den theoretischen Überlegungen nach die grössten Verformungsanteile erwarten liessen, die Parameter fest. Die unberücksichtigt bleibenden Parameter wurden nach Möglichkeit konstant gehalten, um so nicht qualifizierbare und den Vergleich erschwerende Beziehungen auszuschliessen.

Wie in den vorangehenden Abschnitten gezeigt, nimmt das belastete Gewinde für das Verformungsvermögen der Schraube eine dominante Bedeutung ein. Das frei belastete Gewinde bildete folglich ein wesentlicher Schwerpunkt der Untersuchungen. Unter diesem Aspekt standen grundsätzlich die folgenden Grössen im Mittelpunkt der Versuche:

- Festigkeitsklasse
- Schraubentyp (Gewindelänge)
- Schraubendurchmesser
- Mutterhöhe

Unter dem Gesichtspunkt der qualitativen Erfassung der massgeblichen Grössen der Schraubelängung und im Sinne einer möglichst grossen Variation der Einflussgrössen wurde die Probenzahl mit 2 bzw. 3 Stück pro einzelne Grösse verhältnismässig klein gehalten. Die gesamte Versuchsserie umfasst demnach insgesamt 442 Schrauben.

3.221 Festigkeitsklasse

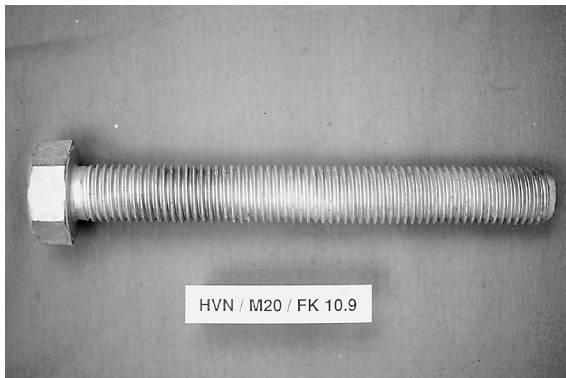
Die konstruktive Konzeption der geschraubten Stirnplattenverbindung verlangt eine hohe Zugfestigkeit der eingesetzten Schrauben, weshalb auch die dabei üblicherweise eingesetzte Festigkeitsklasse (FK) 10.9 der HV-Schraube im Vordergrund der Untersuchungen standen. Da einerseits das für das vorliegende Ziel geeignete Angebot an Schraubenformen (vgl. nächsten Abschnitt 3.222) in anderen Festigkeitsklassen grösser ist und andererseits mit der FK 8.8 ein vom Maschinenbau im weit grösseren Ausmass eingesetztes, bestens bekanntes und gutmütigeres Material vorliegt, wurde die FK 8.8 als zweite Hauptgrösse bezüglich des Parameters Material gewählt (vgl. Abschnitt 3.142).

3.222 Schraubentyp

Aufgrund des zu erwartenden, signifikanten Einflusses der frei belasteten Gewindelänge wurden neben den herkömmlich verwendeten HV-Schrauben mit ihren charakteristisch kurzen Gewindelängen auch Schrauben mit deutlich längerem Gewinde bis hin zu Schrauben mit durchgehendem Gewinde (schaftlose Schrauben) in die Versuche mit einbezogen. Untersucht wurden die folgenden Schraubentypen:

- DIN 6914-HV-Schraube *Schraube mit Schaft*
- "HVN"-Schraube *modifizierte HV-Schraube ohne Schaft*
- DIN 931-Schraube *Schraube mit Schaft*
- DIN 933-Schraube *Schraube ohne Schaft*

Um die Vorteile der HV-Schraube zu nutzen und zudem verformungsgünstigere Beanspruchungsverhältnisse zu erhalten, stellte die Firma Peiner eigens für die vorliegenden Untersuchungen HV-Schrauben ohne Schaft, d.h. mit durchgehendem Gewinde, her. Dieser Schraubentyp wird im folgenden mit "HVN" (HV-New) bezeichnet.



*Abb. 3.31:
Speziell für die Hauptserie entwickelte und hergestellte "HVN"-Schraube - die HV-Schraube ohne Schaft - in der Festigkeitsklasse 10.9*

Obschon die im Handel mit der Reihe DIN 931 bzw. DIN 933 angebotenen Schrauben ursprünglich ein auf den Maschinenbau ausgerichtetes Sortiment ist, liegt darin kein Hinderungsgrund diese Schrauben mit grösseren Gewindelängen bzw. mit durchgehendem Gewinde auch im Stahlbau zu verwenden (vgl. Abschnitt 3.141). Im Gegenteil, das erwartete günstigere Verformungsverhalten wie auch der durch die häufige Verwendung im Maschinenbau erreichte hohe Qualitätsstandard hinsichtlich Materialzuverlässigkeit und Herstellungsgenauigkeit sprechen dafür. Aus diesem Grunde wurden die beiden Schraubentypen auch in die vorliegenden Versuche mit einbezogen.

3.223 Schraubendurchmesser

Begreiflicherweise konnten nicht alle im Stahlbau verwendeten Schraubendurchmesser mit allen übrigen Variationen untersucht werden. Als durchgehende Hauptgrösse wurde der Durchmesser 20mm bzw. M20 gewählt. Vergleicht man verschiedene ausgeführte Bauten, so scheint die Schraube M20 am häufigsten eingesetzt zu werden. Dies ist wohl ein eher subjektives Kriterium, doch liegt M20 in der Mitte des im Stahlbau für Stirnplatten normalerweise verwendeten Durchmesserspektrums (M12 bis M27). Die übrigen Durchmesser - M12, M16, M24 und M27 - wurden mit einzelnen signifikanten Einflussgrössen mituntersucht.

3.224 Mutterhöhe

Wie bereits erwähnt, definiert die Mutterhöhe letztlich die Versagensform wie auch das Bruchlastniveau. Neben der Normalausführung mit der 0.8·d-hohen Mutter wurden in den Versuchen, um die unerwünschte Versagensart des Gewindeabstreifens zu verhindern, mehrheitlich für Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 (und höher) Muttern mit 0.9·d bzw. 1.0·d Höhe der Festigkeitsklasse 10 verwendet.

Die 0.9·d hohe Mutter ist im Schraubenhandel unter der Normbezeichnung ISO 4032 [3.54] erhältlich und weist das normale, kleine Schlüsselmass auf. Die Mutter mit der Höhe 1.0·d wurde speziell für die Versuche von der Firma Kyburz hergestellt. Ausser der Höhe besitzt sie die gleichen Abmessungen und Materialfestigkeit wie die normale HV-Mutter nach DIN 6915.

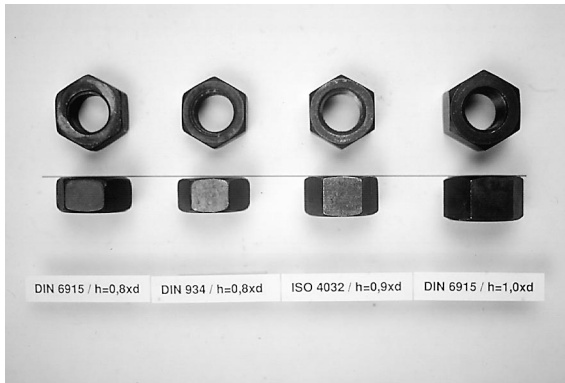


Abb. 3.32:

Die in Versuchen verwendeten Nutttypen:

- DIN 6915 $h = 0.8 \cdot d$
- DIN 934 $h = 0.8 \cdot d$
- ISO 4032 $h = 0.9 \cdot d$
- "DIN 6915" $h = 1.0 \cdot d$ (Spezialanfertigung)

Bei Schrauben der FK 8.8 reicht in aller Regel eine Mutter "normaler" Höhe ($0.8 \cdot d$), vorausgesetzt, sie weist die Materialqualität der nächst höher liegenden Festigkeitsklasse (FK 10) auf.

3.23 Versuchsanordnung und Versuchsdurchführung

Die untersuchten Schrauben wurden als ganze Schrauben mit axialem Zug beansprucht und bis zum Versagen belastet (vgl. Abb. 3.33). Versuchstechnisch wurde die axiale Zugkraft über eine speziell angefertigte Versuchseinrichtung in den Prüfkörper - die Schraubenverbindung, bestehend aus Schraube und zugehöriger Mutter - eingeleitet (vgl. Abb. 3.34).

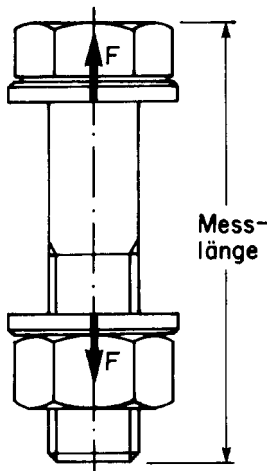


Abb. 3.33: Versuchsprinzip

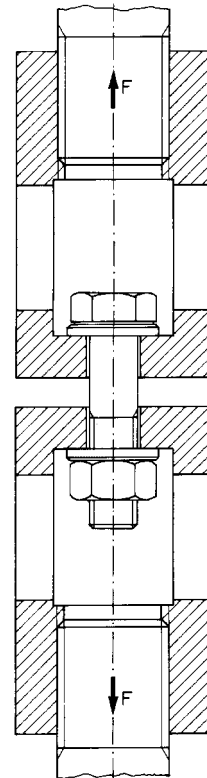


Abb. 3.34:

Prinzipskizze der Versuchseinrichtung

Eine besondere messtechnische Herausforderung war die Erfassung der Schraubenlängung. Besonders insofern, als das Mass der Schraubendehnung in Abhängigkeit des Schraubentyps und der Beanspruchungshöhe verhältnismässig klein sein kann, aber auch - bei stark plastischen Verformungsanteilen - vergleichsweise sehr gross werden konnte. Die somit geforderte hohe Empfindlichkeit des Messbereichs sowie die Überlagerung der Verformungsanteile der Versuchseinrichtung für sich, zusammen mit der vermuteten hohen Sensibilität einzelner Einflussgrössen, schliesst die Messung über die Prüfmaschine aus Gründen der Genauigkeit aus.

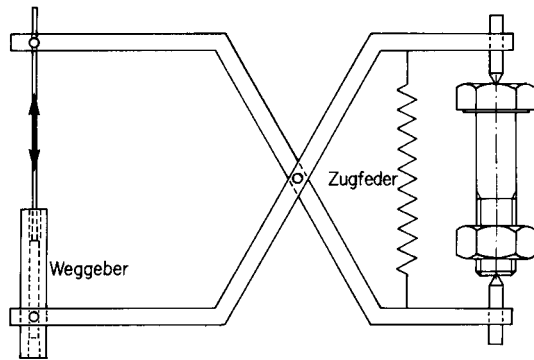


Abb. 3.35: *Prinzipische Skizze der Messeinrichtung für die Bestimmung der Schraubenlänge*

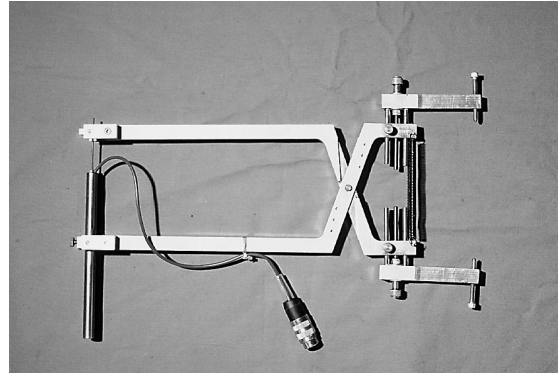


Abb. 3.36 *Speziell für die Versuche entwickelte Messzange*

Zur Messung der Schraubenlänge wurde eine speziell für diese Versuche entwickelte Vorrichtung eingesetzt (vgl. Abb. 3.35 und Abb. 3.36). Diese greift über Haltespitzen in vorbereitete Kegelkerben am Schraubenkopf und am gegenüberliegenden Schraubenende ein. Die Längenänderung der Schraube wird demzufolge aus versuchstechnischen Gründen nicht über die Klemmlänge, sondern über die Gesamtlänge der Schraube gemessen. Mögliche Relativverschiebungen zwischen Schraube und Mutter werden dadurch nicht erfasst, was vor allem im Bruchbereich bei der Versagensform durch Gewindeabstreifen zu merklichen Abweichungen führt. Durch den gezielten Einsatz hochempfindlicher Weggeber und die Kalibrierung der Gesamtmesseinrichtung konnte eine hohe Genauigkeit erreicht werden. Bei einem Messweg von ± 3 mm beträgt die maximale Abweichung $\pm 9/1000$ mm und bei einem Messweg von ± 12 mm eine solche von $\pm 5/100$ mm.

3.24 Die Messdaten und ihre kennzeichnenden Größen

Grundsätzlich ist der durchgeführte Zugversuch durch das Kraft-Längungs-Diagramm und die Angabe zur Bruchform dokumentiert. Für die weitere Verwendung, Auswertung und vergleichende Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse sind einzelne charakteristische Last- bzw. Dehnungsgrößen aus der Last-Verformungsbeziehung von besonderem Interesse.

Die vom konventionellen Schrauben-Zugversuch her wohl signifikanteste Kraftgröße ist die maximal erreichte Tragkraft, die Maximallast F_u . Sie ist in der Regel der charakteristische Kraftwert bei der Schraubenprüfung und wird zur Bestimmung der Zugfestigkeit und für die daraus abgeleitete Zuordnung zur Festigkeitsklasse gebraucht. Der eigentliche Trennbruch der Schraube erfolgt bei der verformungsgesteuerten Prüfung nach dem Überschreiten der Maximallast bei einer weiteren Längung der Schraube auf tieferem Lastniveau bei der Kraft F_b (Bruch). Diesem dabei erzielten Duktilitätsgewinn kann beim Einsatz der Schraube in der Stirnplattenverbindung eine spezifische Bedeutung zukommen, sofern sie Teil eines statisch unbestimmten Systems ist (vgl. Abschnitt 4.524).

Die Last-Verformungskurve der Schraube ist bei den untersuchten Festigkeitsklassen dadurch charakterisiert, dass sie nach dem Erreichen einer gewissen Last die elastische Gerade verlässt und bei verlangsamer Zunahme der Zugkraft kontinuierlich abbiegt (vgl. Abschnitt 3.12 und Abb. 3.02). Der Verlauf ähnelt im Grundsatz dem eines spröden Werkstoffes oder eben jenem eines Kernteils. Der Kurvenverlauf der Schraube ist weder das eine noch das andere, sondern im Grunde genommen die Integration der Teilbeiträge der beteiligten Teile. Während der Schaft über den ganzen Lastbereich elastisch bleibt, sind es die deutlich kleineren Querschnitte, die höher beansprucht werden sowie der Kerbeinfluss, welche zusammen für die überproportionale Verformungszunahme verantwortlich sind.

Damit ist auch verständlich, weshalb die Schraube wohl im Grundmaterial am ausgearbeiteten Proportionalstab ohne weiteres eine deutliche Fließgrenze besitzen kann und als Bauteil dagegen keine eigentliche Fließgrenze aufweist. Der bei fehlender Ausbildung der Fließgrenze beim einfachen Zugversuch angewandte Behelf mit der Festlegung einer technischen Fließgrenze als diejenige Zugspannung, bei welcher die bleibende Dehnung 0.01% beträgt, ist bei der Schraube nicht zweckmässig.

Bereits die Schwierigkeiten bei der Festlegung klarer Bezugsgrössen von Länge und Querschnitt machen die einzelnen Bereiche der Schraube mit ihren unterschiedlichen Beanspruchungsniveaus und entsprechender Verformungsanteile und damit die elementare Unverträglichkeit einer solchen Vorgehensweise deutlich. Die vorgenommene Bestimmung der Proportionalitätsgrenze mit der 0.01%-Dehnung bei globalem Bezug auf die Schraubenlänge und den Schaftquerschnitt erwies sich schliesslich auch bei der Weiterverwendung zur Kalibrierung des Rechenansatzes als wenig sinnvoll und untauglich.

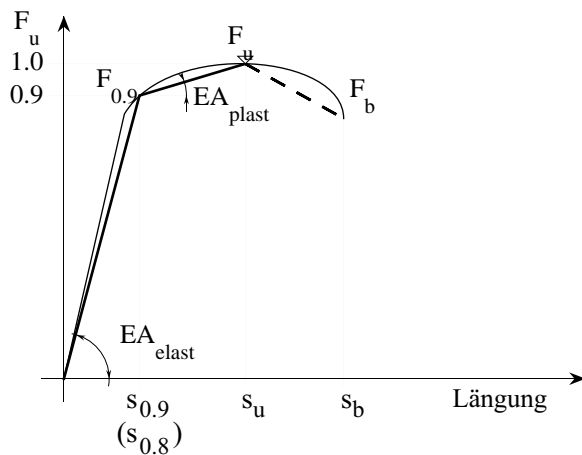


Abb. 3.37:
Die für die weitere Verarbeitung und Auswertung der Versuchsergebnisse festgelegten, kennzeichnenden Last- und Verformungswerte

Bei der weiteren Bearbeitung stellte sich heraus, dass die lastbezogene Bestimmung der Streckgrenze ungemein praktikabler, methodisch überzeugender und zuverlässiger ist. Die Festlegung der theoretischen Streckgrenze orientiert sich dabei an der Festigkeitsklasse der Schraube mit Bezug auf das damit vorgegebene, theoretische Streckgrenzenverhältnis. Bei der FK 10.9 wurde demzufolge die theoretische Proportionalitätsgrenze bei $F_{0,9}$ mit 90% der effektiv erreichten Höchstlast F_u festgelegt, wobei die zugehörige elastische Längung mit $s_{0,9}$ bezeichnet wird. Analog dazu wird der elastische Bereich bei der FK 8.8 bei $F_{0,8}$ mit 80% des Tragwiderstandes F_u der Schraube begrenzt und die zugehörige Längung mit $s_{0,8}$ festgelegt (vgl. Abb. 3.37).

Die Steigungsverhältnisse der Last-Verformungskurve geben Auskunft zum Gesamtverformungsverhalten der Schraube. Auch hier liefert die Kurvensteigung nicht den vom Zugversuch am einfachen Probestab gewohnte Elastizitätsmodul E des geprüften Werkstoffes, sondern informiert integral zur Bauteil-Dehnsteifigkeit bzw. zur Dehnsteifigkeit EA der ganzen Schraube. Die Steigung der genäherten Anfangsgeraden bis zur Streckgrenze wird als elastische Bauteil-Dehnsteifigkeit EA_{elast} bezeichnet. Die Steifigkeit im Bereich zwischen der Streckgrenze und der Höchstlast mit ihren vornehmlich plastischen Verformungsanteilen wird durch die Steigung der zugehörigen Sekante als plastische Bauteil-Dehnsteifigkeit EA_{plast} ausgedrückt.

Das Arbeitsvermögen der Schraube als Fläche unter der Last-Verformungs-Kurve gibt ein weiteres, integrales Duktilitätsmass des "Gesamtbauteils" Schraube. Prinzipiell erfasst dieser Wert zusammenfassend die Material- wie auch die Formeinflüsse. Das Arbeitsvermögen ist eine Duktilitätskenngrösse, die vor allem als Vergleichswert von Interesse ist. Separiert man die wesentlichen Materialeinflüsse indem nur Schrauben innerhalb gleicher Festigkeitsklassen und gleicher Fertigungsmethoden (z.B. vergütet oder nicht vergütet) einander gegenübergestellt

werden, so lässt sich mit dem Arbeitsvermögen der Einfluss der Schraubenform bzw. des Schraubentypes auf das Verformungsverhalten, insbesondere deren plastischen Verformungsfähigkeit, anschaulich aufzeigen.

3.3 Die Qualifizierung der das Verformungsverhalten bestimmenden Einflussgrößen

Im Sinne einer zusammenfassenden Bewertung der Ergebnisse und einer ersten Schlussfolgerung lassen sich zwei grundsätzliche Punkte festhalten: Schraubenformen mit vergleichsweise ausgeprägt duktilem Verformungsverhalten sind bereits heute im gebräuchlichen Schraubensortiment verfügbar. Im weiteren hebt sich - aus all den verschiedenen untersuchten Parametern - deutlich der dominante Einfluss des Gewindes auf das Verformungsverhalten ab.

Im folgenden werden die aus den Versuchsergebnissen im Zusammenhang mit der Qualifizierung des Verformungsverhaltens der Schraube wesentlichen Zusammenhänge und Folgerungen dargestellt.

3.31 Die Versagensarten und deren Einfluss

Obwohl die Verformungsfähigkeit der zugbeanspruchten Schraube im Vordergrund der Untersuchungen stand, ist das Tragverhalten und damit der Tragwiderstand der Schraube dennoch von Interesse, umso mehr als schliesslich das Verformungsverhalten mit jenem der Tragens in unlösbarer Beziehung zueinander steht.

Die vom konventionellen Schrauben-Zugversuch zur Bestimmung der Materialklassierung signifikante Grösse der Maximallast F_u erlaubt als erstes die Beurteilung der Schraube bezüglich ihrer Festigkeit, was schliesslich über den Vergleich des Tragvermögens unter den verschiedenen Schraubentypen auch eine Aussage zur Abhängigkeit des Tragverhaltens und der Schraubenform ermöglicht. Dabei muss einem allerdings bewusst sein, dass die jeweilige Wahl der Versuchskörper bei Möglichkeit gezielt aus gleicher Charge erfolgte und demnach die Repräsentanz der Werte eingeschränkt bleibt. In Abb. 3.38 und 3.39 sind alle Maximalwerte F_u der geprüften M20-Schrauben geordnet nach Schraubentypen und Festigkeitsklassen zusammengestellt.

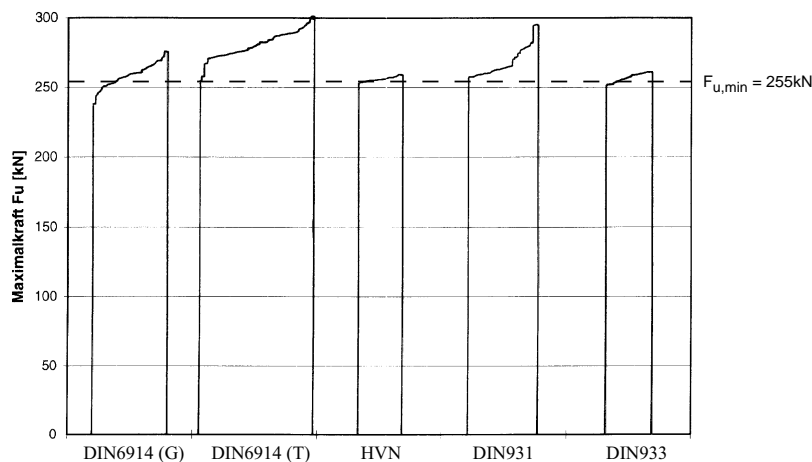


Abb. 3.38:
In den Versuchen erreichte Maximallasten F_u der M20-Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 folgender Schraubentypen: HV-Schraube (DIN 6914), neu entwickelte HVN-Schraube ohne Schaft, Schraube DIN 931 mit Schaft und der Schraube DIN 933 ohne Schaft

Festigkeitsklasse 10.9					
Schraubentyp	DIN 6914 HV-Schraube	DIN 6914 HV-Schraube	HVN-Schraube ("HV-Schraube ohne Schaft")	DIN 931 (mit Schaft)	DIN 933 (ohne Schaft)
Versagensart	G	T	T	T	T
Anzahl Werte	29	44	17	27	18
Mittelwert Maximallast F_u	258 kN	280 kN	255 kN	268 kN	256 kN
Standardabweichung	10.9 kN	9.8 kN	1.4 kN	10.9 kN	3.1 kN

Tab. 3.08: Die in den Versuchen bei den verschiedenen Schraubenformen der Festigkeitsklasse 10.9 erreichten Mittelwerte der Maximallast F_u (G: Gewindeabstreifen; T: Trennbruch)

Der Bruch bei HV-Garnituren normaler Ausführung mit Mutterhöhe von $0.8 \cdot d$ erfolgte, wie bereits erwähnt, überwiegend durch Gewindeabstreifen (G). Die Maximalwerte erfüllen mehrheitlich die geforderten Nominalwerte, liegen dabei aber durchschnittlich um rund 8% tiefer als bei Schrauben, die über einen Trennbruch (T) versagen und ihre eigentliche Zugfestigkeit erreichen.

Die festzustellenden, verhältnismässig kleinen Streuungen der Festigkeitswerte sind vom Grundsatz her typisch für die Schrauben hoher Festigkeitsklassen. Im vorliegenden verbessert sicherlich auch die Probenwahl aus gleicher Charge diese Wirkung. Beim Vergleich fällt zudem auf, dass die Streubreite oberhalb des Mindestwertes liegt, was zum grossen Teil auf die Versuche, bei welchen der Übergangseffekt (vgl. Abschnitt 3.163 und 3.331) massgeblich die Festigkeit erhöht, zurückzuführen ist.

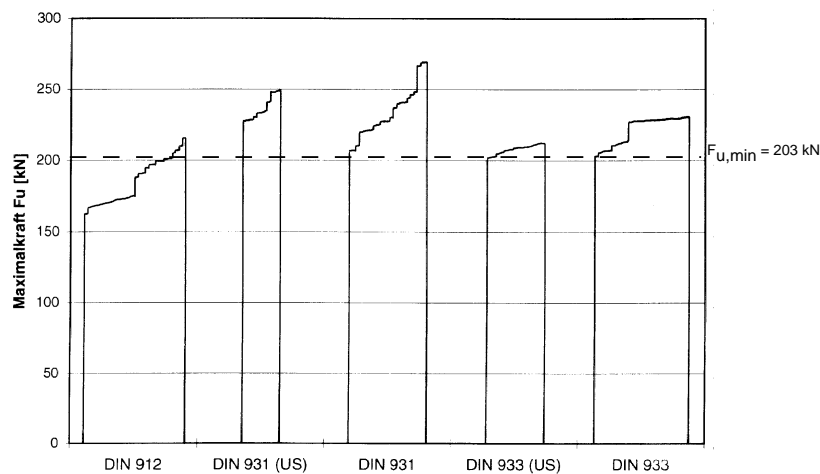


Abb. 3.39:
In den Versuchen erreichte Maximallasten F_u der M20-Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 folgender Schraubentypen: Innensechskant-Schraube DIN 912 ohne Schaft, Schraube DIN 931 mit Schaft und der Schraube DIN 933 ohne Schaft (US: Schraubengewinde mit Unterschnitt)

Festigkeitsklasse 8.8					
Schraubentyp	DIN 912 (ohne Schaft)	DIN 931 (US) (mit Schaft)	DIN 931 (mit Schaft)	DIN 933 (US) (ohne Schaft)	DIN 933 (ohne Schaft)
Grösse des Schraubengewindes		Schraubengewinde mit Unterschnitt	Schraubengewinde ohne Unterschnitt	Schraubengewinde mit Unterschnitt	Schraubengewinde ohne Unterschnitt
Versagensart	T	T	T	T	T
Anzahl Werte	30	11	23	17	28
Mittelwert Maximallast F_u	185 kN	236 kN	233 kN	207 kN	221 kN
Standardabweichung	15.9 kN	8.8 kN	18.2 kN	3.3 kN	9.8 kN

Tab. 3.09: Die in den Versuchen bei den verschiedenen Schraubenformen der Festigkeitsklasse 8.8 erreichten Mittelwerte der Maximallast F_u (T: Trennbruch)

Bei den zur Klassierung nach DIN ISO 898 [3.17] zum Vergleich herangezogenen Festigkeitswerten muss zwischen dem von den einschlägigen Konstruktionsnormen her bekannten Nominalwert und dem zusätzlich - für viele Konstrukteure bisher unbekanntem - eingeführten Mindestwert unterschieden werden (vgl. Tab. 3.04 und 3.10). Der jeweilige Wert wird rechnerisch aus dem Versuchswert über den zugehörigen Spannungsquerschnitt ermittelt (vgl. Abschnitt 3.151 und 3.421). Der Nominalwert ist ein rein theoretischer Wert, welcher sich auf die Kurzbezeichnung der Festigkeitsklasse bezieht. Bis heute diente er den Konstruktionsnormen als Grundlage der Festigkeitsberechnung der Schraube. Der Mindestwert dagegen definiert die Minimalanforderung an die zu erreichende Schraubenfestigkeit. Bei den Schrauben höherer Festigkeitsklassen liegt dieser Wert bis zu 4% höher als der Nominalwert. Die Erhöhung der Mindestwerte in der einschlägigen Schraubennorm erfolgte aufgrund der mit den zur Verfügung stehenden Materialien in den Serien-Werkstoffprüfungen durchwegs erzielten höheren Bruchwerte. Für den hier aufgezeigten Vergleich der M20-Schraube bedeutet dies für die Zugfestigkeit bzw. die Zugtragfähigkeit folgendes:

Festigkeitsklasse		10.9	8.8
Nominaler Wert	$\sigma_{u,nom}$	1000 N/mm ²	800 N/mm ²
	$F_{u,nom}$	245 kN	196 kN
Mindestwert	$\sigma_{u,min}$	1040 N/mm ²	830 N/mm ²
	$F_{u,min}$	255 kN	203 kN

*Tab. 3.10:
Nach DIN ISO 898 geforderte
Mindestwerte bzw. Nominalwerte
der Zugfestigkeit/Zugtragwider-
stand für eine Schraube M20*

Bei den HV-Schrauben, welche durch Gewindeabstreifen versagten, ist im weiteren zu beobachten, dass einzelne Schrauben den geforderten Mindestwert nicht oder nur ganz knapp erreichen. Der Mittelwert der vorliegenden Versuche liegt bei 258 kN. Eine Schraube davon erreichte gar nur 237 kN und liegt damit ganze 8% unter dem geforderten Mindestwert. Die Schraube weist äusserlich keine Unregelmässigkeiten auf, einzig das Mass des Gewindedurchmessers liegt an der unteren Toleranzgrenze, was schliesslich die ungewohnte Abweichung begründen mag.

Obwohl das Versagen der neu entwickelten schaftlosen HVN-Schraube bei der Verwendung der höheren Mutter (1.0·d) ausschliesslich durch Trennbruch erfolgte, erfüllen die erzielten Maximallasten mehrheitlich exakt das geforderte Mindestniveau. Dies ist zum Teil vermutlich auf die gezielt bewusste Materialauswahl bei der Sonderfertigung dieser Prüfkörper zurückzuführen. Diese Vermutung wird jedoch durch die ebenfalls schaftlose Schraube DIN 933 FK 10.9 relativiert. Hier kann eine ähnliche Feststellung gemacht werden. Interessanterweise liegen auch hier die Maximalwerte durchwegs mit ebenso kleinem Streubereich knapp über dem geforderten Mindestwert.

Im Gegensatz dazu fallen sowohl bei den Festigkeitsklassen 10.9 und 8.8 einzelne Schrauben mit verhältnismässig hohen Maximalwerten auf, die den geforderten Mindestwert um bis zu 18% (FK 10.9) bzw. 23% (FK 8.8) übersteigen. Es sind dies zum einen durchwegs Schrauben mit Schaft der Typen DIN 6914 (HV-Schraube) und DIN 931 und zum anderen Verbindungen, bei welchen die Mutter über die ganze Gewindelänge bis an den Gewindeauslauf heran aufgedreht wurde. Die fehlende Entlastungskerbwirkung vorgelagerter Gewindegänge verringert das Verformungsvermögen, was zu einer Tragfähigkeitssteigerung führt und unter dem Begriff des erwähnten Übergangseffektes bekannt ist (vgl. Abschnitt 3.163 und 3.331).

Der mögliche Einfluss der Oberflächenbehandlung auf die Festigkeitswerte lässt sich anschaulich an der Innensechskant-Schraube DIN 912/FK 8.8/M20x100 zweier Versuchsreihen aufzeigen. Die verwendeten Schrauben beider Serien stammen aus der gleichen Charge und unterscheiden sich einzig in der Oberflächenbehandlung, wobei die eine Schraube "schwarz" belas-

sen und die andere verzinkt-passiviert wurde. Vorweg ist festzuhalten, dass in beiden Fällen mehrheitlich die geforderten Mindestwerte nicht erfüllt wurden. Die erzielten Bruchlasten der unbehandelten Schrauben liegen knapp 2%, die der verzinkt-passivierten Schrauben im Mittel immerhin um 16% unter den geforderten Werten. Dies lässt grundsätzlich die Werkstoffwahl und die Nachbehandlung in Frage stellen. Erstaunlich sind die durchwegs markant tieferen Werte der behandelten Schrauben. Bei Materialien höherer Festigkeitsklassen (FK 10.9 und höher) ist der mögliche Einfluss der galvanischen Oberflächenbehandlung auf den Tragwiderstand bekannt. Die Zusammensetzung des dabei eingesetzten Elektrolyten legt den Umfang der Aufnahme atomaren Wasserstoffs fest, was letztlich bekanntermassen auch die Festigkeit mitbestimmt. Aus diesem Grund sind diese Methoden der Oberflächenbehandlung für die FK 10.9 und höher nicht erlaubt. Obschon bei Schrauben der FK 8.8 einen diesbezüglichen Einfluss im allgemeinen ausgeschlossen wird, offenbart sich mit den vorliegenden Ergebnissen, dass bereits bei der Festigkeitsklasse 8.8 bei ungünstiger Konstellation (Materialwahl und Oberflächenbehandlung) eine empfindliche Beeinflussung möglich ist.

Bei den vom Maschinenbau her bekannten Schrauben DIN 931 und DIN 933 sind im normalen Sortiment auch Schrauben mit unterschrittenem Gewinde erhältlich. Diese können nach dem Feuerverzinken mit einer Mutter oder in einem Sacklochgewinde mit normalen Gewindeabmessungen verwendet werden. Hier stellt sich die Frage, ob durch diese Verringerung des Schraubengewindequerschnittes auch die Tragfähigkeit entsprechend betroffen ist. Die geometrische Reduktion der Gewindeabmessungen ergibt eine Verminderung des vergleichbaren Spannungsquerschnittes von rund 8%. Bei der Verwendung von Muttern mit 0.8-d-facher Höhe ist als Versagensursache mehrheitlich auch beim Gewindeunterschnitt naheliegenderweise ein Gewindeabstreifen festzustellen. Die erreichten Festigkeitswerte liegen dabei im Mittel 10% unter dem geforderten Mindestwert. Wird dagegen das Gewindeabstreifen durch die Verwendung einer höheren Mutter verhindert, so werden die Festigkeitsanforderungen erfüllt. In Abb. 3.39 sind bei den Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 nach DIN 931 und DIN 933 mit Unterschritt im Schraubengewinde (US) nur die Ergebnisse der Versuche mit Trennbrüchen aufgezeigt. Die mit der Schraube DIN 931 (US) erzielten Werte liegen deutlich über dem geforderten Minimum, während jene der Schraube DIN 933 (US) etwas tiefer liegen und die gestellten Festigkeitsanforderungen gerade noch erfüllen. Interessanterweise ist auch hier festzustellen, dass die Schraube ohne Schaft mit durchgehendem Gewinde im Vergleich tiefere Werte liefert.

Hinsichtlich der Versagensform wurde in den Versuchen bewusst das Gewindeabstreifen verhindert. Dies geschah durch ausreichende Einschraubtiefe mit vergrößerter Mutterhöhe oder/und durch die Verwendung einer Mutter mit gegenüber dem Schraubenwerkstoff höherer Festigkeitsklasse. Erst mit dem damit erzwungenen Trennbruch lässt sich die maximale mögliche Verformung der Schraube erzielen.

Obwohl hinsichtlich der Tragfähigkeit zwischen diesen beiden Versagensarten – Gewindeabstreifen-Trennbruch - ein nicht allzu grosser Unterschied (im Mittel ~ 7%) besteht, zeigt sich jedoch deutlich, dass die Verformungsfähigkeit in einem gänzlich anderen Mass davon betroffen ist. Der Trennbruch erfolgt durch das Überschreiten der eigentlichen Schraubenfestigkeit, wodurch grundsätzlich mehr oder weniger grosse plastische Verformungsanteile der Schraube selber möglich werden. Das Mass dieses Beitrages hängt vom Schraubentyp bzw. der jeweiligen geometrischen Form ab (vgl. Abschnitt 3.33).

Beim Vergleich zweier an sich identischer HV-Schrauben kann der Einfluss der Versagensart auf das Verformungsverhalten der Schraube sehr anschaulich aufgezeigt werden (vgl. Abb. 3.40a und 3.40b). Beim Erreichen der Maximallast beträgt die Schraubenlängung rund das Zweifache gegenüber der Versagensart durch Abstreifen, obschon die Maximallast nur um durchschnittlich 7% ansteigt. Das Arbeitsvermögen vergrößert sich gar auf über das Vierfache.

Diese Aussage bezieht sich allein auf die eigentliche Schraubenlänge. Beim Gewindeabstreifen ist jedoch auch die Schraubenverbindung als Ganzes zu beobachten. Im Gegensatz zum Trennbruch erfolgt beim Gewindeabstreifen vor dem eigentlichen Bruch eine extreme Relativverschiebung zwischen der Schraube und der Mutter, was eine entsprechende Änderung der Klemmdicke verursacht. Ein vollständiges Gewindeabstreifen ausgedrückt über die Messung der Zunahme der Klemmdicke, was der Verschiebung der Mutter entspricht, ist in Abb. 3.40 Kurve c aufgezeigt. Grundsätzlich ist bei einer Beurteilung des Verformungsverhaltens der nicht unwesentliche Einfluss der Art der Lastaufbringung (kraft- oder weggesteuert) auf den Versagensverlauf zu berücksichtigen (vgl. Abschnitt 4.524).

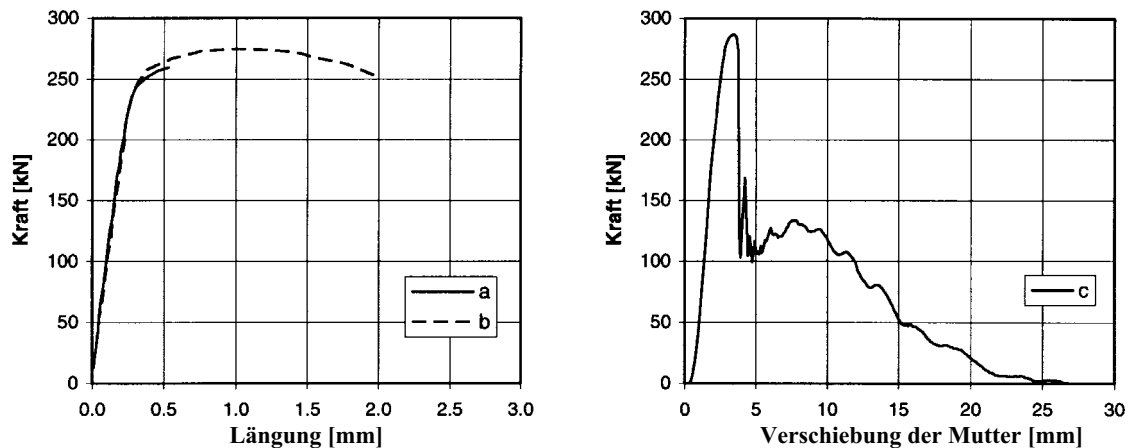


Abb. 3.40: *Verformungsverhalten in Abhängigkeit der Versagensart beim gleichen Schraubentyp HV-Garnitur M20 x 80, FK 10.9, feuerverzinkt*
a) Schraubenlänge beim Versagen durch Gewindeabstreifen
b) Schraubenlänge beim Versagen durch Trennbruch
c) Verschiebung der Mutter beim Versagen durch Gewindeabstreifen (Wegmessung über den Kolbenweg der Prüfmaschine)

Grundsätzlich kann das Gewinde der Mutter, jenes der Schraube oder aber beide zusammen abstreifen. Das Versagen wird durch das Überschreiten des Widerstandes der ersten tragenden Gewindegänge ausgelöst, was sich auch akustisch durch ein deutlich hörbares Knacken ausdrückt. Die betroffenen Gewindegänge werden abgeschert. Der weitere Verlauf zeigt bei der weggesteuerten Lastaufbringung eine charakteristische Abfolge: Nach dem ersten sprunghaften Rutschen der Mutter baut sich ein Restwiderstand von etwa 40% der erreichten Maximallast auf und dies soweit bis schliesslich der nächst betroffene Gewindebereich abstreift. Dieses anfänglich schrittartige Versagensverhalten geht allmählich in ein kontinuierliches Gewindeabstreifen mit abnehmendem Widerstand über, bis schliesslich die Mutter gänzlich über den Restgewindebereich der Schraube ausgezogen ist (vgl. Abb. 3.40 Verlauf von Kurve c).

3.32 Der Einfluss des Spannungsniveaus

Die Betrachtung der über die Schraubenlänge unterschiedlichen Spannungsniveaus - auch wenn die lokalen Spannungsspitzen vernachlässigt werden - erlaubt trotz der Vereinfachung eine grundsätzliche und aufschlussreiche Information über das mögliche Verformungsverhalten der Schraube. Dies liegt darin begründet, dass die Verformung durch das Beanspruchungsvolumen dirigiert wird, während im Gegensatz dazu das Tragvermögen durch die Spannungsspitzen bestimmt wird. Am Beispiel der Schraube mit Schaft lässt sich der Einfluss der unterschiedlichen Verformungsanteile und der unterschiedlichen Beanspruchungsvolumina illustrativ aufzeigen. Bereits der über den jeweiligen Querschnitt errechnete Spannungsunterschied zwischen Schraubenschaft und Gewinde weist auf das verformungswichtige Faktum hin, dass die Spannungen

im Schaft den elastischen Bereich nie überschreiten und demzufolge der zugehörige Verformungsanteil immer ausserordentlich klein sein wird.

Dieser Zusammenhang lässt sich mit einer einfachen Massnahme eindrücklich nachvollziehen und aufzeigen, indem der Schaftquerschnitt der normalen HV-Schraube M20 durch eine Kernbohrung (Durchmesser 9 mm) in Achsrichtung in etwa auf das Mass des Spannungsquerschnittes reduziert wird (vgl. Abb. 3.41 b). Somit bestehen im Schaft wie im frei belasteten Gewinde über weite Bereiche ungefähr gleiche Spannungsverhältnisse. Die globalen Beanspruchungsverhältnisse sind in etwa denen der Dehnschraube ähnlich. Im Vergleich zur ungeschwächten Schraube lässt sich grundsätzlich folgendes erkennen: Das Verformungsvermögen der Schraube mit Hohlbohrung ist unvergleichlich besser (vgl. Abb. 3.41 a und b). Allein durch diese einfache geometrische Änderung ergibt sich eine Steigerung des Arbeitsvermögens um mehr als das 3-fache der normalen Schraube mit Schaft. Die Maximallast F_u der veränderten Schraube hingegen sinkt bei den vorliegenden Versuchen gegenüber der unveränderten Schraube im Mittel um ca. 10%, liegt jedoch immer noch über dem geforderten Mindestwert. Diese leichte Verringerung ist vermutlich darauf zurückzuführen, dass die Hohlbohrung bis in den Übergangsbereich Schaft-Gewinde gemacht wurde. Der zusätzlichen geometrischen Schwächung überlagert sich in diesem Bereich lokal eine verhältnismässig starke Kerbwirkung, was schliesslich die Tragfähigkeit einbusse verursacht.

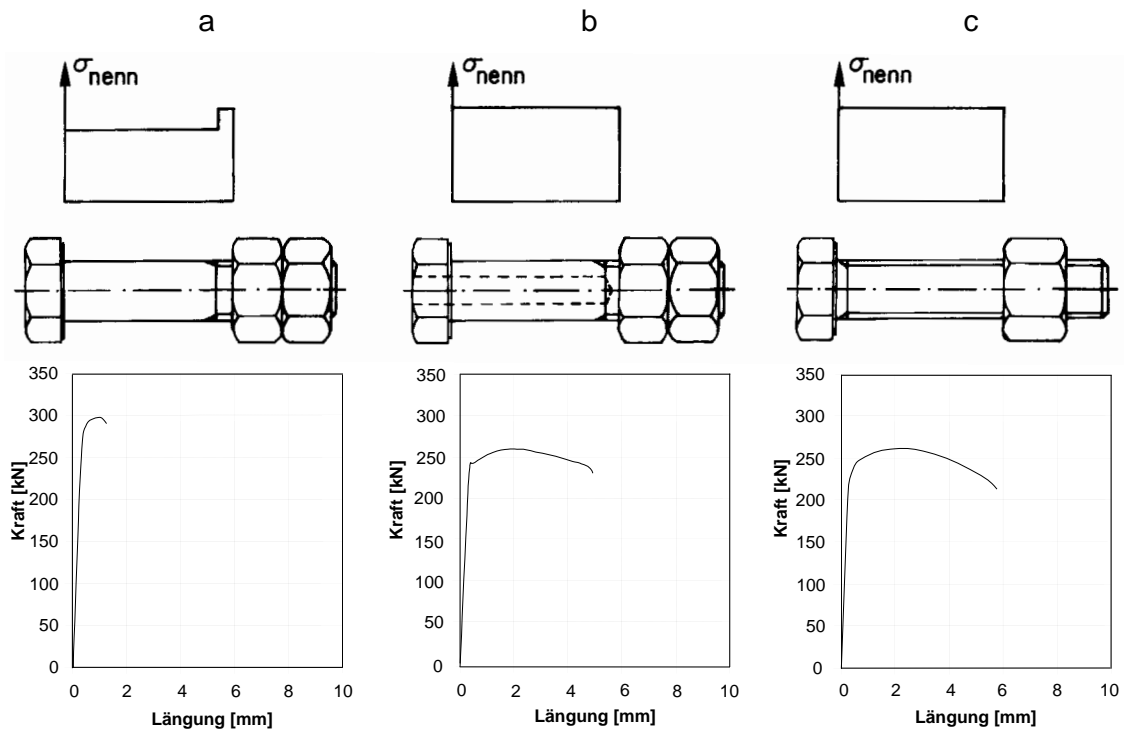


Abb. 3.41: Ungleiches Verformungsverhalten aufgrund unterschiedlichem Nennspannungsniveau zufolge geometrischer Formunterschiede bei der Schraube M20 mit einer Klemmdicke von jeweils 49 mm

- a) Normale HV-Schraube DIN 6914 /FK 10.9 mit Doppelmutter
- b) Gleiche HV-Schraube wie unter a) jedoch mit verschwächtem Schaft durch Hohlbohrung, reduzierte Schaftquerschnittsfläche entspricht ungefähr dem Spannungsquerschnitt
- c) Schraube DIN 933/FK 10.9 (Schraube ohne Schaft) mit einer Mutter mit 0.9-facher Höhe

Naheliegender ist dabei die Überlegung, dass bei der Schraube mit durchgehendem Gewinde - der Schraube ohne Schaft - spannungsmässig über die ganzen Bolzenlänge ähnliche Verhältnisse

vorliegen und demzufolge bei diesem Schraubentyp auch deutlich günstigeres Verformungsverhalten zu erwarten ist. Diese Erkenntnis lässt sich ohne Ausnahme bei allen Versuchen feststellen. So zeigt beispielsweise die Schraube nach DIN 933 der FK 10.9, welche sich von der HV-Schraube ausser dem Kopfdurchmesser einzig durch ihre schaftlose Ausführung unterscheidet, im Mittel rund das 3 bis 4-fach grössere Arbeitsvermögen als die HV-Schraube (vgl. Abb. 3.41c) besitzt. Als elementare Erkenntnis steht fest, dass unabhängig unterschiedlicher Materialzusammensetzungen und Fertigungsmethoden grundsätzlich die ungefähr gleiche Nennspannungsverteilung über den ganzen Schraubenbolzen einen signifikant verformungsbegünstigenden Einfluss zur Folge hat.

3.33 Der Einfluss der geometrischen Form

Für das Verformungsverhalten der Schraube nimmt deren Gewinde - ganz spezifisch der belastete Bereich des Gewindes - eine beherrschende Stellung ein. Wie aufgezeigt, ist der Spannungsunterschied zwischen dem Schaft- und dem Gewindebereich zufolge der deutlichen Querschnittsunterschiede verhältnismässig gross. Während die Beanspruchungen im Gewinde mit zunehmender Last ein Niveau erreichen, welches plastische Verformungen verursacht, ist das Spannungsniveau im Schaft noch längst im elastischen Bereich, weshalb seine Verformungsanteile auch im Vergleich dazu unbedeutend bleiben.

Zusammengefasst heisst dies, dass das Verformungsverhalten der Schraube neben der Materialwahl zur Hauptsache durch die Spannungsverteilung entlang der Schraubenachse bestimmt wird. Um ein günstiges und damit duktileres Verformungsverhalten zu erreichen, kann daraus folgender, einfacher Grundsatz abgeleitet werden: Anzustreben ist annähernd gleiches Nennspannungsniveau über möglichst grosse Bereiche der Schraube sowie Verhinderung übermässiger Spannungsunterschiede bei lokalen Übergängen.

Vom Grundprinzip der geschraubten Verbindung her ist das Gewinde ein unabdingbarer Bestandteil der Schraube, was die Erfüllung dieser Forderung auf zwei Konstruktionsgrundsätze begrenzt: Der Schaftquerschnitt muss reduziert und dem Gewindequerschnitt angepasst werden oder aber die Gewindefläche muss entsprechend erhöht werden. Letzteres wird schliesslich an der konstruktiven Verwendung scheitern. Ersteres hingegen lässt sich durch eine effektive Reduktion der Schaftfläche in Form einer Taillierung des Schaftes zu einer sogenannten Dehnschraube oder aber durch die Vergrösserung der Gewindelänge bis hin zum durchgehenden Gewinde, der Schraube ohne Schaft, erreichen. Auf der Hand - und damit im Vordergrund der Überlegungen - liegt die Veränderung der Gewindelänge, wobei zwischen der Schraube mit Schaft und der schaftlosen Schraube unterschieden werden muss.

3.331 Gewindelänge - Schraube mit Schaft

Der nahezu vernachlässigbare Einfluss des Schaftes auf das Verformungsverhalten, im besonderen auf die plastischen Verformungsanteile, lässt sich anschaulich mit den Ergebnissen der Versuche an den üblichen HV-Schrauben aufzeigen. In der Gegenüberstellung unterschiedlicher Schraubenlängen, bei welchen die frei belastete Gewindelänge immer ungefähr die gleiche ist (zwischen 11 mm und 12 mm), ist folgendes festzustellen: Ungeachtet der Variation der Belastungslänge ℓ_b zwischen 52 mm, 81 mm, 101 mm und 131 mm, unterscheiden sich die Gesamtverformungen s_b beim Bruch kaum und die plastischen Verformungsanteile ($s_b - s_f$), ausgedrückt als Differenz zwischen der Gesamtverformung und der Verformung s_f beim Erreichen der Fließlast, sind in ihrem Ausmass eigentlich identisch und somit letztlich unabhängig von der Schraubenlänge (vgl. Abb. 3.42).

Die geringfügig zunehmende Gesamtlängung s_b ist auf den Zuwachs der elastischen Längung zufolge grösserer Schaftlänge zurückzuführen. Die damit zusammenhängende grössere Elastizität lässt sich schliesslich auch aus der entsprechend grösseren Neigung der Anfangsgeraden ablesen. Der insgesamt grösste Verformungsanteil, nämlich der plastische Anteil, ist dagegen von der Schaftlänge mehr oder weniger unabhängig. Dies macht deutlich, dass dieser Anteil ausschliesslich durch den Gewindebereich geliefert wird.

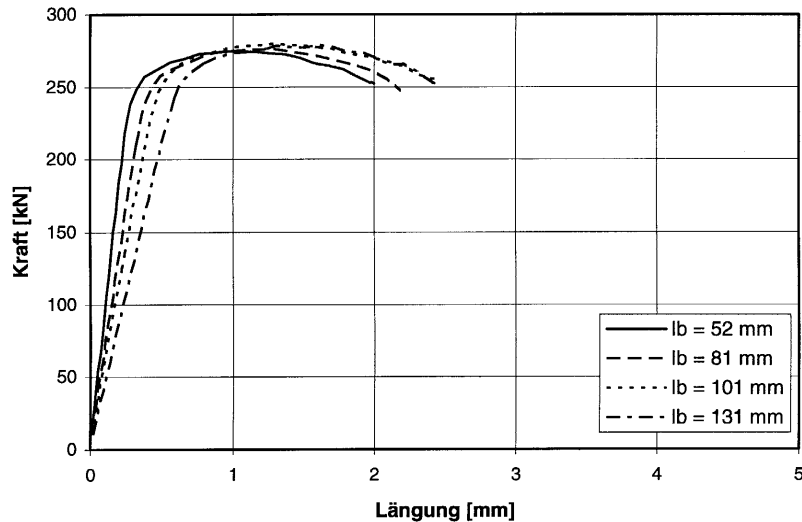


Abb. 3.42:
Vergleich des Verformungsverhaltens der HV-Schraube DIN 6914 M20 bei unterschiedlicher Belastungslänge l_b

Da dem belasteten Gewindebereich offensichtlich eine zentrale Bedeutung für das Verformungsverhalten zukommt, ist die Frage nach dem Einfluss der Länge des belasteten Gewindeteils ($l_b - l_s$) naheliegend (l_s : Schaftlänge). Bei der HV-Schraube mit ihrer extrem kleinen Gewindelänge ist die mögliche Variationsbreite bekanntlich äusserst gering. Folglich wird das Verformungsvermögen der HV-Schraube in der heutigen Ausbildung stets vergleichsweise begrenzt sein. Von besonderem Interesse ist die plastische Längung ($s_b - s_f$), d.h. der duktile und irreversible Verformungsanteil der Schraube, welcher sich nach dem theoretischen Fließbeginn der Schraube einstellt. Diese plastische Längung ist, wie die Versuche zeigen, zweifellos von der frei belasteten Gewindelänge abhängig (vgl. Abb. 3.43).

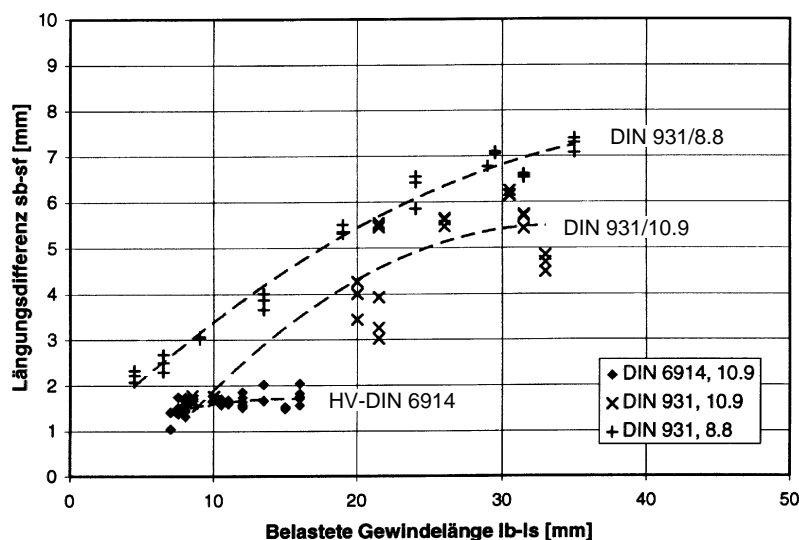


Abb. 3.43:
Einfluss der frei belasteten Gewindelänge ($l_b - l_s$) auf das plastische Verformungsvermögen ($s_b - s_f$) der HV-Schraube DIN 6914 und der Schraube DIN 931

Bei der plastischen Längung ist zudem ein deutlicher Unterschied zwischen der HV-Schraube und der von der Form her vergleichbaren Schraube mit Schaft DIN 931 zu beobachten. Das plastische Verformungsvermögen der Schraube DIN 931 ist bei den geprüften Schrauben deutlich grösser als jenes der HV-Schrauben. Unabhängig der belasteten Gewindelänge bleibt die pla-

stische Verformung bei der HV-Schraube nahezu konstant, während bei der Schraube DIN 931 mit grösser werdender Gewindelänge diese klar zunimmt. Die Schraube DIN 931 weist zudem im Vergleich zur HV-Schraube prinzipiell grössere Gewindelängen auf, woraus dementsprechend auch grössere Verformungsanteile resultieren.

Anders ausgedrückt, die Schraube DIN 931 zeigt den grundsätzlichen Sachverhalt, wonach die plastische Längung mit kleiner werdender frei belasteter Gewindelänge prägnant abnimmt. Dies spiegelt sich deutlich auch im Verlauf der aus den Versuchsergebnissen ermittelten Regressionskurven wider. Das abnehmende bzw. fehlende Volumen zur Ausbildung einer plastischen Zone und einer entsprechenden Bruch einschnürung wird hierfür der Grund sein. Die Verringerung der durch die Gewinde erzeugten Entlastungskerbwirkung beeinträchtigt die Querkontraktion, was schliesslich eine verstärkte Formänderungsbehinderung hervorruft. Gleiches trifft auch für die Schraube DIN 931 der tieferen Festigkeitsklasse 8.8 zu. Im weiteren ist auch der Einfluss der Werkstoffwahl auf das plastische Verformungsvermögen deutlich erkennbar. Die Schraube DIN 931 der FK 8.8 weist im Mittel über 25 - 30% höhere Verformungsanteile auf, als die vergleichbare Schraubenform der FK 10.9 (vgl. Abb. 3.43).

Mit dem Abfall des Verformungsvermögens bei geringer werdendem Abstand zwischen Gewindeauslauf und Mutterauflagefläche ist gleichzeitig ein ebenso deutlicher Anstieg der Tragfähigkeit verbunden (vgl. Abb. 3.44). Diese zu beobachtende Festigkeitserhöhung ist gleichermaßen auf die Formänderungsbehinderung zurückzuführen, wie dies auch im vorangehenden Abschnitt 3.163 unter dem Begriff "Übergangseffekt" festgestellt und erörtert wurde. Für den Grenzfall des Übergangs mit nur einer Einzelkerbe des Gewindeauslaufes, d.h. falls die Mutter bis zum Gewindeauslauf aufgeschraubt ist, wird das Tragfähigkeitsmaximum erreicht.

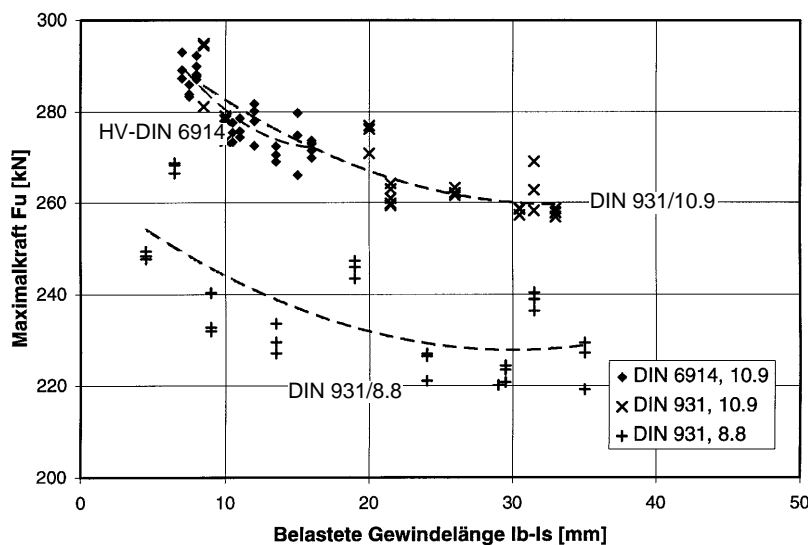


Abb. 3.44
Einfluss der frei belasteten Gewindelänge ($l_b - l_s$) auf die Maximallast F_u der HV-Schraube DIN 6914 und der Schraube DIN 931

Zusammenfassend kristallisiert sich aus den Ergebnissen der Versuche die folgende Feststellung: Das Verformungsvermögen der Schraube mit Schaft ist unabhängig der Schraubenlänge einzig durch das Gewinde und deren Länge bestimmt.

3.332 Gewindelänge - Schraube ohne Schaft

Die Schraube ohne Schaft kommt der anfänglich gemachten Forderung nach möglichst gleichem Nennspannungsniveau im beanspruchten Schraubenbereich am nächsten. Demzufolge ist mit dieser geometrischen Massnahme der schaftlosen Ausführung deutlich duktileres Verformungsverhalten als bei der Schraube mit Schaft zu erwarten, was schliesslich durch die Versuche durchwegs bestätigt wurde.

Der bei der Schraube mit Schaft beobachtete Übergangseffekt ist bei der schaftlosen Schrauben zufolge durchwegs gleicher Kerbverhältnisse begreiflicherweise nicht festzustellen. Die Versuchsergebnisse (vgl. Abb. 3.45) zeigen tatsächlich deutlich, dass die erreichte Maximallast F_u von der Schraubenlänge bzw. Belastungslänge ℓ_b der Schraube weitgehend unabhängig ist.

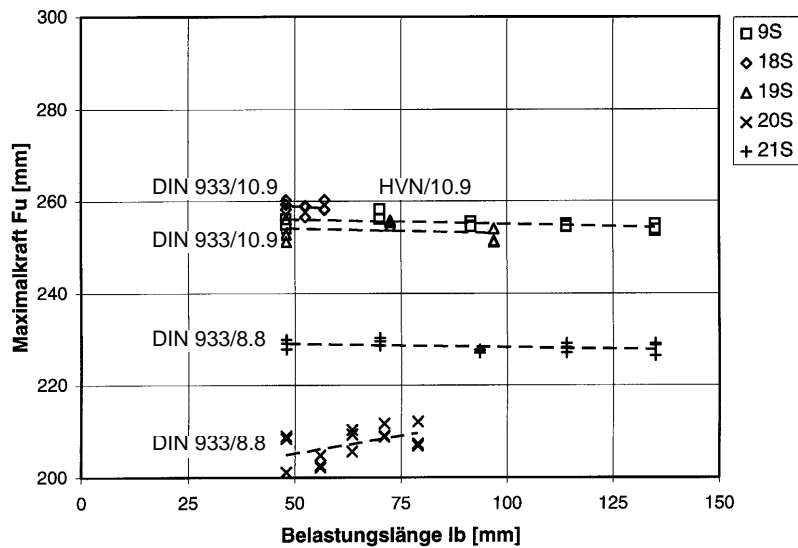


Abb. 3.45:
Vergleich der Maximalkraft F_u bei unterschiedlicher Schraubenlänge bzw. Belastungslänge ℓ_b bei Schrauben ohne Schaft an der Schraube M20. Vergleich folgender Schraubenformen:
- HVN, FK 10.9 (9S)
- DIN 933, FK 10.9 (18S und 19S)
- DIN 933, FK 8.8 (20S und 21S)

Einen Einblick über das Verformungsverhalten kann durch den Vergleich der einzelnen Verformungsanteile gewonnen werden. Bereits die relativ grobe Aufteilung der Verformungen in den Bereich bis zur Maximallast (0 bis F_u) und in den nachfolgenden Bereich bis zum eigentlichen Bruch (F_u bis F_b) und deren Vergleich mit der belasteten Schraubenlänge führt zu interessanten Aufschlüssen. Die Darstellung der erreichten Dehnungen bei der Maximallast F_u (vgl. Abb. 3.46) zeigt deutlich, dass das Gesamtdehnmass e_u bei allen untersuchten Schraubenlängen ungefähr konstant bleibt und im Mittel zwischen 5% und 6% liegt. Mit anderen Worten, bis zum Niveau der Maximallast ist die Gesamtlängung proportional zur belasteten Schraubenlänge und dies mehr oder weniger unabhängig der Festigkeitsklasse im Bereich der FK 10.9 und FK 8.8. Lokale Unstetigkeiten in Form von Einschnürungen sind folglich auch nicht vorhanden.

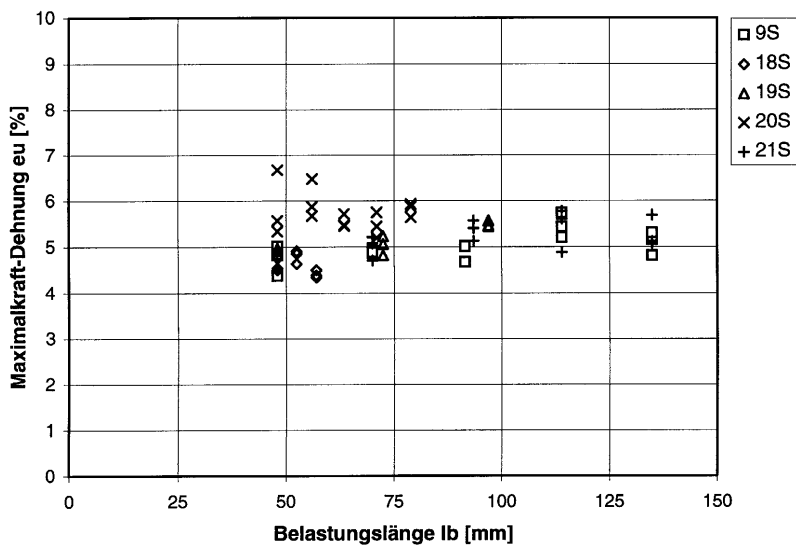


Abb. 3.46:
Vergleich der Dehnung e_u bei unterschiedlicher Schraubenlänge bzw. Belastungslänge ℓ_b bei Schrauben ohne Schaft an der Schraube M20. Vergleich folgender Schraubenformen:
- HVN, FK 10.9 (9S)
- DIN 933, FK 10.9 (8S und 19S)
- DIN 933, FK 8.8 (20S und 21S)

Weitere wesentliche Informationen zum Einfluss der Geometrie auf das Verformungsverhalten kann die Analyse des Verformungsverlaufs nach dem Erreichen der Maximallast liefern. Die Beobachtung der Längung, welche die Schraube in diesem Bereich bis zu ihrem eigentlichen Trennbruch noch leisten kann, führt zu einem weiteren, aufschlussreichen Ergebnis (vgl. Abb. 3.47). Es zeigt sich nämlich, dass dieser Verformungsanteil ($s_b - s_u$) unabhängig der Schraubenslänge bzw. der Belastungslänge ℓ_b im Mittel annähernd konstant bleibt und deren Betrag vergleichsweise gross ist.

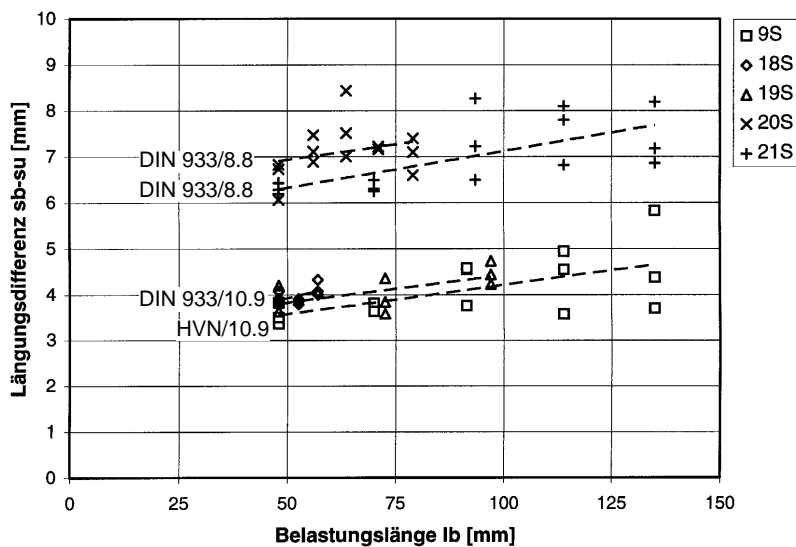


Abb. 3.47:
Vergleich der Zunahme der Schraubenslänge nach Erreichen der Maximallast bis zum Trennbruch (Längungsdiff. $s_b - s_u$) bei unterschiedlicher Schraubenslänge bzw. Belastungslänge ℓ_b bei Schrauben ohne Schaft an der Schraube M20.
Vergleich folgender Schraubenformen:
- HVN FK 10.9 (9S)
- DIN 933 FK 10.9 (8S und 19S)
- DIN 933 FK 8.8 (20S und 21S)

Am Probenkörper ist ferner eine eigentliche Brucheinschnürung zu beobachten, welche für sich eine gewisse Ausbreitungslänge beansprucht, während sich die restlichen Gewindebereiche nicht sichtlich verjüngen (vgl. Abb. 3.48). Das heisst, dass der mehr oder weniger konstante Verformungsanteil im wesentlichen auf diese Brucheinschnürungszone zurückzuführen ist und diese Zone unabhängig der Belastungslänge eine bestimmte Länge aufweist. In erster Näherung kann diese Länge als das 1- bis 1.5-fache des Schraubendurchmessers geschätzt werden. Damit sich eine solche Einschnürung wirklich ausbilden kann, muss der freie Gewindebereich folglich mindestens über diese Länge verfügen. Rückschliessend erklärt diese Feststellung wiederum die bei der Schraube mit Schaft vergleichsweise geringe Duktilität. Der mit grösser werdender Belastungslänge festzustellende leichte Anstieg der ermittelten Regressionsgeraden ist nach dieser Auslegung auf den zunehmenden Anteil der linearen Dehnung des übrigen, ausserhalb der Brucheinschnürungszone liegenden Gewindebereichs zurückzuführen.



Abb. 3.48:
Deutlich erkennbare Einschnürungszone bei der Schraube ohne Schaft, aufgezeigt am Beispiel der HVN-Schraube

Im weiteren ist aus dem in Abb. 3.47 dargestellten Vergleich ein weiteres Mal deutlich der Einfluss der Werkstoffwahl abzulesen. Bei den spannungstechnisch wesentlich besseren Verhältnissen der schaftlosen Schraube kommt die elementare Beziehung zwischen Festigkeit und Verformungsvermögen besonders anschaulich zum Ausdruck. Die Schrauben der FK 8.8 weisen gegenüber jenen der FK 10.9 allein in diesem Verformungsbereich einen beachtlichen Duktilitätsgewinn auf. Die in den Versuchen ermittelten Werte der Schrauben der FK 8.8 liegen im Mittel um über 50% höher als die vergleichbaren Werte der FK 10.9.

3.333 Die HVN-Schraube

Besondere Aufmerksamkeit gilt der neu entwickelten HVN-Schraube der Festigkeitsklasse 10.9. Eine Schraube, die bezüglich Werkstoffwahl, Herstellungsverfahren und Oberflächenbehandlung der gebräuchlichen HV-Schraube nach DIN 6914 entspricht. Die geometrischen Abmessungen mit dem typischen Merkmal der grösseren Schlüsselweite von Kopf und Mutter entsprechen ebenfalls denen der HV-Schraube mit der einzigen Ausnahme eben, dass die HVN-Schraube über keinen Schaft verfügt, sondern mit durchgehendem Gewinde ausgeführt ist.



Abb. 3.49:
Die neue HVN-Schraube im Vergleich zur gebräuchlichen HV-Schraube DIN 6914 am Beispiel der M20 x 110 (HVN-Schraube M20 x 160 auf Schraubenlänge 110 mm abgelängt)

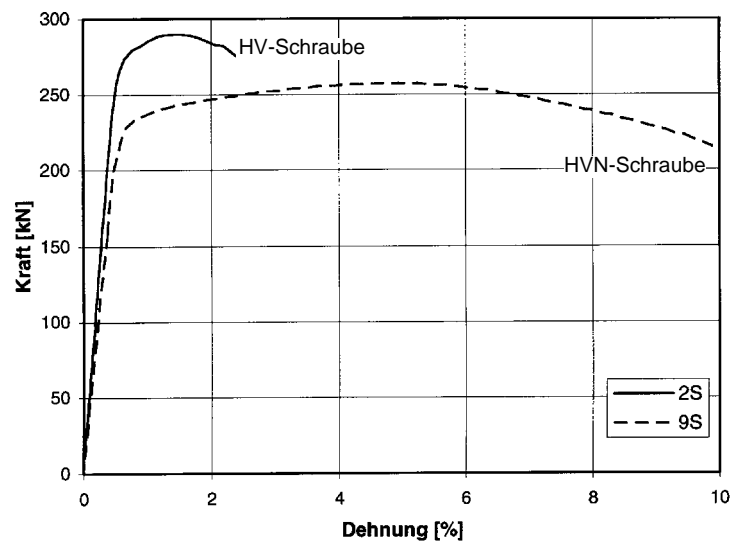


Abb. 3.50:
Vergleich des Dehnungsverhaltens der in Abb. 3.49 gezeigten HVN-Schraube bzw. HV-Schraube anhand des im Zugversuch ermittelten Spannungs-Dehnungs-Diagramms. Deutlich erkennbar das unterschiedliche Verformungsvermögen bei ungefähr gleicher Belastungslänge (HV-Schraube: $\ell_b = 77$ mm, HVN-Schraube: $\ell_b = 70$ mm) unter Zugbeanspruchung, in beiden Fällen Versagen durch Trennbruch

Die aus den anfänglichen, theoretischen Überlegungen abgeleiteten Erwartungen zum Trag- und Verformungsverhalten der schaftlosen HVN-Schraube haben sich durchwegs bestätigt. Zunächst konnten die von der Festigkeitsklasse 10.9 gestellten Anforderungen zum Tragwiderstand, wie im vorangehenden Abschnitt 3.31 aufgezeigt, erfüllt werden. Somit bleibt die Frage nach dem Verformungsverhalten und dabei speziell nach dem Verformungsvermögen dieses Schraubentyps. Als erstes lässt sich der Unterschied zur gängigen HV-Schraube anschaulich im Vergleich der erzielten Längen aufzeigen.

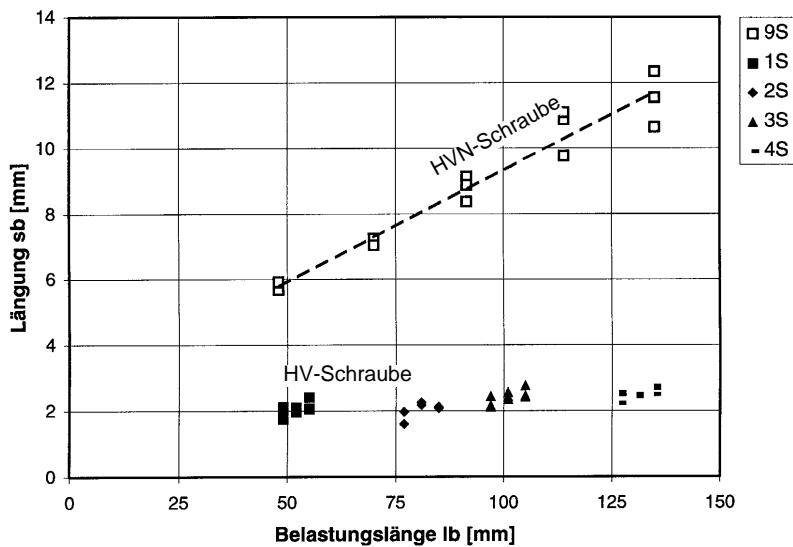


Abb. 3.51:
Gesamtlänge s_b der Schraube M20 beim Bruch in Abhängigkeit der Schraubenlänge bzw. Belastungslänge l_b bei der HV-Schraube DIN 6914 und der HVN-Schraube ohne Schaft der Festigkeitsklasse 10.9. Vergleichene Versuchsergebnisse aus folgenden Versuchsreihen:

- 9S: M20 x 160
- 1S: M20 x 80
- 2S: M20 x 110
- 3S: M20 x 130
- 4S: M20 x 160

In der Gegenüberstellung der Gesamtlänge s_b der Schraube beim Bruch zeigt sich klar die unvergleichliche Überlegenheit der HVN-Schraube: Je nach Schraubenlänge bzw. Belastungslänge l_b beträgt die Gesamtdehnung der HVN-Schraube das drei- bis fünffache der HV-Schraube (vgl. Abb. 3.51). Während die HV-Schraube unabhängig der Belastungslänge vergleichsweise eine mehr oder weniger konstante Gesamtlänge aufweist, zeigt die HVN-Schraube ein von der Belastungslänge annähernd linear abhängiges Verformungsmass. Hierin widerspiegelt sich die in den beiden Schraubenformen unterschiedliche Spannungsverteilung entlang der Schraubenachse. Bei der HV-Schraube besteht eine sehr kleine Länge freien Gewindebereichs, welche eine überelastische Verformung nicht zulässt. Vielmehr dominiert die lokale Spannungsspitze und begrenzt demzufolge auch die Gesamtverformung, derweil bei der HVN-Schraube durch eine gleichmässige Grundspannung der gesamte belastete Bolzenteil an der Verformung beteiligt ist und die ausreichende Gewindelänge eine Einschnürung und damit grosse plastische Verformungsanteile möglich macht.

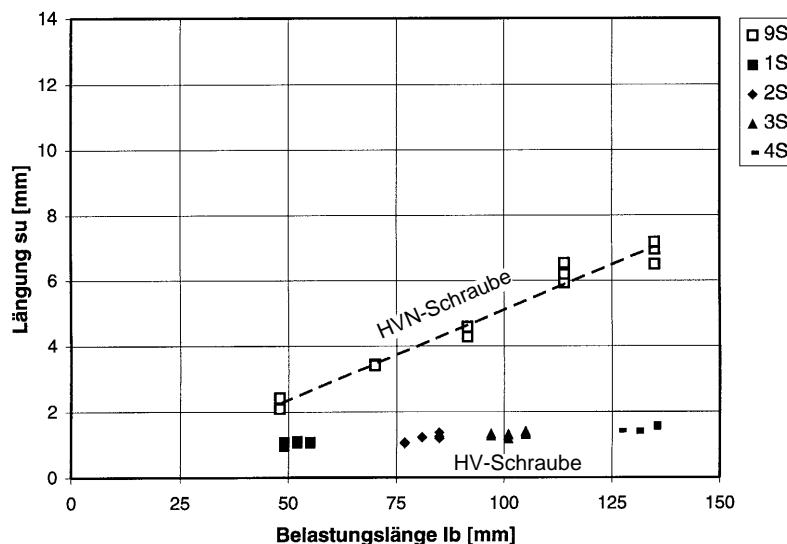


Abb. 3.52:
Länge s_u der Schraube M20 beim Erreichen der Maximallast F_u in Abhängigkeit der Schraubenlänge bzw. Belastungslänge l_b bei der HV-Schraube DIN 6914 und der HVN-Schraube ohne Schaft der Festigkeitsklasse 10.9. Vergleichene Versuchsergebnisse aus folgenden Versuchsreihen:

- 9S: M20 x 160
- 1S: M20 x 80
- 2S: M20 x 110
- 3S: M20 x 130
- 4S: M20 x 160

Falls aus Überlegungen zur Berechnung respektive aus Sicherheitsbetrachtungen heraus nur die erbrachte Verformung bzw. Länge s_u bis zum Erreichen der Maximallast F_u interessiert, so bestätigt sich die gemachte Feststellung in gleicher Weise: Die Verformungsunterschiede

sind auch hier beträchtlich (vgl. Abb. 3.52). Verständlicherweise betragen diese Verformungswerte nur rund 50% bis 60% jener der Gesamtlängung beim Bruch, fällt doch der bei der HVN-Schraube für die Gesamtverformung wichtige Einschnürungsbereich weg.

Die gleichen charakteristischen Unterschiede im Verformungsverhalten der HV-Schraube zur HVN-Schraube zeigt die Gegenüberstellung des Arbeitsvermögens W_{tot} , welche die Schraube bis zum Bruch leistet (vgl. Abb. 3.53).

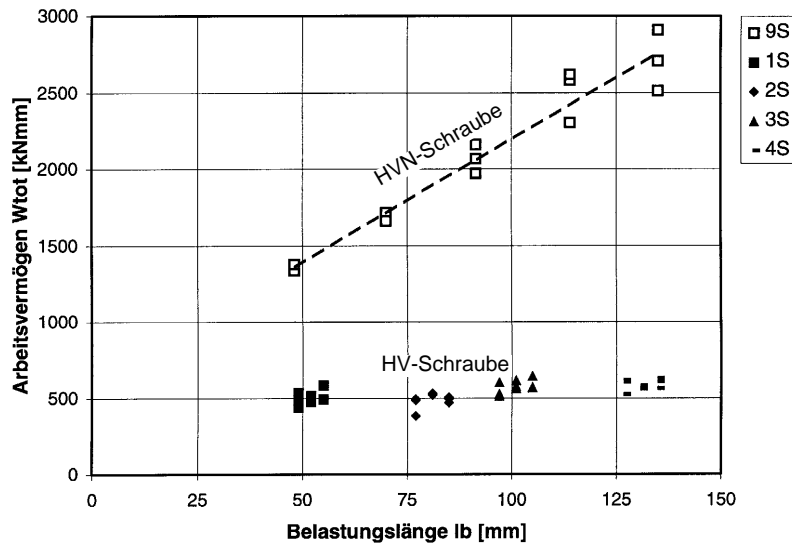


Abb. 3.53: Arbeitsvermögen W_{tot} welches die Schraube M20 bis zum Bruch leistet in Abhängigkeit der Schraubenslänge bzw. Belastungslänge l_b bei der HVN-Schraube DIN 6914 und der HVN-Schraube ohne Schaft der Festigkeitsklasse 10.9. Vergleichene Versuchsergebnisse aus folgenden Versuchsreihen:
 - 9S: M20 x 160
 - 1S: M20 x 80
 - 2S: M20 x 110
 - 3S: M20 x 130
 - 4S: M20 x 160

Grundsätzlich lässt sich aus all den Ergebnissen ableiten, dass der Duktilitätsgewinn durch die geometrische Maßnahme des durchgehenden Gewindes sehr gross ist und im Vergleich zum Einfluss der Werkstoffwahl noch deutlich ausgeprägter ausfällt.

Das duktile Verformungsverhalten der HVN-Schraube bringt in der Praxis verschiedene Vorteile. Ausgehend von der Grundsatzfrage nach dem Rotationsvermögen des geschraubten Stirnplattenstosses, erbringt der Einsatz dieser Schraubenform in zweierlei Hinsicht einen Gewinn: Grundsätzlich wird die Rotationsfähigkeit durch das unvergleichlich höhere Duktilitätsmass dieser Schrauben dementsprechend erheblich gesteigert. Zum zweiten sind die auf Zug beanspruchten Schrauben im Stirnplattenstoss grundsätzlich Teil eines innerlich statisch unbestimmten Systems. Bereits die geometrisch bedingten Steifigkeitsunterschiede im Stoss ergeben eine ungleiche Beanspruchungsverteilung der Schrauben, welche durch unterschiedliche Vorspannkraft, durch Unebenheiten der Stirnplatte usw. noch zusätzlich verstärkt wird. Diese Ungleichheiten in der Schraubenbeanspruchung können durch das duktilere Verhalten der HVN-Schraube besser plastisch ausgeglichen werden, was schliesslich gesamthaft zu grösserem Tragwiderstandes des Anschlusses führt (vgl. Abschnitt 5.213). Zu beachten ist ferner, dass insgesamt die Verbindungs-Biegesteifigkeit von all den erwähnten Einflüssen abhängt und folglich auch der Einspanngrad der Verbindung davon betroffen ist.

Offensichtlich ist der Gewinn auch aus der Sicht der Lagerhaltung. Die enge Abstufung nach Klemmdicken bei der HV-Schraube und die damit verbundene Vielfalt der Lagerhaltung wird mit der schaftlosen HVN-Schraube reduziert bzw. hinfällig. Bei deren Verwendung in der eigentlichen Scherverbindung muss die gegenüber der Schaftfläche geringere Scherfläche des Gewindegrundes berücksichtigt werden. Vermutlich werden die Verformungen bei der Scherverbindung gegenüber einer Bestückung mit HV-Schrauben etwas grösser ausfallen. Die in der Lochwandung anliegenden Gewindebereiche weisen gegenüber dem Schaft deutlich kleinere Auflage- und Pressflächen auf und haben zudem auch eine geringere Steifigkeit, was schliesslich zu einem etwas grösseren Verschiebmass führen wird.

3.4 Ansatz für Berechnungsmodell zur Erfassung des Verformungsverhaltens der Schraube

3.41 Grundlagen zur analytischen Erfassung der wesentlichen Grössen

Die Kenntnisse zum Verformungsverhalten der Schraube beschränken sich bei ihrer rechnerischen Nachbildung bekanntlich im wesentlichen auf den elastischen Bereich. Die analytische Erfassung des gesamten Verformungsbereichs der Schraube, auch wenn sie letztlich mit starken Vereinfachungen geschieht, muss im Grundsatz auf den fundamentalen Kenntnissen fussen, sofern sie nicht gänzlich empirisch erfolgt.

Allgemein wird der Verlauf der Last-Verformungskurve, der sogenannten "Fliesskurve", bestimmt durch die elastische Spannungsverteilung vor Fliessbeginn im schwächsten Querschnitt, durch die Querschnittsform und durch das Fliessgesetz des Werkstoffes. Die Spannungsverteilung hängt ihrerseits wieder ab von der geometrischen Gestalt des Körpers und der Art der äusseren Belastung (Zug, Schub, Biegung usw.). Ursache des Abbiegens der Fliesskurve und damit der Ausbildung plastischer Verformungsanteile ist der Verlust eines Teils der inneren Kraftwirkung, der davon herrührt, dass in dem plastisch gewordenen Bereich keine Spannungszunahme über die Streckgrenze hinaus möglich ist. Der Grad des Abbiegens wird somit einerseits global vom Verhältnis des plastifizierten Bereichs zum Gesamtbauteil (z.B. betroffene Gewindelänge zur Gesamtbelastungslänge der Schraube) und andererseits lokal vom Verhältnis des plastifizierten Anteils zum Gesamtquerschnitt (z.B. Gewindegrund zu Kernquerschnitt) abhängen.

Die in den vorangehenden Abschnitten gemachten Überlegungen und die gewonnenen Erkenntnisse aus den Versuchen helfen im Hinblick einer Modellbildung die verformungswirksamen Bereiche und deren Einfluss auf die Steifigkeit auch im überelastischen Bereich im Hinblick einer Modellvorstellung besser abzuschätzen und zu qualifizieren. Bei der Aufteilung in entsprechende Verformungsbereiche bietet sich aufgrund der Beanspruchungsverhältnisse die im Abschnitt 3.16 gemachte Gliederung in 5 Bereiche an:

- Bereich 1: Schraubenkopf
- Bereich 2: Schraubenschaft
- Bereich 3: Übergang Schaft-Gewinde - Gewindeauslauf
- Bereich 4: freies Gewinde
- Bereich 5: Übergang Schraube - Mutter

Hinsichtlich Art und Beitrag zur Gesamtverformung kann innerhalb dieser Aufteilung als erstes eine Zuordnung aufgrund des Beanspruchungsniveaus erfolgen. Die Form- und Grössenverhältnisse sind bei der Schraube derart different, dass sich einstweilen diese Bereiche ohne Nachteil solchen, die über den gesamten Belastungsbereich elastisch bleiben und solchen, die sich im Verlauf der Belastung nichtlinear verhalten, zuweisen lassen.

Die Geometrie des Schraubenkopfs, des Schraubenschafts wie auch des Gewindeauslaufs unterscheiden sich von den übrigen zwei Bereichen in einer Form, dass ohne grosse Verfälschungen in Kauf zu nehmen, davon ausgegangen werden kann, dass diese Bereiche insgesamt nur elastische Anteile liefern. Während beim Schraubenschaft das Beanspruchungsniveau deutlich tiefer liegt als im Gewinde, ist dies beim Gewindeauslauf nicht prägnant. Hier bewirkt jedoch der durch den schroffen Übergang erzeugte mehraxiale Spannungszustand zusammen mit der gegen den Schaft hin fehlenden Entlastungskerbe eine Festigkeitserhöhung mit entsprechender Steigerung der Formänderungsbehinderung, so dass sich in diesem Übergangsbereich keine merkli-

chen plastischen Verformungsanteile einstellen werden. Beim Übergangsbereich "Schaft-Kopf" sind die Verhältnisse ähnlich. Die Krafteinleitung im Kopf erfolgt mehr oder weniger konzentrisch von der Kopfunterseite her, was primär Biegung und Schub und bezüglich der Spannungsverhältnisse einen mehraxialen Zustand verursacht, welcher auf ein geringes Formänderungsvermögen schliessen lässt.

Wie die vorangehend angestellten Überlegungen und die Auswertung der Versuchsergebnisse klar zum Ausdruck bringen, machen der gegenüber den übrigen Bereichen geringere Beanspruchungsquerschnitt beim Gewinde wie auch die trotz scharfer Grundkerbform verformungsbegünstigende Wirkung der Kerbwiederholung das Gewinde im Vergleich zu den übrigen Bereichen zum signifikanten Verformungs-"Lieferanten" der Schraube und dies zur Hauptsache im überelastischen Bereich. Die Entlastungskerbwirkung verhilft dem Gewinde gegenüber der vergleichbaren Einzelkerbe zu Formänderungsvermögen, welches sich insbesondere bei ausreichend freier Gewindelänge durch beachtliche plastische Anteile äussert. Im Übergangsbereich vom Schraubengewinde zur Mutter herrschen durch die lokalen Kraftübertragungen komplexe, mehraxiale Spannungszustände. Dabei überwiegen jedoch mehrachsige Druckbeanspruchungen, wodurch die Verformungsfähigkeit nicht reduziert wird. Zusammen mit den lokalen Scherbeanspruchungen ist im Gegenteil insgesamt eher mit einer Verbesserung zu rechnen.

3.42 Bestimmung des Verformungsverhalten in der Rechenpraxis

Die Dimensionierung der Schraube in der Stahlbaupraxis wird durch die Bestimmung des Tragwiderstands dirigiert. Der Einbezug des Verformungsverhaltens und damit die rechnerische Erfassung dieser Grösse ist zur Zeit hingegen keine verlangte Grösse und hat demnach auch keine bemessungsbestimmende Bedeutung. Die Ermittlung der Verformung hat hauptsächlich im Maschinenbau eine gewisse Bedeutung, und dort allerdings auch nur im rein elastischen Bereich, wo es vorwiegend um die Festlegung von Steifigkeiten für die Abklärung des Ermüdungsverhaltens geht. Die Idealisierung mittels einem einfachen Federmodell liefert dafür den rechnerischen Ansatz. Da der Tragwiderstand und die Verformung im Grunde genommen nicht zwei unabhängige Grössen sind und unabdingbar physikalische Beziehungen zwischen beiden bestehen, werden nachfolgend zunächst die der Verständlichkeit dienenden Hintergründe zur rechnerischen Bestimmung des Tragwiderstands erläutert.

3.421 Rechnerische Bestimmung der Tragfähigkeit in der Praxis

Die Schraube ist, was ihre Tragfähigkeit anbelangt, in der Bemessungspraxis über ihre Werkstoffkennwerte mittels kalibrierten Berechnungsansätzen erfasst. Die Unterlagen hierfür liefern umfangreiche, international durchgeführte Versuche und Untersuchungen, welche auch die Basis der Rechenansätze in den einschlägigen Konstruktionsnormen bilden.

Obwohl an den höchst beanspruchten Stellen der Schraube komplizierte mehraxiale Spannungszustände bestehen, bedient sich bekanntlich die Rechenpraxis mit dem sogenannten Spannungsquerschnitt einer einfachen, summarischen Grösse zur Festlegung der Beziehung zwischen dem Tragwiderstand und der Festigkeitsklasse. Dieser Nennspannungsquerschnitt stellt an sich eine fiktive Grösse auf der Basis der Gewinde-Nennmasse dar. Eine exakte Bestimmung erlaubt dieses Vorgehen allerdings nicht, weil der Tragwiderstand in Wirklichkeit vom Werkstoff, dessen Zustand und dem Verfestigungsvermögen aber auch vom Gewindeprofil abhängt, und deshalb genau genommen nicht als konstanter Wert für alle Schraube eingesetzt werden dürfte. Hinzu kommt der Umstand, dass bei kleinen Durchmesser der Einfluss der Gewindetoleranzen vergleichsweise höher ist als bei grösseren Durchmesser.

Der aus dem Spannungsquerschnitt rückgerechnete Durchmesser liegt zwischen dem Kern- und Flankendurchmesser. Dies weist immerhin darauf hin, dass der gekerbte Gewindestab aufgrund der Kerb- und Eigenspannungswirkung höhere Zugkräfte überträgt als der glatte, ungekerbte Stab mit dem Durchmesser des Gewindegans. Diese standardisierte Festigkeits- bzw. Tragfähigkeitsberechnung bezieht sich somit nur stellvertretend auf den Gewindegang.

Wie bereits erwähnt, sind mit dem gewählten Vorgehen nicht die Kennwerte des Schraubengrundmaterials klassierend. Im Gegenteil, bei der Prüfung von Schrauben werden mittels dem Zugversuch an der Schraube über den Spannungsquerschnitt schliesslich die Werkstoffkennwerte Zugfestigkeit und 0.2%-Dehngrenze bzw. Streckgrenze als integrale Werte des Bauteils "Schraube" ermittelt.

3.422 Rechnerische Bestimmung der Verformung in der Praxis

In den einschlägigen Konstruktionsnormen des Stahlbaus sind neben marginalen Angaben, wie jenen im Eurocode 3 [3.55], wo im Anhang J die Steifigkeit für den elastischen Bereich mittels der Klemmdicke und je der halben Kopf- bzw. Mutterhöhe über den Spannungsquerschnitt definiert ist, keine wesentlichen Angaben zur Verformung zu finden. Einzig bei den Anforderungen an den jeweiligen Schraubenwerkstoff sind verformungsbestimmende Eigenschaften, wie Bruchdehnung, Brucheinschnürung oder Kerbschlagarbeit aufgeführt (vgl. Abschnitt 3.142, Tab. 3.06). Diese Werte gelten jedoch für die aus dem Schraubenkörper ausgearbeitete Rundprobe bzw. den Proportionalstab. Sie haben einzig materialtechnische Bedeutung. Die Angaben eignen sich in erster Linie um die Mindestanforderung an die Stähle hinsichtlich der Zähigkeit zu formulieren und erlauben nur eine relative Bewertung der Werkstoffe und Werkstoffzustände untereinander. Sie lassen sich in keinem Fall auf den ganzen Bauteil, die Schraube, übertragen und geben keinerlei Auskunft zum wirklichen Verformungsverhalten der Schraube.

Die statisch unbestimmte Verteilung der äusseren Last bei den mit der vorgespannten Schraube zusammengedrückten Bauteilen lässt sich bekanntlich über die Vorstellung des Verspannungsdiagramms mit der Verträglichkeitsbedingung gleicher Verformungen ermitteln. Die dafür erforderliche Bestimmung der Schraubenlängung erfolgt mittels der vom Maschinenbau bekannten Idealisierung der Schraube in elastische Federelemente. Der beanspruchte Teil der Schraube wird dabei durch hintereinanderliegende zylindrische Stäbe entsprechender Länge und Durchmesser nachgebildet (vgl. Abb. 3.54). Vorausgesetzt das Beanspruchungsniveau liege im Mittel unter der Proportionalitätsgrenze, kann in erster Näherung mit der Hooke'schen Beziehung die Längenänderung der Einzelteile errechnet und die gesamte elastische Nachgiebigkeit der Schraube als Summe dieser in Serie geschalteten Federn bestimmt werden.

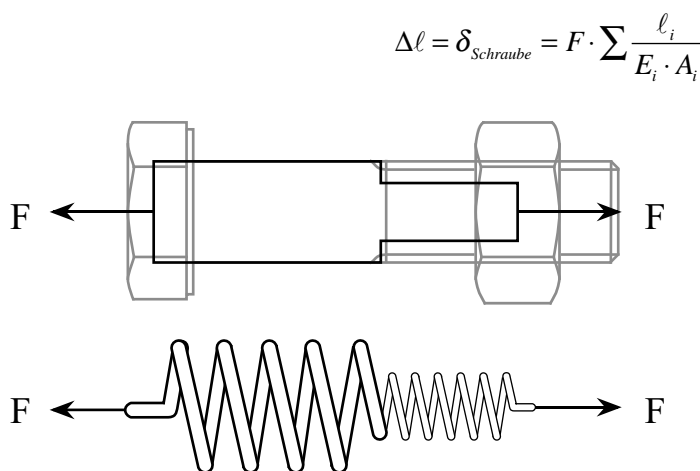


Abb. 3.54:
Modellierung der Schraube mittels einzelner Federelemente zur rechnerischen Bestimmung der elastischen Nachgiebigkeit

Die Vernachlässigung der lokalen Spannungsspitzen bei den Übergängen erscheint angepasst, ist doch ihr Einfluss auf die Verformung zum einen lokal begrenzt, d.h. über eine sehr kleine Länge beteiligt, und zum anderen führt der erhöhte mehraxiale Spannungszustand zu Formänderungsbehinderungen, welche schliesslich ihren Anteil zusätzlich reduziert. Die Nachbildung des Schafts als Zylinder scheint seiner effektiv zylindrischen Form wegen ebenso verständlich. Näherungsweise trifft dies auch für das freie Gewinde zu, wobei im elastischen Bereich der Frage nach der Berücksichtigung der gegenüber dem glatten Stab durch die Kerbform reduzierten Verformungsfähigkeit noch nicht dieselbe Bedeutung zukommt wie im plastischen Bereich.

Die Verformungen des Schraubenkopfes sowie des Übergangsbereichs von Schraubengewinde zur Mutter sind aufgrund der in diesen Bereichen komplexen Beanspruchungsverhältnisse schwierig zu erfassen. Die Angaben in den einschlägigen Richtlinien (vgl. Tab. 3.11) beziehen sich zum Teil auf Messungen oder auf theoretische Nachrechnungen, die letztlich in erster Näherung diesen Bereich als Fortsetzung des Schaftes bzw. des Gewindes mit im Verhältnis zum Schaftdurchmesser bzw. zur Kopfhöhe oder Mutterhöhe definierter Länge festlegen. Die Folgen dieser Abschätzung sind als solches nicht gravierend, da die derart bezogenen Längen im Vergleich zur Gesamtlänge klein sind und somit deren Einfluss auch recht gering bleibt. Die einzelnen bekannten Ansätze unterscheiden sich zum einen in der Angabe dieser anrechenbaren Höhen und zum anderen in der Festsetzung der einzurechnenden Querschnittsflächen (vgl. Tab. 3.11).

$$\Delta \ell = \left(\frac{\alpha_1 \cdot d}{E_1 \cdot A_1} + \frac{\ell_{\text{Schaft}}}{E_2 \cdot A_2} + \frac{\ell_{\text{Gewinde}}}{E_3 \cdot A_3} + \frac{\alpha_4 \cdot d}{E_4 \cdot A_4} \right)$$

Kopf
Schaft
Gewinde
Mutter

Kopf			Schaft	Gewinde	Mutter			Rechenmodell
$\alpha_1 \cdot d$	bezogen auf Kopfhöhe	A_1	A_2	A_3	$\alpha_4 \cdot d$	bezogen auf Mutterhöhe	A_4	
0.4·d	0.64·h _{Kopf}	A _{Schaft}	A _{Schaft}	A _{Kern}	0.4·d	0.5·h _{Mutter}	A _{Schaft}	VDI 2230 [3.56]
≈ 0.3·d	0.5·h _{Kopf}	A _{Schaft}	A _{Schaft}	A _{Sp}	0.4·d	0.5·h _{Mutter}	A _{Sp}	USA/Bickford [3.57]
0.6·d	0.96·h _{Kopf}	A _{Schaft}	A _{Schaft}	A _{Sp}	0.7·d	0.5·h _{Mutter}	A _{Sp}	SAWA [3.58]

d: Schaft- bzw. Schraubendurchmesser; *A_{Sp}*: Spannungsquerschnitt

Tab. 3.11: Angaben zur Berücksichtigung der Verformungsanteile von Kopf und Übergang "Gewinde-Mutter" und zugehörige Querschnittsflächen bei verschiedenen Rechenmodellen zur Bestimmung der elastischen Schraubenlänge

Kopfhöhe: HV: 0.625·d DIN931: 0.625·d Metric Hex Bolts: 0.606 ÷ 0.67·d
Mutterhöhe: HV: 0.8·d Metric Nuts: 0.8·d Hi-strength hex BS4395-1969: 0.87 ÷ 0.92·d

Die zur Bestimmung der Verformungsanteile von Kopf und Übergang "Gewinde-Mutter" gemachten äquivalenten Längenangaben gehen der Einfachheit halber mehrheitlich vom Schraubendurchmesser (d) aus. Ein direkter Bezug auf die jeweilige Kopf- bzw. Mutterhöhe erscheint allerdings der Verständlichkeit und Unmittelbarkeit halber sinnvoller.

Generell muss man sich bewusst sein, dass die vorliegenden, auf dem Federmodell basierenden Ansätze, nur den Anfangsbereich der Verformungskurve, d.h. den elastischen Bereich erfassen, was zur Berechnung der Nachgiebigkeit im Gebrauch auch vollständig ausreicht. Eine lineare Extrapolation über die vermeintliche Proportionalitätsgrenze hinaus bis hin zur Bruchlast, ist wohl kaum geeignet, würde sie doch den für die vorliegende Fragestellung entscheidenden, und zum Teil beträchtlichen plastischen Verformungsanteil unberücksichtigt lassen. Aufbauend auf den vorangegangenen Überlegungen und in Abstimmung mit den Ergebnissen der Längenmessungen der Zugversuche wird deshalb im folgenden ein Ansatz zur Erfassung des Verformungsverhaltens der zugbeanspruchten Schraube, welcher den ganzen Lastbereich abdeckt, erarbeitet.

3.43 Modell für den gesamten Verformungsbereich

Ogleich bei der Aufteilung der Schraube in Verformungsbereiche mit zugehörigen Federkennwerten starke Vereinfachungen gemacht werden, zeigt diese Modellvorstellung für den elastischen Bereich der Schraube im allgemeinen eine bemerkenswert gute Übereinstimmung. Die damit errechneten Werte weichen nur unbedeutend von den gemessenen Grössen der eigenen Versuche ab. Für den oberhalb der Proportionalitätsgrenze der Schraube liegenden Verformungsbereich lässt sich begrifflicherweise das elastische Federmodell jedoch nicht systematisch weiterverwenden.

3.431 Vorgaben zum Modell

Die Schraube kann zunächst von ihrem Verformungsverhalten her im Ganzen als ein elastisch-plastisches Bauteil qualifiziert werden. Bei der theoretischen Erfassung solcher elastisch-plastischer Beziehungen ist grundsätzlich die Einführung formalisierter Werkstoff- oder Bauteilgesetze bzw. die Idealisierung und Vereinfachung der wesentlichen Zusammenhänge erforderlich. Hierbei wird versucht, die im Zugversuch ermittelten Spannungs-Dehnungskurven, die gleichzeitig im Integral den Zusammenhang zwischen Vergleichsspannung und Vergleichsdehnung darstellen, mit möglichst einfachen mathematischen Ansätzen zu beschreiben. Der einfachste dieser Art ist das bilineare Gesetz mit

$$\sigma_v = E_S \cdot \varepsilon_v \text{ für } \sigma_v < \sigma_y \text{ und } \sigma_v = \sigma_y + E_T (\varepsilon_v - \varepsilon_y) \text{ für } \sigma_v \geq \sigma_y,$$

wobei mit E_S als Sekantenmodul die Steigung der Fliesskurve beschrieben ist. Aufgrund der allgemeinen Kurven-Charakteristik der Schraube erscheint als erstes die Annahme eines bilinearen Ansatzes, welcher den Verformungsbereich bis zur Maximallast F_u abdeckt, zweckmässig.

Wie bereits mehrfach erwähnt, wird das Verformungsverhalten der Schraube grundsätzlich durch eine Vielzahl von Grössen bestimmt, welche je nach Fall in unterschiedlicher Gewichtung und ungleichem Zusammenspiel Einfluss nehmen. Die theoretische Herleitung der mathematischen Gleichung für die zugehörige Fliesskurve der Schraube aus ihren physikalischen Eigenschaften oder ihren mechanischen Kennwerten ist aufgrund der Fülle der Einflussgrössen praktisch ausgeschlossen. Dies verwundert kaum, wenn man bedenkt, welche Schwierigkeiten bereits die mathematische Formulierung des einfachen Kerbstabes bereitet. Erschwerend bei der Schraube kommt neben der Fülle der Einflussgrössen der Umstand hinzu, dass die jeweiligen Verformungsanteile vergleichsweise sehr klein sind und daher auch gegenüber kleinsten Veränderungen sehr sensibel reagieren.

Um gleichwohl einen Ansatz zu entwickeln, bietet sich zur mathematischen Nachformulierung der vorliegenden, experimentell ermittelten Fliesskurven der verschiedenen Schraubentypen und Festigkeitsklassen ein halb-empirisches Vorgehen an. Die Anforderungen an einen solchen Ansatz sind im Grundsatz die folgenden: Er soll möglichst einfach aufgebaut sein und dabei vorzugsweise wenig Parameter enthalten. Diese jedoch wiederum sollen den Normalbereich der Anwendung bestreichen und experimentell separier-, ermittel- sowie nachvollziehbar sein. Aus der Sicht der praktischen Anwendung soll sich der Ansatz vorteilhaft auf den Fliessbeginn beziehen und sich zudem in dimensionsloser Form ausdrücken lassen.

Die Begrenzung auf nur einzelne Einflussgrösse ist in zweierlei Hinsicht ursprünglich. Primär kommt damit klar zum Ausdruck, dass ein solcherart aufgebauter Ansatz immer eine starke Vereinfachung darstellt. Zum zweiten ist die sachgerechte Wahl der zu berücksichtigenden Parameter und die daraus hergeleiteten fallspezifischen Konstanten von grosser Bedeutung, was neben der einfachen Handhabung nicht zuletzt auch für die Genauigkeit der Aussage gilt.

Der elastische Verformungsbereich kann, wie eben dargelegt, mit einem angepassten Federmodell gut erfasst werden. Die dazu erforderlichen Vorgaben beziehen sich neben der Festlegung des Elastizitätsmoduls zur Hauptsache auf die geometrischen Masse und die Definition der Übergangsbereiche. Mit anderen Worten, die Beurteilung des elastischen Bereichs, wie sich noch detailliert zeigen wird, kommt eigentlich ohne weitere Parametrisierung aus. Zur Erfassung des zweiten, plastischen Bereichs erfolgt die Wahl der einzubeziehenden Einflussgrößen begrifflicherweise durch deren verformungsbestimmenden Anteile. Aufgrund der im Vorangehenden aufgeführten Fakten und der Auswertung der Versuche werden für die vorgesehene Verwendung als signifikante "Verformungslieferanten" des plastischen Anteils in der weiteren Verwertung im Grundsatz die folgenden Größen festgelegt:

- Schraubenform/Schraubentyp
- Gewindelänge
- Materialklasse (FK)

Bei den von der möglichen Verwendung in der Stahlbaupraxis in Betracht gezogenen Schraubenformen zeigt sich, dass das einzige kennzeichnende Attribut, was die plastischen Verformungsanteile betrifft, der Schaft oder eben das bis zum Kopf durchgehende Gewinde (schaftlos) ist. Dieser Aspekt wird aber direkt auch über die Gewindelänge abgedeckt, weshalb als ausschlaggebende Merkmale im Modell somit nur noch neben der Gewindelänge die Festigkeitsklasse bestimmend sind.

3.432 Aufbau des Modells

Als Ganzes lässt sich die Last-Verformungskurve der Schraube von ihrer Charakteristik her in zwei Bereiche teilen: Den ersten, elastischen Bereich (1), in welchem sich die Verformungen offensichtlich hinlänglich linear zur Last verhalten, und in einen zweiten, den plastischen Bereich (2), in welchem die Verformungszunahme überlinear zur Last erfolgt. Bei der verformungsgesteuerten Belastung ist neben den plastischen Verformungen bis zum Erreichen der Maximallast F_u nach deren Überschreiten eine weitere Verformungszunahme bei gleichzeitigem Lastabfall bis zum eigentlichen Trennbruch bei F_b festzustellen. Der Bereich (2) kann unter diesen Umständen weiter in den eigentlichen plastischen Bereich (2a) und den "überplastischen" Bereich (2b) unterteilt werden (vgl. Abb. 3.55). Das Verformungsverhalten bzw. die Verformungskurve der Schraube lässt sich folglich in erster Näherung als bi- bzw. trilineare Funktion mathematisch nachformulieren. Der Festlegung des ersten Kurvenknickpunktes, der Proportionalitätsgrenze des Gesamtbauteils, kommt dabei insofern Bedeutung zu, als dessen Lage zusammen mit der Position der Maximallast F_u sowohl die Neigung der ersten wie auch der zweiten Geraden festlegt, was nicht zuletzt auch die Genauigkeit des Arbeitsvermögens tangiert.

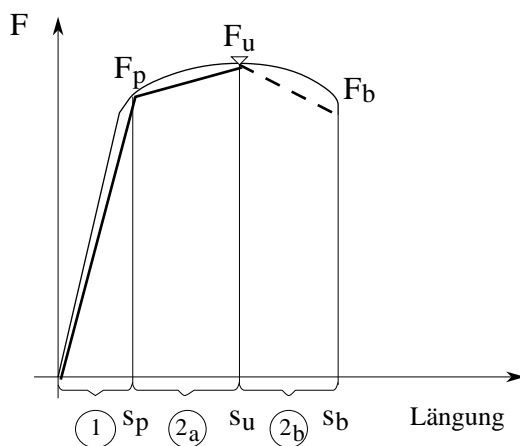


Abb. 3.55:
Prinzipielle Aufteilung der Last-Verformungskurve der Schraube in einen elastischen (1), plastischen (2a) und überplastischen (2b) Bereich

Das Verformungsverhalten der Schraube wird primär durch ihre unregelmässige geometrische Form diktiert. Eine auf die Geometrie bezogene Aufteilung ist sowohl hinsichtlich der jeweils unterschiedlichen Verformungsanteile wie auch in Bezug auf das verformungsbestimmende Beanspruchungsniveau, insbesondere hinsichtlich der Frage elastischer oder plastischer Beiträge, naheliegend. Die bereits früher vorgenommene Trennung in fünf massgebende Bereiche erscheint dafür angebracht (vgl. Abschnitt 3.41).

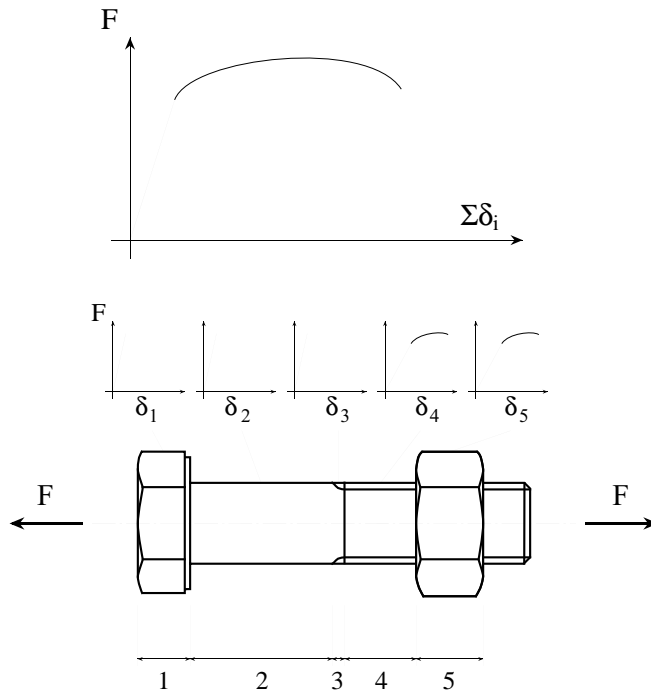


Abb. 3.56:
Aufteilung der Schraube in fünf verformungsrelevante Bereiche mit ihren einzelnen, charakteristischen Verformungskennlinien

Aufgrund der Schraubenform und des Beanspruchungsniveaus lassen sich in einem ersten Schritt qualitativ jedem einzelnen der fünf Bereiche spezifische Verformungskennlinien zuordnen (vgl. Abb. 3.56). Der Summe der Einzelbeiträge steht letztlich als kalibrierender Eckwert die im Versuch ermittelte Last-Dehnungs-Kurve der ganzen Schraube gegenüber.

Die Verformungen des Kopfs, des Schafts sowie des Übergangs vom Schaft zum Gewinde werden zufolge der in Abschnitt 3.41 erwähnten geometrischen Gegebenheiten durchgehend elastisch bleiben. Die bei den Übergängen "Kopf-Schaft" und "Schaft-Gewinde" kerbbedingt auftretenden Spannungsspitzen sind aufgrund ihrer lokalen Begrenzung und der dort herrschenden Beanspruchungsverhältnisse nicht verformungsrelevant. Infolge des höheren Beanspruchungsniveaus im Gewinde sowie im Übergang Gewinde zur Mutter und der vorliegenden Kerb- bzw. Beanspruchungssituation werden diese zwei Bereiche über deren Streckgrenze hinaus beansprucht und liefern entsprechende, zum Teil beachtliche, plastische Verformungen. Generell lassen sich aus der Sicht der Modellierung folglich die fünf Bereiche der Schraube für den gesamten Lastbereich in zwei Teile zusammenfassen: Während Schraubenkopf, Schaft und Übergang "Schaft-Gewinde" nur elastische Verformungsanteile beitragen, liefern das Gewinde und der Übergang "Gewinde-Mutter" ab einer bestimmten Beanspruchung die für das Mass des Verformungsvermögens der Schraube entscheidenden plastischen Anteile.

Aufbauend auf dem Gedanken der Teilbereiche kann die Schraube für die Verformungen der Bereiche (1) und (2a) folglich aus einzelnen rein elastisch und elastisch-plastischen, hintereinander geschalteter Federn modelliert werden. Die einzelne elastisch-plastische Feder ist dabei bilinear, wobei die Steifigkeitsreduktion im zweiten, plastischen Bereich durch eine globale Reduktion des Elastizitätsmoduls der beiden Bereiche bewerkstelligt wird. Damit lässt sich der Aufbau des Modell im Grundsatz für die zwei Bereiche wie folgt formulieren:

Bereich (1), elastischer Bereich

$$\delta_{\text{Schraube},y} = \left[\frac{F_y \cdot \ell_{\text{Kopf}}}{E \cdot A_{\text{Kopf}}} + \frac{F_y \cdot \ell_{\text{Schaft}}}{E \cdot A_{\text{Schaft}}} + \frac{F_y \cdot \ell_{\text{Gewindeauslauf}}}{E \cdot A_{\text{Gewindeauslauf}}} + \frac{F_y \cdot \ell_{\text{Gewinde}}}{E \cdot A_{\text{Gewinde}}} + \frac{F_y \cdot \ell_{\text{Mutterübergang}}}{E \cdot A_{\text{Mutterübergang}}} \right]$$

- $\delta_{\text{Schraube},y} = s_{0,9}$ bzw. $s_{0,8}$, d.h. Längung der Schraube bei Erreichen der definierten Streckgrenze F_y

Bereich (2a), plastischer Bereich

$$\delta_{\text{Schraube},\text{plast.}} = \left[\frac{(F_u - F_y) \cdot \ell_{\text{Kopf}}}{E \cdot A_{\text{Kopf}}} + \frac{(F_u - F_y) \cdot \ell_{\text{Schaft}}}{E \cdot A_{\text{Schaft}}} + \frac{(F_u - F_y) \cdot \ell_{\text{Gewindeauslauf}}}{E \cdot A_{\text{Gewindeauslauf}}} + \frac{(F_u - F_y) \cdot \ell_{\text{Gewinde}}}{\alpha \cdot E \cdot A_{\text{Gewinde}}} + \frac{(F_u - F_y) \cdot \ell_{\text{Mutterübergang}}}{\alpha \cdot E \cdot A_{\text{Mutterübergang}}} \right]$$

- $\delta_{\text{Schraube},\text{plast.}} = \delta_{\text{Schraube},u} - \delta_{\text{Schraube},y} = s_u - s_{0,9}$ bzw. $s_u - s_{0,8}$, d.h. plastische Längung der Schraube, welche sich zwischen Streckgrenze F_y und der Maximallast F_u ausbildet
- α : Reduktionsfaktor von E-Modul zur Berücksichtigung der geringeren Steifigkeit des plastischen Bereichs (vgl. nachfolgenden Abschnitt 3.435)

Das Grundprinzip des Ansatzes ist elementar und lässt sich aus "mechanischer" Sicht folgerichtig vertreten. Seine Prägnanz hängt aber letztlich von der Bestimmung der Ausgangswerte und Einzelkomponenten, wie beispielsweise der Definition der Übergänge oder der Festlegung der Steifigkeitsreduktion im plastischen Bereich, ab.

3.433 Bestimmen der Ausgangswerte zum Modell

Die konkrete Anwendung des Ansatzes verlangt die substantielle Bestimmung seiner Ausgangswerte. Bei der Auslegung des Ansatzes zeigen sich die folgenden Eckwerte, welche noch präzisiert und klar definiert werden müssen:

- Elastizitätsmodul
- Streckgrenze
- Anrechenbare Querschnittsfläche und Mitwirkung der Übergangsbereiche:
 - Kopf und Übergang "Kopf – Schaft"
 - Schaft
 - Übergang "Schaft – Gewinde"
 - Gewinde
 - Übergang "Gewinde – Mutter"
- Reduktion des Elastizitätsmoduls im plastischen Bereich

Als erstes werden die Ausgangswerte, die zur Beschreibung des elastischen Bereichs erforderlich sind festgelegt und deren Eignung anhand des Vergleichs mit den experimentell ermittelten Ergebnissen kontrolliert. Anschliessend werden die für den plastischen Bereich erforderlichen Kennwerte bestimmt und diese gleicherweise als Ganzes überprüft.

- Elastizitätsmodul

Der in den Konstruktionsnormen für Stahl allgemein festgelegte Elastizitätsmodul basiert auf den an der normierten Flachstahl- oder Rund-Zugprobe vorgenommenen Last-Verformungsmessungen. Diese als Materialkennwert mit $E = 210 \text{ kN/mm}^2$ fixierte Steifigkeitsgrösse gilt für Bau- und Feinkornstähle unabhängig der Stahlsorte. Die bei verschiedensten Versuchen dazu festgestellten Abweichungen sind äusserst gering, der Varianzkoeffizient liegt in der Grössenordnung von 1÷3%.

Im Bewusstsein, dass die einzelnen Bauteile der Schraube die Voraussetzungen des reinen Zugstabes nicht uneingeschränkt erfüllen und in bestimmten Bereichen mehr oder weniger starke mehraxiale Beanspruchungszustände die Verformungsfähigkeit beeinflussen, wird für den Ansatz gleichwohl generell für alle Bereiche einheitlich mit dem Grundwert von $E = 210 \text{ kN/mm}^2$ gerechnet.

Die getroffene Vereinfachung ist aus folgenden Überlegungen zu vertreten: Der mögliche Einfluss in den Bereichen Kopf, Übergang "Kopf-Schaft" und Übergang "Schaft-Gewinde" bleibt in zweierlei Hinsicht klein: Zum einen ist die Abweichung zum Grundmodul bei den vorliegenden Beanspruchungsverhältnissen zusammen mit der im Vergleich zur Gesamtbelastungslänge kurzen Bereichslänge unerheblich. Im weiteren bleiben diese Bereiche durchwegs im elastischen Bereich, so dass deren Anteil an der Gesamtverformung der Schraube insgesamt sehr klein bleibt. Mit anderen Worten, eine auch mehr oder minder starke Änderung dieser Bereiche wird das Gesamtergebnis kaum spürbar beeinflussen.

Beim Gewinde sowie beim Übergangsbereich "Gewinde-Mutter" sind die Umstände anders. Das Gewinde selber kann als erstes eine im Vergleich zur übrigen Belastungslänge grössere Länge aufweisen, was seine Wertigkeit in Bezug zur Gesamtverformung grundsätzlich steigert. Wenn auch insgesamt die durch die Kerbformen hervorgerufenen mehraxialen Beanspruchungsverhältnisse im Vergleich zur vorliegenden Kerbschärfe eher günstig sind, findet nachweislich im elastischen Bereich eine Verfestigung (im Mittel 20%) statt, was letztlich unweigerlich eine Erhöhung der Steifigkeit mit sich bringt. Diese Erhöhung wird allerdings deutlich geringer sein als jene der Festigkeit, was im elastischen Bereich allein die Grundsatzüberlegungen der verschiedenen Festigkeits- und Verformungshypothesen deutlich machen, womit die Abweichungen zum Grundmodul insgesamt eher klein sein werden. Die effektive Quantifizierung dieser mutmasslichen Differenzen ist schwierig. Die Vergleichsrechnung, wie sich in den nachfolgenden Abschnitten zeigen wird, macht deutlich, dass die Abweichungen zusammen mit der Wahl der anrechenbaren Querschnittsfläche nicht signifikant sein können. Auf jeden Fall sind die plastischen Verformungsanteile dieser Bereiche im Vergleich dazu um ein Mehrfaches grösser, wobei deren Steifigkeit auch deutlich geringer ist als die Anfangssteifigkeit (vgl. Abschnitt 3.435)

- Streckgrenze

Ein wesentlicher Punkt im vorliegenden ist die Festlegung der Streckgrenze. Bei den Schrauben der höheren Festigkeitsklassen (8.8, 10.9, 12.9) ist in der Last-Verformungskurve keine eigentliche Fliessgrenze mit entsprechender Ausbildung eines Plateaus auszumachen, vielmehr ist ab einem gewissen Punkt ein stetiges Abweichen der im Anfangsbereich gemeinhin linearen Kurve zu beobachten. Das Fehlen einer ausgeprägten Streckgrenze wundert kaum, da sich die Gesamtverformung aus den verschiedenen Teilbereichen, welche zum Teil elastisch bleiben, zusammensetzt.

Der üblicherweise zur Festlegung einer technischen Proportionalitätsgrenze gemachte Bezug auf die 0.01%-Gesamtdehnung erwies sich folglich aus eben diesem Grunde bei der Weiterverwendung in der Modellrechnung als ungeeignet. Eine klare Zuordnung der dazu erforderlichen Bezugsgrössen, Länge und Querschnitt, ist ausgeschlossen (vgl. Abschnitt 3.24).

Als pragmatischen und einfachen Ersatz dazu bietet sich die material- und lastbezogene Bestimmung der Proportionalitätsgrenze mit dem über die Festigkeitsklasse geregelten Verhältnis der Streckgrenze zur Zugfestigkeit an. Die weitere Bearbeitung zeigte auch, dass diese Festlegung der Proportionalitätsgrenze ungemein praktikabler, methodisch überzeugender und zuverlässiger ist. Bei der Schraube der Festigkeitsklasse 10.9 wird demzufolge in der Auswertung die Streckgrenze $F_{0,9} = F_y$ bei 90% der effektiv erreichten Höchstlast F_u und im normalen Rech-

nungsgang bei der Last, die einer auf den Spannungsquerschnitt bezogenen Beanspruchung von 900 N/mm^2 entspricht, festgelegt. Analog dazu wird bei der FK 8.8 die Streckgrenze bei 80% der jeweiligen Last fixiert.

Diese Vorgehensweise zeigt im Spiegel der Versuchsauswertung in Bezug auf den späteren Gebrauch zur Bestimmung des Verformungsvermögens der Schraube eine gute Affinität. Dies auch insofern, als damit dem angestrebten Ansinnen, den plastischen Bereich als Sekante der effektiven Verformungskurve zu erfassen, praktisch in allen Fällen nachgekommen wird. Damit wird wohl das Arbeitsvermögen der Schraube etwas unterschätzt, was in der weiteren Anwendung jedoch kaum einen spürbaren Einfluss hat. Die Vergleiche zeigen ausserdem, dass der Sekantenmodul in der Auswertung letztlich aufgrund seiner gegenüber dem Tangentenmodul grösseren Neigung auch dementsprechend unsensibler reagiert und schliesslich zu einer besseren Genauigkeit in der Vorhersage der plastischen Längung verhilft. Gleichzeitig steigert sich, wenn auch geringfügig, die Genauigkeit der Aussage im elastischen Bereich, was hier auf die gegenüber dem Ansatzpunkt des Tangentenmoduls tiefere Proportionalitätsgrenze und dem damit verbundenen Ausschluss möglicher störender plastischer Anteile, zurückzuführen ist (vgl. Abb. 3.37).

- Anrechenbare Querschnittsfläche und Mitwirkung der Übergangsbereiche

Allein seiner äusseren Form wegen, aber auch in Bezug auf seine wirksame Belastungslänge, ist der zylindrische Mittelteil der Schraube, nämlich der Schaft und das freie, belastete Gewinde, grundsätzlich der "Hauptlieferant" der Verformungen. Dass die für den Schaft wirksame Querschnittsfläche durch den Schaftdurchmesser bestimmt ist, liegt auf der Hand.

Beim Gewinde sind demgegenüber die Verhältnisse nicht in gleicher Weise eindeutig. Der für die Ermittlung des Tragwiderstands benutzte Spannungsquerschnitt ist bekanntlich eine fiktive Grösse, die sich ausschliesslich an der Festigkeit orientiert, weshalb er zur Bestimmung der Verformungen unzutreffend und ungeeignet ist (vgl. Abschnitt 3.421). Rein von der Geometrie her erscheint die kleinste Querschnittsfläche, der Kernquerschnitt, für diesen Zweck naheliegender. Aufgrund der Kerbform des Gewindes wird die Idealisierung des Gewindes durch einen Ersatzzylinder mit dem Kerndurchmesser die Wirklichkeit jedoch nicht exakt reflektieren. Die Folgen daraus sind in zweierlei Hinsicht nicht gravierend: Die durch die Kerbform hervorgerufene Steifigkeitsveränderung und die dadurch beeinflusste Längung bleibt, wie oben erläutert, im elastischen Bereich auf die Gesamtlängung der Schraube bezogen im Bereich der möglichen Variation unbedeutend. Im unelastischen Bereich wird die Verformung zufolge lokaler Plastifizierungen ohnehin nicht mehr ausschliesslich durch eine geometrische Grösse gesteuert, sondern kann im vorliegenden nur integral über die experimentelle Herleitung der Steifigkeitsreduktion näherungsweise erfasst werden. Das heisst, dass in diesem Bereich der Ausgangswert als Kernquerschnitt beibehalten wird und eine diesbezüglich mutmassliche Berichtigung in der Integration über die Reduktion des E-Moduls global eingeschlossen ist.

Gegenüber dem zylindrischen Hauptteil der Schraube (Schaft und Gewinde) bilden der Kopf sowie die Übergangsbereiche "Kopf-Schaft" und "Schaft-Gewinde" auch aus der Sicht der Verformungen lokale Unstetigkeitsstellen. Da diese Bereiche aufgrund ihrer Querschnittsgrösse über den ganzen Lastbereich nur elastische Anteile zur Längung beitragen und zudem ihre jeweilige Einflusslänge insgesamt klein ist, wirkt sich die betragsmässige Festlegung dieser Bereiche durch entsprechende Ersatzlängen auf das Gesamtergebnis nicht sehr sensibel aus.

Der Schraubenkopf wird zur Bestimmung seines Verformungsanteils vereinfachend als Fortsetzung des Schaftes idealisiert, wobei die Länge dieses Ersatz-Zylinders mit dem 0.4-fachen Durchmesser der Schraube - entspricht bei den untersuchten Schrauben dem 0.64-fachen der Kopfhöhe - ausgelegt wird. Eine spezielle Berücksichtigung des Übergangs Kopf-Schaft in der

Verformungsberechnung erfolgt aufgrund des im Gesamtergebnis nicht spürbaren Einflusses nicht. Dieser Bereich wird im Modell als Schaft eingerechnet.

Beim Übergang vom Schaft zum Gewinde, dem Gewindeauslauf, liegen die Verhältnisse ähnlich. Das Gewindeende zeichnet sich geometrisch durch einen veränderlichen Querschnitt und beanspruchungsmässig durch eine gegenüber dem Gewinde verschärfte Kerbform aus. Während die erhöhte Mehrachsigkeit zu einer Steifigkeitssteigerung führt, geschieht durch die Querschnittsabnahme im Vergleich zum Schaft aus rein geometrischen Gründen eine Vergrösserung der Verformung. Obschon sein Anteil an der Gesamtverformung insgesamt klein bleibt, wird im Sinne einer Modellverfeinerung dieser Bereich von der Querschnittsgrösse her mit dem Mittel aus dem Schaft- und Kernquerschnitt eingerechnet. Die Länge des Gewindeauslaufs lässt sich dabei beispielsweise in Anlehnung an die ISO-Norm 898 [3.17] mit dem dort geforderten Mindestmass festlegen. In der vorliegenden Auswertung wurde gestützt darauf die Länge des Gewindeauslaufs für die Schraube M16 mit 2.5mm, für M20 mit 3.5mm und für M27 mit 4mm definiert.

Der Übergang "Schraube-Mutter", bei welchem die Kraft von der Schraube in die Mutter weitergegeben wird, ist bezüglich der möglichen Einflussgrössen und deren Interaktionen wohl der komplexeste Teil der ganzen Verbindung. Grundsätzlich in gleicher Art wie beim Kopf erfolgt die Krafteinleitung und deren Umlenkung von der Schraubenzugkraft in die Druckkraft auf der Mutterseite. Der Einfluss dieses Bereichs auf die Gesamtverformungen ist, wie sich herausstellte, nicht unbedeutend. Zum Abschätzen seines Einflusses kann dieser Bereich vereinfachend als Teil des Gewindes betrachtet werden, was schliesslich seine Verformungsrelevanz unterstreicht, dies hauptsächlich auch unter dem Aspekt, dass dieser Teil ebenso plastische Anteile liefert.

Die Verhältnisse in diesem Übergangsbereich sind derart beziehungsreich, dass eine detaillierte Erfassung einzelner Einflussgrössen ausgeschlossen ist. Die Umstände zwingen zu einer starken Vereinfachung, welche schliesslich zusammen mit dem freien Gewinde im plastischen Bereich über die Versuchswerte definiert wird. In erster Näherung wird dabei dieser Übergangsbereich auch im Modell als Fortsetzung des Gewindes angesehen. Über die Festlegung seiner Ersatzlänge lässt sich grundsätzlich eine Gewichtung vornehmen und zudem ein Bezug zur Lasteinleitungshöhe bzw. zur Mutterhöhe herstellen.

Wie die Ergebnisse der eigenen, an mit DMS bestückten Schrauben durchgeführten Versuche zeigen (vgl. Abschnitt 3.165), sind neben dem eigentlichen Übergriff auch die direkt vor und direkt nach der Mutter liegenden Bolzengewindeteile an der Lastabtragung beteiligt. Die Berücksichtigung dieses Umstandes sowie die globale Dehnungsverteilung innerhalb des überdeckten Bereichs bietet sich, wie in Abschnitt 3.165 detailliert erläutert, letztlich eine gemittelte, rechnerische Ersatzlänge, welche das 0.6-fachen der Mutterhöhe beträgt, an (0.65·h bei der 0.8·d hohen Mutter bzw. 0.56·h bei der 1.0·d hohen Mutter). Mit dem direkten Bezug auf die Mutterhöhe wird für den Anwender explizit der Einfluss der Lastverteilbreite bei unterschiedlicher Mutterhöhe signalisiert, was bei der üblicherweise gemachten Festlegung über den Schraubendurchmesser nicht geschieht.

Nach der Festlegung der Kennwerte lässt sich nun als erstes für den elastischen Lastbereich der Rechenansatz in seiner Grundform wie folgt schreiben:

$$\delta_{Schraube,y} = \frac{F_y}{E} \cdot \left(\frac{0.4 \cdot d + \ell_{Schaft}}{A_{Schaft}} + \frac{\ell_{Gewindeauslauf}}{\frac{1}{2} \cdot (A_{Schaft} + A_{Kern})} + \frac{\ell_{Gewinde} + 0.6 \cdot \ell_{Mutter}}{A_{Kern}} \right)$$

3.434 Vergleich und Beurteilung des Ansatzes im elastischen Bereich

Interessant ist schliesslich die Anwendung des entwickelten Ansatzes auf die in den Versuchen geprüften Schrauben und der Vergleich der rechnerischen Werte mit jenen der gemessenen. Als zweckmässige Vergleichsgrösse eignet sich hierfür die sogenannte Dehnsteifigkeit bzw. die integrale Bauteilsteifigkeit EA_{elast} des elastischen Bereichs (vgl. Abschnitt 3.24 bzw. Abb. 3.37). Die Beurteilung lässt sich am besten über das Verhältnis der rechnerisch ermittelten Bauteilsteifigkeit $EA_{\text{elast,Modell}}$ zur effektiven, im Versuch festgestellten Bauteilsteifigkeit $EA_{\text{elast,Versuch}}$ vornehmen.

Der eingehenden Erläuterung vorweggenommen, kann zunächst pauschal festgehalten werden, dass sich durchwegs eine bemerkenswert gute Übereinstimmung feststellen lässt. Dieses Ergebnis wird nachfolgend detailliert anhand einiger Beispiele und zusammenfassender Vergleiche weiter dokumentiert. Hauptsächlich soll damit auch der Frage des Einflusses möglicher Parameter, welche mit dem Modell nicht erfasst sind, nachgegangen werden. Darunter fällt im wesentlichen der vermeintliche Einfluss des Schraubendurchmessers, jener der Schraubenform wie auch jener der Festigkeitsklasse.

Als erstes wird der Rechenansatz an der normalen HV-Schraube der FK 10.9 mit Durchmesser M20 geprüft (vgl. Abb. 3.57). Davon wurden in den Versuchen aus unterschiedlichen Chargen verschiedene Längen bzw. Belastungslängen ℓ_b mit jeweils unterschiedlicher Mutterstellung geprüft. Die Gegenüberstellung zeigt, dass der rechnerische Ansatz im Mittel (Mittelwert 0.97, Standardabweichung 0.04) sehr gute Übereinstimmung ergibt, wobei er bei den kleineren Belastungslängen die Steifigkeit eher leicht unterschätzt.

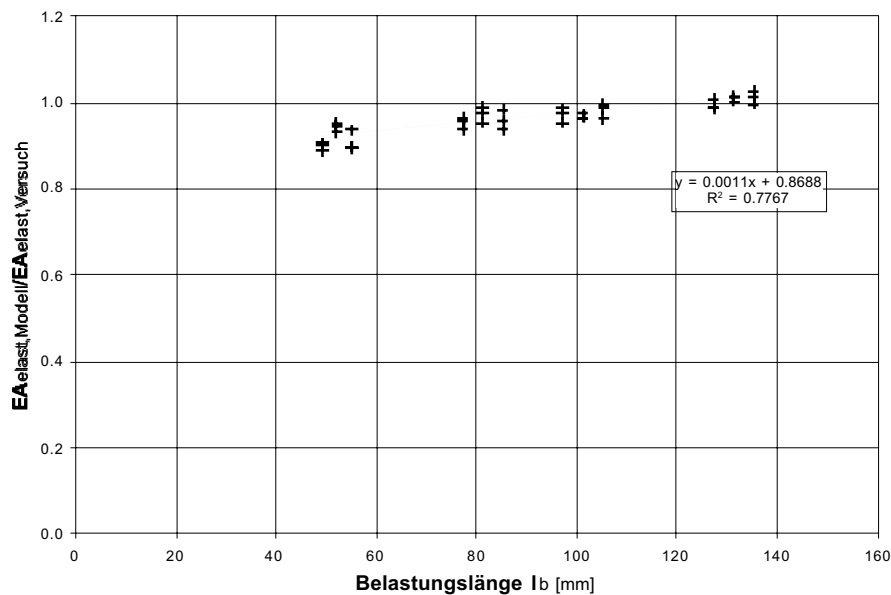


Abb. 3.57: Vergleich der rechnerisch ermittelten Bauteilsteifigkeit $EA_{\text{elast,Modell}}$ mit der im Versuch festgestellten Bauteilsteifigkeit $EA_{\text{elast,Versuch}}$ bei der HV-Schraube M20 der FK 10.9 bei verschiedener Belastungslänge ℓ_b

Der zusätzliche Einbezug weiterer Schraubendurchmesser (M16 und M24) zeigt ein ähnliches Bild (vgl. Abb. 3.58). Die erneut im Mittel (Mittelwert 0.94, Standardabweichung 0.04) gute Übereinstimmung weist insgesamt darauf hin, dass das durchmesserbedingte unterschiedliche Volumen in dieser Art keinen signifikanten Einfluss ausübt. Auch in diesem Fall ist tendenziell die gleiche Feststellung zu machen, wonach bei kleineren Belastungslängen die Steifigkeit mit dem Rechenansatz eher leicht unterschätzt wird.

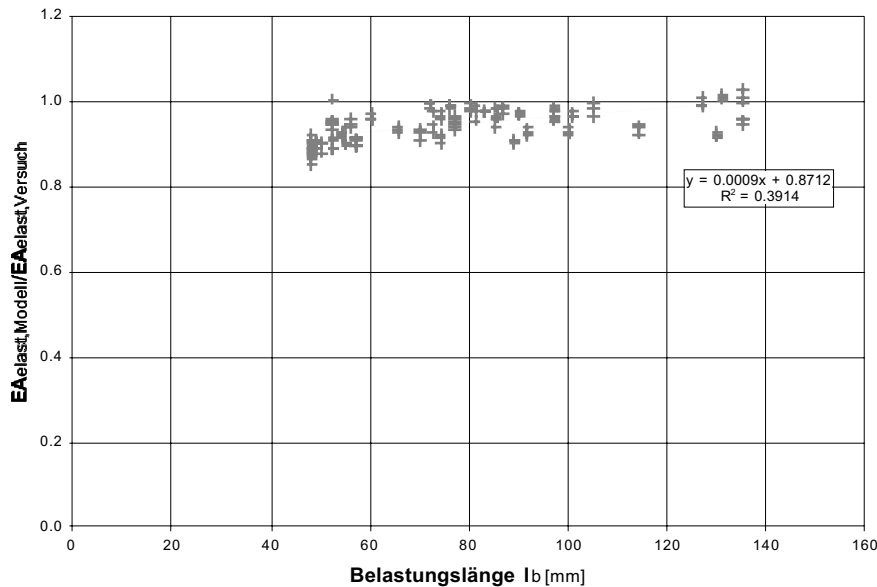


Abb. 3.58:
Vergleich der rechnerisch ermittelten Bauteilsteifigkeit $EA_{elast,Modell}$ mit der im Versuch festgestellten Bauteilsteifigkeit $EA_{elast,Versuch}$ bei den HV-Schraube M16, M20 und M24 der FK 10.9 bei verschiedener Belastungslänge l_b

Interessant ist ferner die Frage, inwieweit der Rechenansatz bezüglich der Schraubenform, im speziellen der Schraube mit durchgehendem Gewinde zu differenzieren vermag. Dies vor dem bekannten Hintergrund, dass bei der HV-Schraube der Gewindeanteil im Vergleich zur Gesamtbelastungslänge sehr klein ist, während dagegen die schaftlose Schraube rechnermässig nahezu nur aus Gewinde besteht. Mit dem Vergleich der schaftlosen HV-Schraube "HVN" und der schaftlosen Schrauben der DIN 933 unter Beibehaltung der Festigkeitsklasse 10.9 lässt sich in erster Linie die Qualität der Vorgabe der Berechnungswerte (Berechnungsquerschnitt) überprüfen. Die Gegenüberstellung zu den Versuchsergebnissen zeigt mit einem Mittelwert 0.93 und einer Standardabweichung von 0.03 eine recht gute Übereinstimmung (vgl. Abb. 3.59). Die geringen Abweichungen zum Mittelwert weist auf die Homogenität des Ansatzes hin. Der rechnerische Wert unterschätzt den effektiven leicht, was im Hinblick auf die weitere Verwendung von Vorteil ist.

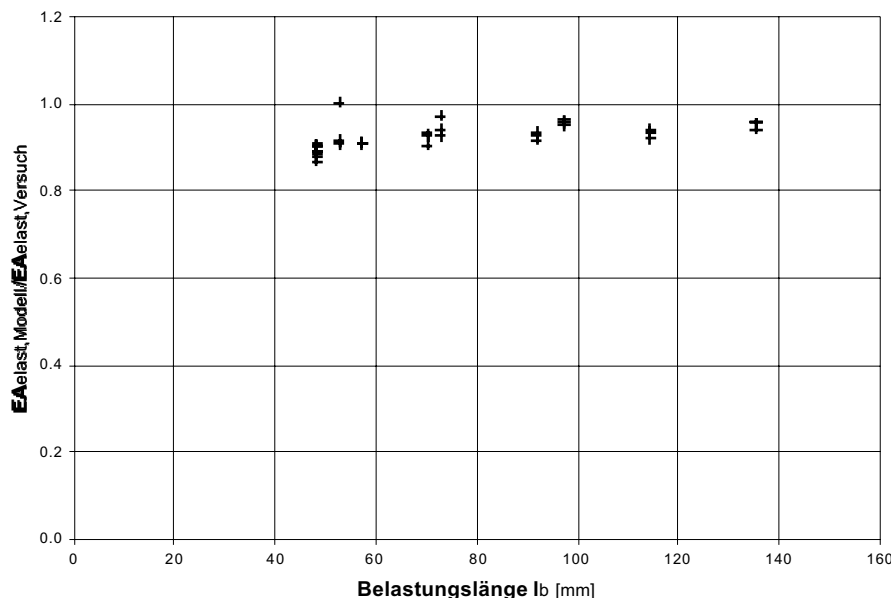


Abb. 3.59:
Vergleich der rechnerisch ermittelten Bauteilsteifigkeit $EA_{elast,Modell}$ mit der im Versuch festgestellten Bauteilsteifigkeit $EA_{elast,Versuch}$ bei der schaftlosen Schraube M20 "HVN" und DIN 933 der FK 10.9 bei verschiedener Belastungslänge l_b

Schliesslich interessiert auch die Frage nach dem Einfluss der Festigkeitsklasse. Zu diesem Zweck eignet sich der Vergleich der rechnerischen Werte mit den im Versuch in der Festigkeitsklasse 8.8 an Schrauben mit Schaft (DIN 931) und schaftlosen Schraube (DIN 933) ermit-

telten Werten. Das Ergebnis zeigt auch hier bei einem Mittelwert von 0.96 und einer Standardabweichung von 0.03 eine gute Kongruenz (vgl. Abb. 3.60). Damit zeigt sich gleichzeitig auch, dass der Einfluss der Materialwahl innerhalb der untersuchten Festigkeitsklassen 10.9 und 8.8 im elastischen Bereich nicht signifikant ist. Offensichtlich dominieren die geometrischen Einflüsse, so dass ein möglicher Einfluss der Materialqualität in den genannten Bereichen dadurch überdeckt wird.

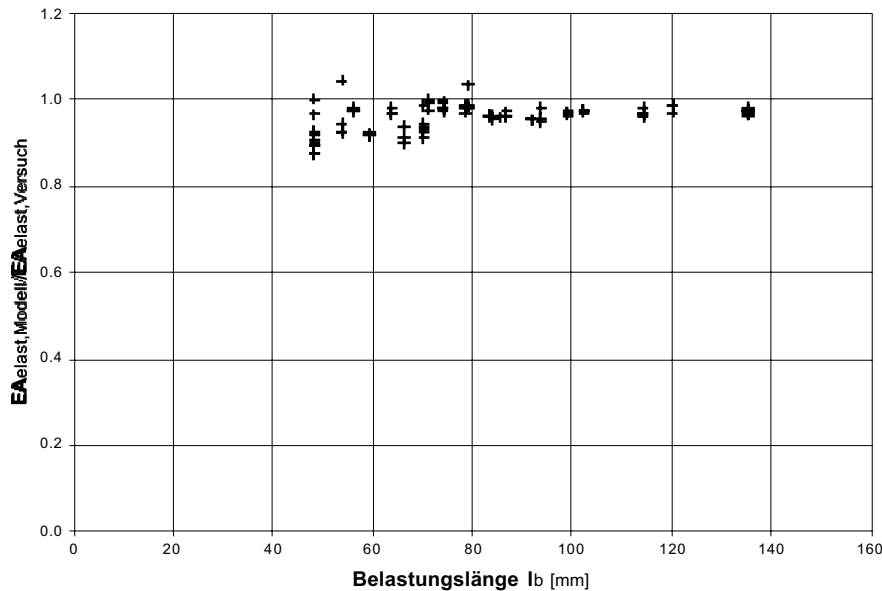


Abb. 3.60:
Vergleich der rechnerisch ermittelten Bauteilsteifigkeit $EA_{elast,Modell}$ mit der im Versuch festgestellten Bauteilsteifigkeit $EA_{elast,Versuch}$ bei der Schraube M16, M20 und M24 mit und ohne Schaft DIN 931 und DIN 933 der FK 8.8 bei verschiedener Belastungslänge l_b

Zusammenfassend kann festhalten, dass der vorgeschlagene, rechnerische Ansatz für die Bestimmung der Verformungen im elastischen Bereich (bis zur festgelegten Proportionalitätsgrenze) insgesamt eine im Vergleich zu den Versuchsergebnissen gute Übereinstimmung ergibt und in seiner einfachen Form eine beachtliche Homogenität mit kleiner Streubreite aufweist.

3.435 Reduktion des Elastizitätsmoduls im plastischen Bereich

Der zweite, oberhalb der festgelegten Streckgrenze liegende, plastische Bereich wird als erstes in Bereiche mit weiterhin elastischen und in Bereiche mit plastischen Verformungen unterteilt. Die Berechnung der Verformung der drei Bereiche (Kopf-Schaft-Gewindeauslauf) mit weitergehenden elastischen Anteilen geschieht sinngemäss mit den gleichen Vorgaben wie jenen des vorangehenden, elastischen Bereichs. Der Gewindebereich, der sich nunmehr plastisch verformt, lässt sich nicht mehr in der einfachen Art der linear elastischen Analyse modellieren, da im plastischen Bereich kein eindeutiger Zusammenhang zwischen den Beanspruchungen und Verzerrungen besteht, da die Dehnungen, wie aufgezeigt, nicht einzig vom Beanspruchungsstatus, sondern von weiteren Faktoren abhängen.

Um dennoch eine einfache Erfassung zu ermöglichen, bietet sich eine halb-empirische Lösung an, welche ihr Gültigkeitsbereich differenziert abgrenzt und sich dabei auf die wesentlich erscheinenden Einflussgrößen abstützt und sich letztlich an den zugehörigen Versuchswerten kalibrieren lässt. Konkret geschieht die Anpassung über eine globale Reduktion der Anfangssteifigkeit in Form einer gleichbleibenden Abminderung des Elastizitätsmoduls ($\alpha \cdot E$) zum Sekantenmodul E_s . Vorweg muss man sich bewusst sein, dass die mit dieser Vorgehensweise zu erreichende Aussage grundsätzlich die Qualität einer ersten Näherung haben wird.

Zur Bestimmung dieser Reduktion wurden zunächst auf der Basis des vorliegenden Modells mit den Geometrien der einzelnen im Versuch geprüften Schrauben rechnerisch alle elastischen

Längungen im Bereich (1) und (2a) ermittelt. Aus der Differenz zur effektiv im Versuch gemessenen Gesamtlängung s_u bei der Maximallast F_u und der zum plastischen Bereich gehörenden Lastzunahme ($F_u - F_y$) wurde schliesslich der Abminderungsfaktor α ermittelt. Dabei wurde als rechnerisch belastetes Gewinde die eigentliche Gewindelänge zuzüglich des dem Übergang "Gewinde-Mutter" adäquaten Gewindeanteils mit der Länge der 0.6-fachen Mutterhöhe eingesetzt. Die der Rechnung zugrunde gelegte Proportionalitätsgrenze wird in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse als das 0.9- bzw. 0.8-fache der jeweiligen im Versuch erreichten Maximallast F_u festgelegt.

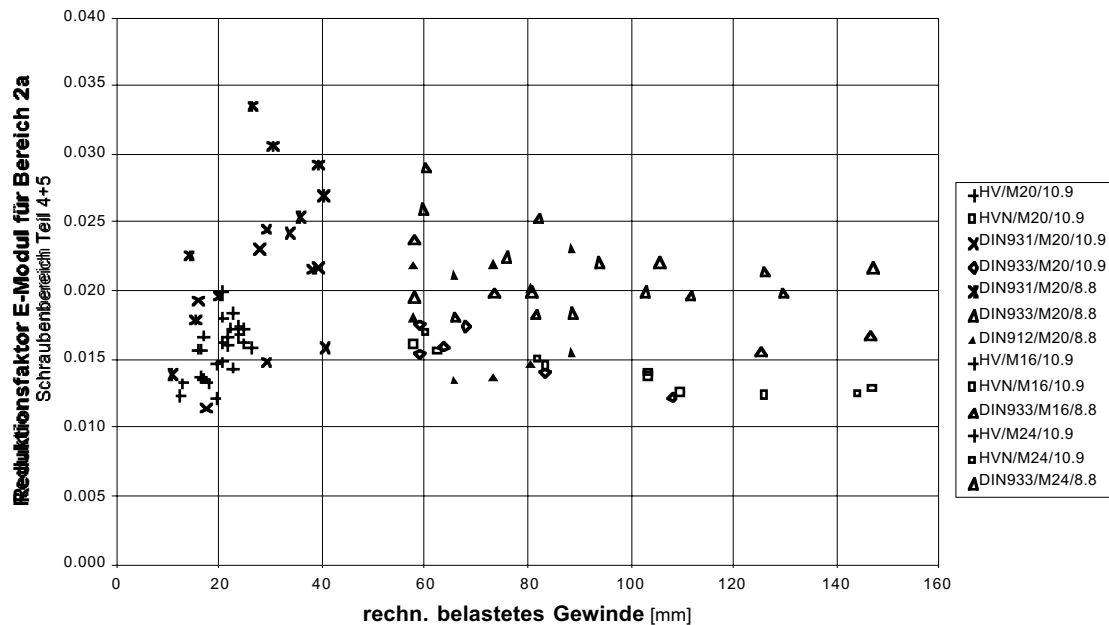


Abb. 3.61: Vergleich des aus den gemessenen Längungen der Schraubenzugversuche für den plastischen Bereich 2a ermittelten Reduktionsfaktoren des zugehörigen E-Moduls aller geprüften Schrauben in Abhängigkeit der rechnerisch belasteten Gewindelänge

Stellt man als erstes die derart ermittelten Reduktionsfaktoren aller durchgeführten Schraubenversuche (jeweils Mittelwert aus drei Versuchen) ohne Unterscheidung der Durchmesser, der Festigkeitsklassen und der Schraubenformen einander pauschal gegenüber, so ist zunächst für den Grossteil der Ergebnisse ein Streuband zu erkennen, welches sich unabhängig der rechnerisch belasteten Gewindelänge zwischen 0.010 und 0.030 bewegt (vgl. Abb. 3.61).

Die differenziertere Betrachtung lässt allerdings weitere qualitative Aspekte und Unterschiede erkennen. Als erstes ist eine merkliche Differenz bezüglich der Festigkeitsklassen auszumachen. Die Schrauben der FK 8.8 zeigen im Mittel um rund 50% höhere Werte als jene der FK 10.9. Im weiteren fällt auf, dass die Streuungen bei kleineren Gewindelängen sichtlich grösser sind als dies bei mittleren und langen Gewindelängen der Fall ist. Im detaillierten Vergleich sind hingegen bezüglich der untersuchten Durchmesser (M16, M20 und M24) keine charakteristischen Unterschiede auszumachen.

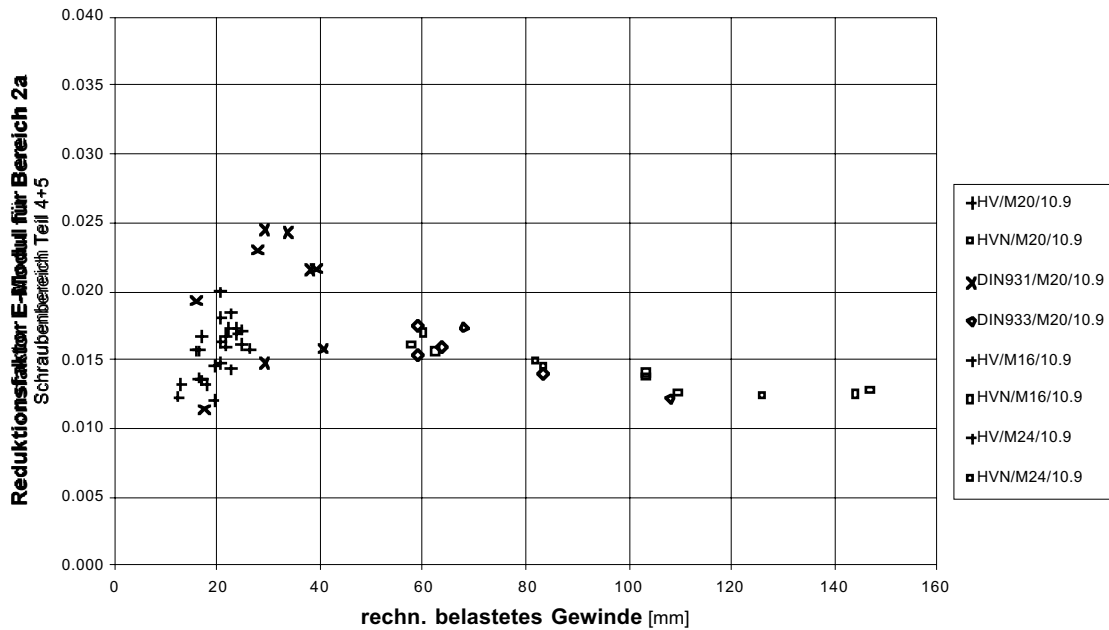


Abb. 3.62: Vergleich des aus den gemessenen Längen der Schraubenzugversuche für den plastischen Bereich 2a ermittelten Reduktionsfaktoren des zugehörigen E-Moduls für Schrauben mit und ohne Schaft der FK 10.9 der Durchmesser M16, M20 und M24 in Abhängigkeit der rechnerisch belasteten Gewindelänge

Die auf die Festigkeitsklasse bezogene, separate Darstellung der Ergebnisse zeigt hinsichtlich der Verteilung ein im Grundsatz ähnliches Bild (vgl. Abb. 3.62 und Abb. 3.63). Dies bedeutet, dass die grössere Streuung bei den kleinen Gewindelängen und die deutliche "Beruhigung" bei grösseren Längen nicht primär materialspezifisch bedingt ist. Vielmehr wird der Hauptgrund hierfür in den in diesen Bereichen vergleichsweise kleinen Verformungen und den dadurch stark erhöhten Sensibilitäten zu suchen sein. Indirekt ist darin aber auch eine Differenzierung zwischen den Schraubenformen, mit und ohne Schaft, zu erkennen.

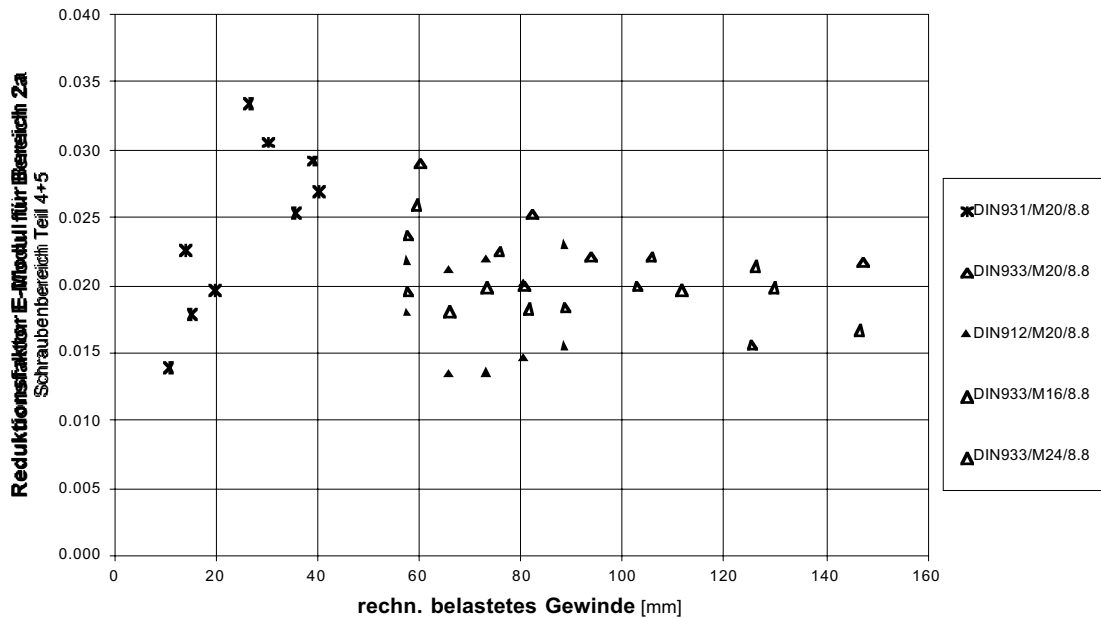


Abb. 3.63: Vergleich des aus den gemessenen Längen der Schraubenzugversuche für den plastischen Bereich 2a ermittelten Reduktionsfaktoren des zugehörigen E-Moduls für Schrauben mit und ohne Schaft der FK 8.8 der Durchmesser M16, M20 und M24 in Abhängigkeit der rechnerisch belasteten Gewindelänge

Der bereits in der globalen Übersicht herauszulesende Unterschied zwischen den beiden Festigkeitsklassen 10.9 und 8.8 hebt sich auch deutlich im Vergleich der beiden vorangehenden Diagramme (vgl. Abb. 3.62 und 3.63) hervor. Mit anderen Worten heisst dies, dass die Differenzierung der Festigkeitsklassen bei der Festlegung der einzurechnenden Steifigkeitsreduktion effektiv vorzunehmen ist, womit letztlich eine deutliche Steigerung der Genauigkeit des Ansatzes erzielt wird. Eine aufgrund der festgestellten Streuungsunterschiede weitere Unterscheidung in Bezug auf die Schraubenform hingegen lohnt sich, wie entsprechende Vergleichsrechnungen bestätigen, hinsichtlich des vermeintlichen Gewinns kaum. Dies vor allem deshalb, weil die Gewindeverformungen bei den Schrauben mit Schaft insgesamt sehr klein bleiben und daher eine geringfügige Änderung im Reduktionsfaktor das Ergebnis nur unmerklich beeinflusst.

Die Festlegung eines nach Festigkeitsklassen getrennten, globalen Reduktionsfaktors α richtet sich aus dem gleichen Grund zur Hauptsache auf die mittleren und längeren Gewindelängen aus und nicht auf das arithmetische Mittel aller Ergebnisse. Damit wird eindeutig dem Umstand Rechnung getragen, dass letztlich die rechnerische Differenz bei kleinen Längen bei der möglichen Variation des Reduktionsfaktors deutlich unsensibler reagiert, als dies bei mittleren und grösseren Bezugslängen der Fall ist. Vor diesem Hintergrund und in Abwägung der möglichen Konsequenzen wird im nächsten Schritt für die beiden Festigkeitsklassen 10.9 und 8.8 der globale Reduktionsfaktor wie folgt festgelegt:

$$\text{FK 10.9} \rightarrow \alpha_{10.9} = 0.013 \quad (\text{angenähert } 0.015)$$

$$\text{FK 8.8} \rightarrow \alpha_{8.8} = 0.021 \quad (\text{angenähert } 0.020)$$

Der gewählte Abminderungsfaktor α ist somit von der Schraubenform und vom Schraubendurchmesser unabhängig. Aufgrund des gewählten Verfahrens und der zu erreichenden Präzision und Zuverlässigkeit scheint diese Verallgemeinerung angebracht.

3.436 Vergleich und Beurteilung des Ansatzes im plastischen Bereich

Die somit erreichte und erwünschte Vereinfachung provoziert allerdings auch die Frage nach der damit zu erreichenden Genauigkeit. Anhand ausgewählter Beispiele wie auch genereller Vergleiche soll im folgenden die Qualität der gewählten Lösung zur rechnerischen Erfassung der Verformungen im plastischen Bereich geprüft und beurteilt werden. Die Vergleiche lassen sich, was den Tragwiderstand betrifft, auf dem Niveau der Versuche und auf jenem der Normwerte (Regelwerte in der Bemessungspraxis) führen.

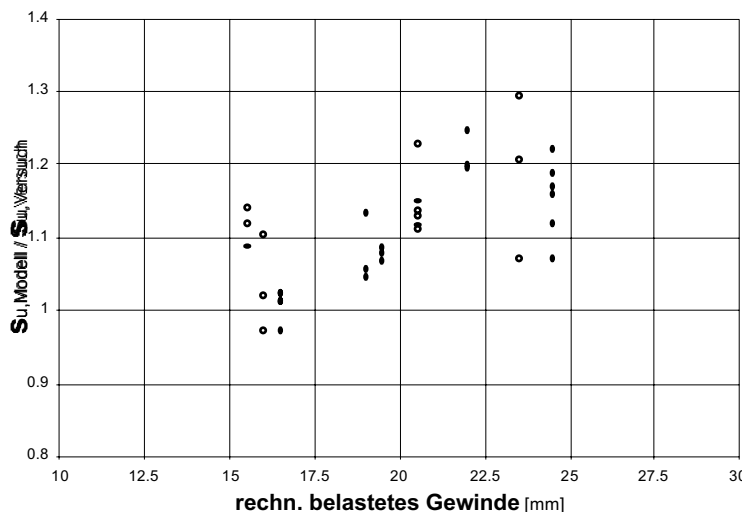


Abb. 3.64:
Vergleich der Verhältnisse zwischen der mit dem vorgeschlagenen Ansatz errechneten Gesamtverformung $S_{u,Modell}$ zur effektiv in den Versuchen gemessenen Längung $S_{u,Versuch}$ für die HV-Schraube M20 der Festigkeitsklasse 10.9 in Bezug zur rechnerisch belasteten Gewindelänge auf dem "Niveau Versuch" bestimmt

Der eigentliche Nachweis der Kohärenz des Ansatzes erfolgt im Vergleich zwischen den rechnerisch ermittelten und den im Versuch gemessenen Verformungen auf dem "Niveau Versuch". Dabei wird der jeweils im Versuch effektiv erzielte Tragwiderstand mit der Kraft $F_{u,Versuch}$ benutzt und die zugehörige Proportionalitätsgrenze mit der Vorgabe von $0.9 \cdot F_{u,Versuch}$ bzw. $0.8 \cdot F_{u,Versuch}$ einbezogen. Da für die spätere Berechnung in der Praxis der effektive Tragwiderstand verständlicherweise nicht vorliegt, wird in einem weiteren Schritt die Berechnung mit dem durch die Norm festgelegten Mindestwert der Maximallast $F_{u, Norm}$ bzw. $F_{u, min}$ (vgl. Abschnitt 3.31) vorgenommen. Der Vergleich bezüglich der plastischen Verformungen ist insofern von Bedeutung, als diese Verformungen insgesamt gesehen den absolut grössten und bedeutungsvollsten Anteil des Verformungsvermögens der Schraube ausmachen und es deshalb interessiert, wo der Ansatz liegt, wie gross die Abweichungen sind und inwiefern mit den errechneten Werten die Wirklichkeit über- oder unterschätzt wird.

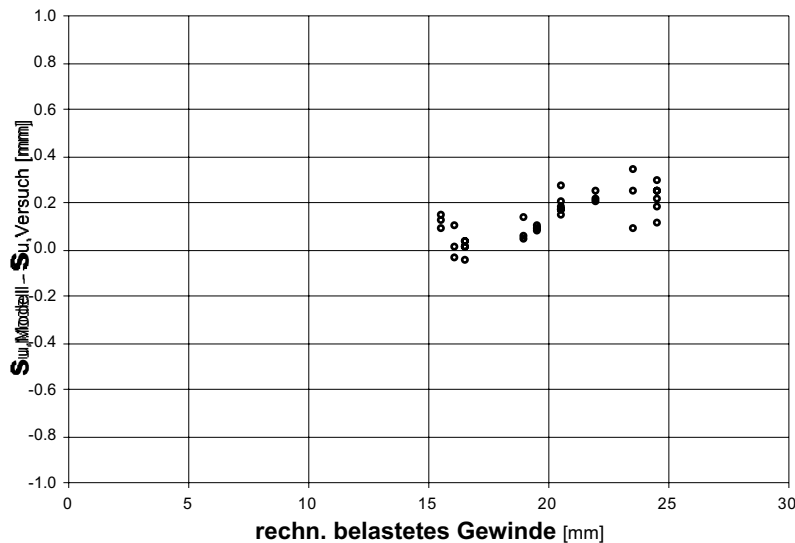


Abb. 3.65:
Vergleich der Differenz der mit dem vorgeschlagenen Ansatz errechneten Gesamtverformungen $S_{u,Modell}$ zu den effektiv in den Versuchen gemessenen Längen $S_{u,Versuch}$ für die HV-Schraube M20 der Festigkeitsklasse 10.9 in Bezug zur rechnerisch belasteten Gewindelänge auf dem "Niveau Versuch" bestimmt

Als erstes wird das Modellverhalten an der normalen HV-Schraube M20 der Festigkeitsklasse 10.9 bei verschiedenen Schraubenlängen und unterschiedliche Längen des belasteten Gewindes beurteilt. Der Vergleich der auf dem Niveau Versuch rechnerisch ermittelten Werte mit jenen im Versuch gemessenen (vgl. Abb. 3.64) ergibt für das Modell eine leichte Überschätzung der Gesamtverformungen.

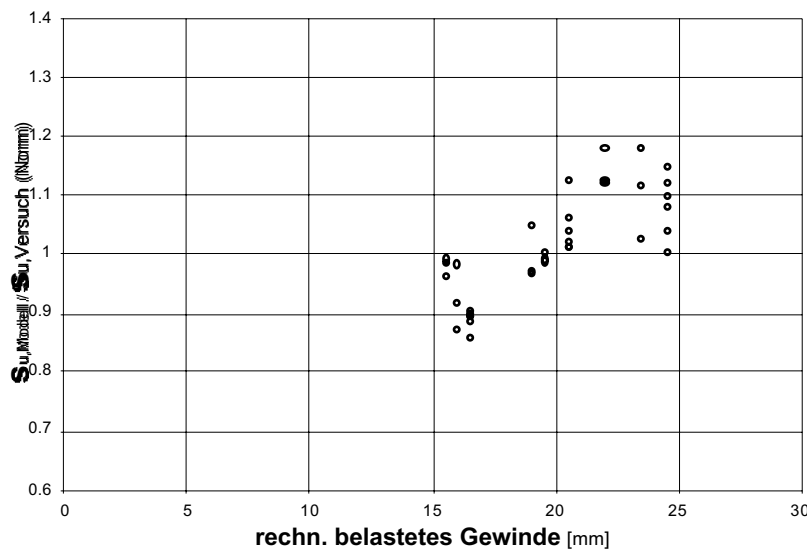


Abb. 3.66:
Vergleich der Verhältnisse mit dem vorgeschlagenen Ansatz errechneten Gesamtverformungen $S_{u,Modell}$ zu den effektiv in den Versuchen gemessenen Längen $S_{u,Versuch(Norm)}$ für die HV-Schraube M20 der Festigkeitsklasse 10.9 in Bezug zur rechnerisch belasteten Gewindelänge auf dem "Niveau Norm" bestimmt

Da die möglichen Gewindelängen bei der HV-Schraube grundsätzlich klein und damit auch die Verformungen entsprechend klein sind (vgl. Abb. 3.65), sind schliesslich auch die effektiven Längendifferenzen mit im Mittel +0.15 mm wirklich sehr klein, was zum einen die hohe Sensibilität widerspiegelt und zum anderen die anfänglich festgestellte Überschätzung bei diesem Schraubentyp letztlich auch relativiert.

Die Gegenüberstellung der mit dem theoretischen, nach Norm festgelegten Mindestwert der Maximalzugkraft errechneten Längungen zeigt im Grundsatz ein ähnliches Bild (vgl. Abb. 3.66), wobei die Abweichungen im Vergleich zu den Versuchswerten noch um ein deutliches Mass geringer ausfallen, als dies auf dem Niveau Versuch der Fall ist. Dies rührt daher, dass der jeweilige Tragwiderstand im Versuch in der Regel über dem geforderten Mindestwert liegt und somit der tiefere Normwert entsprechend korrigierend wirkt.

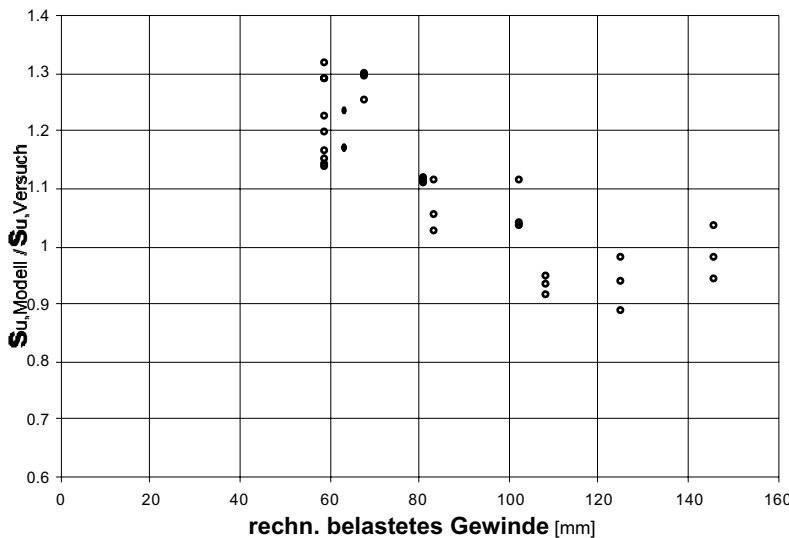


Abb. 3.67: Vergleich der Verhältnisse zwischen der mit dem vorgeschlagenen Ansatz errechneten Gesamtverformung $S_{u,Modell}$ zur effektiv in den Versuchen gemessenen Längung $S_{u,Versuch}$ für die Schraube M20 ohne Schaft (HVN und DIN 933) der Festigkeitsklasse 10.9 in Bezug zur rechnerisch belasteten Gewindelänge auf dem "Niveau Versuch" bestimmt

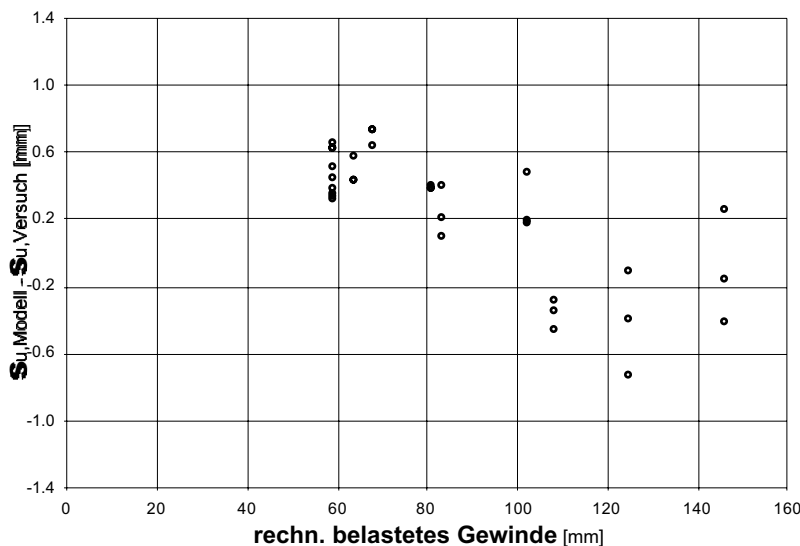


Abb. 3.68: Vergleich der Differenz der mit dem vorgeschlagenen Ansatz errechneten Gesamtverformungen $S_{u,Modell}$ zu den effektiv in den Versuchen gemessenen Längungen $S_{u,Versuch}$ für die HV-Schraube M20 ohne Schaft (HVN und DIN 933) der Festigkeitsklasse 10.9 in Bezug zur rechnerisch belasteten Gewindelänge auf dem "Niveau Versuch" bestimmt

Die schaftlose Schraube stellt mit ihrem durchgehenden Gewinde in Bezug auf die verformungsrelevanten Beanspruchungsverhältnisse für das Modell im Prinzip das Gegenstück zur HV-Schraube dar. Da das Gewinde bekanntlich zudem noch der Hauptlieferant für die plastischen Verformungen ist, interessiert der Vergleich an der schaftlosen Schraube gleichen Durch-

messers (M20) und gleicher Festigkeitsklasse (10.9) besonders. Er gibt im eigentlichen Sinne unmittelbar Aufschluss über die qualitative Beschaffenheit der getroffenen Modellannahme.

Die Gegenüberstellung zwischen errechneter Längung und den im Versuch an HVN-Schrauben und Schrauben nach DIN 933 der FK 10.9 gemessenen Werten, zeigt insgesamt eine recht gute Übereinstimmung, wobei das Modell bei mittleren Gewindelängen die Verformungen eher überschätzt und bei längeren eher unterschätzt (vgl. Abb. 3.67). Im Vergleich zur effektiven Gesamtlängung bleibt die festzustellende Streuung mit ± 0.7 mm bei einer Standardabweichung von 0.39 vergleichsweise klein (vgl. Abb. 3.68). Auch hier reduzieren sich die Unterschiede bei der Nachrechnung auf dem Niveau Norm, wie im vorangehenden Vergleich festgestellt noch geringfügig.

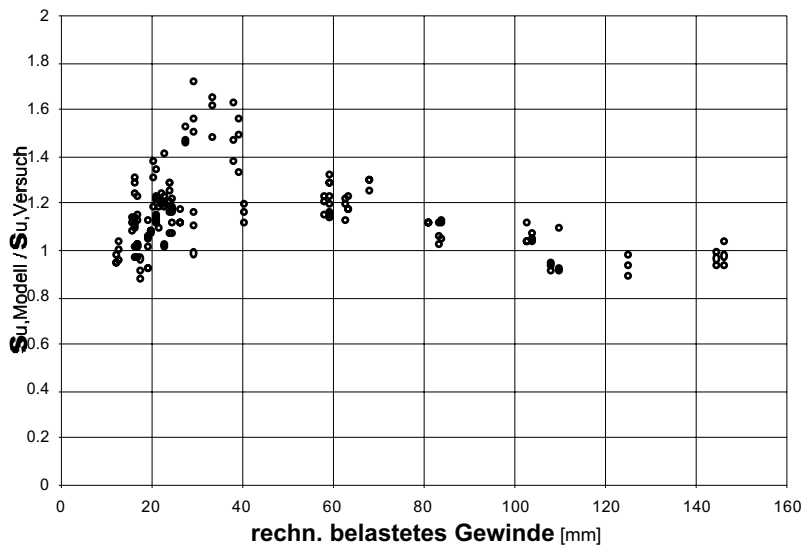


Abb. 3.69:
Vergleich der Verhältnisse zwischen der mit dem vorgeschlagenen Ansatz errechneten Gesamtverformung $S_{u,Modell}$ zur effektiv in den Versuchen gemessenen Längung $S_{u,Versuch}$ für die Schrauben mit und ohne Schaft der Durchmesser M16, M20 und M24 der Festigkeitsklasse 10.9 in Bezug zur rechnerisch belasteten Gewindelänge auf dem "Niveau Versuch" bestimmt

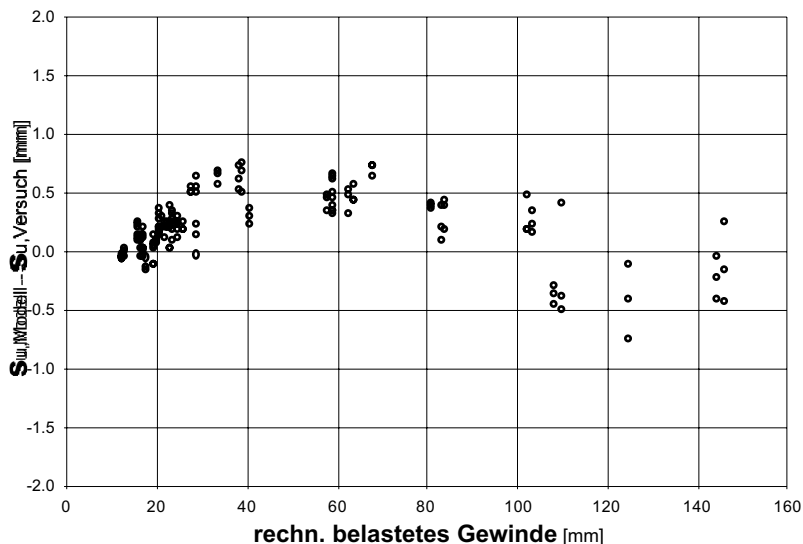


Abb. 3.70:
Vergleich der Differenz der mit dem vorgeschlagenen Ansatz errechneten Gesamtverformungen $S_{u,Modell}$ zu den effektiv in den Versuchen gemessenen Längungen $S_{u,Versuch}$ für die Schrauben mit und ohne Schaft der Durchmesser M16, M20 und M24 der Festigkeitsklasse 10.9 in Bezug zur rechnerisch belasteten Gewindelänge auf dem "Niveau Versuch" bestimmt

Die Anwendung des Rechenansatzes zur Bestimmung der Gesamtlängung der Schraube auf alle untersuchten Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 (mit und ohne Schaft) zeigt im Hinblick auf die spätere Verwendung eine angemessene Übereinstimmung (vgl. Abb. 3.69 und 3.70). Die auf den ersten Blick bei kleinen Gewindelängen auffallenden grösseren Differenzen lassen sich auch hier durch die bei den durchwegs kleinen Gesamtverformungen dieser Schrauben und der

dadurch überhöhten Empfindlichkeiten erklären. Sie stören im Grunde genommen nicht, da der absolute Fehler sehr klein bleibt und im späteren Gebrauch für die Abschätzung der Verformung kaum ausschlaggebend sein wird. Für die mittleren und längeren Gewinde kann eine sachgemäße Konformität festgestellt werden. Die Vergleiche auf dem Niveau der Normwerte zeigen eine komparable Wiedergabe, wobei wiederum die Differenzen aufgrund der höheren Versuchswerte geringer ausfallen.

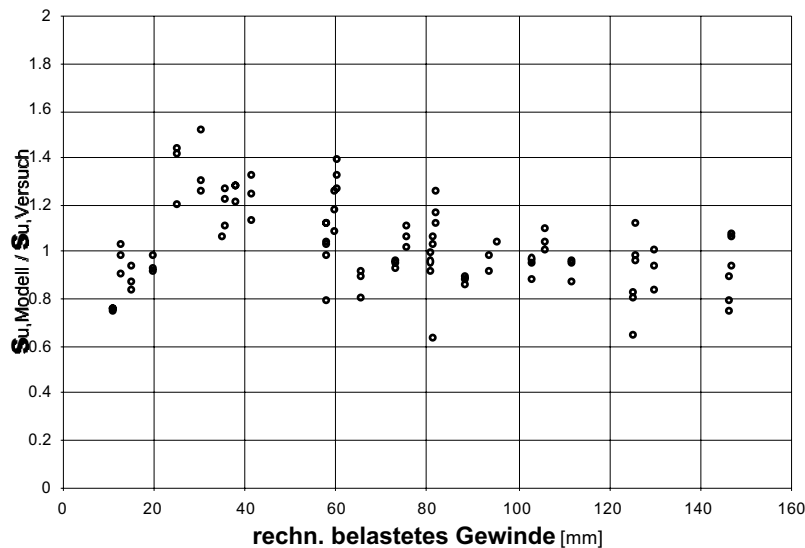


Abb. 3.71:
Vergleich der Verhältnisse zwischen der mit dem vorgeschlagenen Ansatz errechneten Gesamtverformung $S_{u,Modell}$ zur effektiv in den Versuchen gemessenen Längung $S_{u,Versuch}$ für die Schrauben mit und ohne Schaft der Durchmesser M16, M20 und M24 der Festigkeitsklasse 8.8 in Bezug zur rechnerisch belasteten Gewindelänge auf dem "Niveau Versuch" bestimmt

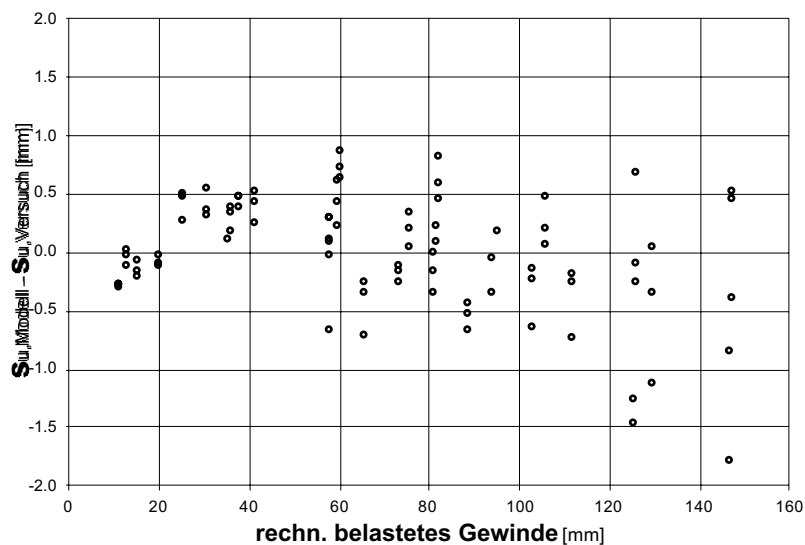


Abb. 3.72:
Vergleich der Differenz der mit dem vorgeschlagenen Ansatz errechneten Gesamtverformungen $S_{u,Modell}$ zu den effektiv in den Versuchen gemessenen Längungen $S_{u,Versuch}$ für die Schrauben mit und ohne Schaft der Durchmesser M16, M20 und M24 der Festigkeitsklasse 8.8 in Bezug zur rechnerisch belasteten Gewindelänge auf dem "Niveau Versuch" bestimmt

In ähnlicher Weise wie bei den eben an den Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 aufgezeigten Vergleichen ist eine entsprechend gute Übereinstimmung bei den Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 zu beobachten (vgl. Abb. 3.71 und 3.72). Der Wechsel der Festigkeitsklasse wird im Modell einzig durch die Anpassung des Reduktionsfaktors α des E-Moduls des plastifizierenden Gewindebereichs bewerkstelligt.

Im Vergleich fallen die Streuungen insgesamt etwas grösser aus, als dies bei der Festigkeitsklasse 10.9 der Fall ist. Dies wird zur Hauptsache auf die bei der FK 8.8 allgemein grösseren Streuungen des Tragwiderstands F_u zurückzuführen sein. Daher verwundert auch kaum, dass beim dem auf die Normwerte bezogenen Vergleich die Abweichungen entsprechend deutlich

geringer ausfallen. Generell kann im Hinblick auf die Verwendung des Rechenmodells zur Abschätzung der Verformungen der Schraube als Bestandteil zur Beurteilung der Rotationsfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen als praktikabel und seine Genauigkeit als angemessen beurteilt werden.

Gewiss wäre aufgrund der Ergebnisse und der vorliegenden Auswertungen eine weitere Differenzierung möglich. Eine Erhöhung der Genauigkeit erscheint jedoch im Wissen um die Art der Wertermittlung insgesamt gesehen eher illusorisch und aus der Sicht der soeben erwähnten Nutzung bzw. Verständlichkeit eher konträr. Insgesamt zeigt der vorgeschlagene Ansatz, dass er die wirksamsten Einflussgrößen offensichtlich erfasst und seine Genauigkeit, unter Berücksichtigung der gemachten Vereinfachungen, absolut gesehen, bemerkenswert gut ist.

3.437 Der bilineare Ansatz als Ganzes

Zusammenfassend ist es sinnvoll die wesentlichen Punkte zum vorliegenden Rechenmodell noch einmal in Kurzform festzuhalten: Als erstes liegt mit dem vorliegenden Ansatz ein Modell vor, welches erlaubt, die elastischen aber auch plastischen Verformungen der axial auf Zug beanspruchten Schraube mit einem überschaubaren Grad an Genauigkeit zuverlässig rechnerisch zu ermitteln. Das Modell baut auf elementaren Elementen auf und ist in seiner Wirkungsweise verständlich. Der Ansatz erfasst die für die Verformung wesentlichsten Grössen und ist nicht zuletzt einfach in der Handhabung. Um das Verformungsverhalten des Bauteils Schraube mathematisch nachformulieren zu können, mussten die komplexen und kaum analytisch erfassbaren Verhältnisse durch grobe Vereinfachungen ersetzt werden. Dennoch weisen die mit dem Ansatz errechneten Verformungen eine bemerkenswerte Kohärenz zu den im Versuch ermittelten Werten auf.

Der bilineare Ansatz kann nunmehr definitiv als Ganzes wie folgt geschrieben werden:

$$\delta_{\text{Schraube,u}} = \left[\begin{aligned} & \frac{F_u}{E} \cdot \left(\frac{0.4 \cdot d + \ell_{\text{Schaft}}}{A_{\text{Schaft}}} + \frac{\ell_{\text{Gewindeauslauf}}}{\frac{1}{2} \cdot (A_{\text{Schaft}} + A_{\text{Kern}})} \right) + \frac{F_y}{E} \cdot \frac{\ell_{\text{Gewinde}} + 0.6 \cdot \ell_{\text{Mutter}}}{A_{\text{Kern}}} \\ & + \frac{F_u - F_y}{\alpha \cdot E} \cdot \frac{\ell_{\text{Gewinde}} + 0.6 \cdot \ell_{\text{Mutter}}}{A_{\text{Kern}}} \end{aligned} \right]$$

mit

F_y : Streckgrenze (FK 10.9 \rightarrow 0.9 \cdot F_u bzw. FK 8.8 \rightarrow 0.8 \cdot F_u)

α : Reduktionsfaktor E-Modul für plastischen Bereich
(FK 10.9 \rightarrow $\alpha_{10.9}$ = 0.013 bzw. FK 8.8 \rightarrow $\alpha_{8.8}$ = 0.021)

d : Schraubendurchmesser

ℓ_{Mutter} : Höhe der eingesetzten Mutter

In der vorliegenden Formulierung ist der Ansatz für Sechskantschrauben mit und ohne Schaft für die Schraubendurchmesser M12, M16, M20, M24 und M27 der Festigkeitsklassen 10.9 oder 8.8 ausgelegt.

Am einfachen Beispiel der Schraube M20 lässt sich die Verbindlichkeit des rechnerischen Ansatzes sowie dessen Sensibilität gegenüber geometrischen Veränderungen in der Schraubenform (mit und ohne Schaft bzw. durchgehendes Gewinde) oder dessen Flexibilität gegenüber Variation der Festigkeitsklasse (10.9 oder 8.8) eindrücklich und anschaulich aufzeigen. Die auf den ersten Blick im vorangehenden Abschnitt aufgrund der angestellten Zahlenvergleiche allenfalls vermutete Modellunsicherheit relativiert sich unmittelbar beim Vergleich der effektiven, im Versuch ermittelten Last-Verformungskurve mit dem bilinearen Geradenzug des Modells.

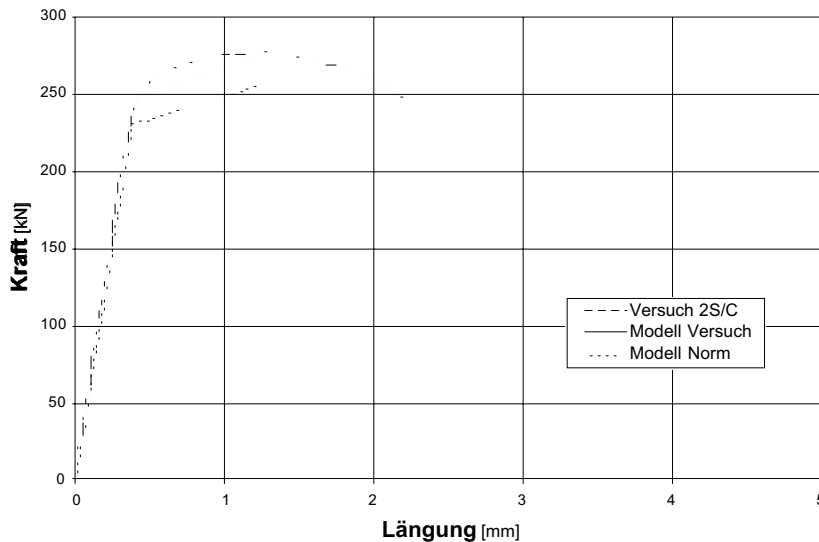


Abb. 3.73:
Last-Verformungskurve der im Versuch geprüften HV-Schraube DIN 6914 M20x110 der Festigkeitsklasse 10.9 mit einer Klemmdicke von 81 mm im Vergleich zum bilinearen Verlauf der nach dem vorliegenden Ansatz errechneten Kurve auf dem "Niveau Versuch" bzw. auf dem "Niveau Norm"

So zeigt die Gegenüberstellung der aus dem Versuch gewonnenen Lastverformungskurve der herkömmlichen HV-Schraube M20x100 bei einer vorgegebenen Klemmdicke von 81 mm mit der rechnerisch ermittelten bilinearen Approximation eine bemerkenswert gute Nachbildung (vgl. Abb. 3.73). Die bei kleinen Gewindelängen festgestellte geringfügige Überschätzung wirkt sich im späteren Gebrauch zur Beurteilung der Verformungsfähigkeit nicht sinnteststellend aus.

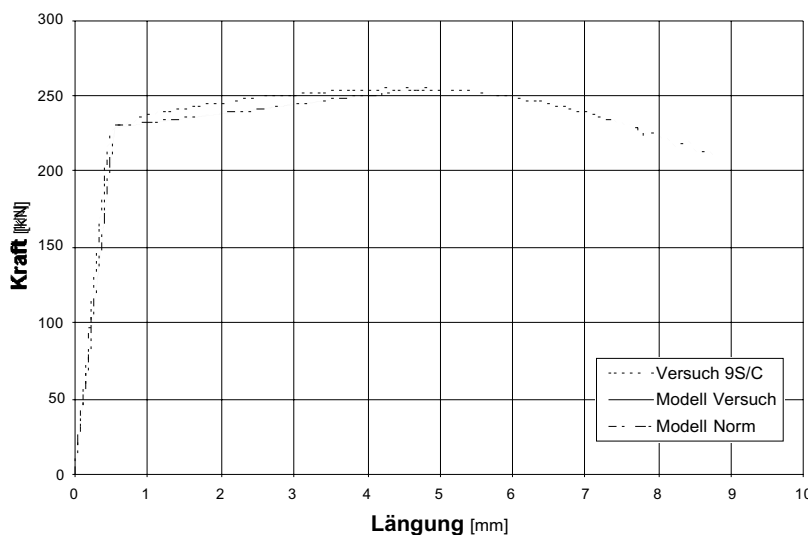


Abb. 3.74:
Last-Verformungskurve der im Versuch geprüften schaftlosen HV-Schraube "HVN" M20 der Festigkeitsklasse 10.9 mit einer Klemmdicke von 91.5 mm im Vergleich zum bilinearen Verlauf der nach dem vorliegenden Ansatz errechneten Kurve auf dem "Niveau Versuch" bzw. auf dem "Niveau Norm"

Die deutlich verformungsgünstigere, schaftlose "HVN"-Schraube (schaftlos) gleichen Durchmessers M20, gleicher FK 10.9 sowie ungefähr gleicher Klemmdicke (91.5 mm) zeigt im Vergleich die bei verhältnismässig grossen Verformungen gute Erfassung des Verformungsverhaltens vom Gewinde und die damit erreichte Genauigkeit sehr anschaulich (vgl. Abb. 3.74).

Der Wechsel der Festigkeitsklasse von 10.9 nach 8.8 bei der ansonsten gleichen Schraubenform (M20, schaftlos, Klemmdicke 93.5 mm) wird durch die im Ansatz mittels dem korrigierten Reduktionsfaktor α vorgenommene Steifigkeitserhöhung gut abgedeckt, wie der Vergleich der Last-Verformungskurven eindrücklich wiedergibt (vgl. Abb. 3.75). Der Verlauf der Kurve, welche auf der Basis des von der Norm geforderten Mindestwertes des Tragwiderstandes der Schraube ermittelt wurde ("Modell Norm"), widerspiegelt durch ihre Abweichung zur Versuchskurve ("Modell Versuch") direkt die früher festgestellten, unterschiedlichen Überfestigkeiten dieser Festigkeitsklassen.

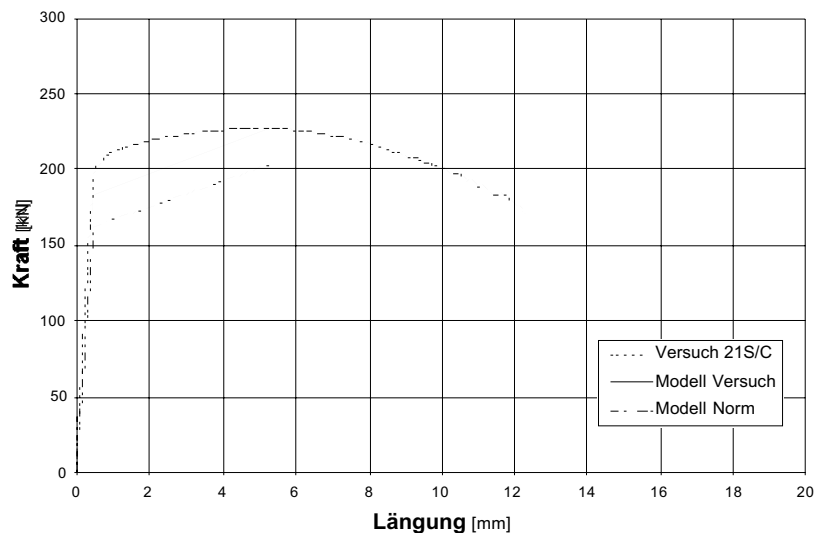


Abb. 3.75:
Last-Verformungskurve
der im Versuch geprüften
schaflosen Schraube
DIN 933 M20 der Fe-
stigkeitsklasse 8.8 mit
einer Klemmdicke von
93.5 mm im Vergleich
zum bilinearen Verlauf
der nach dem vorliegen-
den Ansatz errechneten
Kurve auf dem "Niveau
Versuch" bzw. auf dem
"Niveau Norm"

Die exemplarisch ausgewählten Schrauben mit ihren Verformungsbildern reflektieren die vorliegenden Ergebnisse der Gesamtauswertung, wonach das vorgeschlagene Modell eine Abschätzung der elastischen und plastischen Verformung der zugbeanspruchten Schraube ermöglicht, welche die signifikanten Einflussgrößen angemessen erfasst und für seine vorgesehene Verwendung als Bestandteil der Beurteilung des Rotationsvermögens geschraubter Stirnplattenverbindungen über eine verlässliche Empfindlichkeit und ausreichende Genauigkeit verfügt. Schliesslich sei erwähnt, dass die gezeigten Beispiele aufgrund ihrer Vergleichbarkeit untereinander und nicht ihrer guten Genauigkeit wegen ausgesucht wurden. Die aufgezeigte gute Übereinstimmung ist repräsentativ und lässt sich gemeinhin bei allen im Versuch geprüften Schrauben vorführen.

3.438 Der "überplastische" Bereich

Die Last-Verformungskurven der Versuche zeigen, dass der Trennbruch F_b der Schraube nicht mit dem Erreichen des Tragwiderstandes bzw. der Maximallast F_u zusammenfällt. Vielmehr nehmen nach dem Überschreiten der Höchstlast die Verformungen weiterhin - allerdings unter kontinuierlicher Lastabnahme - zu, bis schliesslich der eigentliche Trennbruch erfolgt. Dieser als 2b bezeichnete Verformungsbereich repräsentiert im Prinzip den "überplastischen" Verformungsanteil ($s_b - s_u$) der Schraubenlänge (vgl. Abschnitt 3.432). Der zusätzliche Verformungsgewinn ist auf die versuchstechnische Lastaufbringung zurückzuführen. Die über den eigentlichen plastischen Bereich hinaus auftretenden Verformungen entwickeln sich aufgrund des verformungsgesteuerten Lastauftrags. Die Frage stellt sich freilich, inwiefern diese derart erzielte "überplastische" Verformung in der praktischen Anwendung eine Rolle spielen kann.

Eine verformungsgesteuerte Lastaufbringung auf die Schraube kann vom Grundsatz her in zwei praktischen Anwendungen auftreten und folglich auch von Bedeutung sein. Als erstes im Fall des statisch unbestimmten Systems, bei welchem die geschraubte Stirnplattenverbindung für sich als plastisches Gelenk wirken soll und dieses Gelenk in der sich ausbildenden Gelenkkette nicht als letztes auftritt. In einer solchen Situation, bei welcher das plastische Moment der Verbindung im wesentlichen durch die zugbeanspruchten Schrauben aufrecht erhalten werden muss, werden diese Schrauben durch das Umlagern der Beanspruchungen und der Ausbildung der nachfolgenden plastischen Gelenke in diesem Sinne verformungsgesteuert über ihre Maximallast hinaus weiter beansprucht und auch weiter verformt. Als einfachstes Beispiel hierfür gilt der Zweifeldträger, bei welchem die beiden Träger im Mittenaufleger biegesteif mit einer Stirnplattenverbindung verbunden sind und gleichzeitig der Tragwiderstand der Verbindung kleiner als das plastische Moment der angeschlossenen Träger ist. Diese Konstellation war Aus-

gangspunkt der im nachfolgenden Kapitel beschriebenen Versuche. Der zweite Fall betrifft die Stirnplattenverbindung selber. Am Beispiel der bündigen Stirnplattenverbindung lässt sich die Sachlage anschaulich erläutern. Bei der üblicherweise massiven Ausbildung der Stirnplatte werden die wesentlichsten Anteile des Rotationsvermögens dieser Verbindung unweigerlich von den auf Zug beanspruchten Schrauben geliefert. Werden hierfür verformungsgünstige Schrauben, naheliegenderweise solche mit durchgehendem Gewinde eingesetzt, so werden unter grösseren Beanspruchungen bei entsprechender Rotation - bei kleineren und mittleren Profilhöhen - die auf der Druckseite befindlichen Schrauben für den weiteren Aufbau bzw. für die Erhaltung des Anschlussmomentes aktiviert. Ein intern einfach statisch unbestimmtes System besteht, welches durch die druckseitigen Schrauben die auf der Biegezugseite liegenden Schrauben verformungsgesteuert belastet und somit die "überplastischen" Reserven dieser Schrauben in Anspruch nimmt. Dieser Umstand widerspiegelt sich in eindrücklicher Art bei den durchgeführten Versuchen und lässt sich in den erreichten Verformungswerten der Schrauben anschaulich nachvollziehen (vgl. Abschnitt 5.323).

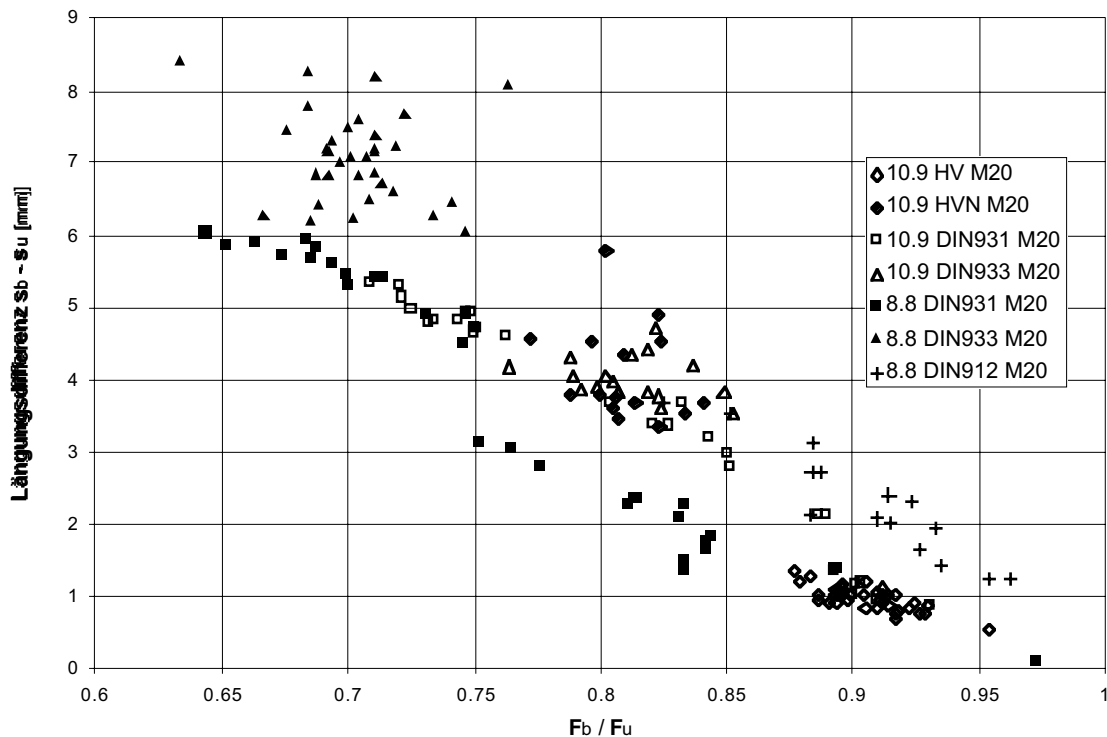


Abb. 3.76: Absolute Grösse der "überplastischen" Reserve $s_b - s_u$ bei den Schrauben mit Durchmesser M20 mit und ohne Schaft bei den Festigkeitsklassen 10.9 und 8.8 in Abhängigkeit des Verhältnisses der Bruchlast F_b zum Tragwiderstand F_u

Die Zusammenstellung aller in den Versuchen ermittelten Längen ($s_b - s_u$) dieser "überplastischen" Verformungsanteile ergibt ein Bild, welches zunächst zum Teil grosse Verformungsanteile für diesen Bereich zeigt und zudem aber auch eine Gliederung bzw. Zuteilung erkennen lässt (vgl. Abb. 3.76). Als erstes fallen drei grundsätzliche Zusammenhänge auf:

- Die Schrauben der FK 8.8 weisen grössere Anteile auf als die vergleichbaren Schrauben der FK 10.9.
- Die Schrauben ohne Schaft erfahren im letzten Beanspruchungsbereich durchwegs grössere Längungen als die Schrauben mit Schaft.
- Als letztes liegt bei den Schrauben der FK 8.8 die Last beim eigentlichen Bruch F_b deutlich tiefer als bei den Schrauben der FK 10.9.

Die zum Teil respektablen "überplastischen" Verformungsanteile veranlassen zur Frage, ob im gegebenen Fall dieser Anteil vernachlässigt werden soll oder aber mit einer einfachen Abschätzung erfasst werden kann. Die Zusammenstellung zeigt nämlich auch, dass die gemessenen "überplastischen" Längungen in Abhängigkeit der oben erwähnten Beziehungen für die jewei-

ligen Positionen mehr oder weniger konstant sind. Ferner kann bei der Gegenüberstellung der Durchmesser M16 und M24 im allgemeinen festgestellt werden, dass die Längung unabhängig des Durchmessers annähernd die gleiche ist.

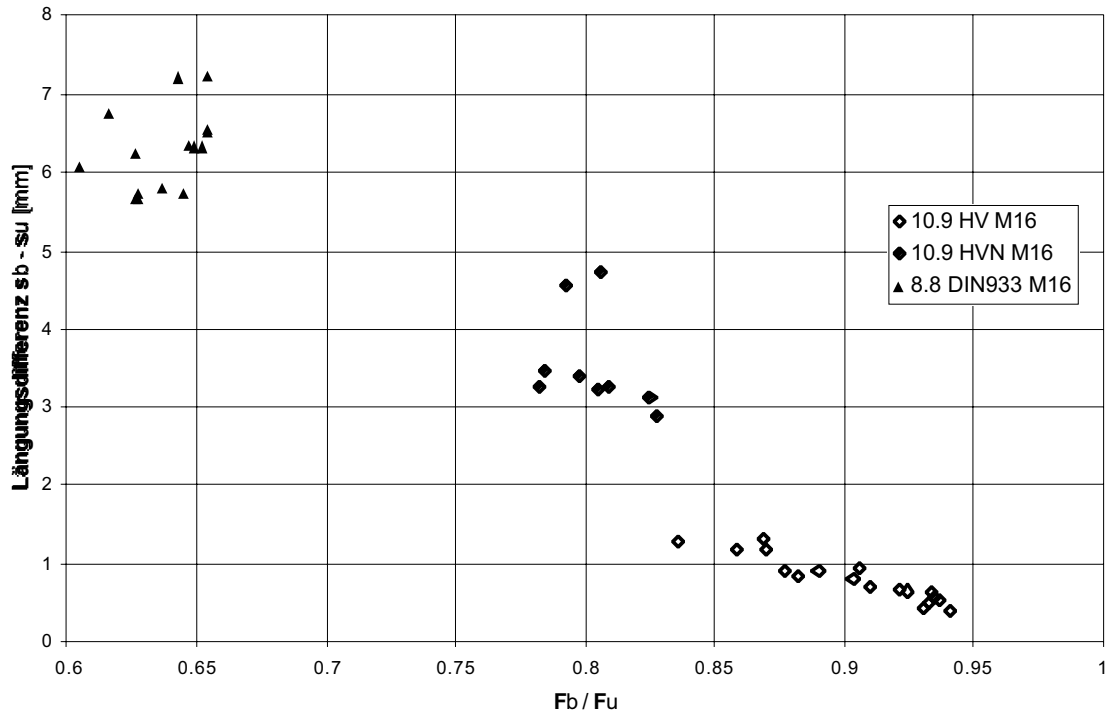


Abb. 3.77: Absolute Grösse der "überplastischen" Reserve $s_b - s_u$ bei der Schraube M16 mit und ohne Schaft bei den Festigkeitsklassen 10.9 und 8.8 in Abhängigkeit des Verhältnisses der Bruchlast F_b zum Tragwiderstand F_u

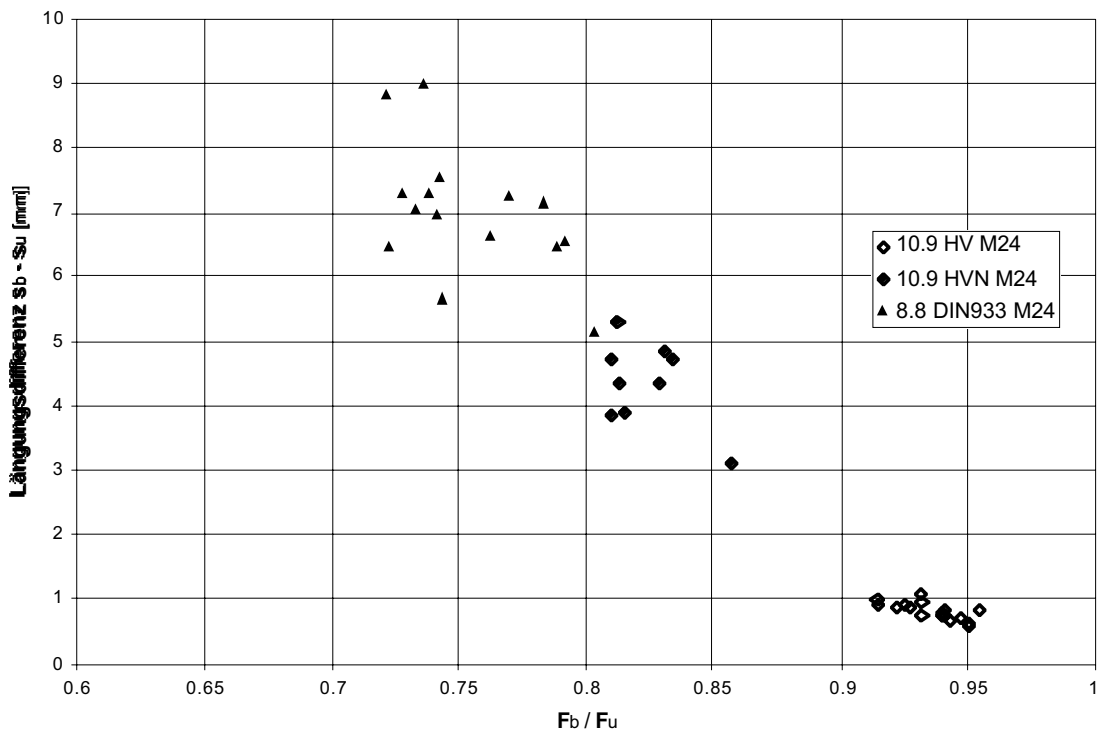


Abb. 3.78: Absolute Grösse der "überplastischen" Reserve $s_b - s_u$ bei der Schraube M24 mit und ohne Schaft bei den Festigkeitsklassen 10.9 und 8.8 in Abhängigkeit des Verhältnisses der Bruchlast F_b zum Tragwiderstand F_u

Aufgrund dieser Ausgangspunkte ist der Gedanke verlockend, es könne sich der "überplastische" Verformungsanteil in erster Näherung mit einem globalen Festwert, welcher sich an den festgestellten, rudimentären Zusammenhängen orientiert, definieren lassen.

Im Bewusstsein der starken Vereinfachung erfolgt die Bestimmung des Festwertes entsprechend zurückhaltend. Die Werte sind folglich so angelegt, dass sie die effektive Situation generell unterschätzen. Aus diesem Grunde - sowie der Einfachheit halber - wurde das Lastniveau des Trennbruchs F_b auf die gleiche Höhe wie die jeweilige Proportionalitätsgrenze angesetzt, d.h. bei der Festigkeitsklasse 10.9 erfolgt demnach der Trennbruch bei $0.9 \cdot F_u$ respektive bei der Festigkeitsklasse 8.8 bei $0.8 \cdot F_u$. Darauf aufbauende, weitergehende Vergleiche und entsprechende Interpolationen führten schliesslich zu den in der nachfolgenden Tabelle 3.11 angegebenen Festwerte.

Festigkeitsklasse	Schraubenform	Schraubentyp	Festwert "Überplastischer" Verformungsanteil
10.9	Schraube mit Schaft	DIN 6914 (HV-Schraube DIN 931)	1 mm (2 mm) ^a
	Schraube ohne Schaft	"HVN" (DIN 6914) DIN 933	3 mm
8.8	Schraube mit Schaft	DIN 931	2 mm (3.5 mm) ^a
	Schraube ohne Schaft	DIN 933	5 mm

^a Falls freie Gewindelänge $\geq 1.0 \cdot d$ (d: Schraubendurchmesser)

Tab. 3.11. Festwerte für die näherungsweise Erfassung der "überplastischen" Verformungsanteile im Fall der verformungsgesteuerten Beanspruchung

Der Einfluss der belasteten Gewindelänge ist offensichtlich auch in diesem Verformungsbereich signifikant. Dies äussert sich nicht einzig im Unterschied zwischen der Schraube mit und ohne Schaft, sondern auch direkt bei der Schraube mit Schaft. Die auffällig kurzen Gewindelängen der HV-Schraube schränken auch hier ein. Die Schaftschraube DIN 931 ermöglicht aufgrund ihres längeren Gewindes folglich auch längere frei belastete Gewindelängen, weshalb in einem solchen Fall ($\ell_b - \ell_s \geq 1.0 \cdot d$) dementsprechend etwas grössere Festwerte erlaubt sind.

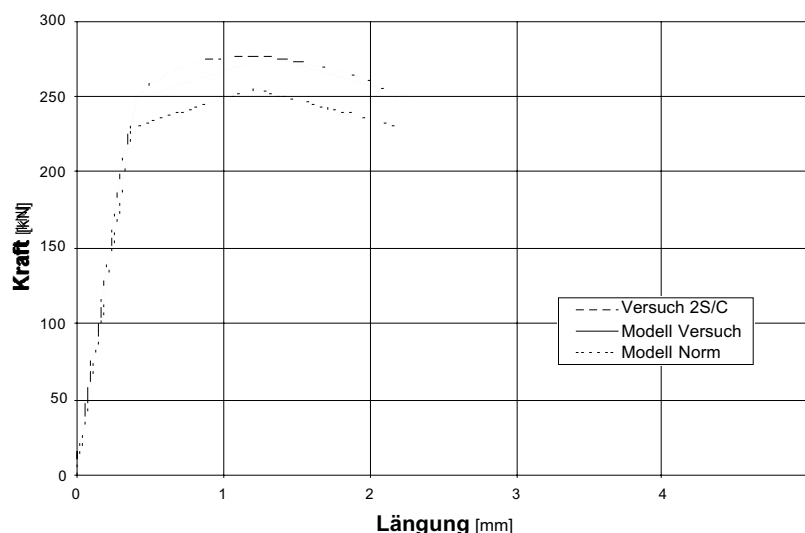


Abb. 3.79: Last-Verformungskurve der im Versuch geprüften HV-Schraube DIN 6914 M20x110 der Festigkeitsklasse 10.9 mit einer Klemmdicke von 81 mm im Vergleich zum bilinearen Verlauf im vorliegenden ergänzt durch den "überplastischen" Bereich auf dem "Niveau Versuch" bzw. auf dem "Niveau Norm"

Anhand der bereits im vorangehenden Abschnitt verwendeten Beispiele der herkömmlichen HV-Schraube der Festigkeitsklasse 10.9 und der verformungsgünstigen Schraube ohne Schaft (DIN 933) der Festigkeitsklasse 8.8 wird die Anwendung der Erweiterung mit dem "überplastischen"

schen" Anteil zur trilinearen Approximation und deren Kohärenz aufgezeigt (vgl. Abb. 3.79 bzw. 3.80).

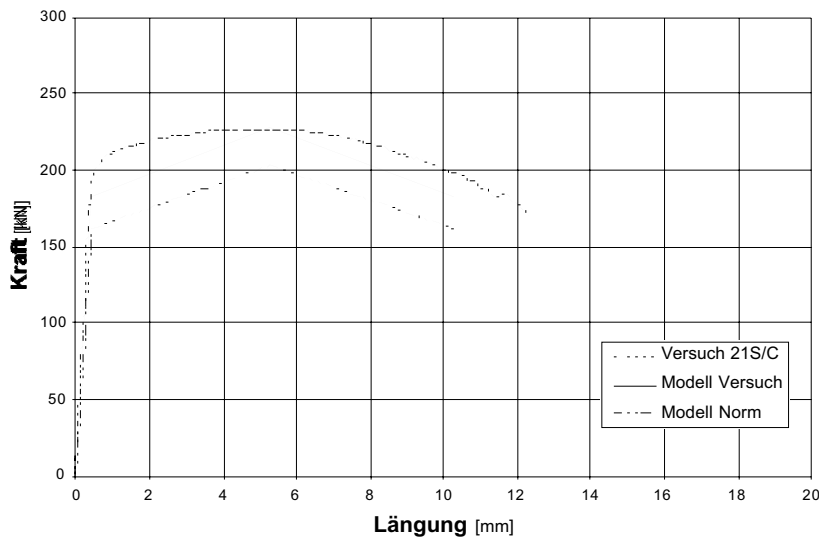


Abb. 3.80:
Last-Verformungskurve der im Versuch geprüften schaftlosen Schraube DIN 933 M20 der Festigkeitsklasse 8.8 mit einer Klemmdicke von 93.5 mm im Vergleich zum bilinearen Verlauf im vorliegenden ergänzt durch den "überplastischen" Bereich auf dem "Niveau Versuch" bzw. auf dem "Niveau Norm"

Die erzielte Übereinstimmung ist sowohl in den gezeigten Beispielen wie auch bei weiteren überprüften Schrauben recht gut. Man muss sich im Klaren sein, dass die Ergebnisse aufgrund der starken Vereinfachung keine exakte Angaben zur Folge haben können. Vielmehr stehen damit Anhaltspunkte zur Beurteilung des Verhaltens und eine erste Abschätzung der Verformungen der verformungsgesteuert beanspruchten Schraube im "überplastischen" Bereich zur Verfügung.

Über alles gesehen lässt sich das vorgeschlagene Modell zur Bestimmung des Verformungsverhaltens der auf Zug beanspruchten Schraube zusammengefasst wie folgt einschätzen: Als erstes liegt hiermit ein Ansatz vor, der den gesamten Beanspruchungsbereich, d.h. den elastischen und plastischen Verformungsbereich der Schraube abdeckt. Für die im Stahlbau gebräuchlichen und möglichen Schraubenformen mit und ohne Schaft werden damit die verformungsrelevanten Einflussgrößen zuverlässig erfasst. Indem das Modell auf elementaren, mechanischen und baustatischen Grundlagen aufbaut, sind die Beziehungen und Zusammenhänge ohne weiteres nachvollziehbar und als solches in der Anwendung und Interpretation verständlich und einfach zu handhaben. Die als solches simple und eingängige Erfassung der plastischen Verformungsanteile der betroffenen Bereiche - Gewinde und Übergangsbereich "Gewinde-Mutter" - mit Hilfe des Sekantenmoduls, welcher rund 1/50 des geläufigen Elastizitätsmoduls von Stahl beträgt, verhilft dem Ansatz zu einer plausiblen und konsistenten Beschaffenheit. Als Bestandteil der Beurteilung des Verformungsvermögens geschraubter Stirnplattenverbindungen liefert schliesslich der vorliegende Rechenansatz ausreichend differenzierte Verformungskennwerte mit angemessener Genauigkeit.

Für eine allererste Abschätzung kann eine weitergehende grobe Vereinfachung behilflich sein, indem der grundsätzlich festgestellte Zusammenhang zwischen Schraubentyp bzw. Gewindelänge und Verformungsverhalten auf ein Festwert pro Schraubentyp für die Längung beim Erreichen der Maximallast reduziert wird. Für die üblicherweise von der Stirnplattenverbindung verlangten Klemmdicken kann in diesem Sinne dieser Wert stark vereinfacht für die Schraube mit Schaft mit $\delta_{\text{Schraube,u}} = 1 \text{ mm}$ und für die Schraube ohne Schaft mit $\delta_{\text{Schraube,u}} = 3 \text{ mm}$ in erster Näherung angesetzt werden.

4. Versuche mit Stirnplattenverbindungen

4.1 Veranlassung und Ziel der durchgeführten Versuche

Aus all den in den vorangehenden Abschnitten gemachten Darlegungen und Überlegungen zur geschraubten Stirnplattenverbindung und ihrem Einsatz in der Tragstruktur ist die Bedeutung bei der Beurteilung ihres Verformungsverhaltens und bei der statischen Qualifikation dieser Verbindungsart im Zusammenhang mit der Festlegung des Bemessungsverfahrens herauszulesen. Mit Bezug zur Traglastbestimmung des Tragwerkes stellt sich dabei immer wieder die Frage, ob diese Verbindungsart grundsätzlich duktilen Verformungsverhalten hat und wenn ja, in welcher Form und in welchem Mass sie ein Fliessgelenk bilden kann.

Diese Situation tritt nicht selten auf. Gerade die aus wirtschaftlichen Überlegungen vermehrt eingesetzte teiltragfähige Verbindung intensiviert die Fragestellung. Häufig liegt diese an einer Stelle, die in der kinematischen Kette das erste Fliessgelenk verlangt, womit ihr Verformungsverhalten kategorisch über das weitere Tragverhalten der Struktur entscheidet (vgl. Abschnitt 1.2). Die grundsätzliche Folgerung schliesslich, wonach das Verhalten statisch unbestimmter Systeme wesentlich durch das Verhalten vorhandener Verbindungen bestimmt werden kann und dabei nicht ausschliesslich der Tragwiderstand der Verbindung, sondern ebenso ihr Verformungsvermögen und ihre Steifigkeit ausschlaggebend ist, weist wiederholt auf die grundsätzliche Problemstellung hin: Ein wirklichkeitsnaher Einbezug der Verbindung in die statische Bemessung erfordert neben dem Wissen zum Tragvermögen auch notwendigerweise die Kenntnis zum Verformungsverhalten der Verbindung (vgl. Abb. 4.01).



*Abb. 4.01:
Die offensichtliche Verformung des Verbindungsbereichs unter Biegebeanspruchung macht bewusst, dass deren Einfluss auf das übrige Tragwerk nicht vernachlässigbar ist*

Im Falle eines sogenannten Vollanschlusses, d.h. wenn der Anschluss auf das plastische Moment des anzuschliessenden Trägers ausgelegt ist, stellt sich die Frage nach dessen Verformungsvermögen, wie früher erläutert, nicht in gleicher Art. Die bemessungstechnisch gezielte Überdimensionierung der Anschlussteile hält das Fliessgelenk von der Verbindung fern und zwingt es in das direkt angrenzende Profil (vgl. Abb. 4.02). In diesem Fall sind an die Verbindung selbst im allgemeinen keine entsprechenden Verformungsanforderungen gestellt.

Demgegenüber muss beim Teilanschluss das verlangte Rotationsvermögen vollumfänglich und alleine durch die Verbindung erbracht werden. Namentlich bei der gesamtheitlichen Beurteilung dieser Teilanschlüsse bestehen in der allgemeinen Bemessungspraxis beträchtliche Unsicherheiten. Das Spektrum der Interpretationen reicht beim gleichen Anschluss von der Verbindung ohne jegliches Verformungsvermögen bis hin zur Annahme eines vollständig duktilen Verhaltens unter Einbezug einer abgeschlossenen Schnittkraftumlagerung.



*Abb. 4.02:
Erreichen des Tragwiderstandes der Verbindungszone durch die Ausbildung des plastischen Moments im angeschlossenen Profil. Im Bild erkennbar durch das dem Fließen im Druckflansch nachfolgende Ausbeulen desselben*

Die jeweils getroffenen Annahmen sind dabei recht vage und beruhen allenfalls auf errechneten Drehwinkeln ausgehend von überschlägigen Abschätzungen möglicher Schraubendeformationen. Grundsätzlich fehlen dem Ingenieur jedoch zuverlässige Grundlagen zur Beurteilung des Verformungsvermögens von Verbindungen. Diese Bemessungsunsicherheit widerspricht zum einen dem Bedürfnis einer möglichst wirklichkeitsnahen Erfassung und Analyse des Tragwerkverhaltens und zum andern aber auch dem Anspruch nach ökonomischem Einsatz. Sobald statische Unbestimmtheit vorliegt und die erforderlichen Bedingungen eingehalten sind, wird die Höhe der Traglast bei den meisten Systemen von der Möglichkeit der Schnittkraftumlagerung und damit direkt von der Verformungsfähigkeit der Verbindungen diktiert, was letztlich auch die Profilwahl festlegt. Ersparnisse von bis zu zwei Profilvereihen können davon abhängen.

Die Literaturrecherche zum Thema "geschraubte Stirnplattenverbindung" zeigt eine ausserordentlich grosse Anzahl von Veröffentlichungen. Mehrheitlich befassen sich die darin dargestellten Untersuchungen mit dem Tragverhalten solcher Verbindungsausbildungen. Was die experimentellen Untersuchungen betrifft, geht es dabei hauptsächlich um die Bestimmung des Tragwiderstands. Die theoretischen Abhandlungen befassen sich gleichermassen vorwiegend mit der Modellbildung zur rechnerischen Bestimmung des Tragvermögens.

Was hingegen das Verformungsverhalten solcher Anschlusszonen anbelangt, bestehen aus wissenschaftlicher Sicht noch verhältnismässig grosse Defizite. Gerade die in jüngster Zeit in breiten Kreisen aufgekommene Diskussion zu den teilsteifen und teiltragfähigen Verbindungen (vgl. Abschnitt 1.32) hat international verschiedene, neuere Versuche und Untersuchungen ausgelöst, die sich grundsätzlich mit dem Thema des Verformungsverhaltens von Verbindungen auseinandersetzen.

Die Durchsicht einschlägiger Versuchsberichte und die zum Teil versuchte Auswertung und Adaption der Ergebnisse auf die vorliegenden Gegebenheiten macht zweierlei deutlich: Zum einen ist die Anzahl der Einflussgrössen, wie bereits in den vorangehenden Abschnitten dargelegt, äusserst gross und deren Verknüpfung und Intensität stark von der geometrischen Ausbildungsform abhängig. Bereits innerhalb der geschraubten Stirnplattenverbindungen ist diesbezüglich eine ausserordentliche Fülle von Ausbildungsvarianten und damit auch Uneinheitlichkeit festzustellen (vgl. Abschnitt 2.13). Zum anderen wird einmal mehr klar, dass sich die komplexen Zusammenhänge nicht einzig mit theoretischen Überlegungen und Untersuchungen schlüssig nachvollziehen lassen, sondern Versuche in Bauteilgrösse zum besseren Verständnis

der Zusammenhänge, zur Klärung der Abhängigkeiten und zum Kalibrieren theoretischer Modellansätze unerlässlich sind. Diese Überlegungen bilden den Hintergrund der nachfolgend beschriebenen, experimentellen Untersuchungen an geschraubten Stirnplattenverbindungen.

Zielsetzung der durchgeführten Versuche war, das Trag- und insbesondere das Verformungsverhalten geschraubter Stirnplattenverbindungen zu erfassen und zu qualifizieren. Im Vordergrund der Untersuchungen standen die in der Schweiz normalerweise bevorzugten Ausbildungsformen, welche auch als Regelanschlüsse in den Anwendungstabellen der SZS [4.1] aufgeführt sind. Zusammen mit den theoretischen Untersuchungen sollen die Ergebnisse der Versuche zunächst Auskunft darüber geben, welche Parameter von Bedeutung sind und in welchem Mass diese das Verformungsverhalten der Verbindung beeinflussen (vgl. Kap. 5) und letztlich auch mithelfen dieses durch einen Rechenansatz zu erfassen (vgl. Kap. 6).

4.2 Mögliche Parameter – Ausgewählte Versuchsgrössen

Die möglichen Einflüsse auf das Verformungsverhalten geschraubter Stirnplattenverbindungen sind, wie im vorangehenden Abschnitt erläutert, sehr zahlreich. Zudem sind die meisten davon nicht eigenständig, sondern vielmehr mit unterschiedlicher Sensibilität und Gewichtung miteinander verknüpft. Mit der Zusammenstellung der nachfolgenden Tabelle 4.01 wird als erstes versucht, die Vielzahl der das Trag- und Verformungsverhalten der geschraubten Stirnplattenverbindung möglichen beeinflussenden Grössen Punkt für Punkt aufzuzeigen und bezüglich ihrer Herkunft zu ordnen.

Auf den ersten Blick erscheint die Zahl der Einflussgrössen zusammen mit den möglichen Querverbindungen und denkbaren Kombinationen bei gleichzeitiger Berücksichtigung der fallspezifisch unterschiedlichen Gewichtungen schier unendlich. Der Einbezug der baupraktischen Gegebenheiten und wirtschaftlichen Anforderungen in die Beurteilung und Gewichtung der Parameter reduziert wohl ihr Spektrum merklich, das übrig bleibende Feld zwingt dennoch vor dem Hintergrund des Versuchsloses zu einer gezielten Wahl der zu untersuchenden Grössen.

Bei all den Überlegungen zur Wahl der geeigneten Parameter und deren Variationsbreite darf auch das mögliche Wechselspiel zwischen dem Verformungsvermögen und dem Grad der Einspannung, der EinspannstEIFigkeit, nicht vergessen gehen. Grundsätzliches und gewünschtes Ziel wäre eine Verbindung, welche in ihrer Charakteristik dem Verlauf des Grundmaterials ähnlich ist und folglich über elastoplastisches Verhalten verfügt. Da die "Hauptlieferanten" für die Verformungen der Stirnplattenverbindung primär die Stirnplatte selbst und die den Biegezuganteil übertragenden Schrauben sind, liegt der Gedanke nahe, die Verformungsfähigkeit hauptsächlich über die Dicke der Stirnplatte zu steuern. Damit wird allerdings gleichzeitig auch der Grad der Einspannung verändert. Mit anderen Worten, mit dünner werdender Kopfplatte steigert sich das Rotationsvermögen, während gleichzeitig der Grad der Einspannung abfällt und umgekehrt, was das angesprochene Wechselspiel deutlich macht.

Vor diesem Hintergrund wurden für die durchgeführten Versuche als erstes die nachfolgend aufgeführten Kriterien als massgebend eingestuft und aufgrund derer die entsprechende Wahl und Eingrenzung der Untersuchungen vorgenommen:

- Anschlussausbildung
- Schrauben
- Konstruktive Umgebung
- Anzuschliessendes Profil
- Art der Beanspruchung

Ausbildung der Verbindung	▪ Stirnplatte	- Anschlussform	- bündig - überstehend
		- Material	- Stahlqualität
		- Geometrie	- Breite x Höhe - Dicke
	▪ Anzuschliessendes Profil	- Profilgeometrie	- Höhe - Stegdicke - Flanschdicke
	▪ Schweissnaht		- Typ (Kehlnaht) - Anordnung - Stärke - Schweissgut
	▪ Schrauben	- Anordnung	- Anzahl - Horizontaler und vertikaler Abstand - Lage zum anzuschliessenden Profil
		- Form	- Typ - Durchmesser - Kopfform - Schaftlänge - freie Gewindelänge
		- Material	- Festigkeitsklasse - Oberflächenbehandlung
- Beanspruchung		- Zug - Abscheren - Biegung - Vorspanngrad	
		- Mutterhöhe - Festigkeitsklasse	
▪ Mutter			
▪ Herstellung	- Ausführungs- genauigkeit	- Ebenheit der Stirnplatte/Kontaktfläche - Abweichung der Vorspannung der Schrauben vom Sollmass - Unterschiedliche Vorspannung der Schrauben untereinander	
▪ Tragwiderstand	- Anschlusswert	- Vollanschluss ($M_A \geq M_{pl,Profil}$) - Teilanschluss ($M_A < M_{pl,Profil}$)	
Konstruktive Umgebung	▪ Verbindungsbereich	- Lagerungsbedingungen der eigentlichen Verbindung	- direkte Verbindung - Bauteil- stoss - Verbindung über Zwischenteil wie Stütze
Statische Situation	▪ Statisches System	- Rotationsanforderung	- Statische Bestimmt- bzw. Unbestimmtheit - Lage der Verbindung im sta- tischen System - Reihenfolge der Fließgelenke - Verhältnis Profilhöhe zu Spannweite
		▪ Beanspruchung	- Art und Niveau
		- zeitliche Veränderung	- statisch - dynamisch
Prüfung		- Vorrichtung - Vorgehen	- Prüfeinrichtung - Belastungsgeschwindigkeit - Art der Lastaufbringung - Auswahl der Parameter - Anzahl Versuche

Tab. 4.01: Mögliche Einflussgrößen auf das Trag- und Verformungsverhalten der geschraubten Stirnplattenverbindung

Die grundsätzlichen Überlegungen dazu sowie die jeweilig getroffene Wahl der Einflussgrößen sind im nachfolgenden in kurzer Fassung erläutert. Die Angaben zur effektiven Ausbildung und deren Details erfolgen im anschließenden Abschnitt 4.4.

4.21 Anschlussausbildung

Geradezu offenkundig ist zunächst die Bedeutung der eigentlichen Geometrie der Verbindung. Dass diese, was das Verformungsverhalten betrifft, namentlich durch die Form der Stirnplatte (bündig oder überstehend) und deren Dicke beschrieben wird, scheint dabei ebenso verständlich und einleuchtend. Bei näherem Hinsehen zeigt sich ein breiter Fächer weiterer möglicher Einflussgrößen in Form von Anzahl und Anordnung der Schrauben, von der Schweissnahtstärke und dergleichen, die jede für sich vergleichsweise von geringerer Bedeutung sein mag, letztlich in der Kombination aber ihren Einfluss bestimmt spürbar machen kann.

Durch die Wahl von Regelanschlüssen für die Anschlussausbildung wird das breite Feld der Einflussgrößen und damit die Variationsbreite der Parameter in den Versuchen deutlich begrenzt und letztlich klar festgelegt. Dies lässt sich insofern rechtfertigen, als die Regelanschlüsse eine Synthese aus technischem Anspruch, zweckmässiger Fertigung und wirtschaftlichem Kalkül sind und letztlich nichts anderes als die Gepflogenheit der Praxis repräsentieren.

In den vorliegenden Versuchen wurden Regelanschlüsse nach den Vorgaben der Schweizerischen Zentralstelle für Stahlbau bzw. der Dokumentation C9.1 "Stirnplattenverbindungen mit hochfesten Schrauben" [4.1] mit bündiger und überstehender Anschlussausbildung untersucht (vgl. Abschnitt 2.14). Die einzelnen Anschlusstypen wurde derart ausgewählt, dass sie untereinander im Vergleich neben den elementaren Aussagen zur Grundform "bündig" und "überstehend" auch Angaben zum Einfluss der Stirnplattendicke und der Anordnung wie auch der Anzahl der Schrauben ermöglichen.

Ein weiterer Aspekt bei der Auslegung der Verbindung betrifft den geforderten Anschlusswert bzw. den gewünschten Tragwiderstand der Verbindung; die Frage nämlich, ob die Verbindung das volle plastische Moment des angeschlossenen Profils (Vollanschluss) oder nur einen Teil davon (Teilanschluss) übertragen soll. Damit indirekt verbunden ist auch die Frage nach der Anschluss- oder Einspannsteifigkeit - volleingespannt oder teileingespannt. Beide Punkte beeinflussen, wie bereits mehrmals erwähnt, die Schnittkraftverteilung im Tragwerk und definieren letztlich die Anforderungen an die zu erbringende Rotation der Verbindung (vgl. Abschnitt 1.32 und 1.4).

Bei der auf den Tragwiderstand des angeschlossenen Profils bemessenen Verbindung geht man in der Regel davon aus, dass die Steifigkeitsverhältnisse damit gleich bleiben und keine Steifigkeitsunterschiede bestehen. Bei diesen Vollanschlüssen entfällt theoretisch auch eine Rotationsforderung, da durch den bekanntlich höheren Sicherheitsfaktor des Verbindungsbereichs eine allfällige plastische Rotation in das angrenzende Profil gezwungen wird. Gänzlich anders dagegen ist die Situation beim Teilanschluss. Der gegenüber dem angeschlossenen Profil reduzierte Tragwiderstand zusammen mit der normalerweise geringeren Steifigkeit der Verbindung beeinflusst das Tragverhalten der ganzen Tragstruktur. Wie mehrmals erwähnt, hängt in nicht wenigen Fällen das Tragvermögen der ganzen Struktur letztlich vom Rotationsvermögen der Verbindung ab. Die durchgeführten Versuche konzentrierten sich daher auf diese kritischen Teilanschlüsse. Da das Verformungsverhalten solcher Verbindungen wenig bekannt ist, stützte sich die Wahl der zu untersuchenden Verbindungstypen zunächst in erster Linie auf den Tragwiderstand, respektive auf das Verhältnis vom rechnerischen Anschlusswiderstand zum plastischen Moment des angeschlossenen Profils. In den vorliegenden Versuchen wurden Verbin-

dungsausführungen untersucht, deren rechnerischer Tragwiderstand zwischen 23% und 95% des plastischen Moments des angeschlossenen Profils liegt.

An die Ausführungstoleranzen der Verbindung selber waren keine zusätzlichen Anforderungen gestellt. Dies hat zur Folge, dass die Auflage- bzw. Kopffläche der Stirnplatte nicht gefräst wurde, sondern praxisübliche Unebenheiten aufweisen kann. Einzig auf die Winkelhaltigkeit der Stirnplatte zur Trägerachse wurde ein spezielles Augenmerk bei der Herstellung gelegt. Dies geschah derart, dass die zusammengehörenden Trägerstücke und Stirnplatten einer Verbindung vormontiert wurden und dabei über die Ausrichtung der Träger selbst eine bessere Winkeltreue erhielten als bei der üblichen, voneinander unabhängigen Fertigung. Als Material der Stirnplatte wurde entsprechend der gängigen Praxis S235 gewählt.

4.22 Schrauben

Wie bereits mehrfach aufgeführt, können die den Biegezuganteil übertragenden Schrauben der Stirnplattenverbindung das Trag- und Verformungsverhalten der ganzen Verbindung nachhaltig, mehrheitlich gar entscheidend beeinflussen. Ausgehend von den Normalausführungen der Praxis wurden die in den Versuchen geprüften Verbindungen zunächst mit den herkömmlichen HV-Garnituren, bestehend aus der hochfesten Schraube (feuerverzinkt) der Festigkeitsklasse (FK) 10.9 nach DIN 6914 [4.2], den zugehörigen Unterlagsscheiben nach DIN 6916 [4.3] und der HV-Mutter der FK 10 nach DIN 6915 [4.4], bestückt.

Wie aus den eigenen Versuchen [4.5], aber auch aus Arbeiten zu neuen Standards bekannt ist, bietet die Mutterhöhe mit der Festlegung vom 0.8-fachen des Schraubendurchmessers hinsichtlich der Versagensart bei hochfesten Schrauben Probleme (vgl. Abschnitt 3.31). Obwohl grundsätzlich auch nach den einschlägigen Normen im Fall einer Überbeanspruchung die Schraube im freien belasteten Gewindeteil oder im Schaft brechen sollte, versagt die Schraube in Wirklichkeit nahezu ausschliesslich durch Gewindeabstreifen. Dabei wird in der Regel immerhin die von der Norm geforderte Mindestkraft erreicht.

Da die Regelanschlüsse die gebräuchlichen HV-Garnituren als Schrauben voraussetzen und dies in der Praxis auch durchwegs so gehandhabt wird, bildet logischerweise dieser Schraubentyp auch der Ausgangspunkt der Versuche. Das Versagen dieser Schraube durch Gewindeabstreifen lässt jedoch die Frage nach eventuell besserem Verformungsverhalten der Schraube beim Trenn- oder sog. Nettobruch unbeantwortet. Um dieser Frage nachzugehen, wurden bei einzelnen Verbindungen die HV-Schrauben mit der Anordnung von zwei HV-Muttern (FK 10) zum gewünschten Nettobruch gezwungen. Ebenso wurden auch Muttertypen nach DIN 934 [4.6] ebenfalls mit einer Höhe von nur $0.8 \cdot d$, jedoch der FK 12 als einfache Mutter oder Doppelmutter eingesetzt. Zudem erfolgte die Verschraubung bei einzelnen Versuchen mit speziell angefertigten Muttern, deren Geometrie und Festigkeit mit Ausnahme der Höhe einer normalen HV-Mutter nach DIN 6915 entspricht, die Höhe hingegen $1.0 \cdot d$ beträgt.

Ein weitere Punkt betrifft die Vorspannung bzw. den Grad der Vorspannung. Normalerweise wird von einer vollen Vorspannung der Schrauben ausgegangen. Rechnerisch wird dabei vorausgesetzt, dass die Schraube bis zu einem festgelegten Beanspruchungsniveau, in der Regel dem 0.7-fachen Rechenwert der Zugfestigkeit des Schraubenwerkstoffes, vorgespannt wird. Um die gewünschte Vorspannkraft aufzubringen, werden in der Praxis bekanntlich unterschiedliche Verfahren und verschiedene Werkzeuge eingesetzt. Die Frage nach dem Einfluss der Vorspannung der Schrauben auf das Trag- und das Verformungsverhalten der Verbindung ist naheliegend. Von besonderem Interesse dabei ist der Einfluss der Vorspannung auf die Einspannsteifigkeit und die Verformungsfähigkeit der Verbindung. Ausgangspunkt bezüglich der Vorspannung der Schrauben bei den vorliegenden Versuchen bildete die planmässig voll vorge-

spannte Verbindung. Zum Vergleich wurden zusätzlich bei einzelnen Verbindungsausführungen die Schrauben nur "teil-vorgespannt" oder aber die Verbindung gar mit Schrauben "ohne" Vorspannung, d.h. nur mit handfest angezogenen Schrauben geprüft.

Aufgrund der Ergebnisse der eigenen umfangreichen Abklärungen und Versuche an auf Zug beanspruchten Schrauben stehen für die Stirnplattenverbindung neben der gebräuchlichen HV-Schraube auch andere Schraubenformen zur Diskussion und dies in zweierlei Hinsicht: Zum einen ist bekannt, dass der Tragwiderstand der Verbindung in nahezu allen Fällen letztlich durch den Tragwiderstand der auf Zug beanspruchten Schrauben begrenzt ist. Daraus lässt sich dem Grundsatz nach folgern, dass Schrauben höherer Festigkeit schliesslich auch zu höherer Tragfähigkeit der Verbindung führen müssten. Zur Abklärung dieser Aussage wurden auch Verbindungen mit Schrauben der FK 12.9 geprüft. Dabei handelt es sich in der Regel um Zylinderschrauben mit Innensechskant, sog. Inbusschrauben nach DIN 912 [4.7].

Der zweite Aspekt betrifft den Einfluss der Schraubenform auf ihr Verformungsverhalten, womit direkt auch das Verformungsverhalten der Verbindung betroffen ist. Die im vorangehenden Kapitel 3 auf theoretischen wie auch experimentellen Untersuchungen basierenden Überlegungen machen deutlich, dass das Verformungsvermögen der einzelnen Schraube neben der eigentlichen Materialwahl im wesentlichen durch das Gewinde bzw. die Länge des frei belasteten Gewindes dirigiert wird. Die Schraube mit durchgehendem Gewinde, d.h. die Schraube ohne Schaft zeigt gegenüber der normalen Schraube mit Schaft, ein unvergleichlich duktileres Verhalten mit einem deutlich grösseren Verformungsvermögen. Wie in Kapitel 3 aufgezeigt, kann beispielsweise die Gesamtlängung beim Bruch einer schaftlosen Schraube ohne weiteres das drei- bis fünffache einer vergleichbaren HV-Schraube betragen.

Der Einfluss des Verformungsverhaltens der Schrauben auf das Rotationsvermögen der Verbindung ist offensichtlich (vgl. Abschnitt 5.32). Duktilere Schrauben bringen neben der grundsätzlich verbesserten Verformungsfähigkeit der Verbindung zusätzlich weitere Vorteile: Die auf Zug beanspruchten Schrauben im Stirnplattenstoss sind grundsätzlich in einem inneren statisch unbestimmten Zustand. Bereits die geometrisch bedingten Steifigkeitsunterschiede im Stoss ergeben eine ungleiche Beanspruchungsverteilung innerhalb der Schrauben, welche durch unterschiedliche Vorspannkräfte, durch Unebenheiten der Stirnplatte usw. noch zusätzlich verstärkt wird. Dem überlagert ist die vom Beanspruchungsniveau abhängige Verformung der Stirnplatte und die damit zusammenhängende unterschiedliche Beanspruchung der einzelnen Schrauben. So ist zu erwarten, dass die ungleiche Schraubenbeanspruchung innerhalb der Verbindung mit steigender Beanspruchung durch duktilere Schrauben über plastischen Ausgleich besser aufgefangen wird, was letztlich gesamthaft auch zur grösseren Tragfähigkeit der Verbindung führen muss (vgl. Abschnitt 5.324).

Das effektive Verhalten der Verbindung bei der Verwendung von Schrauben mit durchgehendem Gewinde ist folglich von zentralem Interesse. Der grösste Teil der untersuchten Verbindungsausbildungen wurden daher auch mit schaftlosen Schrauben geprüft. Neben der bereits erwähnten Inbusschraube nach DIN 912 wurden dafür überwiegend die vom Maschinenbau her bekannten Sechskantschrauben mit Gewinde bis Kopf nach DIN 933 [4.8] verwendet. Letztere werden aufgrund der Bedürfnisse des Maschinenbaus auf dem Markt hauptsächlich in der FK 8.8 angeboten, weshalb für die Versuche auch diese Materialqualität eingesetzt wurde. Mit dem Ziel einer Verbindung hoher Tragfähigkeit bei gleichzeitig grossem plastischen Verformungsvermögen wurde zudem das Verhalten der speziell entwickelten HVN-Schraube, die HV-Schraube ohne Schaft (vgl. Abschnitt 3.333), in der FK 10.9 bei einzelnen Verbindungstypen untersucht.

4.23 Konstruktive Umgebung

Die konstruktive Umgebung kann rein geometrisch als den direkt an die eigentliche Verbindung anschliessende Bereich oder aber aus statischer Sicht als das de facto Auflager der Verbindung bzw. als das "Gegenstück" zur Verbindung angesehen werden. Dass die Lagerungsbedingungen der Verbindung entscheidend deren Trag- und Verformungsverhalten mitbeeinflussen, liegt auf der Hand (vgl. Abschnitt 1.33).

Die konstruktiven Gegebenheiten der Verbindungsumgebung lassen sich grundsätzlich zwei Grundformen zuordnen: Entweder dem eigentlichen "Direktstoss" oder der Verbindung mit einem "Zwischenstück". Der "Direktstoss" ist als Trägerstoss bekannt, bei welchem zwei gleiche Verbindungen spiegelsymmetrisch ohne jegliche weitere "Zwischeneinlagen" gegeneinander verschraubt sind. Im Falle eines "Zwischenstücks", beispielsweise beim Rahmentragwerk in Form einer durchlaufenden Stütze, wird das Trag- und Verformungsverhalten der Verbindung zusätzlich noch durch den Widerstand und die Steifigkeit dieses Zwischenteils beeinflusst. Das Mass der Beeinflussung hängt im wesentlichen von der Profilgrösse und der Beanspruchungssituation dieses Teils, aber auch von der konstruktiven Ausbildung der Kraffteinleitungs- respektive Kraftüberleitungsbereiche ab.

Logischerweise ist die Anzahl möglicher Parameter bei der Stützen-Riegel-Situation um einiges grösser als beim Direktstoss. Zudem lassen sich bei der Analyse des Trag- und Verformungsverhaltens bei einer derartigen Anhäufung von Konstruktionsteilen die einzelnen Anteile schwerlich auseinanderhalten und ein klares Zuordnen von Einflüssen ist nahezu ausgeschlossen.

Bei den vorliegenden Untersuchungen lag der Schwerpunkt in der Abklärung des Trag- und hauptsächlich des Verformungsverhalten der geschraubten Stirnplattenverbindung. Da bereits die Verbindung allein ein breites Spektrum an Einflussgrössen aufweist und bei der Zielvorgabe die Absicht bestand, klare Zuordnungen machen zu können, welche letztlich auch Aussagen und Folgerungen allgemeiner Art zum Verbindungsverhalten ermöglichen, sind die Versuchsserien auf dem Typus "Direktstoss" aufgebaut.

4.24 Anzuschliessendes Profil

Die Verbindungsgeometrie wird grundsätzlich durch die Grösse und die Art des anzuschliessenden Profils festgelegt, wovon letztlich auch das Trag- wie auch das Verformungsvermögen der Verbindung abhängt. Die Höhe des angeschlossenen Profils legt die "Spannweite" der Stirnplatte fest. Die Flansch- wie auch die Stegdicke zusammen mit der Schweissnahtstärke bestimmen die Lagerungsbedingungen der Platte. All diese Grössen beeinflussen grundsätzlich das statische Verhalten der Stirnplatte, insbesondere deren Steifigkeit und damit letztlich auch deren Verformungsverhalten.

Um ein diesbezüglich möglichst breites Spektrum von geometrischen Grössen abzudecken, wurden dementsprechend auch die verschiedenen Profiltypen und bei diesen wiederum unterschiedliche Profilhöhen in die Untersuchungen miteinbezogen. Aus der IPE-Reihe und der HEB-Reihe wurden verschiedene Verbindungsausführungen am 200er-, 300er- und 500er-Profil geprüft. Einzelne charakteristische Anschlussausbildungen am IPE 600-Profil und am HEA 500-Profil waren Gegenstand einer speziellen Versuchsserie.

Was die Materialqualität der Profile betrifft, war als Grundlage der normalerweise verwendete Baustahl S235 vorausgesetzt. Um den Einfluss der gewöhnlich starken Variation der Materialfestigkeiten möglichst gering zu halten, fertigte die Herstellerfirma ARBED die einzelne Profilgrösse einer Profilvereihe jeweils aus der gleichen Materialcharge. Um gleichzeitig auch den

Effekt denkbarer "Überfestigkeiten" auszuschliessen, wurde die Fließ- und die Bruchgrenze über die Materialzusammensetzung und Fertigung bewusst in die Nähe des jeweilig geforderten Mindestwertes eingestellt.

4.25 Art der Beanspruchung, statisches System

Die geschraubte Stirnplattenverbindung ist grundsätzlich ein Biegeanschluss und demzufolge auch konzipiert und ausgelegt um Biegebeanspruchungen zu übertragen. Die Frage stellt sich folglich nicht nach der Beanspruchungsart, sondern nach Art und Ausmass von zusätzlichen Beanspruchungsgrössen, wie Querkraft und Normalkraft bzw. nach dem Einfluss einer möglichen Interaktion dieser Grössen mit dem Biegemoment. Von der Natur der Sache her ist in den meisten Fällen zum Biegemoment eine Querkraft unausbleiblich. Nur gerade in den Beanspruchungsfällen, in welchen die Momentenlinie konstant ist, verschwindet die Querkraft. Im allgemeinen ist der Anwender geneigt die Frage zum Einfluss der zusätzlichen Querkraft auf das Tragverhalten nicht über eine Interaktion zu lösen, indem er rechnerisch die Querkraftübertragung allein den Schrauben im Druckbereich zuweist und damit gleichzeitig einen möglichen Einfluss auf das Verformungsverhalten der Verbindung ausschliesst.

Der Einfluss dieser Querkraft auf das Verhalten der Stirnplatte selber ist bei den vorliegenden geometrischen Verhältnissen, wenn überhaupt, wohl sehr gering. Eher denkbar ist eine spürbare Wechselwirkung bei der Schraube selbst. Aus der einschlägigen Literatur, wie auch aus den entsprechenden Abschnitten der Normenwerke ist jedoch bekannt, dass die Schraube auf die der Axialspannung überlagerten Scherspannungen bei den bei Stirnplattenverbindungen normalerweise zu erwartenden Beanspruchungsverhältnissen unempfindlich reagiert. Wie sich jedoch die Schraube eingebunden in der Verbindung verhält, wo durch lokale Stirnplattenverformungen oder ganz allgemein durch die Rotation der Verbindung beträchtliche Zusatzbeanspruchungen vorstellbar sind, ist wenig bekannt (vgl. Abschnitt 5.325). Diese Unkenntnis und die Tatsache selber, dass wie erwähnt, in den meisten Anwendungsfällen effektiv zum Moment eine Querkraft wirkt, war Veranlassung, die Versuche (ausgenommen Versuchsreihe A) so auszulegen, dass die Interaktion Moment-Querkraft realistisch eingeschlossen wird.

Zur Art der Beanspruchung gehört auch die Häufigkeit ihres Auftretens, also auch die Frage, ob der Anschluss statisch oder dynamisch belastet wird. Die geschraubte Stirnplattenverbindung ist eine ausgesprochen für den Hochbau ausgelegte Verbindung. Bereits das Prinzip der Kraftübertragung mit den auf Zug beanspruchten Schrauben macht klar, dass dieser Anschlusstyp im dynamischen Einsatz ungeeignet und uneffizient ist. Dementsprechend wurden die vorliegenden Versuche mit sogenannt "ruhender" Belastung durchgeführt.

Ein zentrale Frage im Zusammenhang mit der Beurteilung des Verformungsverhaltens der Verbindung betrifft das Mass der Rotation. Anders ausgedrückt, wieviel Verdrehung muss die Verbindung als solches überhaupt liefern, um als vollplastisches oder teilplastisches Gelenk zu gelten? Dazu gehört auch die Gegenfrage und zwar, inwiefern und in welcher Art die jeweilige Verbindungscharakteristik das Verhalten des statischen Gesamtsystems beeinflusst. Grundsätzlich legt das statische System zusammen mit der Lastanordnung die Anzahl möglicher plastischer Gelenke und deren Abfolge des Auftretens bis zum Erreichen der kinematischen Kette fest. Hierbei spielt die Lage der jeweiligen Verbindung, deren Tragvermögen (Vollanschluss- oder Teilanschluss) und deren Steifigkeitsverhalten eine wesentliche Rolle. Von Bedeutung sind dabei die zugehörigen Verhältnisse Spannweiten zu Stab- bzw. Profilsteifigkeiten. Aus all diesen Zusammenhänge eine allgemein gültige Angabe zu den Rotationsanforderungen herzuleiten, welche grundsätzlich an die Verbindung zu stellen wäre, ist kaum zuverlässig möglich (vgl. Abschnitt 1.42). Anders ausgedrückt heisst dies, die Verbindung ist immer Teil eines Systems und ihr Verhalten ist letztlich mit jenem des Gesamtsystems unlösbar verknüpft.

Diese Überlegungen machen im Grundsatz deutlich, dass die Frage nach dem Trag- und Verformungsverhalten der Verbindung eng oder weiter gefasst werden kann. Der Grossteil der aus der Literatur bekannten Versuche behandelt diesen Themenkreis klassisch begrenzt und untersucht die Verbindung losgelöst aus ihrer Verwendung im statischen System. Der Schwerpunkt liegt dabei in der Erfassung der Widerstandscharakteristik der Verbindung bei vorgegebener Beanspruchungsart und linearer Lastzunahme. Im ersten Teil der eigenen Untersuchungen, in den sogenannten "Kragarmversuchen", wird dementsprechend die eigentliche Moment-Rotationscharakteristik der jeweiligen Verbindung bestimmt. Zwei Trägerhälften werden dabei über einen Direktstoss miteinander verbunden und im Stossbereich gelagert, sodass über die Belastung der spiegelsymmetrischen Kragarme die Verbindung auf Biegung und entsprechende Querkraft belastet werden kann.

Im zweiten Teil der Versuche ist der jeweils gleiche Verbindungstyp Teil eines statisch unbestimmten Systems. Beim Mittenaufleger eines Zweifeldträgers sind die beiden Spannweiten mit der gleichen Verbindung gestossen. Die gewählten Schlankheitsverhältnisse der Profile decken mit $\ell/h = 20$ bzw. $\ell/h = 30$ die ökonomischen Aspekte und die Forderungen zur Gebrauchstauglichkeit gebührend ab und repräsentieren das übliche Anwendungsfeld zweckmässig. Das Verhalten der Anschlussausbildung als Bestandteil des ganzen Systems und damit deren Auswirkungen auf das Verhalten des Gesamttragwerkes steht bei diesen Versuchen im Vordergrund. Auch diese Verbindung wird, wie jene der Kragarmversuche, auf Biegung und Querkraft beansprucht. Die Beanspruchungsentwicklung unter Lastzunahme hingegen ist system- und steifigkeitsabhängig und erfolgt nunmehr nichtlinear. Dies soll schliesslich auch mehr Aufschluss zur Frage des Berechnungsverfahrens PP bei der Verwendung teiltragfähiger Verbindungen geben (vgl. Abschnitt 1.42).

4.3 Die Versuchsreihen – Das Versuchsprinzip

Die im folgenden dargestellten und erläuterten Versuche an geschraubten Stirnplattenverbindungen setzten sich aus drei Versuchsserien zusammen. Die Dreiteilung erklärt sich neben rein chronologischen Gründen allein aus den ihnen zugrunde gelegten unterschiedlichen Fragestellungen. Es handelt sich dabei um die folgenden Versuchsreihen:

- Versuchsreihe A und E: «Trägerstoss»
- Versuchsreihe K: «Kragarmträger»
- Versuchsreihe D: «Durchlaufträger»

Im Sinne einer ersten Übersicht werden im Nachfolgenden die generellen Ausgangsdaten und das Versuchsprinzip der jeweiligen Reihe summarisch erläutert.

4.31 Versuchsreihe A und E: «Trägerstoss»

Die Durchführung der Versuchsserie A und E liegt bereits einige Zeit zurück. Unter der Leitung von Prof. Dr. P. Dubas führten Prof. E. Gehri und P. Müller im Jahre 1981 diese Versuchsreihe durch. Der eigentliche Ausgangspunkt dieser Untersuchungen war die dazumal auch im Zusammenhang mit der Einführung der neuen Stahlbaunorm SIA 161 (1979) [4.9] geführte Diskussion um den Tragwiderstand geschraubter Stirnplattenverbindungen. Die Klärung der Wirkungsweise solcher Verbindungsausbildungen und die Ableitung möglichst zutreffender Rechenmodelle standen dabei im Vordergrund (vgl. Abschnitt 2.14). Schliesslich bestand auch seitens der Schweizerischen Zentralstelle für Stahlbau, SZS, der Wunsch den Ingenieuren und Konstrukteuren mittels Tragfähigkeitstabellen und einfachen Berechnungsansätzen diese Verbindungsart zugänglich zu machen. Die Versuche sollen hierfür die Grundlagen liefern.

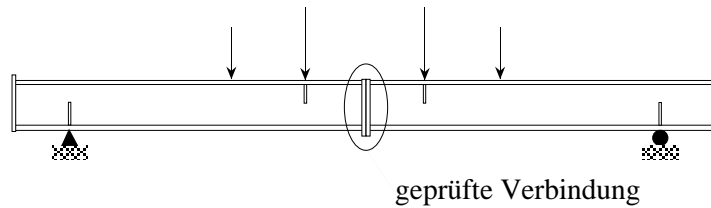


Abb. 4.03: Versuchsprinzip der Versuchsreihe A und E: «Trägerstoss»

Um die erarbeiteten Berechnungsmodelle zu den geschraubten Stirnplattenverbindungen zu überprüfen und zu verifizieren, wurde der Tragwiderstand typischer Verbindungsausbildungen als Direktstoss in Form eines Trägerstosses experimentell ermittelt. Das Versuchsprinzip lässt sich statisch als einfacher Balken beschreiben, welcher in seiner Spannweitenmitte mittels der zu prüfenden Verbindung gestossen ist. Der Träger selbst ist symmetrisch zum Stoss mit insgesamt vier Einzellasten belastet (vgl. Abb. 4.03). Demzufolge ist die Verbindung "querkraftfrei", womit die Verbindung als reiner Biegestoss geprüft wird.

Da diese Versuche grundsätzlich eine enge verwandtschaftliche Beziehung zum behandelten Grundsatzthema "Verhalten von geschraubten Stirnplattenverbindungen" aufweisen, bot die vorliegende Arbeit gleichermassen Gelegenheit, die bis heute unveröffentlichten, damaligen Ausgangspunkte zu erfassen und die gewonnenen Ergebnisse aufzuarbeiten. Sie bilden jedoch nicht Hauptbestandteil dieses Berichtes, weshalb die Einzelheiten zum Versuchsprogramm, zur Versuchsanordnung, zur Versuchsdurchführung und zur Versuchsauswertung sowie die zugehörigen Versuchsergebnisse geschlossen im Anhang A1 separiert aufgeführt sind.

4.32 Versuchsreihe K: «Kragarmträger»

Bei der Versuchsreihe «Kragarmträger» und der nachfolgenden Reihe «Durchlaufträger» stand die experimentelle Untersuchung des Verformungsverhaltens der geschraubten Stirnplattenverbindung im Vordergrund. Die Ergebnisse der Versuchsreihe K «Kragarmträger» sollen daher zur Hauptsache helfen, die wesentlichen Einflussgrößen zusammen mit den theoretischen Überlegungen zum Verformungsverhalten zu qualifizieren und zu verifizieren.

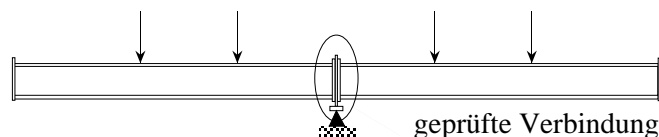


Abb. 4.04: Versuchsprinzip der Versuchsreihe K: «Kragarmträger»

Das Prinzip der Versuche besteht darin, dass zwei gleiche Profile mit der zu untersuchenden Verbindungsausbildung in Form zweier identischer Verbindungen als Direktstoss miteinander verbunden werden. Der so zusammengesetzte Träger wird beim Stoss gelagert, sodass die zwei Trägerhälften statisch je als Kragarm wirken (vgl. Abb. 4.04). Die eigentliche Lagerung erfolgt über eine Zwischenplatte. Mit zwei Einzellasten pro Trägerseite, d.h. mit spiegelsymmetrischer Lastanordnung, wird die Verbindung auf Biegung und gleichzeitig auch auf Querkraft beansprucht. Durch die Positionierung der Einzellasten lässt sich das Verhältnis Moment/Querkraft und damit letztlich auch der gewünschte Momentengradient abstimmen. Mit dieser Art der Versuchsanordnung kann die unverfälschte Moment-Rotations-Charakteristik der Verbindung erfasst werden.

4.33 Versuchsreihe D: «Durchlaufträger»

Um das Verhalten der Tragstruktur möglichst präzise zu erfassen, reicht die alleinige Kenntnis zum Tragvermögen der beteiligten Verbindungen nicht aus. Als erstes beeinflusst das Steifigkeitsverhalten grundsätzlich die Gesamtverformung der betroffenen Tragstruktur und damit gleichzeitig die Schnittkraftverteilung. Gerade in Situationen, in welchen die Verbindung für eine weitere Laststeigerung als Fliessgelenk wirken soll, wird der bedeutende Einfluss der Steifigkeits-Charakteristik der Verbindung und das Wechselspiel zwischen Steifigkeit und Tragwiderstand besonders bewusst.

Die Verbindung als Teil der Tragstruktur und damit der Einfluss der Verbindung auf das Gesamtverhalten der Tragstruktur war Gegenstand der Abklärungen der Versuchsreihe D «Durchlaufträger». Als statisches System wurde hierfür ein Zweifeldträger gewählt. Das Versuchsprinzip beruht darauf, dass die Durchlaufwirkung zweier gleicher Trägerhälften durch einen Biegestoss über dem Mittenaufleger mittels der zu untersuchenden Verbindung bewerkstelligt wird (vgl. Abb. 4.05). Die Belastung der Tragstruktur erfolgt mit je fünf Einzellasten pro Spannweite, was einer gleichmässigen Belastung sehr nahe kommt.

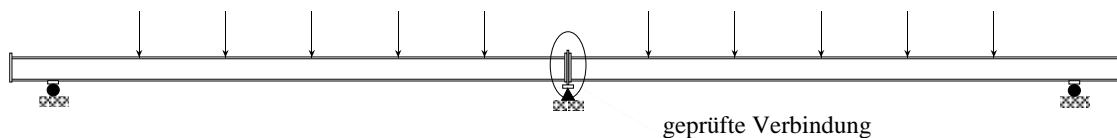


Abb. 4.05: Versuchsprinzip der Versuchsreihe D: «Durchlaufträger»

Bei der gewählten Versuchsanordnung tritt bei elastischer Schnittkraftbestimmung bekanntlich die maximale Biegebeanspruchung beim Mittenaufleger, d.h. beim Biegestoss auf. Dies gilt, solange die Verbindung bestimmte Steifigkeitskriterien erfüllt, was in der Regel für geschraubte Stirnplattenverbindungen zutrifft. Das Tragverhalten des Zweifeldträgers wird daher, neben dem eigentlichen Tragwiderstand der Verbindung, massgeblich auch durch die Steifigkeitscharakteristik der untersuchten Verbindung beeinflusst. Besonders bei Verbindungsausbildungen mit gegenüber dem angeschlossenen Profil geringerem Tragvermögen, wie dies bei den untersuchten Verbindungen der Fall ist, diktiert das Verhalten der Verbindung bei Lasten über dem "elastischen" Niveau letztlich den Grad möglicher Schnittkraftumlagerungen.

Der einzelne Versuchskörper besteht aus einem Träger der gewählten Profilarart und Profilgrösse, dessen beide Enden mit der zu untersuchenden Verbindung abschliessen. Diese beiden Verbindungen sind vom Typus her und in den geometrischen Abmessungen identisch. Zwei gleiche Versuchsträger wurden derart hergestellt. Diese beiden Trägerstücke lassen sich somit von der einen Seite und durch Umdrehen von der Gegenseite zweimal über den Stirnplattenstoss miteinander verbinden. Der eine Biegestoss wurde zunächst im Versuch «Kragarmträger», der zweite Stoss im Versuch «Durchlaufträger» untersucht. Vom gleichen Verbindungstyp erhalten wir folglich einerseits konkret die Moment-Rotations-Beziehung der Verbindung und andererseits Auskunft zum Wechselspiel zwischen Verbindungsverhalten und Gesamtverhalten der Tragstruktur.

4.34 Generelles zum Versuchsprogramm und zur Versuchsdurchführung

Bei der Planung der Versuche stand der aufgeführten Vielzahl von Einflussgrössen unabdingbar die sinnvolle und ökonomische Begrenzung der Anzahl Versuche gegenüber. Die Auswahl der zu untersuchenden Grössen und deren Variation ist folglich auch eingeschränkt. Die Zusammenstellung der Versuche erfolgt deshalb unter dem Gesichtspunkt einer möglichst breiten und repräsentativen Aussage. Daraus leitet sich schliesslich das Versuchsprogramm ab, welches im

Nachfolgenden für die beiden Versuchsreihen "Kragarmträger" und "Durchlaufträger" getrennt erläutert und dargestellt wird.

Gleichzeitig wird die eigentliche Versuchsdurchführung mit ihren kennzeichnenden Daten aufgezeigt, worin die spezifischen Angaben zur Versuchsanordnung und der zugehörigen Messeinrichtung sowie der Versuchsablauf und die Messgrößen selber beschrieben sind.

4.4 Versuche mit der Verbindung als Kragarmanschluss

4.41 Versuchsprogramm

Das Ziel der Versuchsreihe K «Kragarmträger» bestand primär in der experimentellen Erkundung des Verformungsverhaltens der geschraubten Stirnplattenverbindung. Die Planung der Versuche konzentrierte sich daher auf eine möglichst breite Erfassung und Klärung der dafür verantwortlichen Einflussgrößen.

Eine erste Angleichung an die Vielzahl möglicher Parameter bestand in der Entscheidung nur einen Versuch pro untersuchte Verbindungsausbildung durchzuführen. Dies scheint vor dem gesteckten Ziel einer qualitativen Aussage zusammen mit dem Wissen um die zu erwartende Versagensart vertretbar. Unter Einhaltung bestimmter geometrischen Mindestmasse, welche in der Regel bereits fabrikationsabhängig und durch ökonomische Forderungen bestehen, versagen derartige Verbindungsausbildungen erwiesenermassen nahezu ohne Ausnahme durch den Bruch der Schrauben im Zugbereich. Die Streuung der Versuchsergebnisse ist deshalb zur Hauptsache - unter Vernachlässigung des möglichen Einflusses herstellungsbedingter, geometrischer Ungenauigkeiten - auf die Streuung der Bruchwerte der auf Zug beanspruchten Schrauben zurückzuführen und daher normalerweise gering. Insgesamt wurden 41 Versuche mit 17 Verbindungstypen durchgeführt.

4.411 Regelanschluss

Die praktisch unübersehbare Fülle möglicher geometrischer Kombinationen von Schraubendurchmessern, Schraubenanzahl mit Stirnplattendicke und Stirnplattenform bei der Ausbildung geschraubter Stirnplattenverbindungen wurde zunächst dadurch verringert, indem für die Versuche die Ausbildung der Verbindungen nach den Vorgaben der Regelanschlüssen der SZS-Publikation "Stahlbaupraxis C9.1. Stirnplattenverbindungen mit hochfesten Schrauben" [4.1] gewählt wurden. Das Angebot in diesem Tabellenwerk ist sehr gross. So werden darin für das gleiche anzuschliessende Profil normalerweise Verbindungen mit der Grundform "bündig" und "überstehend", mit zweireihiger oder vierreihiger Schraubenanordnung und dabei jede einzelne Ausbildung mit drei verschiedenen Schraubendurchmessern offeriert. Auf diese Art kann somit insgesamt für eine Profilgrösse in der Regel zwischen 12 Anschlussausbildungen gewählt werden. Dementsprechend variiert auch das anschliessbare Moment zwischen dem Vollanschluss ($M_{A,u} \geq M_{pl}$) und einem Anschlussmoment, welches nur einen Teil des plastischen Moments des anzuschliessenden Profils ($M_{A,u} \geq 0.20 \cdot M_{pl}$) ausmacht. Die eigentliche Wahl in der Praxis hängt letztlich vom gewünschten anzuschliessenden Moment und der konstruktiven Ausgangssituation ab.

4.412 Verbindungstyp

Die Wahl der in den Versuchen zu untersuchenden Verbindungstypen erfolgte nach folgenden Kriterien: Zunächst muss die Verbindung ein Anschluss sein, welcher häufig Anwendung findet

und die Praxisgewohnheiten möglichst gut repräsentiert. Im weiteren soll sie auch die für das Verformungsverhalten der Verbindung wesentlichen Einflussgrößen angemessen erfassen. Mit anderen Worten, nicht unbedingt die möglichen Ausbildungen für Spezial- oder Grenzsituationen stehen im Vordergrund der Abklärungen, sondern die Normalausführungen bilden den Schwerpunkt des Interesses. Die ausgewählten Verbindungen müssen zudem untereinander in einer sinnvollen Beziehung stehen. Dies betrifft in erster Linie die Abstimmung der für das Verformungsverhalten charakteristischen Einflussgrößen, wie Profiltyp und Profilgröße, Anschlussform, Stirnplattendicke d_p , Schraubendurchmesser d und Schraubenanzahl. Nicht zuletzt ist bei der Wahl der Verbindung auch daran zu denken, dass der gleiche Verbindungstypus ebenfalls im nachfolgenden Versuch am Zweifeldträger geprüft wird und demzufolge gleichermaßen auf die diesbezüglichen statischen "Bedürfnisse" optimal abgestimmt sein sollte.

4.413 Anzuschliessendes Trägerprofil

Der Ausgangspunkt der Verbindung bildet das zu verbindende Profil. Für die Versuche wurden Walzprofile der IPE-Reihe und Breitflanschprofile der HEB-Reihe gewählt. Um die ganze Profreihe möglichst repräsentativ zu erfassen, wurde als Grösse jeweils das "300^{er}"- und das "500^{er}"- sowie beim HEB zusätzlich noch das "200^{er}"-Profil untersucht. Für die Wahl der zugehörigen Verbindungsausbildung stehen als erstes die beiden Grundformen "bündig" und "überstehend" zur Verfügung. Um einen Vergleich des Verhaltens dieser beiden Verbindungstypen beim gleichen Profil, aber auch die möglichen Zusammenhänge mit der Profilgröße etwas näher zu erfassen, wurden die beiden Verbindungsformen für jedes dieser Profile geprüft.

Profil	Kopfplatte			Anzahl Schraubenreihen		Schraubendurchmesser d [mm]	$M_{A,u}/M_{pl}$
	bündig	überstehend	d_p [mm]	zwei	vier		
IPE 300	✓	✓	20, 30	✓	✓	M12, M16, M20	44% ... 83%
IPE 500	✓	✓	20, 30, 40	✓	✓	M20, M27	23% ... 73%
HEB 200	✓	✓	15, 30	✓	-	M16, M20	39% ... 51%
HEB 300	✓	✓	15, 20, 30, 40	✓	✓	M16, M20, M27	22% ... 54%
HEB 500	✓	✓	20, 30, 40	-	✓	M20, M27	33% ... 56%

Tab. 4.02: Die wesentlichen Ausgangsdaten für die Versuche der Versuchsreihe K «Kragarmträger»

4.414 Anschlussmoment

Die eigentliche konstruktive Detailausbildung der Verbindung erfolgt schliesslich durch die Wahl der Stirnplattendicke zusammen mit der Festlegung der Anzahl Schrauben und dem Schraubendurchmesser. Ausschlaggebend dafür ist die Höhe des gewünschten Anschlussmoments. Die Anwendungen in der Praxis machen deutlich, dass der konstruktive Aufwand für einen Vollanschluss ($M_{A,u} \geq M_{pl}$) gemessen am statischen Gewinn gegenüber dem Teilanschluss ($M_{A,u} \leq M_{pl}$) in der Regel deutlich höher ausfällt und so der Vollanschluss alles in allem unwirtschaftlicher ist. Die Tabellen der Regelanschlüsse bieten daher, wie bereits erwähnt, neben dem eigentlichen Vollanschluss abgestimmt auf den gewünschten Anschlusswert eine grosse Auswahl möglicher Anschlussformen für den passenden Teilanschluss an, weshalb der grösste Teil der darin aufgeführten Verbindungen auch Teilanschlüsse sind. Nicht zuletzt auch die Überlegung hinsichtlich der Rotationsanforderungen, welche bei Teilanschlüssen im Zusammenhang mit möglichen Schnittkraftumlagerungen höher sind (vgl. Abschnitt 1.4), haben bei der Wahl der zu prüfenden Verbindungen zu Ausbildungen bewogen, deren rechnerischer Biegetragwiderstand unter jenem des anzuschliessenden Profils liegt. Die Anschlusswerte $M_{A,u}$ der für die Versuche gewählten Verbindungstypen liegen zwischen 22% und 83% des plastischen Moments des anzuschliessenden Profils M_{pl} .

4.415 Stirnplattendicke

Die Dicke der Stirnplatte d_p ist im Regelanschluss festgelegt. Sie ist im wesentlichen auf die Ausbildungsform (bündig - überstehend) und auf den Schraubendurchmesser abgestimmt (vgl. Abschnitt 2.14). Die Dicke der Platte definiert signifikant deren Steifigkeit und beeinflusst damit auch letztlich mehr oder weniger stark das Verformungsverhalten der Verbindung. Dieser Parameter liess sich bei der Wahl der Verbindungen gezielt herauslösen, indem einzelne Verbindungen ausgesucht wurden, die sich bei sonst absolut gleicher Geometrie einzig in der Dicke der Stirnplatte und dem Schraubendurchmesser unterscheiden (7.1K \leftrightarrow 7.2K, 13K \leftrightarrow 14K, 22.1K \leftrightarrow 22.2K).

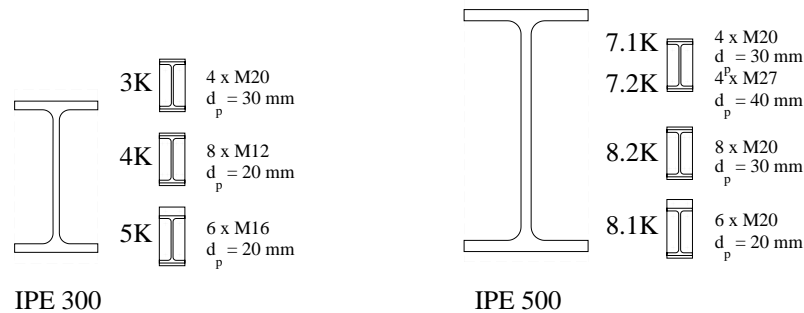


Abb. 4.06: Ausbildungsformen der untersuchten Verbindungstypen der IPE-Profilreihe der Versuchsreihe K «Kragarmträger». Die detaillierten Angaben zu den jeweiligen Geometrien und Abmessungen sind in den zugehörigen Tabellen im Anhang A2 aufgeführt

Die Ausbildungsform, der Schraubendurchmesser und die Stirnplattendicke für die jeweilige Verbindung ist mit der zugehörigen Versuchsbezeichnung in den beiden Abbildungen 4.06 und 4.07 summarisch aufgezeigt (vgl. auch Tab. 4.03).

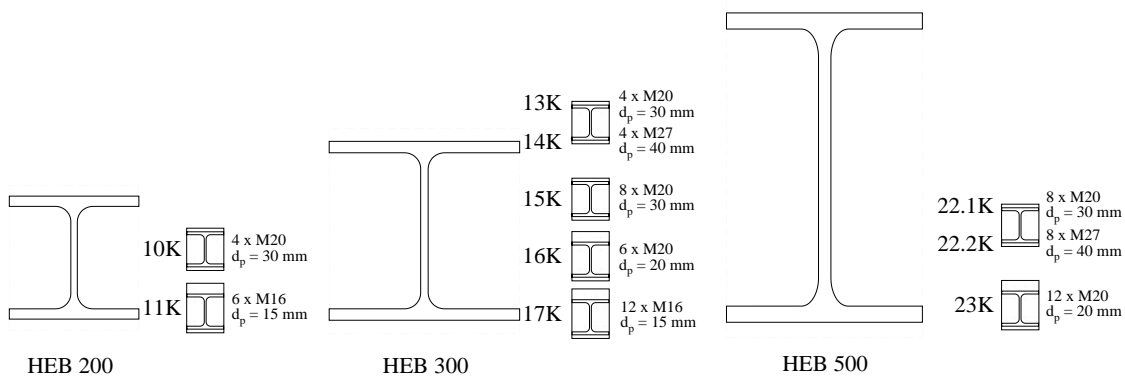


Abb. 4.07: Ausbildungsformen der untersuchten Verbindungstypen der HEB-Profilreihe der Versuchsreihe K «Kragarmträger». Die detaillierten Angaben zu den jeweiligen Geometrien und Abmessungen sind in den zugehörigen Tabellen im Anhang A2 aufgeführt

Die Stirnplatten der Versuchskörper sind in der üblicherweise verwendeten Stahlqualität S235 ausgeführt. Die effektiven mechanischen Festigkeiten der dafür verwendeten Flachstähle wurden anhand von Zugversuchen aus Materialproben bestimmt. Die jeweilige Stärke der Kehlnähte wie auch deren Materialqualität (S355) entspricht den Vorgaben des gewählten Regelanschlusses.

4.416 Schrauben

Wie bereits mehrmals erwähnt, erfüllen die Schrauben vom Verbindungskonzept her eine zentrale Funktion. Sie alleine übertragen neben der ganzen Querkraft den Biegezuganteil des Anschlussmoments. Wie bekannt, definiert die verwendete Schraube damit letztlich auch bei den üblichen Ausbildungen den Tragwiderstand der Verbindung. Was jedoch weniger bekannt oder bewusst ist, beeinflusst die Schraube in nicht unerheblichem Masse auch das Verformungsverhalten der Verbindung. Es liegt auf der Hand, dass entsprechend den Vorgaben für Regelan schlüsse der Ausgangspunkt zur Wahl der Schrauben für die zu untersuchenden Verbindungen die übliche HV-Garnitur bildete: Hochfeste, feuerverzinkte Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 nach DIN 6914 [4.2] und die jeweils zugehörige Mutter (FK 10) nach DIN 6915 [4.4] mit ihrer Höhe von $0.8 \cdot d$ wurden verwendet. Sowohl auf der Schraubenkopf- wie auch auf der Mutterseite befanden sich passende Unterlagsscheiben nach DIN 6916 [4.3].

Das Versagen der Verbindungen erfolgte bei diesen Versuchen durchwegs durch den Bruch der zugbeanspruchten Schrauben. Dies war auch der Grund, dass Verbindungen, bei welchen keine messbaren plastischen Verformungen der Stirnplatte festzustellen waren, diese für weitere Versuche wiederverwendet wurden. Dies betrifft hauptsächlich die Anschlussformen mit bündiger Stirnplatte. Die Ausbildungen mit überstehender Platte weisen mit ihren vergleichsweise dünneren Stirnplatten deutlich schlankere Verhältnisse auf, sodass bei einigen Versuchen (11K, 17K) bereits beim ersten Versuch plastische Plattenverformungen auftraten, welche eine vorbehaltlose Verwendung der Verbindung für weitere Versuche verunmöglichten.

Bei den weitergehenden Versuchen wurden Schrauben mit gegenüber den normalen HV-Schrauben deutlich besserem Verformungsverhalten eingesetzt. Dies ermöglicht weiteren Aufschluss zum Einfluss der duktileren Schraube auf das Gesamtverhalten der Verbindung hinsichtlich ihrem Verformungsvermögen und ihrem Tragwiderstand. Hierfür wurden zunächst die vom Maschinenbau her bekannten Sechskantschrauben nach DIN 933 [4.8] der FK 8.8 verwendet. Neben dem gegenüber der HV-Schraube kleineren Schlüsselmaß unterscheidet sich dieser Schraubentyp hauptsächlich durch das durchgehende Gewinde, d.h. dem Gewinde bis zum Schraubenkopf. Da diese Schrauben ebenfalls feuerverzinkt waren und möglichst das Gewindeabstreifen als Bruchursache verhindert werden sollte, erschien eine Kombination mit der HV-Mutter (FK 10) nach DIN 6915 mit entsprechendem Gewindeüberschnitt sinnvoll.

Bestanden nach diesem Versuchsdurchgang weiterhin keine messbaren plastischen Verformungen der Stirnplatte, so wurden mit der gleichen Verbindung weitere Versuche vorgenommen. Dabei kam die ebenfalls vom Maschinenbau her bekannte Zylinderschraube mit Innensechskant, die sog. Inbusschraube nach DIN 912 [4.7] zum Einsatz. Sie ist genauso wie die Schraube nach DIN 933 ohne Schaft, aber im Gegensatz zu dieser, in der höheren FK 12.9 erhältlich. Damit lässt sich zudem der Aspekt eines gesteigerten Tragwiderstands der Schraube in die Untersuchungen miteinbeziehen. Um die unerwünschte Versagensform des Gewindeabstreifens zu vermeiden, wurden bei diesen Schrauben jeweils zwei, satt hintereinander liegende, normale HV-Muttern nach DIN 6915 angeordnet.

Alle eingesetzten Schrauben wurden entsprechend der einschlägigen Vorgabe auf eine Kraft, die dem 0.7-fachen Rechenwert der Zugfestigkeit des jeweiligen Schraubenwerkstoffes entspricht, vorgespannt. Ausgenommen davon sind die zwei Versuche 4K2 und 14K3. Bei diesen wurden die Schrauben bewusst nur "handfest" angezogen, um damit einen ersten Aufschluss über den Einfluss der Höhe der Vorspannkraft auf das gesamte Verhalten der Verbindung zu erhalten.

4.417 Zusammenstellung Versuchsprogramm

Das detaillierte Versuchsprogramm mit den untersuchten Grössen und zugehörigen Bezeichnungen ist in der Zusammenstellung der nachfolgenden Tabelle 4.03 aufgezeigt.

Versuch		Stirnplatte			Schraube				Mutter	$M_{A,u}/M_{pl}$
Bez.	SZS-Code	Profile	Form	d_p [mm]	\emptyset	Anz.	Typ	FK	Typ/Anzahl/Höhe	
3K1	PEG 230	IPE 300	bündig	30	M20	4	HV	10.9	HV/1/0.8-d	66%
3K2							HV	10.9	HV/1/0.8-d	66%
3K3							DIN 933	8.8	HV/1/0.8-d	-
3K4							DIN 912	12.9	HV/2/0.8-d	-
4K1	PEG 404	IPE 300	bündig	20	M12	8	HV	10.9	HV/1/0.8-d	44%
4K2							HV	10.9	HV/1/0.8-d	44%
4K3							DIN 933	8.8	HV/1/0.8-d	-
4K4							DIN 912	12.9	HV/1/0.8-d	-
5K1	PEU 224	IPE 300	überstehend	20	M16	6	HV	10.9	HV/1/0.8-d	83%
5K2							DIN 933	8.8/10.9	HV/1/0.8-d	-
7.1K1	PEG 251	IPE 500	bündig	30	M20	4	HV	10.9	HV/1/0.8-d	73%
7.1K2							DIN 933	8.8	HV/1/0.8-d	-
7.1K3							DIN 912	12.9	HV/2/0.8-d	-
7.2K1	PEG 249	IPE500	bündig	40	M27	4	HV	10.9	HV/1/0.8-d	62%
7.2K2							DIN 933	8.8	HV/2/0.8-d	-
7.2K3							DIN 912	12.9	HV/2/0.8-d	-
8.1K1	PEU 251	IPE 500	überstehend	20	M20	6	HV	10.9	HV/1/0.8-d	23%
8.1K2							DIN 933	8.8	HV/1/0.8-d	-
8.2K1	PEG 422	IPE 500	bündig	30	M20	8	HV	10.9	HV/1/0.8-d	68%
8.2K2							DIN 933	8.8	HV/1/0.8-d	-
8.2K3							DIN 912	12.9	HV/2/0.8-d	-
10K1	HBG 209	HEB 200	bündig	30	M20	4	HV	10.9	HV/1/0.8-d	39%
10K2							DIN 933	8.8	HV/1/0.8-d	-
11K1	HBU 216	HEB 200	überstehend	15	M16	6	HV	10.9	HV/1/0.8-d	51%
13K1	HBG 237	HEB 300	bündig	30	M20	4	HV	10.9	HV/1/0.8-d	22%
13K2							DIN 933	8.8	HV/1/0.8-d	-
14K1	HBG 235	HEB 300	bündig	40	M27	4	HV	10.9	HV/1/0.8-d	29%
14K2							DIN 933	8.8	HV/1/0.8-d	-
14K3							HV	10.9	HV/2/0.8-d	29%
15K1	HBG 422	HEB 300	bündig	30	M20	8	HV	10.9	HV/1/0.8-d	44%
15K2							DIN 933	8.8	HV/1/0.8-d	-
16K1	HBU 241	HEB 300	überstehend	20	M20	6	HV	10.9	HV/1/0.8-d	42%
16K2							DIN 933	8.8	HV/1/0.8-d	-
17K1	HBU 417	HEB 300	überstehend	15	M16	12	HV	10.9	HV/1/0.8-d	54%
22.1K1	HBG 446	HEB 500	bündig	30	M20	8	HV	10.9	HV/1/0.8-d	30%
22.1K2							DIN 933	8.8	HV/1/0.8-d	-
22.1K3							DIN 912	12.9	HV/2/0.8-d	-
22.2K1	HBG 444	HEB 500	bündig	40	M27	8	HV	10.9	HV/1/0.8-d	55%
22.2K2							DIN 933	8.8	HV/1/0.8-d	-
23K1	HBU 446	HEB 500	überstehend	20	M20	12	HV	10.9	HV/1/0.8-d	56%
23K2							DIN 933	8.8	HV/1/0.8-d	-

$M_{A,u}/M_{pl}$: Verhältnis von Anschlussmoment der Verbindung zum plastischen Moment des angeschlossenen Profils, errechnet aufgrund der theoretischen Ausgangsdaten (SZS-Publikation C9.1 bzw. min. Fließgrenze nach Norm $f_y = 235 \text{ N/mm}^2$)

Tab. 4.03: Versuchsprogramm der Versuchsserie K "Kragarmträger"

Die Ausgangsdaten und geometrischen Hauptgrössen sowie die Versuchsergebnisse und einzelne charakteristische Auswertungsgrössen sind zusammen mit den ermittelten Anschlussmoment-Rotation-Diagrammen und Anschlussmoment-Spaltöffnungs-Diagrammen detailliert im Anhang A2 aufgeführt und dargestellt.

4.42 Versuchsanordnung und Versuchsdurchführung

4.421 Versuchsanordnung

Das Grundelement des Versuchs bildet der Kragarmträger, welcher über die zu untersuchende Verbindung eingespannt ist. Die generelle Versuchsanordnung mit der Angabe der wesentlichen Systemabmessungen ist in der nachfolgenden Abb. 4.08 aufgezeigt.

Die Auflagerung des Trägerstosses ist als Kipplager ausgebildet. Konstruktiv erfolgt die Lagerung über eine zwischen den beiden Stirnplatten eingelegte, vergleichsweise dünne, sog. Zwischenplatte. Dieser Flachstahl überragt den Stoss unten leicht und lagert zwischen zwei Führungsschienen, welche zur Zentrierung des Lagers und zur Aufnahme eventueller Horizontalkräfte dienen. Das derart gebildete Linienlager schafft klare Lagerungsverhältnisse für die Verbindung. Mit der ebenmässigen Fläche der Zwischenplatte ist das Gegenstück hinsichtlich der Kraftweiterleitung genau definiert. Im weiteren verhilft diese Lagerungsart zu einer anwendungskonformen Querkraftweiterleitung über die Schrauben.

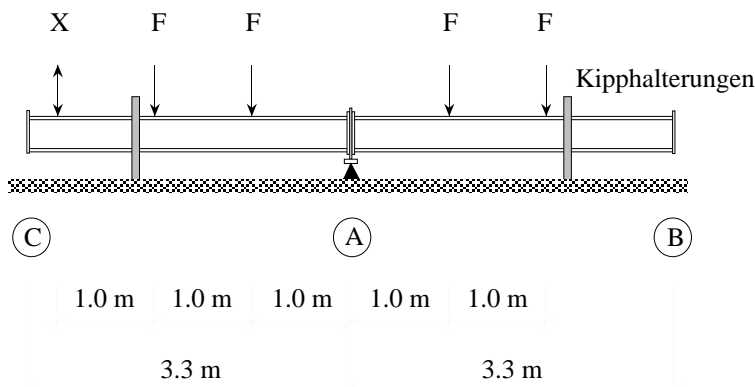


Abb. 4.08:
Prinzip Versuchsaufbau mit Angabe der wesentlichen Systemmasse

Die Lastaufbringung erfolgt über insgesamt vier hydraulische Zylinder identischer Bauart und Dimension. Die Lasten F sind spiegelsymmetrisch zum Stoss angeordnet, wobei der einzelne Kragarm mit zwei Einzellasten belastet wird. Das somit an sich statisch labile System wird durch eine geregelte Ausgleichskraft X "gestützt" (vgl. Abb. 4.08). Unplanmässige, aber dennoch durch die Herstellung mögliche, geometrie- und lastbedingte Asymmetrien, welche eine Verdrehung des ganzen Versuchskörpers zur Folge hätten, werden durch diese Regelkraft ausgeglichen und ins Gleichgewicht gebracht. Die Regelung dieser Stellgrösse erfolgt versuchstechnisch über die Lage der Zwischenplatte. Jegliche Verdrehung dieser Platte und damit die Abweichung aus ihrer Nulllage wird mittels einem elektronischen Weggeber erfasst und über eine entsprechende Korrektur der Ausgleichskraft X zurückgestellt.

In Abhängigkeit der Profilgrösse der Kragarmträger bestehen zwei Kragarmlängen: Die Profilgrössen (IPE 500 und HEB 500) und Verbindungstypen, welche nur in Form des Kragarmträgers untersucht wurden, weisen eine Länge von jeweils 3.3 m auf. Alle übrigen Profile und Verbindungen wurden sowohl als Kragarm wie auch als Durchlaufträger geprüft und sind demzufolge auf die Spannweite des Zweifeldträgers abgestimmt, womit die zugehörige Kragarmlänge 6.5 m misst. Im Versuch ist das Profil des Kragarms durch zwei Führungen, welche von der Einspannstelle im Abstand von 2.4 m gabelartig angeordnet sind, zusätzlich gegen Kippen gesichert.

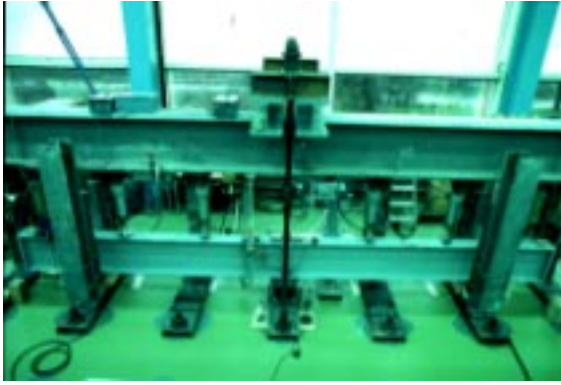


Abb. 4.09: Gesamtansicht der Versuchsanordnung: Im Versuchsrahmen eingebauter Probekörper der Versuchsreihe mit 500^{er}-Profil und entsprechend "kurzer" Kragarmlänge. Der zu prüfende Stoss ist verdeckt durch die Zughaltevorrichtung des Versuchsrahmens in Bildmitte. Links und rechts davon sind die zwei hydraulischen Zylinder angeordnet. Gegen die beiden Kragarmenden hin ist die Vorrichtung für die Kipphalterung und am linken Ende des Versuchsträgers der Regelzylinder zu erkennen

Die Wahl des Kragarms als statisches System der Versuchsanordnung steht in direktem Zusammenhang mit der nachfolgenden Versuchsreihe am Zweifeldträger. Neben der grundsätzlichen Tatsache der klaren und eindeutig definierbaren Bedingungen beim Kragarmträger spielen zwei weitere Aspekte eine besondere Bedeutung: Im Unterschied zum Prüfverfahren der Verbindung als Biegestoss des einfachen Balkens kann beim System des Kragarms zum einen über die Stellung der Einzellasten der dem Zweifeldträger ähnliche Momentengradient problemlos eingestellt werden und zum anderen wird die Verbindung realistischerweise auch durch Querkraft beansprucht, wohingegen der Biegestoss beim einfachen Balken bei symmetrischer Belastung querkraftfrei bleibt.

4.422 Messtechnische Instrumentierung

Die experimentelle Bestimmung der Rotation der Verbindung in Abhängigkeit der Momenten- und Querkraftbeanspruchung bildete den Schwerpunkt dieser Untersuchungen. In erster Linie interessierte die zur Verbindung gehörige M- ϕ -Beziehung. Danach richtet sich auch die messtechnische Instrumentierung.

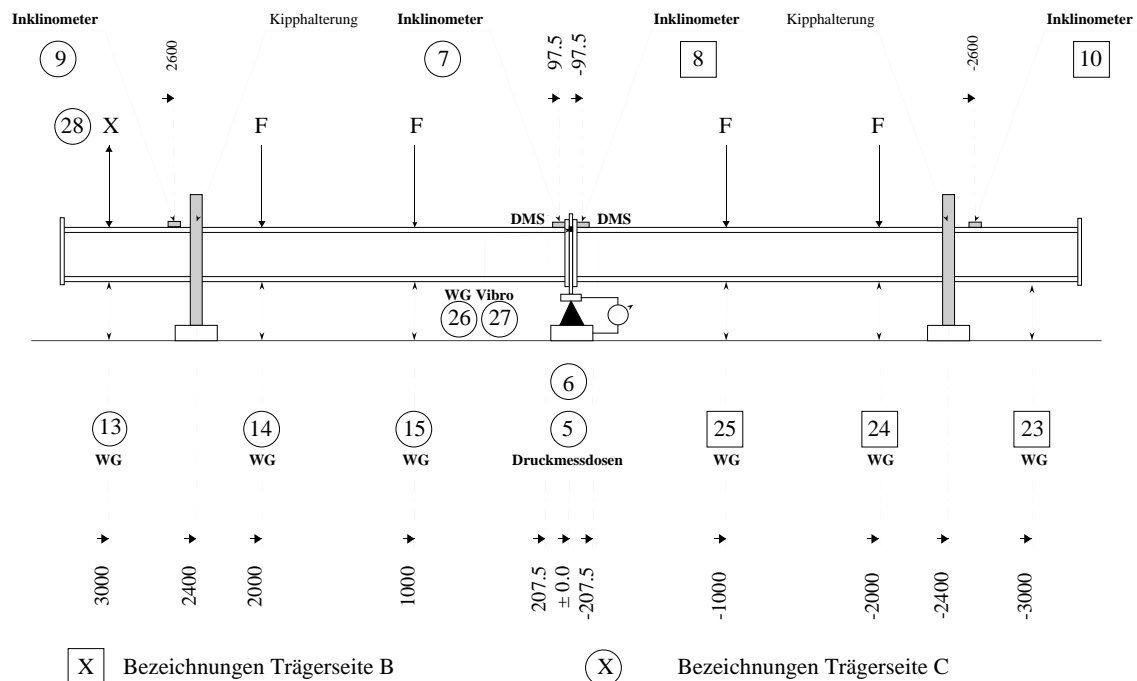


Abb. 4.10: Messtechnische Instrumentierung der Versuchsreihe «Kragarmträger» für die Trägerprofile IPE 500 und HEB 500. Anordnung, Lage und Numerierung der elektronischen Messgeber

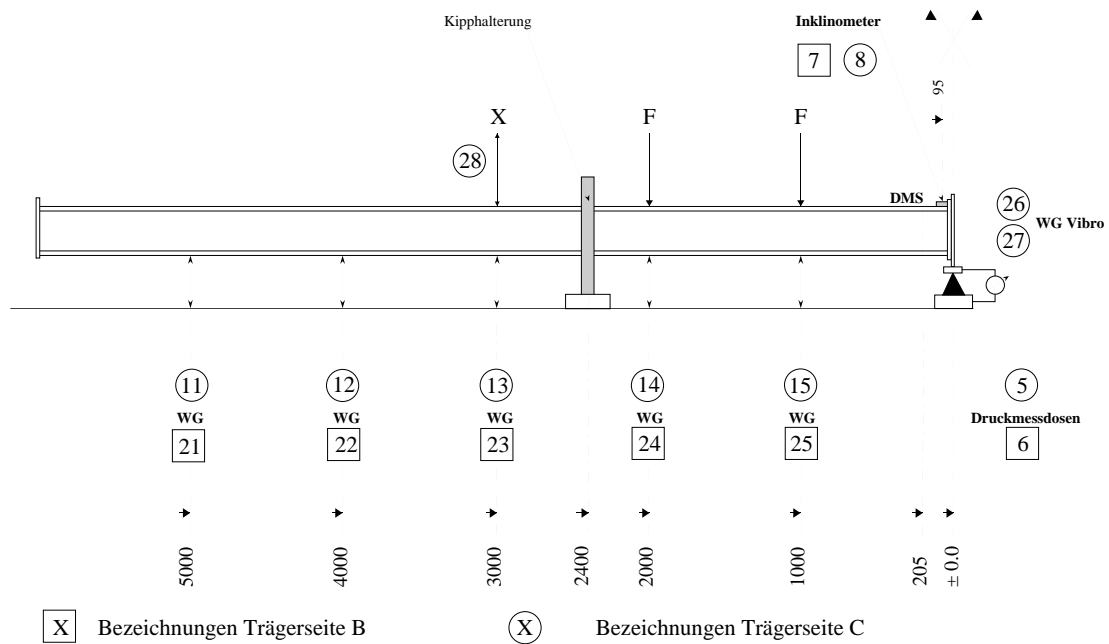


Abb. 4.11: Messtechnische Instrumentierung der Versuchsreihe «Kragarmträger» für die Trägerprofile IPE 300, HEB 200 und HEB 300. Anordnung, Lage und Numerierung der Messgeber

Die aktuelle Kraft in den hydraulischen Zylindern wird über die Messung des momentanen Drucks des hydraulischen Aggregates ermittelt. Getrennt davon wurde auch der für die Ausgleichskraft X jeweilig erforderliche hydraulische Druck erfasst (vgl. Abb. 4.10 bzw. 4.11 Geber Nr. 28). Die Kontrolle der Summe der aufgebracht Kraft geschieht über die Messung der Auflagerkraft mittels zwei elektronischen Druckmessdosen, welche unter der Auflagerplatte des Kippalers angebracht sind (vgl. Abb. 4.10 bzw. 4.11 Geber Nr. 5 und Nr. 6).

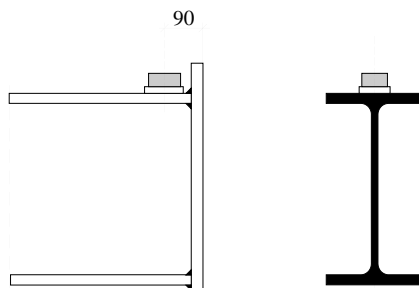


Abb. 4.12: Angabe zur Lage der elektronischen Inklinometer bei der Verbindung

Die Erfassung der Neigungsänderung des angeschlossenen Trägerprofils direkt neben der Verbindung, im mathematischen Sinne die Erfassung der Neigungsänderung der Tangente an die Biegelinie des Trägers an der Einspannstelle, erlaubt unmittelbare Auskunft zum aktuellen Einspanngrad und damit zur Rotation der Verbindung selber. Beidseits vom Stoss, direkt anschliessend an die jeweilige Stirnplatte, wurde zu diesem Zweck je ein elektronisches Inklinometer auf dem Zugflansch des Profilträgers angeordnet (vgl. Abb. 4.12 sowie Abb. 4.10 bzw. 4.11 Geber Nr. 7 und Nr. 8). In Ergänzung dazu wurde zusätzlich über elektronische Inklinometer auch die Neigungsänderung am Kragarmende bestimmt.

Das Verhalten der Kontaktfuge zwischen der Stirnplatte und der Zwischenplatte ergibt näheren Aufschluss über das lokale Verhalten der Verbindung. Auf beiden Seiten des Stosses wurde auf der Höhe des Zugflansches die Öffnung des Spaltes zwischen den beiden Stirnplatten mittels elektronischen Weggebern gemessen (vgl. Abb. 4.13 sowie Abb. 4.10 bzw. 4.11 Geber Nr. 26 und Nr. 27).

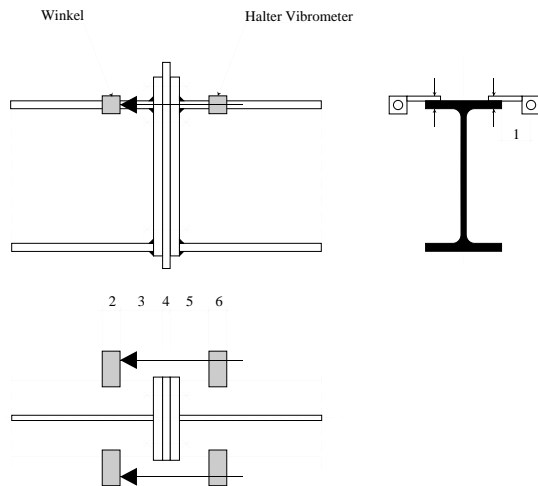


Abb. 4.13:
Prinzip zur Anordnung und Lage der elektronischen Weggeber zur Messung der Spaltöffnung der Verbindung

Eine ergänzende Auskunft zur Einspannsteifigkeit der Verbindung liefert im weiteren die Messung der Durchbiegung des Kragarmträgers, welche pro Kragseite an 3 bzw. 5 Stellen (vgl. Abb. 4.10 bzw. 4.11) erfasst wurde.

4.423 Versuche zur Messung der Schraubenkraft

Um zu einem weiteren Aufschluss bzw. besseren Verständnis zur Kraftverteilung und Kraftübertragung innerhalb der Verbindung zu gelangen, wäre die Kenntnis der effektiven Schraubenkräfte sehr hilfreich und dementsprechend auch von grossem Interesse. Aus diesem Grund wurde versucht die in der Schraube aktuell wirkende Kraft mittels einem speziell für Schrauben geeigneten Dehnmessstreifen (DMS) zu erfassen.

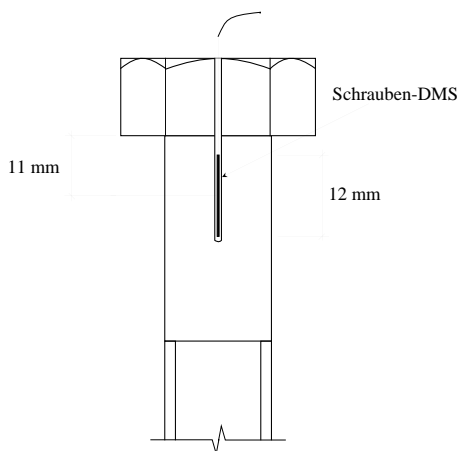


Abb. 4.14:
Messung der Schraubenkraft mittels eines Schrauben-Dehnmessstreifens: Prinzip, Lage und Anordnung des Messgebers

Zu diesem Zweck wird vom Schraubenkopf her in der Schraubenachse ein Loch mit Durchmesser 2 mm gebohrt, welches letztlich den Dehnmessstreifen aufnimmt. Dieser selber weist eine Basislänge von 6 mm und eine Breite von 1 mm auf und ist in eine Folie von 1.7 mm Breite und 12 mm Gesamtlänge eingebettet. Die Tiefe der Bohrung in der Schraube ist so ausgelegt, dass die Mitte dieses Messgebers 11 mm unter der Schraubenkopfunterseite zu liegen kommt (vgl. Abb. 4.14 und Abb. 4.15). Die Folie mit den beiden abgehenden isolierten Drähten wird in die vorgängig mit Spezialleim angefüllte Bohrung eingetaucht. Eine genau definierte und kontrollierte Wärmebehandlung gewährleistet die Aushärtung des Leims und letztlich den einwandfreien Verbund zwischen DMS und Schraube.

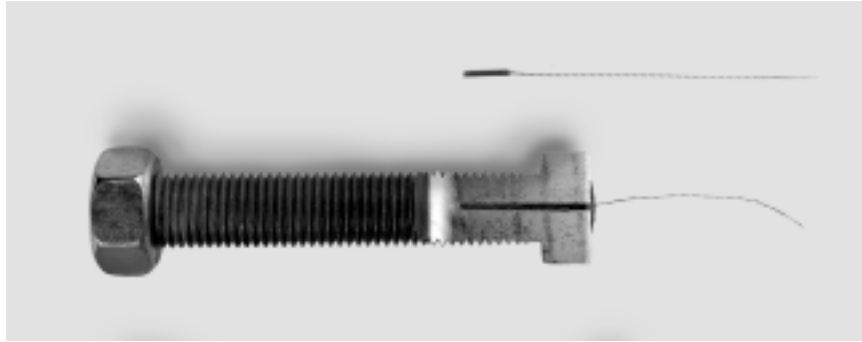


Abb. 4.15: Axialer Trennschnitt einer Schraube mit Dehnmessstreifen. Die axiale Bohrung vom Schraubenkopf hebt sich durch die gegenüber dem Schraubenmaterial dunklere Fläche des Leimes inklusive des Dehnmessstreifens ab. Um die Grösse und Art des DMS besser erkennen zu können, ist in der Abbildung neben Schraube zusätzlich ein neuer Messstreifen beigelegt

Vorgängig der eigentlichen Verwendung in der Verbindung wurden mit DMS bestückte Schrauben zunächst auf deren grundsätzliche Eignung geprüft, um daraus letztlich eine Aussage zur Qualität einer solchen Messung machen zu können. Zu diesem Zweck wurden die derart präparierten Schrauben einzeln unter axialem Zug im klassischen Zugversuch geprüft. Die wesentlichen Ergebnisse dieser Untersuchungen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Die durch die Messung über den Nettoquerschnitt und den E-Modul ermittelte Kraft weicht im elastischen Bereich der Schraube, d.h. bis ca. $0.7 \cdot F_u$, gegenüber der effektiven Kraft um bis zu $\pm 7\%$ ab. Mittels einer vorangehenden Eichung und einem anschliessenden Regressionsausgleich der gemessenen Werte lässt sich das Ergebnis verbessern, sodass die Abweichungen nunmehr kleiner als $\pm 1\%$ sind.
- Für den Bereich oberhalb der elastischen Grenze muss in der Bewertung der Eignung zwischen der Schraube mit und jener ohne Schaft unterschieden werden. Bei der Schraube mit Schaft ändert sich aufgrund der Tatsache, dass der Schaft bis zum Schraubenbruch nur elastisch beansprucht wird und somit der Zusammenhang zwischen Schaftdehnung und Schraubenkraft mehr oder weniger linear bleibt, nichts. Das Ergebnis der über den DMS ermittelten Kraft weist auch für diesen Bereich weithin gleiche Genauigkeiten wie im elastischen Bereich auf. Bei der Schraube mit durchgehendem Gewinde hingegen befindet sich der Messquerschnitt auch im Bereich überelastischer Dehnungen, womit die Linearität für die Messung verloren geht und somit die Messwerte für diesen Kraftbereich unbrauchbar werden. Auch eine aufgrund von Eichungen ermittelte Ausgleichskurve hilft dabei nicht weiter. Dies mag zur Hauptsache daran liegen, dass die Beanspruchungsverhältnisse über das ganze durchgehende Gewinde in etwa gleich sind, sodass Plastifizierungen dementsprechend in den einzelnen Schrauben unterschiedlich lokalisiert sind und folglich keine Regelmässigkeit für die lokalen Dehnungen im Bereich des DMS besteht.
- Im weiteren erfolgt bei Schrauben ohne Schaft bis zum Durchmesser 20 mm die eigentliche Einschnürung kurz vor dem Trennbruch mehrheitlich exakt an der Stelle, bei welcher das Bohrloch für den DMS endet (vgl. Abb. 4.16). Offensichtlich ist bei der schaftlosen Schraube die Spannungsverteilung im Vergleich zur Schraube mit Schaft über die ganze Schraubenlänge deutlich ausgeglichener und gleichmässiger, sodass die durch das Bohrloch hervorgerufene Querschnittsschwächung zusammen mit der durch das Bohrloch erzeugten Spannungskonzentration über die anderen Kerbwirkungen (Übergang Kopf-Ge-

winde oder Übergang erster tragender Gewindegang zur Mutter) dominieren. Die Bruchlast für sich wird dadurch allerdings nicht merklich beeinflusst.

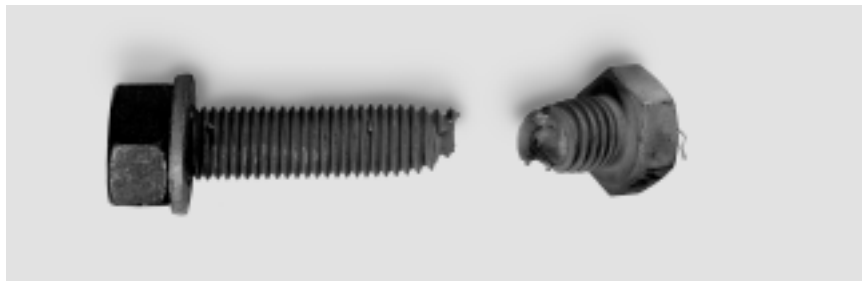


Abb. 4.16: Bruch einer mit einem Schrauben-Dehnmessstreifen bestückten Schraube ohne Schaft (M20/FK 8.8; Schraube nach DIN 933). Im Bruchbild ist deutlich zu erkennen, dass die Einschnürung und der anschließende Trennbruch vom Ende des Bohrlochs für den DMS ausgeht

Die DMS-bestückte Schraube, so das Fazit der Vorabklärungen, weist unter Zugbeanspruchung eine bemerkenswert gute Korrelation zwischen dem Messwert und der effektiv aufgebrachten Zugkraft auf. Einzige Ausnahme bildet der erwähnte, überelastische Bereich der schaftlosen Schraube. Eine direkte Übertragung dieser Ergebnisse auf die Verwendung solcher Schrauben in der Verbindung selbst ist jedoch nicht ohne weiteres möglich, und Vorbehalte sind angebracht. Im Einsatz in der Verbindung ist eine mögliche Beeinflussung durch zusätzliche Scher- und Biegebeanspruchung der Schraube ungewiss und nicht mit den vorliegenden Versuchen qualifizierbar.

Trotz dieser Zweifel und Unsicherheiten wurden mit wenigen Ausnahmen (7.1K3, 8.2K3, 14K3, 22.1K3) bei allen Kragarmversuchen die im Zugbereich liegenden Schrauben mit DMS bestückt. Neben dem Umstand, dass sich damit die Schrauben exakt nach Vorgabe vorspannen liessen, bestand die Erwartung, dass die Messwerte gleichwohl gewisse, wenn auch eingeschränkte, qualitative Schlüsse auf die Kraftverteilung in der Verbindung ermöglichen.

4.424 Messdatenerfassung

Die oben erwähnten Messgrößen, namentlich der hydraulische Druck für die Belastungszylinder und den Ausgleichszylinder, die Auflagerlast, die Neigungsänderung, die Spaltöffnung, die Schraubendehnung sowie die Durchbiegung werden allesamt über elektronische Aufnehmer erfasst, welche ihrerseits über eine computergesteuerte Messdatenerfassungsanlage registriert werden. Das vom Messleiter H.P. Arm entwickelte Messprogramm «SYMA» misst pro Laststufe jede dieser Messgrößen pro Messzyklus drei Mal und speichert das zugehörige arithmetische Mittel ab (vgl. nachfolgender Abschnitt 4.425). Diese Werte können damit im Verlauf des Versuches über entsprechende graphische Darstellungen aktuell mitverfolgt und beobachtet werden. Der Umstand, dass diese Messwerte nunmehr in digitaler Form gespeichert vorliegen, ermöglicht zudem eine problemlose Weiterverarbeitung und Nachauswertung der Versuchsergebnisse.

Zusätzlich zur elektronischen Datenerfassung wurde am Schluss des Versuchs die Art des Versagens, d.h. die Ursache des eigentlichen Bruchs der Verbindung protokollarisch festgehalten. In der vorliegenden Versuchsserie wurde der eigentliche Verlust des Tragwiderstandes der Verbindung ausnahmslos durch das Versagen der auf Zug beanspruchten Schrauben ausgelöst. In Abhängigkeit der verwendeten Kombination von Schraube und Mutter erfolgte der Bruch der Schraube durch Gewindeabstreifen oder aber durch einen Trennbruch, welcher weitgehend im Übergangsbereich Schaftende und erster Gewindegang lag. Die Bruchart des Gewindeabstrei-

fens wird bei der Dokumentation der Versuchsergebnisse im Anhang A2 bzw. in gleichem Sinne für die Versuchsserie «Durchlaufträger» im Anhang A3, mit der Kurzbezeichnung “G“ für die Versagensform des Gewindeabstreifens und mit “T“ für jene des Trennbruchs festgehalten.

4.425 Versuchsablauf

Die Belastung der beiden Kragarme erfolgt kraftgesteuert über die vier hydraulischen Zylinder. Die Aufbringung der Last geschieht schrittweise, wobei die Last zwischen den einzelnen Stufen kontinuierlich von einer Laststufe auf die nächst höhere gesteigert wird. Die jeweilige Höhe der einzelnen Laststufen hängt von der nach Berechnung erwarteten Bruchlast und dem Beanspruchungsniveau ab. Bis auf die Lasthöhe von rund 70% der Bruchlast beträgt der einzelne Schritt jeweils etwa 1/10 der Bruchlast, darüber wird die Schrittweite der Lasterhöhungen bis zum Bruch auf ungefähr die Hälfte, d.h. auf ca. $1/20 \cdot F_u$ verringert. Die Last wird derart grundsätzlich ohne Zwischenentlastung bis zum Bruch der Verbindung hochgefahren.

Nach Erreichen der jeweiligen Laststufe wird die Last zunächst während zwei Minuten konstant gehalten und anschliessend die Messung der erwähnten Grössen ausgelöst. Bei den letzten zu erwartenden Laststufen wird die Wartezeit zwischen den einzelnen Schritten auf fünf Minuten verlängert. Dabei wird nach zwei Minuten und ein zweites Mal nach fünf Minuten eine Messung durchgeführt, um so eventuell einsetzende Fliessvorgänge zu erkennen und zu erfassen.

Falls der Probekörper, im speziellen die Verbindung keine Beschädigungen und messbare, bleibende Verformungen aufweist, wird er, wie bereits im Abschnitt 4.416 erwähnt, für einen weiteren Versuch mit einer neuen Schraubenbestückung wiederverwendet.

4.43 Weiterverarbeitung und Darstellung der Versuchsergebnisse

Zunächst ist durch die Bruchlast F_u der Tragwiderstand der Verbindung bestimmt. Daraus lässt sich das zugehörige Biegemoment errechnen. Der im Anhang A2 letztlich aufgeführte Biege-
widerstand $M_{A,u}$ der Verbindung schliesst auch die Anteile aus Eigengewicht des Trägers und der dazugehörenden Stirnplatten mit ein.

Im Mittelpunkt dieser Versuche stand die experimentelle Ermittlung des Rotationsvermögens der Verbindung. Dementsprechend bestand gegenüber der Erfassung und folglich auch gegenüber der Auswertung der globalen Verdrehung der Verbindung spezielle Aufmerksamkeit. Grundsätzlich wird im Vorliegenden die Rotation φ_A über den ganzen Stoss ausgewertet und damit die Gesamtverdrehung, d.h. die Summe der Verdrehungen beider Anschlussseiten erfasst. Eine klare Zuordnung und Aufteilung der Verdrehungsanteile pro Trägerseite und pro Verbindung ist vom Grundsatz her bei einer Stossausbildung, wie nachfolgend erläutert, nahezu unmöglich und nicht angezeigt.

Zur Hauptsache setzt sich die Verdrehung der Verbindung aus der Biegeverformung der Stirnplatte und aus der Dehnung der auf Zug beanspruchten Schrauben zusammen. Während sich die Verformungen der Stirnplatte beidseits des Stosses noch mehr oder weniger symmetrisch entwickeln, ist dies bei der Schraube nicht der Fall. Die Verformungsanteile entlang der Schraubenachse sind aufgrund der jeweiligen Querschnittsform unterschiedlich, was dementsprechend pro Seite auch ungleiche Verformungsanteile hervorruft. Indem die Querkraftübertragung über die Schrauben auf die Zwischenplatte nicht reibungsfrei erfolgt, wird folglich ein Längenausgleich zum Teil auch behindert. Dies äussert sich in pro Trägerseite unterschiedlichen Messungen der Inklination wie auch in ungleichen Anteilen der Spaltöffnung bis hin zu unsymmetrischen Durchbiegungen.

Durch die Messung der Neigungsänderung des zugbeanspruchten Profilflansches unmittelbar anschliessend an die Verbindung mittels Inklinometern kann, ohne stark verzerrende Nebeneinflüsse, direkt auf die Verdrehung der Verbindung φ_A geschlossen werden. Der so aus dem Versuch hervorgehende $M_A - \varphi_A$ - Verlauf der Verbindung, wie er als Diagramm im Anhang A2 pro Versuch vorliegt, ist die für den weiteren Gebrauch integrative und ausschlaggebende Grundinformation zum Verformungsverhalten der Verbindung.

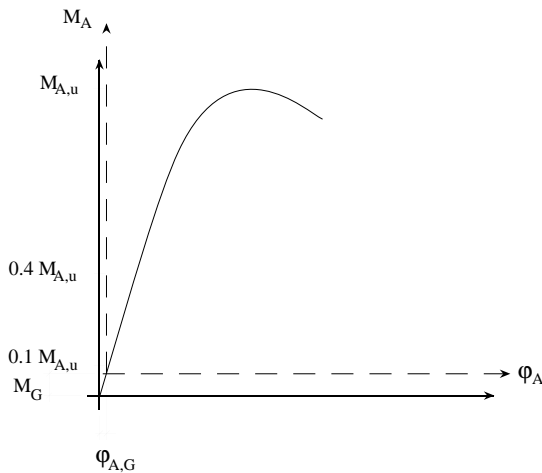


Abb. 4.17:
Prinzip zur Korrektur der Messwerte φ_A aus Inklinometer bzw. Spaltöffnung zur Berücksichtigung der Anteile aus Beanspruchungen zufolge Eigengewichts der Trägerprofile und der Stirnplatten

Da die vorliegenden Werte der Messung der Inklinometer wie auch der Spaltöffnung den zugehörigen Anteil des Eigengewichtes nicht erfassen, sind diese für die im Anhang A2 aufgezeigte Darstellung in den Tabellen wie auch in den $M_A - \varphi_A$ -Diagrammen nachträglich korrigiert. Zur Berechnung der Korrektur im Anfangsbereich wurde Linearität zwischen Beanspruchung und Verformung angenommen. Aus der zwischen den Messwerten bei $0.1 \cdot M_A$ und $0.4 \cdot M_A$ eingelegten Gerade wurde zunächst das Steigungsverhältnis ermittelt und anschliessend mit dieser Vorgabe den Nullpunkt der Messung um den errechneten Biegeanteil aus Eigengewicht verschoben (vgl. Abb. 4.17). Die jeweilige Korrektur fiel aufgrund der im Vergleich zur maximal aufnehmbaren Beanspruchung der Verbindung kleinen Beanspruchungen aus Eigengewicht mehrheitlich marginal aus.

Mit $\varphi_{A,u}$ (in Radiant ausgedrückt) wird die mit der Verbindung maximal erzielte Rotation beim Erreichen des Tragwiderstandes der Verbindung bezeichnet. Da der Bruch in der Regel nicht mit dem Erreichen einer Laststufe zusammenfällt, sondern beim Hochfahren der Last zwischen zwei Laststufen eintritt, fehlt folglich auch die Messung zu diesem Augenblick. Die aktuelle Bruchlast F_u wird wohl über die kontinuierliche Messung des hydraulischen Druckes erfasst, für die übrigen Messgrössen, wie $\varphi_{A,u}$ hingegen fehlen die zugehörigen Werte.

Was die Rotation φ_A betrifft, sind im Versuch in den meisten Fällen zwischen der letzten Laststufe und dem Versagen der Verbindung noch merkliche Zuwächse zu beobachten. Um in der Auswertung nicht auf den zuletzt gemessenen Wert zurückgreifen zu müssen, wurde dieser Mangel durch eine entsprechende Extrapolation ausgeglichen. Sie ist in den im Anhang 2 aufgeführten Diagrammen für die Rotation und für die Spaltöffnung durch eine gestrichelte Fortführung der entsprechenden Kurve gekennzeichnet (vgl. Abb. 4.18).

Im Detail wurde für diese Hochrechnung die Gerade zwischen der letzten (x) und der vorletzten (x-1) Messung bis auf die Höhe des Bruchmoments $M_{A,u}$ fortgeführt und aus diesem Schnittpunkt die zugehörige Rotation $\varphi_{A,u}$ bestimmt (vgl. Abb. 4.18 a). In den Fällen, bei welchen erwartete Fliessvorgänge durch eine zeitverzögert angesetzte, zweite Messung erfasst werden sollten (vgl. vorangehender Abschnitt 4.425), wurden logischerweise nicht die beiden letzten Messpunkte als Vorgabe für die Extrapolation gewählt.

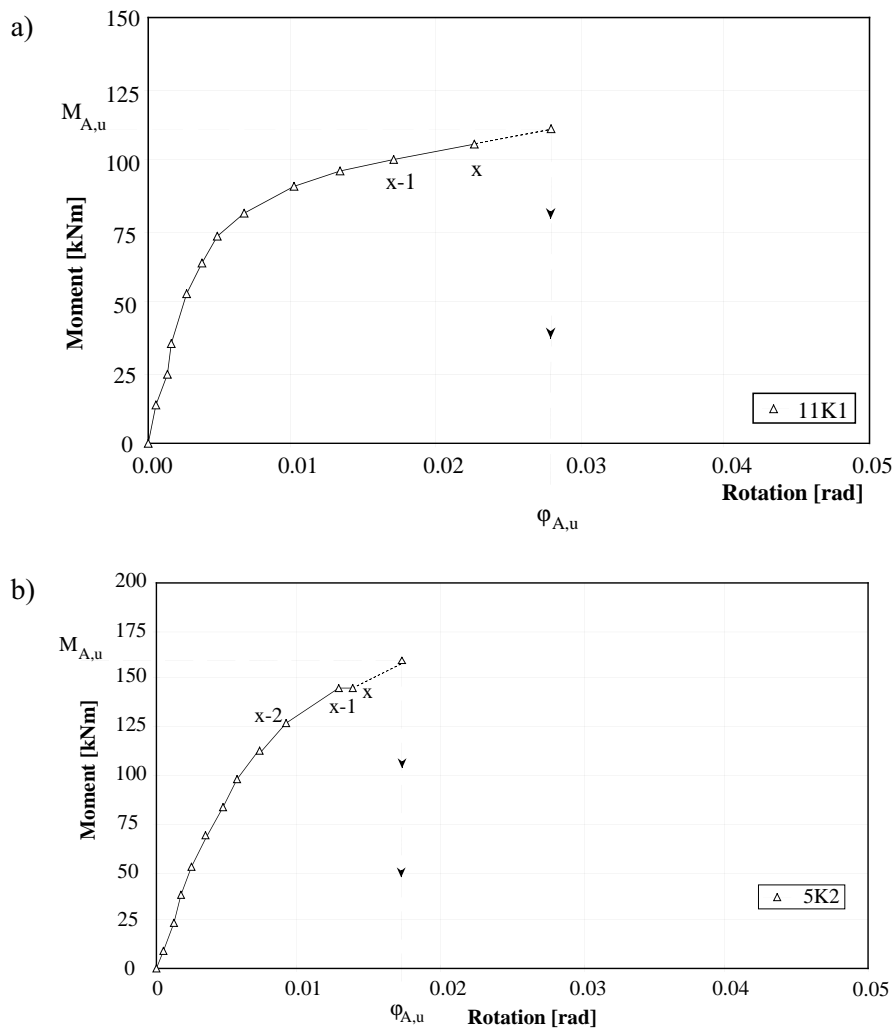


Abb. 4.18: Prinzip beim Vorgehen zur Extrapolation der dem Biege widerstand $M_{A,u}$ zugehörigen maximalen Rotation $\varphi_{A,u}$ der Verbindung:
a) Ermittlung von $\varphi_{A,u}$ bei Versagen nach normalem Lastschritt und Messzyklus
b) Ermittlung von $\varphi_{A,u}$ bei Versagen nach Lastkonstanthaltung und vorgängiger, zeitverzögerter Zusatzmessung bei Verdrehungszunahme unter gleichbleibender Last

Durch den Umstand, dass auf diesem Lastniveau, kurz vor dem Bruch, eine Verdrehungszunahme bei gleichbleibender Last zu beobachten war, würde eine derartige Hochrechnung zu einer markant falschen Überschätzung des Rotationsvermögens der Verbindung führen. In solchen Fällen wurde die Neigung der Extrapolationsgeraden durch den Punkt der letzten Messung (x) und jenen der drittletzten Messung (x-2) festgelegt (vgl. Abb. 4.18 b).

Obschon der $M-\varphi_A$ -Verlauf in Form des vorliegenden Diagramms (siehe Anhang A2) die Beziehung zwischen Biegebeanspruchung und Rotation der Verbindung direkt wiedergibt, liegt er in analoger Form vor und lässt sich nicht ohne weiteres für einen Vergleich mathematisch qualifizieren. Eine erste, wenn auch einfache aber ungleich aussagekräftige Klassierung kann durch eine bilineare Beschreibung der effektiven Kurve erfolgen. Ausgegangen wird dabei von der über die Inklinometermessung ermittelten $M_A-\varphi_A$ -Kurve.

Die Beanspruchung auf dem Niveau des halben Biege widerstandes der Verbindung entspricht gemäss den gängigen Sicherheitsbetrachtungen bei Verbindungen (vgl. Abschnitt 1.23) in etwa der Beanspruchung bei maximaler Gebrauchslast. Folglich ist diese Grenze, auch was die Rota-

tion betrifft, von Interesse: Die Steigung der Geraden, definiert durch den Nullpunkt und diesen Punkt, oder anders ausgedrückt, das Verhältnis vom halben Biege­widerstand ($0.5 \cdot M_{A,u}$) zur entsprechenden Verformungszunahme (φ_A), konzentriert die Aussage zum Verformungsverhalten der Verbindung und kennzeichnet mit $C_{A,1}$ [kNm/rad] die eigentliche Drehfedersteifigkeit der Verbindung im Gebrauchsbereich (vgl. Abb. 4.19). Der darüberliegende Bereich bis hin zum Bruch zeichnet sich in der Regel durch vorwiegend überproportionale, plastische Verformungszunahmen aus. In der vorgenommenen mathematischen Nachbildung wird er als Gerade zwischen dem Anfangspunkt auf der Höhe des halben Biege­widerstandes ($0.5 \cdot M_{A,u} / \varphi_A$) und dem Maximalpunkt der wirklichen Kurve ($M_{A,u} / \varphi_{A,u}$) vereinfacht. Die Steigung dieser Geraden, ausgedrückt mit $C_{A,2}$, approximiert in Form des Sekantenmoduls die Verdrehsteifigkeit der Verbindung im mehrheitlich überelastischen Bereich (vgl. Abb. 4.19).

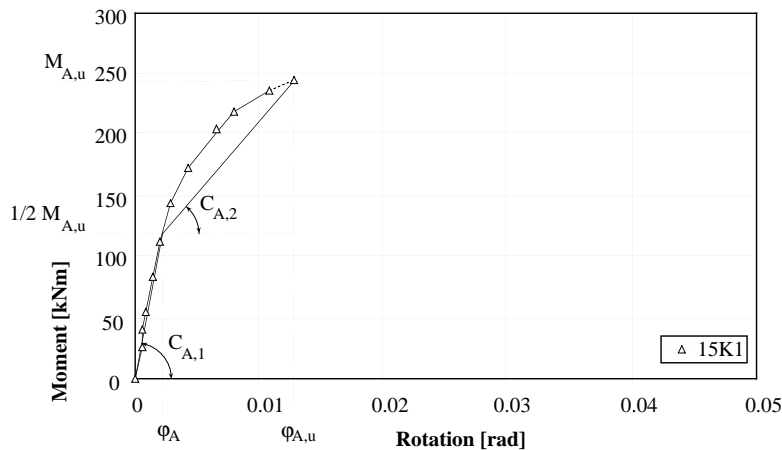


Abb. 4.19:
Prinzip zum Vorgehen bei der Bestimmung der beiden kennzeichnenden Werte $C_{A,1}$ bzw. $C_{A,2}$ zur Verdrehsteifigkeit der Verbindung mit

$$C_{A,1} = 0.5 \cdot M_{A,u} / \varphi_A \text{ bzw.}$$

$$C_{A,2} = 0.5 \frac{M_{A,u}}{\varphi_{A,u} - \varphi_A}$$

Während die Abweichungen zur wirklichen Kurve im ersten, elastischen Bereich durchwegs verhältnismässig gering sind, hängt das Mass der Unstimmigkeit im zweiten Bereich vermehrt vom Gesamtverformungsvermögen der Verbindung ab. Es fällt bei eher verformungsarmen Verbindungen verhältnismässig gering aus, wogegen bei duktilen Verbindungen der Kurvenverlauf in diesem Bereich durch eine mehr oder weniger stetige Verformungszunahme pro Last­einheit charakterisiert ist und demzufolge die Differenzen zur Geraden dementsprechend auch grösser ausfallen. Gleichwohl erlaubt das Mass der Verdrehsteifigkeit $C_{A,2}$ im überelastischen Bereich gesamthaft eine wesentliche, qualifizierende Aussage zum Verformungsvermögen der Verbindung.

Im weiteren sind im Anhang A2 die gemessenen Werte zum Verhalten der Fuge zwischen den beiden Stirnplatten des Stosses im Zugbereich in Abhängigkeit der Beanspruchung M_A in Form von M_A -Spaltöffnungs-Diagrammen wiedergegeben. Was die gemessenen Werte der Durchbiegungen betrifft, zeigten die verschiedenen, gemachten Auswertungsversuche das gleiche, bekannte Bild: Visuell kann wohl als erstes aus dem Verlauf der Durchbiegungszunahme ein Einfluss der Einspannsteifigkeit der Verbindung ausgemacht werden. Eine klare rechnerische Aus­scheid­ung des Verbindungsanteils allerdings scheitert an der Sensibilität und Unwägbarkeiten der überlagerten Einflussgrössen (Abweichungen in der Trägergeometrie, Imperfektionen usw.). Auf eine Darstellung und weitergehende Auswertung dieser Messwerte wird daher in diesem Bericht verzichtet.

Alle verarbeiteten Ergebnisse der Versuchsreihe «Kragarmträger» sind pro Versuch im Detail in Tabellenform und den zugehörigen Diagrammen im Anhang A2 zusammengestellt.

4.5 Versuche mit der Verbindung als Bestandteil eines Zweifeldträgers

4.51 Versuchsprogramm

Das Versuchskonzept und die Art der Prüfung der vorangehenden Versuchsreihe K war darauf ausgelegt, möglichst nur die eigentliche Verbindung, getrennt und losgelöst von weiteren, schwierig zu qualifizierenden Konstruktionselementen, für sich zu untersuchen. Somit liegen für den geprüften Verbindungstyp mehr oder weniger die "reinen", charakteristischen statischen Verhaltensmerkmale vor. Einen Schritt weiter gehen die Versuche der Reihe D «Durchlaufträger». Der gleiche wie in der Versuchsreihe K untersuchte Verbindungstyp ist nun eingebunden in ein statisches System bzw. ist Teil einer Tragstruktur.

4.511 Tragsystem und Verbindungsausbildung

Die Tragstruktur im Versuch ist ein Zweifeldträger, bei welchem die zu prüfende Verbindung über dem Mittenaufleger die beiden Spannweiten zusammenschliesst. Die Verbindung liegt somit an statisch entscheidender Stelle. Die Versuchsreihe D ermöglicht daher den Einfluss der Verbindungs-Charakteristik auf das Gesamtverhalten der Tragstruktur demonstrativ zu untersuchen.

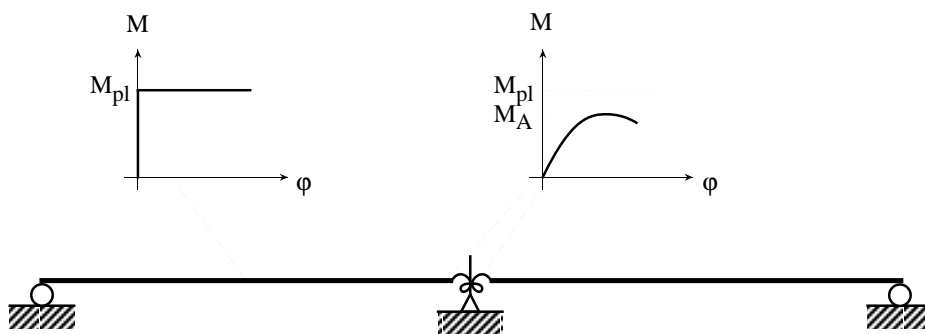


Abb. 4.20: Einbezug der effektiven Moment-Rotationsbeziehung als Unstetigkeitsstelle zur rechnerischen Bestimmung der Schnittkräfte bzw. zur Ermittlung der Traglast der Tragstruktur

Profil	Verbindungsausbildung nach SZS Code	Allg. Versuchsbezeichnung Versuchsreihe «Durchlaufträger»		Allg. Versuchsbezeichnung Versuchsreihe «Kragarmträger»
IPE 200	PEG 215	2D		-
IPE 300	PEG 230	3D	=	3K
	PEG 404	4D	=	4K
	PEU 224	5D	=	5K
HEB 200	HBG 209	10D	=	10K
	HBU 216	11D	=	11K
HEB 300	HBG 237	13D	=	13K
	HBG 235	14D	=	14K
	HBG 422	15D	=	15K
	HBU 241	16D	=	16K
	HBU 417	17D	=	17K

Tab. 4.04: Zuordnung und Versuchsbezeichnung der Verbindungstypen, die in gleicher geometrischer Ausführung in der Versuchsreihe D und in der Versuchsreihe K untersucht wurden

Die Versuche der Versuchsreihe K und D sind aus nahe liegenden Gründen aufeinander abgestimmt (vgl. Tab. 4.04). Der jeweilige Verbindungstypus und die grundsätzliche Geometrie der Verbindungsausbildung ist in den Abb. 4.06 und 4.07 aufgezeigt bzw. im Anhang A3 detailliert dargestellt und vermasst.

Die Vorgabe eines sinnvollen Spannweitenverhältnisses ($\ell/h \approx 20 \div 30$, vgl. Abschnitt 1.42 und Abschnitt 4.25) zusammen mit der versuchstechnisch bedingten Begrenzung der Spannweiten, legte die Wahl angemessener Profilgrößen für die Versuche am Zweifeldträger fest. Mit der Spannweite von 2×6 m im Versuch waren folglich die Profilreihen "200" und "300" angezeigt. Wenig Sinn hingegen macht bei den vorliegenden Gegebenheiten der Einbezug der in den "Kragarmversuchen" untersuchten Anschlüsse der "500^{er}"-Profilreihe in die Versuche am Zweifeldträger (IPE 500: Versuche 7.1K, 7.2K, 8.1K und 8.2K bzw. HEB 500: Versuche 22.1K, 22.1K und 23K). Dass gleichwohl Anschlüsse mit dieser Profilgröße in der Versuchsreihe K geprüft wurden, liegt im Wunsch einer möglichst breiten Erfassung und Qualifizierung der für das Verhalten der Verbindung wesentlichen Einflussgrößen begründet. Dass hierbei sicherlich die durch die Profilgröße unterschiedlichen Steifigkeitsverhältnisse der Stirnplatte eine nicht unerhebliche Rolle spielten, liegt auf der Hand.

4.512 Statisches System, anzuschliessendes Trägerprofil und Anschlussmoment

Bei der Profilwahl des anzuschliessenden Profils stellt sich grundsätzlich die Frage nach der Profilreihe. Kaum weiterer Erläuterung bedarf die grundsätzliche Entscheidung zu Versuchen mit Profilen der IPE-Reihe und Breitflanschprofilen. Bei letzteren jedoch stellt sich die Frage, welche Profilreihe, HEA oder HEB, für die Versuche zweckmässiger ist. Die Antwort hängt zunächst von der Höhe des anzuschliessenden Moments ab. Wie bereits im vorangehenden Abschnitt 4.414 erläutert, sind die ausgewählten, zu prüfenden Verbindungen durchwegs als sogenannte Teilanschlüsse ausgebildet. Der Teilanschluss verlangt bei der vorliegenden statischen Situation gemessen am Vollanschluss ein deutlich höheres Rotationsvermögen des Verbindungsbereichs, vorausgesetzt, volle Schnittkraftumlagerungen sollen genutzt werden.

Der Zweifeldträger erreicht bei gleichmässiger Lastaufbringung bekanntlich sein erstes Momentenmaximum beim Mittenaufleger. Die Höhe des Tragwiderstandes der vorliegenden Verbindung definiert zum einen die elastische Traglast der Tragstruktur und zum anderen das Ausmass eventueller Schnittkraftumlagerungen. In der Konsequenz bedeutet dies letztlich, je geringer der Anschlusswiderstand der Verbindung ist, umso höher sind die Anforderungen an das Rotationsvermögen der Verbindung zur Nutzung der plastischen Systemreserven.

Zurück zur Frage der Profilreihe. Die Vermutung liegt nahe - was die Tabellen der Regelanschlüsse letztlich auch zeigen - dass der Tragwiderstand der geometrisch gleichen Verbindung beim Teilanschluss des HEA-Profils und bei jenem des vergleichbaren HEB-Profils kaum ändert. Die zugehörige Verbindungssteifigkeit wird sich ebenso, wenn überhaupt, nur geringfügig unterscheiden. Eventuell leicht höhere Werte beim HEB-Profil sind einzig auf die etwas grösseren Abmessungen des Profils und auf die damit gering verbesserten Auflagerverhältnisse der Stirnplatte zurückzuführen. Bei gleich grossem Anschlussmoment ist die zugehörige plastische Reserve beim HEB-Profil allerdings deutlich grösser. Der Querschnittsunterschied führt in diesem Fall beim HEB-Profil gegenüber der HEA-Reihe zu einem "Momentengewinn", was für die in Frage kommenden Profilgrößen (200 und 300) 50% bzw. 35% ausmacht. In der Folge sind die Rotationsanforderungen zur vollen Schnittkraftumlagerung beim HEB-Profil deutlich höher als beim entsprechenden HEA-Profil bei ansonst gleicher Verbindungsausbildung. Das primäre Versuchsziel, das Verformungsverhalten und schliesslich das Verformungsvermögen der Verbindung zu untersuchen, legt die Wahl möglichst hoher Rotationsanforderung nahe, was letztlich auch die Entscheidung für die HEB-Profilreihe begründet.

4.513 Schrauben

Wie bereits erwähnt, bildet der in der Praxis angewandte Regelanschluss den Ausgangspunkt der Untersuchungen. Dies bedeutet auch, dass in gleicher Art wie bei den vorangegangenen Kragarmversuchen, die Verbindung beim Versuch am Zweifeldträger entsprechend mit den normalen HV-Schrauben (DIN 6914, FK 10.9, feuerverzinkt) bzw. HV-Garnituren bestückt wurden. Diese Ausführung schliesst auch die zugehörige HV-Mutter nach DIN 6915 der FK 10, mit ihrer zu geringen Höhe ($0.8 \cdot d$) mit ein, was unweigerlich auch bei diesen Versuchen durchwegs zu einem Schraubenversagen durch Gewindeabstreifen führte.

Dieser Umstand zusammen mit der Tatsache, dass die HV-Schraube als solches mit ihrem Schaft und ihrem auffällig kurzen Gewinde über ein sehr eingeschränktes Verformungsvermögen verfügt (vgl. Kap. 3), war mit ein Grund, dass mit wenigen Ausnahmen bei den untersuchten Verbindungen selbst und bei den angeschlossenen Profilen im Feldbereich nach Erreichen der Traglast keine bleibenden, plastischen Verformungen messbar waren. Dies wiederum erlaubte, die unversehrten Probekörper für weitere Versuche mit anderen Schrauben-Mutter-Kombinationen oder anderen Schraubentypen wiederzuverwenden.

Um auch den Einfluss der beiden Versagensformen der HV-Schraube, Gewindeabstreifen und Trennbruch, auf das Gesamtverhalten zu untersuchen, wurde bei einzelnen Verbindungen der Trennbruch der HV-Schraube durch das Anbringen zweier, satt hintereinanderliegenden, normaler HV-Muttern erzwungen.

In gleicher Art wie bei den Kragarmversuchen, wurde die Verbindung für die weiteren Versuche mit den intakt gebliebenen Probekörpern mit den vom Maschinenbau her bekannten, schaftlosen Schrauben nach DIN 933 in FK 8.8 bzw. mit Inbusschrauben nach DIN 912 in FK 12.9 hergestellt. Um das günstige Verformungsverhalten dieser Schraubenformen auch voll nutzen zu können, muss logischerweise das Gewindeabstreifen verhindert werden. Bei der Schraube DIN 933 reichte hierfür eine normale HV-Mutter ($0.8 \cdot d$, FK 10). Bei der höherfesten Schraube DIN 912 wurden zu diesem Zweck zwei, satt hintereinanderliegende, normale HV-Muttern ($0.8 \cdot d$, FK 10) oder zwei Muttern nach DIN 934 ($0.8 \cdot d$, FK 12) angeordnet.

Von besonderem Interesse war verständlicherweise auch das Verhalten der neu entwickelten HVN-Schraube in der Verbindung (vgl. Abschnitt 3.333). Zusätzliche Versuche, bei welchen einzelne Verbindungstypen mit dieser HV-Schraube ohne Schaft der FK 10.9 bestückt wurden, sollten näheren Aufschluss über ihre Eignung und Zweckmässigkeit im Tragwerkseinsatz geben. Auf die Schraube und ihr erwartetes Verhalten abgestimmt war auch die dabei eingesetzte Mutter: Eine speziell auf die Höhe von $1.0 \cdot d$ hergestellte HV-Mutter der FK 10, feuerverzinkt mit überschnittenem Gewinde.

Was die Vorspannung betrifft, wurden die Schrauben der untersuchten Verbindungen grundsätzlich auf die regelkonforme Kraft (0.7 -facher Rechenwert der Zugfestigkeit des Schraubenwerkstoffes) vorgespannt. Um näheren Aufschluss über die Kraftverteilung in der Verbindung und dementsprechend die Entwicklung der Schraubenbeanspruchung unter Belastung zu verfolgen, waren ein Grossteil der eingesetzten Schrauben mit Schrauben-Dehnmessstreifen (Schrauben-DMS) versehen (Erläuterungen zur Art und Applikation der Schrauben-DMS vgl. nachfolgenden Abschnitt 4.52). Diese Schrauben-DMS erlauben die Kontrolle der Vorspannkraft bzw. sie ermöglichen das gezielte Vorspannen der Schrauben. Um eine erste Antwort auf die Frage nach dem Einfluss der Vorspannung auf das Gesamtverhalten der Tragstruktur zu erhalten, wurden bei drei Versuchen die Schrauben nicht vorgespannt, d.h. nur "handfest" angezogen (Versuch 4D4) oder aber nur teilweise auf rund 50% der erforderlichen Vorspannkraft vorgespannt (Versuche 11D2 und 14D2).

4.514 Probekörper

Zur Bildung des Zweifeldträgers im Versuch waren zwei Träger gleicher Profilgrösse erforderlich. Obwohl für diesen Versuch jeweils eine Verbindung pro Träger ausreichen würde, wurden jeweils an beiden Trägerenden, d.h. am Profilanfang und am Profilende, die gleiche zu prüfende Verbindung ausgebildet. Im Wissen, dass die ausgewählten Verbindungstypen als Teilanschlüsse stets einen geringeren Tragwiderstand als das angeschlossene Profil aufweisen würden und demzufolge das Profil im Anschlussbereich keine Schädigungen erfährt, wurde mit der einen Trägerseite der Kragarmversuch und mit der gegenüberliegenden Seite nach dem Umdrehen der Träger anschliessend der zugehörige Versuch am Zweifeldträger durchgeführt (vgl. Abb. 4.21).

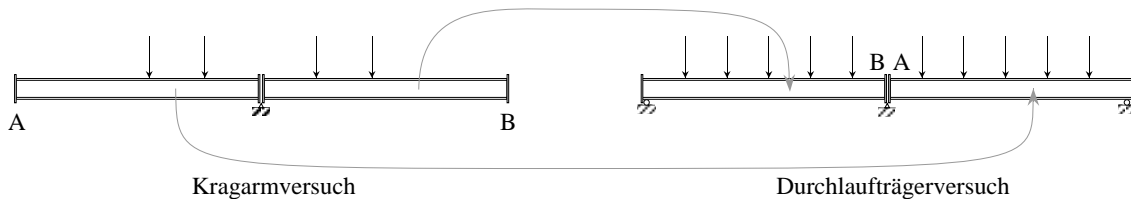


Abb. 4.21: Prinzip der reversiblen Verwendung der Probekörper für die Versuche der Reihe K und D

In gleicher Art wie bei den Stirnplatten der Kragarmversuche, wurde die effektive Materialqualität der dafür verwendeten Flachstähle mittels Zugversuchen aus Materialproben auch bei der Versuchsreihe D bestimmt. Während die Materialqualität des Walzprofils bei den Kragarmversuchen nicht von Bedeutung war, kann sie den Versuchsablauf beim Zweifeldträger im Zusammenhang mit Schnittkraftumlagerungen und der anschliessenden Ausbildung eines möglichen plastischen Gelenkes im Profil beeinflussen. Um möglichst gleichmässige Verhältnisse zu erzielen, wurden die Profile für die Versuchskörper von der Firma ARBED speziell produziert. Ausgangspunkt dazu war die üblicherweise im Stahlbau verwendete Qualität S235, wobei die Materialeinstellungen dabei bewusst in die Nähe der festigkeitstechnischen Mindestanforderungen abgestimmt wurden. Von jedem Träger wurden aus dem Ober- und aus dem Unterflansch jeweils zwei Materialproben ausgearbeitet, an welchen mittels Zugversuchen die effektiven Materialkennwerte (f_y und f_u sowie das Dehnmass) bestimmt wurden.

4.515 Zusammenstellung Versuchsprogramm

Aus den gleichen Gründen wie bei der vorangegangenen Versuchsreihe wurde auch bei der Versuchsreihe D «Durchlaufträger» pro Verbindungstyp jeweils nur ein Versuch durchgeführt. Zusammen mit der Variation der Schraubentypen ergab dies schliesslich bei insgesamt 11 untersuchten Verbindungstypen zusammen 33 Versuche.

Das detaillierte Versuchsprogramm mit den untersuchten Grössen und zugehörigen Bezeichnungen ist in der Zusammenstellung der nachfolgenden Tabelle 4.05 aufgezeigt.

Die Ausgangsdaten und geometrischen Hauptgrössen sowie die Versuchsergebnisse und einzelne charakteristische Auswertungsgrössen sind zusammen mit den ermittelten Anschlussmoment-Rotation-Diagrammen und Anschlussmoment-Spaltöffnungs-Diagrammen wie auch die beobachteten Beziehungen, welche Rückschlüsse auf mögliche Schnittkraftumlagerungen und das statische Verhalten der Tragstruktur zulassen, detailliert im Anhang A3 aufgeführt und dargestellt.

Bez.	Versuch SZS-Code	Profil	Stirnplatte		Ø	Schraube			Mutter Typ/Anzahl/Höhe	M _{A,u} /M _{pl}
			Form	d _p [mm]		Anz.	Typ	FK		
2D1	PEG 215	IPE 200	bündig	20	M12	4	HV	10.9	HV/1/0.8-d	42%
2D2							DIN 933	8.8	HV/1/0.8-d	-
2D3							DIN 912	12.9	HV/1/0.8-d	-
3D1	PEG 230	IPE 300	bündig	30	M20	4	HV	10.9	HV/1/0.8-d	66%
3D2							HV	10.9	HV/1/1.0-d	66%
3D3							HVN	10.9	HV/1/1.0-d	66%
4D1	PEG 404	IPE 300	bündig	20	M12	8	HV	10.9	HV/1/0.8-d	44%
4D2							DIN 933	8.8	HV/2/0.8-d	-
4D3							DIN 912	12.9	HV/2/0.8-d	-
4D4							DIN 912	12.9	DIN 934/2/0.8-d	-
5D1	PEU 224	IPE 300	überstehend	20	M16	6	HV	10.9	HV/1/0.8-d	83%
5D2							HVN	10.9	HV/1/1.0-d	83%
10D1	HBG 209	HEB 200	bündig	30	M20	4	HV	10.9	HV/1/0.8-d	39%
10D2							HV	10.9	HV/2/0.8-d	39%
10D3							DIN 933	8.8	HV/1/0.8-d	-
11D1	HBU 216	HEB 200	überstehend	15	M16	6	DIN 933	8.8	HV/1/0.8-d	-
11D2							DIN 912	12.9	HV/2/0.8-d	-
13D1	HBG 237	HEB 300	bündig	30	M20	4	HV	10.9	HV/1/0.8-d	22%
13D2							HVN	10.9	HV/1/1.0-d	22%
14D1	HBG 235	HEB 300	bündig	40	M27	4	HV	10.9	HV/1/0.8-d	29%
14D2							DIN 933	8.8	DIN 934/1/0.8-d	-
15D13-16	HBG 422	HEB 300	bündig	30	M20	*	HV	10.9	HV/1/1.0-d	-
15D17						8	HV	10.9	HV/1/1.0-d	44%
15D18							HVN	10.9	HV/1/1.0-d	44%
16D1	HBU 241	HEB 300	überstehend	20	M20	6	HV	10.9	HV/1/0.8-d	42%
16D2							HVN	10.9	HV/1/1.0-d	42%
17D2					M16	12	DIN 912/ DIN 933	12.9/8.8	HV/2/0.8-d	-

* Spezielle Bestückung, Details siehe Anhang A3

M_{A,u}/M_{pl}: Verhältnis von Anschlussmoment der Verbindung zum plastischen Moment des angeschlossenen Profils, errechnet aufgrund der theoretischen Ausgangsdaten (SZS-Publikation C9.1 / min. Fließgrenze nach Norm f_y = 235 N/mm²)

Tab. 4.05: Versuchsprogramm der Versuchsserie D "Zweifeldträger"

4.52 Versuchsanordnung und Versuchsdurchführung

4.521 Versuchsanordnung

Der Zweifeldträger mit gleichen Spannweiten von je sechs Metern bildet die Basis der Versuchsanordnung. Der derart symmetrisch ausgebildete Zweifeldträger wird mit in den Sechsteilspunkten der Spannweiten angeordneten Einzellasten belastet. Die generelle Versuchsanordnung mit der Abgabe der wesentlichen Systemabmessungen ist in der nachfolgenden Abb. 4.23 wiedergegeben.

Der Zweifeldträger ist in der Mitte (Punkt A) mit einem Linienkipplager und an den beiden Enden (Punkt B bzw. Punkt C) mit je einem Rollenlager gelagert. Das Mittenauflager ist versuchs-technisch in gleicher Art wie bei der Versuchsreihe «Kragarmträger» über eine zusätzlich zwischen den beiden Stirnplatten eingelegte, vergleichsweise dünne Zwischenplatte realisiert. Dieser Flachstahl überragt den Stoss unten und gibt die Vertikalkraft auf eine massive Stahlplatte, welche die Basis zur Messung der Auflagerkraft ist, weiter. Seitliche Führungen an dieser Stelle nehmen allfällige Horizontalkräfte auf.

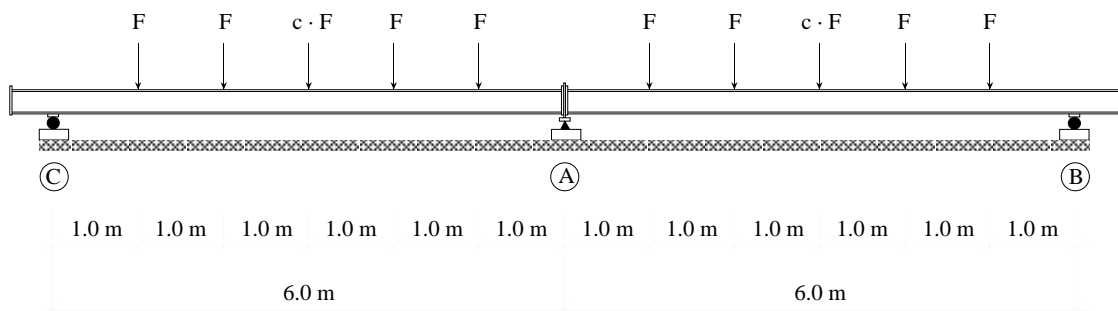


Abb. 4.22: Prinzip Versuchsaufbau mit Angabe der wesentlichen Systemmasse

Die Rollenaufleger der Auflager in B und C sind mechanisch mittels feingeschliffenen und gehärteten Nadellager bewerkstelligt, welche in einem "Käfig" geführt sind und zwischen zwei planen und gehärteten Platten liegen. Diese Art der Ausführung bürgt für eine nahezu reibungsfreie Längsverschiebung ($\mu < 0.02$) des über eine Leiste aufgelegten Trägers.



Abb. 4.23: Schrägansicht der Versuchseinrichtung mit eingebautem Versuchsträger jedoch ohne Kipphalterungen, aufgenommen von der Auflagerseite Punkt C aus

Die Belastung des Zweifeldträgers erfolgt über insgesamt 10 hydraulische Zylinder, welche hydraulisch in Serie verbunden sind und über ein zentrales Pumpenaggregat (Amsler-Pendelmanometer) versorgt werden. Die Zylinder sind in gleichmässigen Abständen angeordnet und befinden sich in den Sechstelpunkten der Spannweiten. Aus gerätetechnischen Gründen wird die jeweilige Einzellast in Spannweitenmitte über einen Zylinder aufgebracht, welcher über eine 1.0322-fach grössere Zylinderfläche aufweist und demzufolge auch die 1.0322-höhere Last aufbringt, als die übrigen Zylinder (in Abb. 4.23 mit $c \cdot F$ bezeichnet, d.h. $c = 1.0322$). Die vergleichsweise grosse Anzahl Einzellasten und die gewählte Lastanordnung ergibt eine Beanspruchungssituation, die mit der einer gleichmässig verteilten Belastung in allen Belangen so gut wie identisch ist.

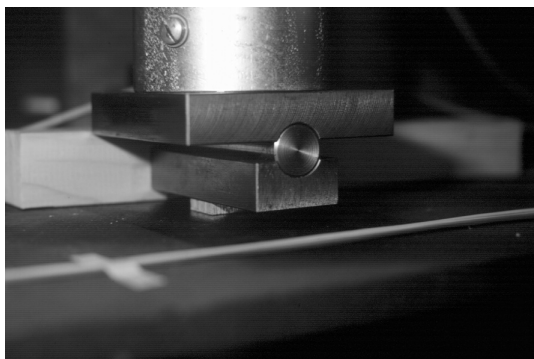


Abb. 4.24: Detail Kräfteinleitung von hydraulischem Zylinder in Profilträger

Die Kraftübertragung vom einzelnen hydraulischen Zylinder in das Trägerprofil erfolgt über eine vergleichsweise kleine Stahlleiste, die direkt über dem Steg des Profils liegt und nur gerade so viel Flanscbreite erfasst, dass lokale Instabilitäten ausgeschlossen bleiben. Damit soll sich besonders im Bereich grosser Feldmomente das Flanschfliessen möglichst unbehindert einstellen können. Zwischen der darüberliegenden Verteilplatte und der Endplatte des Zylinders ist zudem ein in Trägerlängsrichtung wirkendes Gelenk in Form einer Rolle eingebaut, um möglichst die von der Trägerdurchbiegungen hervorgerufenen Längsverschiebungen nicht zu behindern (vgl. Abb. 4.24).



*Abb. 4.25:
Detailausbildung der seitlichen Führung der beiden Flansche des Profils zur Verhinderung von Kippbewegungen*

Ein seitliches Ausweichen und Kippen der Träger ist durch Führungen, welche in den Fünftelpunkten der Spannweite angeordnet sind, verhindert. Der Druck- und Zugflansch des Profils ist an diesen Stellen beidseitig lokal über spezielle Klammern gehalten, welche ihrerseits bei vertikalen Durchbiegungen entlang dieser Führungen auf Teflonstreifen gleiten (vgl. Abb. 4.25 und Abb. 4.26).

4.522 Messtechnische Instrumentierung

Im Mittelpunkt dieser Versuchsreihe stand, wie bereits eingangs erläutert, die Untersuchung zum Einfluss der Verbindung auf das Tragverhalten und auf den Tragwiderstand des statisch unbestimmten Tragsystems "Zweifeldträger". Es ging folglich darum bei vorgegebener Verbindungsausbildung den Grad möglicher Schnittkraftumlagerungen experimentell zu bestimmen, worauf auch die messtechnische Instrumentierung abgestimmt und ausgelegt war. Die über die hydraulischen Zylinder aufgebrachte Kraft wird über die Messung des vom hydraulischen Pumpenaggregates aktuell erzeugten Drucks ermittelt. Unter den drei Trägerauflagern sind jeweils zwei Druckmessdosen angebracht, mit welchen sich die effektiven Auflagerkräfte erfassen lassen. Die Kenntnis der Auflagerkraft bringt zwei wesentliche Vorteile: Zunächst ergibt sie zusammen mit der über die Zylinder ermittelten Kraft eine messtechnische Redundanz. Die Summe der Auflagerkräfte erlaubt die Kontrolle der über die Zylinder aufgebrachten Last bzw. ergibt Aufschluss über eventuelle Verluste, hervorgerufen durch Reibung bei den Zylindern oder bei den Kipphalterungen. Die Kenntnis der wirklichen Auflagerkräfte ermöglicht zudem aber auch eine direkte Aussage zum jeweils aktuellen Zustand des statischen Systems. Über die vorhandenen Auflagerkräfte und die angreifenden Kräfte lassen sich beim vorliegenden, statisch unbestimmten System die zugehörigen Schnittkräfte für jede Beanspruchungssituation eindeutig bestimmen. Somit ist das jeweils augenblicklich aktuelle statische System klar definiert und das zugehörige Mass möglicher Schnittkraftumlagerungen eindeutig bestimmt.

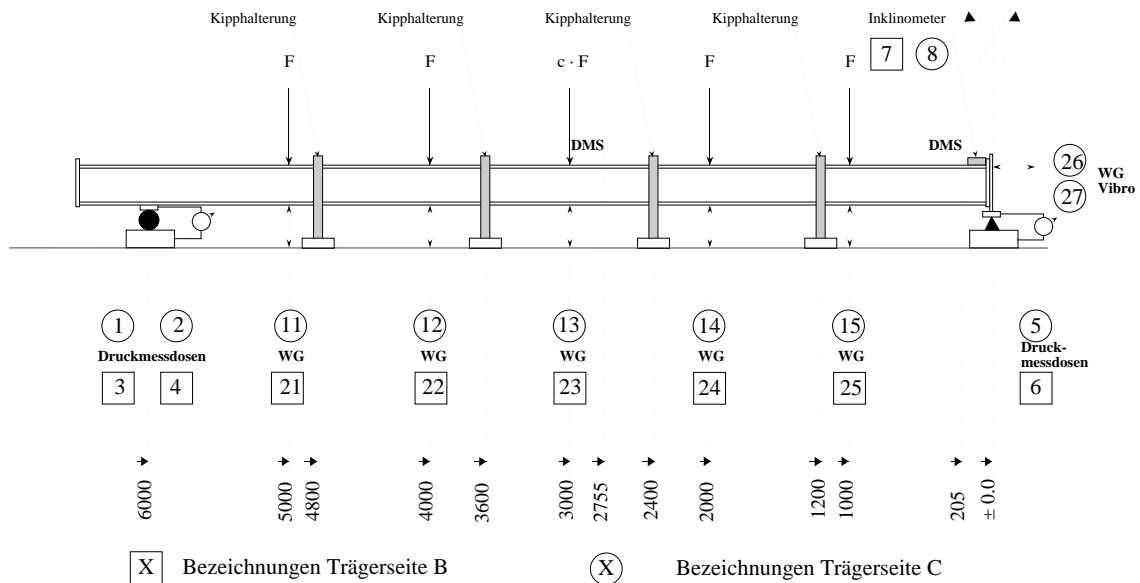


Abb. 4.26: Messtechnische Instrumentierung der Versuchsreihe «Durchlaufträger» mit Anordnung, Lage und Numerierung der elektronischen Messgeber aufgezeigt an einer Spannweite

Zur direkten Erfassung der Rotation der Verbindung sind beidseits des Stosses je ein Inklinometer auf dem Zugflansch des angeschlossenen Profilträgers plaziert. Die Anordnung geschieht in gleicher Art wie bei der Versuchsreihe «Kragarmträger» (vgl. Abb. 4.12, Abb. 4.26 Geber Nr. 7 und Nr. 8 und Abb. 4.27). Ebenso wird das Verhalten der Kontaktfuge zwischen den beiden Stirnplatten über die Messung der Spaltöffnung auf der Höhe des Zugflansches mittels zwei elektronischen Weggebern beobachtet (vgl. Abb. 4.13 und Abb. 4.26 Geber Nr. 26 und Nr. 27).



Abb. 4.27: Positionierung der Inklinometer beim Stoss. Ebenso sind die Messleitungen für die Schrauben-Dehnmessstreifen zu den Schraubenköpfen im Bild zu erkennen. Der elektronische Weggeber auf der Höhe des Zugflansches zur Messung der Spaltöffnung ist für diese Aufnahme abmontiert

Ausgehend von der Unterkante des Trägerunterflansches wird die Durchbiegung des Trägers mittels elektronischen Weggebern erfasst. Die Messpunkte sind mit der Lage der Einzellasten identisch, womit insgesamt je Spannweite in gleichmässigem Abstand an 5 Stellen die vertikale Trägerverformung gemessen wird (vgl. Abb. 4.26. Geber Nr. 11÷15 bzw. 21÷25).

Um zu weiteren Auskünften zur Entwicklung der Beanspruchungen im Träger zu gelangen, wurden im Bereich der Einspannstelle und im Feld am Profilquerschnitt Dehnmessstreifen appliziert. Die Platzierung und Anordnung der DMS im Querschnitt ist in der Skizze der Abb.

4.28 aufgezeigt. Damit lokale Störungen zufolge der Schweissnaht, unregelmässiger Lastverteilung und dergleichen die Messung nicht unnötig verfälschen, wurde der Messquerschnitt bei der Einspannstelle rund 200 mm nach der Verbindung angelegt. Die Lage der DMS im Feld ist unter Vermeidung möglicher Einflüsse aus der lokalen Lasteinleitung in die Nähe des Bereichs des maximalen Moments bzw. des erwarteten Fließgelenks gelegt (Anordnung der Messquerschnitte vgl. Abb. 4.26).

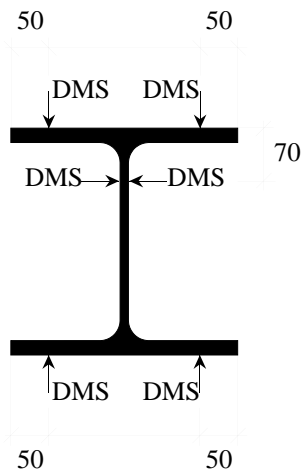


Abb. 4.28:
Positionierung der Dehnmessstreifen am
Profilquerschnitt

Die angebrachten DMS insgesamt erlauben mit dem Verfolgen und Überwachen der globalen Beanspruchungsentwicklung in den Trägern die Überwachung des Versuchsablaufs. Eine Dekdetierung möglicher Teilplastifizierungen ist mit dieser kleinen Anzahl von DMS aufgrund der geometrischen Gegebenheiten (Ausbreitungszonen, lokale Imperfektionen usw.) und der Streuungen der Festigkeiten über den Querschnitt selber kaum erreichbar, was sich in den Versuchen auch bestätigte.

4.523 Messdatenerfassung

Die für die Versuche eingesetzten und im vorangehenden Abschnitt erläuterten, elektronischen Messwertaufnehmer werden wie bei der Versuchsreihe «Kragarmträger» über eine computergesteuerte Messwarterfassungsanlage abgefragt und deren Messwerte registriert. Das Messprogramm «SYMA» misst dabei pro Laststufe jede dieser Messgrößen pro Messzyklus drei Mal und speichert das zugehörige arithmetische Mittel ab. Diese Werte können damit im Verlauf des Versuches über entsprechende graphische Darstellungen aktuell mitverfolgt und beobachtet werden. Sie lassen sich aber später auch für weitergehende Auswertungen nutzen.

In gleicher Art wie bei der Versuchsreihe «Kragträger» wurde am Schluss des einzelnen Versuchs zusätzlich zur elektronischen Datenerfassung die Art des Versagens, d.h. die Ursache des eigentlichen Bruchs der Verbindung protokollarisch festgehalten. Der Tragwiderstand des Zweifeldträgers wurde grundsätzlich entweder durch den Widerstand der Verbindung oder aber durch das effektive Flanschfließen im maximal beanspruchten Feldbereich und das Einstellen der Fließgelenkkette erreicht. In jedem Fall kam es bei genügend grosser Rotation letztlich immer zu einem Versagen der auf Zug beanspruchten Schrauben der Verbindung. In Abhängigkeit der verwendeten Kombination von Schraube und Mutter erfolgte dabei der Bruch der Schraube durch Gewindeabstreifen oder aber durch einen Trennbruch, welcher weitgehend im Übergangsbereich Schaftende und erster Gewindegang lag. Die Bruchart des Gewindeabstreifens wird bei der Dokumentation der Versuchsergebnisse im Anhang A3, mit der Kurzbezeichnung “G“ für die Versagensform des Gewindeabstreifens und mit “T“ für jene des Trennbruchs festgehalten.

4.524 Versuchsablauf

Die Lastaufbringung auf den Zweifeldträger mittels hydraulischen Zylindern erfolgt aufgrund der gerätetechnischen Konzeption vom Grundsatz her kraftgesteuert. Dies trifft jedoch nur im elastischen Bereich bei vergleichsweise geringen Lasten zu. Bei höheren Beanspruchungen hingegen baut das statische System mittels Umlagerungen verbunden mit grösseren Verformungen die Dominanz der Kraftsteuerung ab, was zusammen mit der Trägheit der hydraulischen Förderpumpe letztlich in Wirklichkeit auf eine Verformungssteuerung hinausläuft.

In gleicher Art wie bei der vorangegangenen Versuchsreihe «Kragarmträger» wird die Last schrittweise aufgebracht. Die Wahl der jeweiligen Schrittweite hängt von der Höhe der erwarteten Bruchlast F_u und dem Beanspruchungsniveau ab. Im unteren Beanspruchungsbereich sind die Laststufen mit rund 1/10 der Bruchlast etwas weiter angelegt, als im Bereich, wo grössere Verformungen auftreten und entsprechend Schnittkraftumlagerungen möglich sind. Hier sind sie deutlich enger abgestuft und liegen je nach Situation zwischen 1/20 bis hinunter zu 1/40 der Bruchlast.

Nach Erreichen der jeweiligen Laststufe wird die Last zunächst während zwei Minuten konstant gehalten und anschliessend die Messung der erwähnten Grössen ausgelöst. Bei den letzten zu erwartenden Laststufen wird die Wartezeit zwischen den einzelnen Schritten auf fünf Minuten verlängert. Dabei wird nach zwei Minuten und ein zweites Mal nach fünf Minuten eine Messung durchgeführt, um so eventuell einsetzende Umlagerungs- und Fließvorgänge besser erkennen und erfassen zu können.

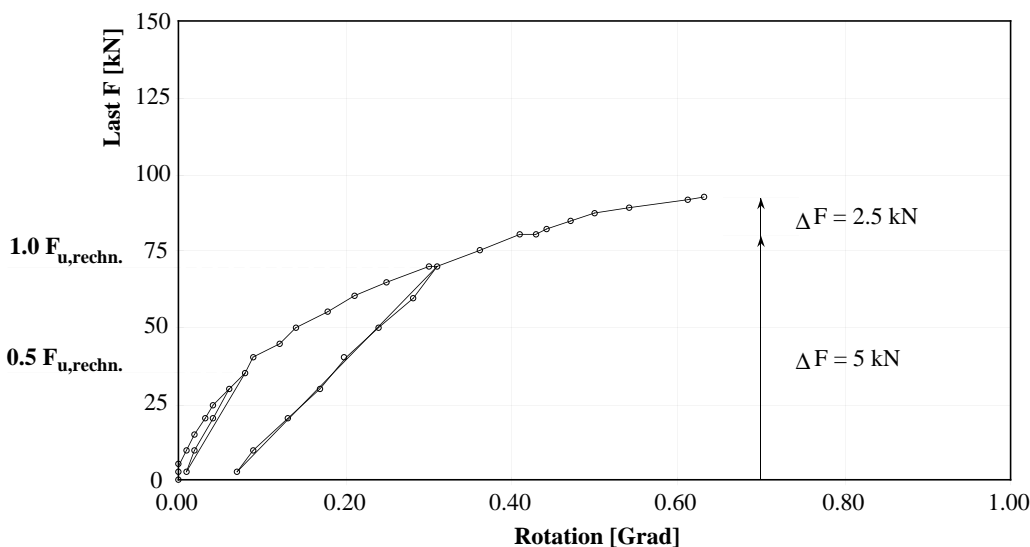


Abb. 4.29: Typisches Belastungsprogramm mit der schrittweisen Lasterhöhung und den zwei Entlastungszyklen, aufgezeigt am Beispiel der Last-Rotations-Messung und der Inklinometer-Messung (Nr. 7) beim Versuch 14D1

Das Belastungsprogramm ist charakterisiert durch zwei Entlastungen. Nach dem Erreichen der rechnerischen Gebrauchslast wird der Zweifeldträger vollständig entlastet. Anschliessend wird erneut belastet und in den beschriebenen Laststufen bis auf ein Niveau wenig unterhalb der erwarteten Bruchlast beansprucht und erneut vollkommen entlastet. Schliesslich wird die Last wiederum schrittweise ohne weitere Zwischenentlastung bis zum Versagen der Tragkonstruktion hochgefahren.

Für die Festlegung dieser Ausgangswerte und die vorgängige Bestimmung der jeweiligen Bruchlast des Tragsystems wird vom rechnerischen Tragwiderstand der Verbindung nach SZS-Publikation C9.1 [4.1] ausgegangen. Die so bestimmten Werte für die Gebrauchslast bzw. für die zweite Belastungsstufe, gelten aus Gründen der Vergleichbarkeit auch für die Verbindungsausbildungen mit anderen Schraubentypen. Falls die Verbindungen keine Beschädigungen und messbare, bleibende Verformungen aufweisen und auch die Verformungen beim Profilträger rein elastisch waren, wird mit den gleichen Probekörpern, wie bereits im Abschnitt 4.416 erwähnt, der Stoss mit einer neuen Schraubenbestückung, in der Regel einem Schraubentyp mit durchgehendem Gewinde, neu hergestellt und damit ein weiterer Versuch durchgeführt.

4.53 Weiterverarbeitung und Darstellung der Versuchsergebnisse

Die Auswertung konzentrierte sich zunächst auf die direkte Erfassung des Verformungsverhaltens der Verbindung als Bestandteil des ganzen Tragsystems und im weiteren auf das Herauslösen, Weiterverarbeiten und Darstellen der für die Analyse des statischen Systems relevanten Grössen.

Der Versagenswiderstand der Tragkonstruktion des Zweifeldträgers wird durch die Angabe der erreichten Höchstlast, der Bruchlast F_u ausgedrückt und dokumentiert. Im Unterschied zu den vorangegangenen Versuchen am Kragarm, besteht zwischen der aufgebrachten Last und der Beanspruchung der Verbindung beim vorliegenden statischen System keine direkte, lineare Beziehung, mit welcher sich die zur Bruchlast zugehörige Biegebeanspruchung der Verbindung $M_{A,u}$ eindeutig bestimmen liesse. Besonders im Bereich höherer Beanspruchungen ist vorab kein klares, statisches System definierbar. Verantwortlich dafür ist das in der Regel zum angeschlossenen Profil unterschiedliche Verformungsverhalten der Verbindung sowie die damit zusammenhängende Unkenntnis zum Mass des Einspanngrades. Dabei spielt auch die Frage nach der Fähigkeit zur Ausbildung eines teilweisen oder vollen Fliessgelenks der Verbindung mit.

Mit der Kenntnis der vorhandenen Auflagerkräfte des Zweifeldträgers ist allerdings der statisch aktuelle Zustand jedoch eindeutig definiert. Zusammen mit den angreifenden Lasten lassen sich die zugehörigen Beanspruchungen im ganzen System und somit auch die Biegebeanspruchung der Verbindung klar bestimmen. Indem die Grösse der drei Auflagerkräfte messtechnisch erfasst ist, liegen beim vorliegenden einfach statisch unbestimmten System überzählige Grössen vor, welche Kontrollen über mögliche Asymmetrien und weitere Ungenauigkeiten erlauben. Sowohl die Kontrolle der Summe der Auflagerkräfte mit der Summe der aufgebrachten Lasten, wie auch der Vergleich zwischen den Werten der beiden Aussenaullager (vgl. Abb. 4.22 Punkt B und C) zeigten ohne Ausnahme vergleichsweise geringe Abweichungen. Der aus den gemessenen Auflagerkräften resultierende Wert lag im Mittel 2% tiefer als die über den hydraulischen Druck gemessene, vergleichbare Zylinderkraft. Die Differenz zwischen der Messung der linken und rechten Auflagerkraft (Punkt B und C) war in der Regel noch deutlich kleiner und erreichte Maxima, welche bei $\pm 1\%$ lagen.

Als Grundlage für die Auswertung und die vorliegenden Darstellungen wurden die zur Messung der Auflagerkräfte korrespondierenden Werte gewählt. Diese Werte geben die effektive Tragwerksreaktion wieder, während die Belastungskräfte durch schwierig quantifizierbare Nebeneffekte (Kolbenreibung sowie Verluste bei den Kipphalterungen) "verunreinigt" sind. Mit anderen Worten nehmen sämtliche Werte in den vorliegenden Darstellungen und zugehörigen Auswertungen, an welchen die Belastung F oder die Auflagerkraft beteiligt sind, auf die über die Druckmessdosen gemessenen Auflagerkräfte Bezug. Das in den Darstellungen im Anhang A3 aufgeführte zur Verbindung gehörende Biegemoment M_A (Anschlussmoment) ist mit dem gemittelten Wert der beiden gemessenen Auflagerkräfte der Aussenaullager und den zugehörigen Belastungen errechnet. Dementsprechend wurde auch die zur Bruchlast F_u gehörende Bean-

spruchung der Verbindung $M_{A,u}$ ermittelt. Im Unterschied zu den Auswertungen der Versuchsreihe «Kragarmträger» wurde auf den korrigierenden Einbezug des Eigengewichtsanteils verzichtet, da der Einfluss beim Zweifeldträger noch einmal deutlich geringer ausfällt.

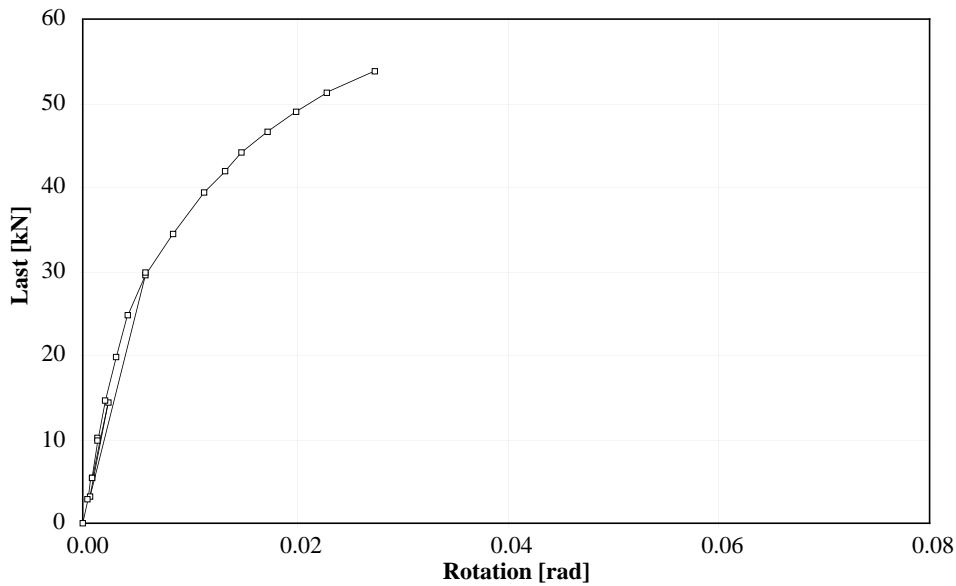


Abb. 4.30: Wiedergabe des mittels Inklinometer (Nr. 7 und 8) experimentell erfassten Verdrehverhaltens der Verbindung ausgedrückt durch den Last F - Rotation φ_A - Verlauf aufgezeigt am Beispiel der Werte von Versuch 3D3

Auch bei dieser Versuchsreihe kann die zweckmässigste Auskunft zur Verdrehung φ_A der Verbindung am ehesten über die Erfassung der Verdrehung des angeschlossenen Profils gewonnen werden. Die Werte der direkt angrenzend an die Stirnplatte auf dem Zugflansch des Profils positionierten Inklinometer bilden in Bezug auf die Rotation der Verbindung die Grundlage der Auswertung. In gleicher Art wie beim »Kragarmträger« erfolgt die Auswertung der Rotation φ_A nicht einzeln pro Verbindung, sondern über den ganzen Stoss als Summe der Verdrehungen beider Anschlussseiten (vgl. weitere Erläuterungen in Abschnitt 4.43).

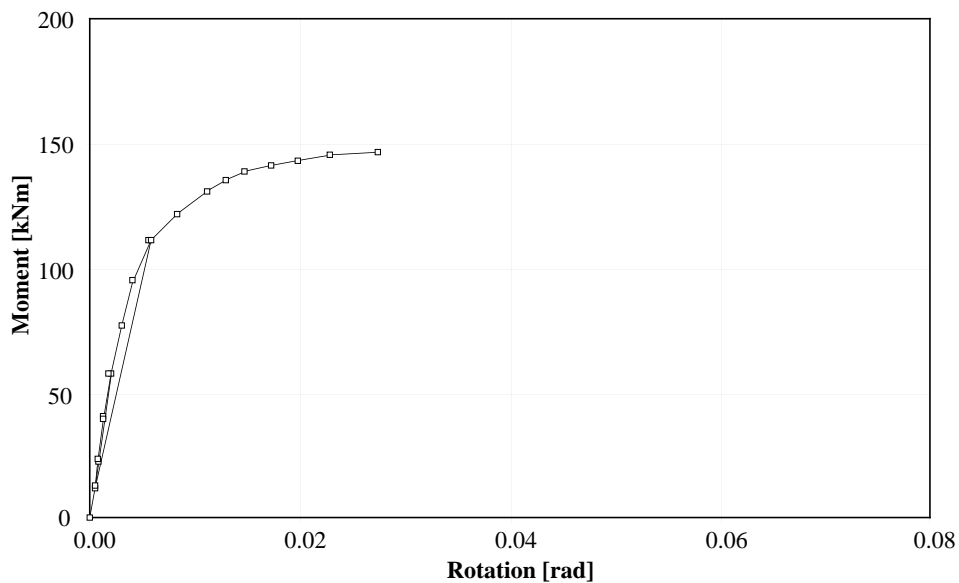


Abb. 4.31: Wiedergabe des mittels Inklinometer (Nr. 7 und 8) experimentell erfassten Verdrehverhaltens der Verbindung ausgedrückt durch den Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Verlauf, aufgezeigt am Beispiel der Werte von Versuch 3D3

Der aus dem Versuch hervorgehende F - φ_A - bzw. M_A - φ_A -Verlauf der Verbindung, wie er als Diagramm im Anhang A3 jeweils pro Versuch aufgezeigt ist, erlaubt zunächst eine grundsätzliche Qualifizierung der Verbindung und gibt zudem indirekt auch einen ersten Aufschluss über die Art und das Mass der Fliessgelenkausbildung (vgl. Abb. 4.30 und Abb. 4.31). Der speziell in den Tabellen im Anhang A3 aufgeführte Wert $\varphi_{A,u}$ kennzeichnet den zur maximal erreichten Last F_u zugehörige Verdrehwinkel (in Radiant) der Verbindung.

Zur weiteren Qualifizierung der Verbindung wird dem in der erläuterten Art ermittelten M_A - φ_A -Verlauf in gleicher Art wie bei der Versuchsreihe «Kragarmträger» eine bilineare Beziehung eingeschrieben. Dabei interessiert zur Hauptsache die Verdrehsteifigkeit $C_{A,1}$ der Verbindung im Gebrauchslastbereich. Sie repräsentiert sich als Steigung der Geraden im Bereich zwischen dem Nullpunkt und dem halben Tragwiderstand der Verbindung ($0.5 \cdot M_{A,u}$). Der mehrheitlich nichtelastischen Bereich der Verbindung charakterisiert die Verdrehsteifigkeit $C_{A,2}$, welche die Steigung der zweiten Geraden zwischen den Punkten $0.5 \cdot M_{A,u}$ und $M_{A,u}$ wiedergibt. Die eingehende Darstellung und das Vorgehen zur Bestimmung dieser Grössen ist im vorangehenden Abschnitt 4.43 beschrieben und dem Prinzip nach in Abb. 4.19 aufgezeigt.

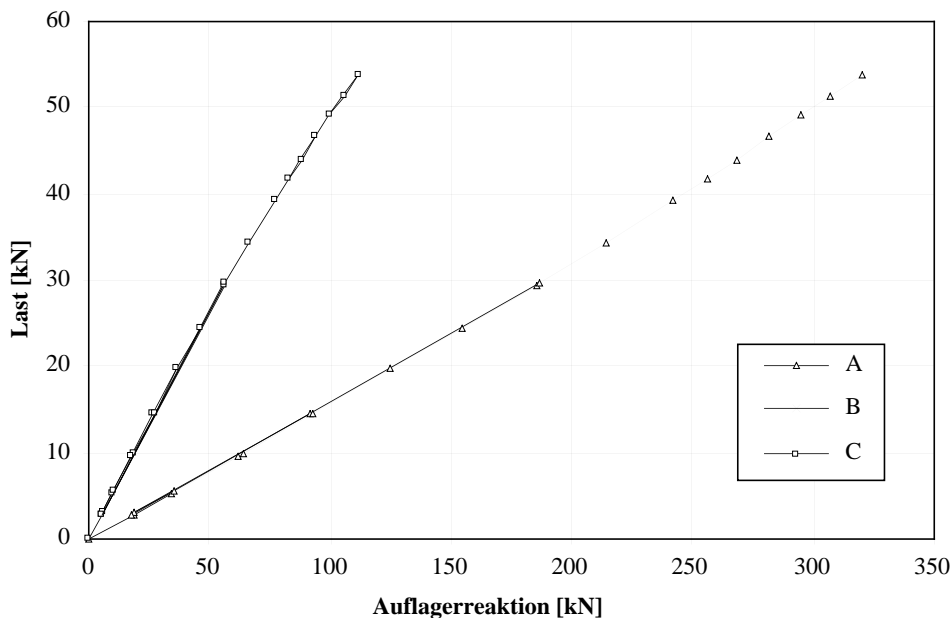


Abb. 4.32: Entwicklung der Auflagerreaktionen in Beziehung zur aufgetragenen Last, aufgezeigt am Beispiel von Versuch 3D3 (A: Mittenaufleger; B bzw. C: Aussenaufleger)

Die Kenntnis der realen Auflagerkräfte erlaubt nicht nur die Rückrechnung der Beanspruchungen an beliebiger Stelle des Systems, sondern ermöglicht eine direkte Analyse zum Verhalten und zum Zustand des statischen Systems. Der Verlauf der jeweiligen Auflagerreaktion in Abhängigkeit der aufgetragenen Last (vgl. Abb. 4.32) wie auch die Beziehung zwischen dem Feldmoment bzw. dem Anschlussmoment zur aufgetragenen Last (vgl. Abb. 4.33), erlaubt durch den Vergleich zu den theoretischen Werten des statischen Grundsystems eine Zuordnung und Qualifizierung der effektiv herrschenden statischen Verhältnisse. Die Abweichungen gegenüber der aus der klassischen Berechnung linearen Entwicklung der Auflagerkräfte visualisieren die Veränderungen im System. Im Anhang A3 sind die zugehörigen Diagramme pro Versuch dargestellt. Da das Mass der Durchbiegung bekanntlich neben anderem auch durch die Eigenschaften und das Verhalten der Verbindung bestimmt ist, lassen sich ausserdem aus der Entwicklung der Trägerdurchbiegungen Veränderungen im statischen System ablesen (vgl. Abb. 4.34). Im Anhang A3 ist daher auch der Verlauf der Durchbiegungen gemessen in Spannweitenmitte in Abhängigkeit der aufgetragenen Last F als Diagramm dargestellt.

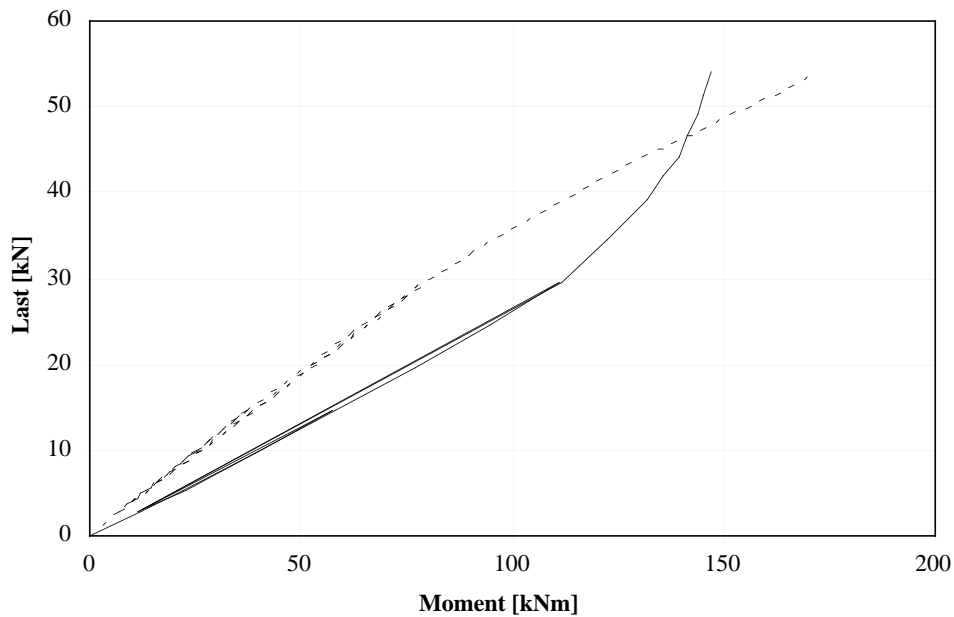


Abb. 4.33: Entwicklung des Anschlussmoments bzw. Feldmoments in Beziehung zur aufgetragenen Last, aufgezeigt am Beispiel von Versuch 3D3 (Anschlussmoment M_A = durchgezogene Linie; Feldmoment M_F = gestrichelte Linie)

Theoretisch liesse sich über die rechnerische Beziehungen aus der vorhandenen Durchbiegung die zugehörige Rotation und der entsprechende Einspanngrad der Verbindung zurückrechnen. Die Auswertungen in dieser Richtung zeigen jedoch, wie ausserordentlich empfindlich das Ergebnis auf Abweichungen in den beteiligten Rechengrössen, wie beispielsweise auf die Toleranzen bei den Querschnittsmassen und dergleichen, reagiert.

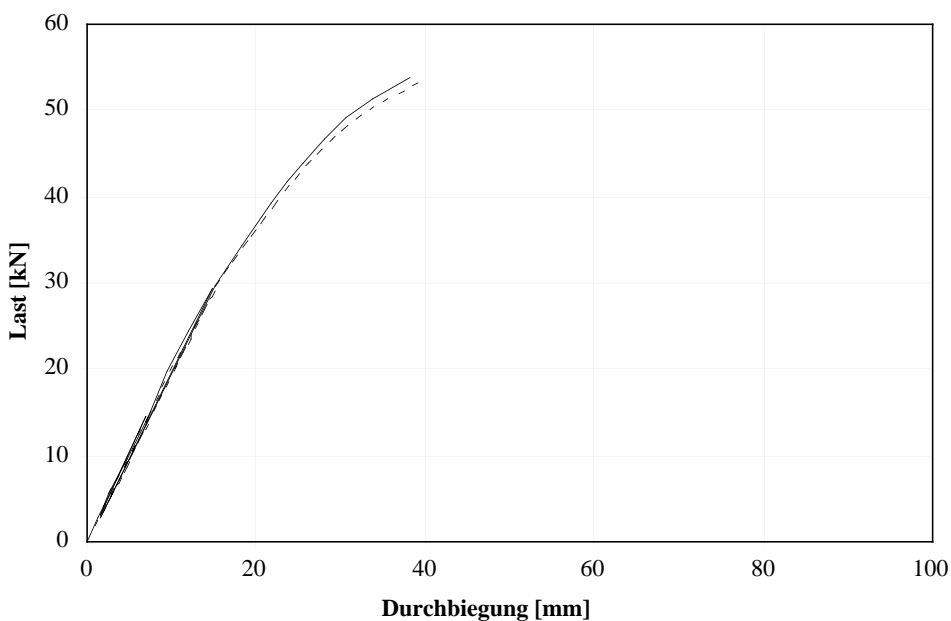


Abb. 4.34: Entwicklung der Durchbiegung in Spannweitenmitte in Beziehung zur aufgetragenen Last, aufgezeigt am Beispiel von Versuch 3D3 (Durchbiegung linke Spannweite Träger AC, Weggeber Nr. 13 = durchgezogene Linie; Durchbiegung rechte Spannweite Träger AB, Weggeber Nr. 23 = gestrichelte Linie)

Obschon das geometrische Ausmessen aller Versuchsträger maximale Abweichungen von nur gerade 1 mm ergaben, reagieren die entsprechenden Querschnittswerte auf geringste Geometrieabweichungen für diese Art der Anwendung sehr sensibel. Dementsprechend bleiben die zugehörigen Ergebnisse zu unscharf, weshalb auf eine weitergehende Darstellung und Auswertung verzichtet wurde.

In gleicher Art begrenzt ist die Aussage zu den vorliegenden Daten zur Messung der Spaltöffnung. Aus der Entwicklung der Spaltöffnung im Verlauf des Versuches lassen sich wohl qualitative Schlüsse auf das lokale Verhalten der Verbindung im Zugbereich ziehen, ein weiterer Gebrauch zur rechnerischen Ableitung des Gesamtverformungsverhaltens scheidet hingegen an den verhältnismässig sensiblen Einflussgrössen und den Unklarheiten bei der Auslegung und Annahme des inneren Hebelarms.

Alle verarbeiteten Ergebnisse der Versuchsreihe «Durchlaufträger» sind pro Versuch im Detail in Tabellenform und den zugehörigen Diagrammen im Anhang A3 zusammengestellt.

5. Das Verhalten der Stirnplattenverbindung unter Momentenbeanspruchung

5.1 Rotations-Charakteristik der Verbindung

Die Charakteristik des Moment-Rotations-Verlaufs der geschraubten Stirnplattenverbindung ist eine typisch nicht-lineare Beziehung. Dies ist zur Hauptsache auf den Umstand zurückzuführen, dass diese Verbindungsart nicht ein einheitliches, kontinuierliches Teil, sondern ein Bauteil ist, welches sich aus verschiedenen Einzelteilen mit unterschiedlichen Beanspruchungen sowie unterschiedlichen Steifigkeiten zusammensetzt und damit letztlich unterschiedliches Verhalten die Folge ist. Die eigentliche Materialdiskontinuität in der Verbindung erlaubt zum einen irreguläre Relativbewegungen und zum anderen kann die Art der Kraftübertragung zum Fließen einzelner Komponenten beitragen und bei grösseren Verformungen gar zur Veränderung der Auflagerverhältnisse führen.

5.11 Typische Last-Verformungskurven

Auf den ersten Blick lassen sich die Moment-Rotations-Kurven der geschraubten Stirnplattenverbindungen hinsichtlich ihres Verlaufs in zwei Gruppen ordnen:

- die Verbindung mit geringem Verformungsvermögen und sprödebruchartigem Versagen
- die Verbindung mit duktilem Verformungs- und Bruchverhalten

Bei der jeweiligen Kurve selber sind wiederum grundsätzlich zwei Bereiche zu erkennen: Als erstes den Anfangsbereich, welcher bei beiden Formen ein mehr oder weniger elastisches Verhalten zeigt und sich mit der in Abschnitt 4.43 eingeführten "Bauteil"-Steifigkeit $C_{A,1}$ subsumieren lässt. Während bei der einen Gruppe durch ein abruptes Versagen einer Komponente der Verbindung ein eigentliches Sprödebruchverhalten der ganzen Verbindung festzustellen ist (vgl. Abb. 5.01), nimmt bei der zweiten Gruppe nach dem Überschreiten der "elastischen" Grenze die Verbindungssteifigkeit stetig ab (vgl. Abb. 5.02). Plastische Verformungen einzelner Verbindungsteile sorgen für ein ausgeprägtes Arbeits- bzw. Rotationsvermögen der Verbindung.

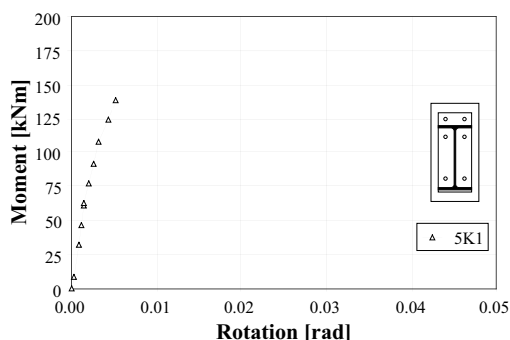


Abb. 5.01:
Typische Last/Moment-Verformungs-Kurve einer geschraubten Stirnplattenverbindung mit geringem Verformungsvermögen und sprödebruchartigem Versagen. (Anschluss IPE 300, überstehende Ausbildung mit zwei Schraubenreihen und HV-Schrauben M16 der FK 10.9)

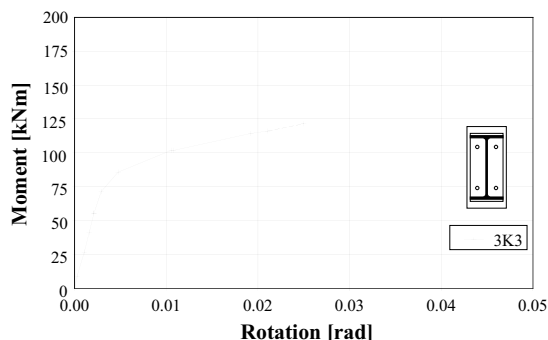


Abb. 5.02
Typische Last/Moment-Verformungs-Kurve einer geschraubten Stirnplattenverbindung mit duktilem Verformungs- und Bruchverhalten. (Anschluss IPE 300, bündige Ausbildung mit zwei Schraubenreihen und schaftlosen Schrauben M20 der FK 8.8)

Die Moment-Rotationskurve der jeweiligen Verbindung lässt sich daher im wesentlichen durch die Ausgangssteifigkeit $C_{A,1}$, den Tragwiderstand $M_{A,u}$ sowie die Rotationskapazität $\varphi_{A,u}$ charakterisieren.

Beim Betrachten dieser beiden Last-Verformungs-Kurven, die bei an sich gleichem Tragwiderstand ein deutlich unterschiedliches Rotationsvermögen aufzeigen, stellt sich vor dem Hintergrund der durchgeführten Versuche von neuem die Frage, wie die effektiven Zusammenhänge sind und welche Grössen schliesslich dafür ausschlaggebend sind. Von deren Beantwortung hängt im Grunde genommen letztlich ab, inwiefern der Konstrukteur das Verformungsverhalten der Verbindung beherrscht und bewusst steuern kann.

5.12 Die beeinflussenden Umstände

In ihrer grundsätzlichen Wirkungsweise und beim Nachverfolgen der Kräfteübertragung ist die Stirnplattenverbindung einfach zu verstehen. Sobald man jedoch das Verhalten der Verbindung detaillierter erfassen und qualifizieren will, tun sich schnell Schwierigkeiten auf, die einem den komplexen Sachverhalt vor Augen führen. Zur Hauptsache ist dies auf die folgenden Umstände zurückzuführen:

- Die Verbindung besteht aus einer Anzahl vergleichsweise kleiner Komponenten. Die "Spannweiten" zwischen der konzentrierten Krafteinleitung (Schraube) und den „Auflagern“ der Stirnplatte (Träger) sind zum Teil in der Größenordnung oder gar kleiner als die Dicke der Stirnplatte selbst, was den Verhältnissen eines gedrungenen Körpers entspricht.
- Details, wie Form und Grösse des Schraubenkopfs oder die Schweissnahtgrösse, können die Steifigkeit der Stirnplatte und damit das allgemeine Verformungsverhalten nachhaltig beeinflussen.
- Die konzentriert angreifenden Kräfte bzw. die dadurch ausgelösten Reaktionen erzeugen lokal mehraxiale Beanspruchungsverhältnisse, wodurch bekanntermassen auch das Verformungsverhalten betroffen ist.
- Die Ausbildung der konstruktiven Umgebung, des eigentlichen Verbindungsauflegers, beeinflusst direkt die Beanspruchungsverhältnisse in der Verbindung. Die Kontaktfläche zwischen der Stirnplatte und deren Gegenstück kann sich in Abhängigkeit der Last verändern, womit sich auch die Auflagerverhältnisse ändern.
- Normale Fertigungstoleranzen und Ausführungsungenauigkeiten sind schwierig zu verhindern und zu erfassen und wirken sich aufgrund der Kompaktheit und Kleinmassstäblichkeit der Verbindung deutlich stärker aus als dies bei den übrigen Bauteilen der Fall ist.

Bereits die Aufzählung der globalen Zusammenhänge macht deutlich, dass eine rein theoretische Herleitung und Erfassung des Verhaltens wohl kaum zu befriedigenden und zu allgemeingültigen Ergebnissen führt. Dies erklärt auch die in der einschlägigen Literatur neben den theoretischen Arbeiten anzutreffende Vielfalt und Vielzahl von gemachten, unterschiedlichsten experimentellen Untersuchungen an Stirnplattenverbindungen.

Im Nachfolgenden soll aufgrund der vorliegenden Ergebnisse der eigenen Versuche zusammen mit den Erkenntnissen der aus der Literatur bekannten Untersuchungen zunächst versucht werden die grundsätzlichen Zusammenhänge zum Verhalten der Stirnplattenverbindung näher auszuleuchten und im Detail, in Bezugnahme auf die Regelanschlüsse nach SZS [5.1], deren Verformungsverhalten zu qualifizieren.

5.2 Die Aspekte des Tragverhaltens der Verbindung mit Bezugnahme auf die durchgeführten Versuche

Vor der eigentlichen Analyse des Verformungsverhaltens (vgl. nachfolgenden Abschnitt 5.3) sollen in diesem Zusammenhang die wesentlichen Aspekte des Tragverhaltens konzentriert herausgelöst und eingeschätzt werden. Dies geschieht zur Hauptsache im Bewusstsein um ihre Wechselbeziehung zur Verformung sowie in Bezug auf deren Auswirkung auf den Rechenansatz "SZS" (vgl. Abschnitt 2.323).

5.21 Herauslösen der einzelnen Einflussgrößen auf den Tragwiderstand und deren Beurteilung

5.211 Versagensursache - Versagensbild

Bei allen Ausbildungsformen, "bündige" und "überstehende" Stirnplatte mit zwei und vierreihiger Schraubenanordnung, wurde bei den nach den "SZS" vorgegebenen Geometrien (Stirnplattendicke, Schraubenanordnung und Schweissnahtstärke) der Biege- und Zugwiderstand ohne Ausnahme durch das Versagen der auf Zug beanspruchten Schrauben begrenzt. Bei einer einzigen Ausführung mit überstehender Kopfplatte und vier Schraubenreihen (17K1/HEB 300, $d_p=15$ mm, 12xM16) wurde im Bruchzustand bei vergleichsweise grosser Stirnplattenverformung ($2.5 \div 3$ mm) mit dem Bruch der Schraube ein lokal begrenzter Riss der Flansch-Kehlnaht ($a_f = 6$ mm) auf der Seite des Stirnplattenüberstandes beobachtet. Das Bruchbild der Schweissnaht lässt auf einen Schweissnaht- bzw. Bindefehler schliessen.



Abb. 5.03:
Typisches Versagensbild: Erreichen des Tragwiderstandes der Verbindung durch Versagen der auf Zug beanspruchten Schrauben

Im Hinblick auf die Überlegungen zu einem Modell zur Abschätzung des Verformungsvermögens der Verbindung selber (vgl. nachfolgender Abschnitt 6.2) ist, wie sich zeigen wird, die Beobachtung der Reihenfolge der Schraubenbrüche von Bedeutung. Während bei den einen Ausführungen alle Schrauben im Zugbereich im selben Augenblick kollektiv versagten, war bei anderen Versuchen hingegen der Tragwiderstand klar erkennbar durch den Bruch bestimmter, einzelner Schrauben festgelegt. Die übrigen Schrauben brechen bei starkem Lastabfall schliesslich zeitverzögert in der Regel nach 10 bis 30 Sekunden oder bleiben in wenigen Fällen bei überstehenden Stirnplatten mit relativ schlanker Ausführung unter rapider Verformungszunahme der Stirnplatte intakt. Welche Schraube(n) effektiv als erstes versagt, informiert im Kern über die höchste Schraubenbeanspruchung und gibt nicht zuletzt auch Hinweise über den Verlauf der Kraftabtragung. Die Verformung der betroffenen Schraube selbst zusammen mit der durch sie hervorgerufenen Deformationen der Stirnplatte diktiert letztlich im Grunde genommen das Verformungsvermögen der Verbindung.

Bei der Gegenüberstellung der Feststellungen zur Reihenfolge des Versagens kann im Grundsatz eine Abhängigkeit zur Ausführungsform (bündig, überstehend), zur Anzahl Schraubenreihen und zum Schraubenmaterial ausgemacht werden. Bei der bündigen Ausführung mit zwei Schraubenreihen überrascht das Ergebnis kaum: Die beiden im Zugbereich liegenden Schrauben versagen, unabhängig des Schraubenmaterials, durchwegs gleichzeitig. Beim Grossteil der bündigen Ausführungen mit vier Schraubenreihen ist Ähnliches festzustellen. Alle vier Schrauben im Zugbereich versagen gleichzeitig. Bei der Ausbildung "4" und "15" mit der normalen HV-Bestückung fallen die am Steg liegenden Schrauben sowohl beim Kragarmversuch (4K1) wie auch beim Durchlaufträgerversuch (4D1, 15D17) dagegen als erstes aus.

Bei den Ausbildungen mit überstehender Kopfplatte sind Differenzen zu erkennen, die auf eine Abhängigkeit vom Verhältnis der Steifigkeit des Kragarm-Überstandes zum Schraubendurchmesser bzw. Schraubenkraft hinweisen. Bei einer Kopfplattendicke von ungefähr $d_p \leq 1.0 \cdot d$ versagen als erstes die "innenliegenden" Schrauben (im Profilbereich), wobei dies beim vierreihigen Anschluss im allgemeinen die beiden dem Steg naheliegenden Schrauben betrifft. Im einen Fall, bei welchem die Kopfplattendicke $d_p = 1.25 \cdot d$ betrug (5K1 und 5D1) versagten alle vier HV-Schrauben gleichzeitig, während bei der Bestückung der gleichen Verbindung mit schaftlosen Schrauben DIN 933 der FK 8.8 wiederum als erstes die innenliegenden Schrauben ausfielen. Letzteres wird auf die mit dieser Schraubenform grossen Verformungen zurückzuführen sein, welche als Ganzes zu Verformungen führen können, die ihrerseits zu einem Klaffen am Kragarmende führen. Damit reduziert sich die Zusatzkraft (Hebelkraft) der aussenliegenden Schraube, was im Endeffekt eine Höherbeanspruchung der innenliegenden Schrauben nach sich zieht.

5.212 Einfluss der Versagensart der Schraube auf den Tragwiderstand

Der Umstand, dass das Versagen der Verbindung durch den Bruch der Schrauben ausgelöst wird, weist ostentativ auf die zentrale Bedeutung der Schraube für den Tragwiderstand der Verbindung hin. Offensichtlich ist damit auch primär die Frage nach der Auswirkung der Materialwahl bzw. der Wahl der Festigkeitsklasse der Schraube verknüpft.

Im Normalfall werden HV-Garnituren der FK 10.9 verwendet. Bei Durchmessern ab M16 versagt, wie bereits verschiedentlich erwähnt (vgl. Abschnitt 3.31), die zugbeanspruchte Schraube mit einer Mutter der Höhe von $0.8 \cdot d$ durchwegs durch Gewindeabstreifen. Diese Versagensform wurde nicht allein bei den eigentlichen Schraubenzugversuchen, sondern auch bei ihrem Einsatz in der Stirnplattenverbindung der eigenen Versuche beobachtet. In der Regel wird dabei der von der Norm geforderte Mindestwert erreicht. Zwingt man die Schraube durch die Verwendung einer Mutter mit grösserer Höhe ($1.0 \cdot d$) zum Trennbruch, so steigt damit auch der Tragwiderstand der Schraube an. Im Durchschnitt liegen die Werte im reinen Zugversuch rund 8% über jenen aus Gewindeabstreifen (vgl. Abschnitt 3.31). Ähnliches lässt sich auch in den Versuchen mit der Verbindung feststellen. Die bei zwei Versuchen zusätzlich geprüfte Ausführung mit HV-Schrauben und einer Mutter mit $1.0 \cdot d$ Höhe, zeigen mit einer Steigerung des Biegetragwiderstands der Verbindung von 139 kNm (3D1) auf 151 kNm (3D2) bzw. von 245 kNm (15K1) auf 267 kNm (15D17) eine nahezu identische Erhöhung von knapp 9%. Dieser Zusammenhang kann ausserdem auch als Indiz für den unmittelbaren Einfluss der Schraubenfestigkeit auf das Tragvermögen der Verbindung gewertet werden.

5.213 Einfluss der Festigkeitsklasse der Schraube auf den Tragwiderstand

Auf den ersten Blick läge der Schluss nahe, dass Schrauben anderer Festigkeitsklassen dementsprechend auch ihren Einfluss auf den Tragwiderstand ausüben. Die Ergebnisse zeigen auch, dass ein offensichtlicher Zusammenhang besteht. Eine direkte, nur auf den Tragwiderstand der

Schraube bezogene Folgerung, wonach sich der Tragwiderstand der Verbindung im Verhältnis zur Ausgangsfestigkeit der jeweiligen Schraube verhält, wäre nur dann einigermaßen gerechtfertigt, wenn die Schrauben auch gleiches Verformungsverhalten aufweisen würden. Und dies auch nur dann, wenn das Verformungsverhalten der Kopfplatte wiederum das gleiche wäre. Beides trifft im vorliegenden so nicht zu.

Zum Vergleich wurden die gleichen Verbindungen neben der Besetzung mit normalen HV-Garnituren auch mit schaftlosen Schrauben nach DIN 933 der FK 8.8 sowie Schrauben nach DIN 912, ebenso schaftlos, der FK 12.9 bestückt. Diese Schrauben mit durchgehendem Gewinde weisen, wie in Kapitel 3 ausführlich dargelegt und in den entsprechenden Zugversuchen nachgewiesen, ein im Vergleich zu den normalen HV-Schrauben unvergleichlich duktileres Verformungsverhalten auf. Diese Gegebenheit kann Kraftumlagerungen und Kraftausgleich innerhalb der Verbindung ermöglichen, welche für sich allein zu einer Steigerung des Tragwiderstandes führen. Im weiteren können durch die mögliche plastische Längung der Schrauben und durch die damit verbundene Verdrehung der Verbindung die auf der Druckseite angeordneten Schrauben aktiviert werden, indem diese Schrauben nun auch Zug aufnehmen können und damit einen zusätzlichen Beitrag zum Biege­widerstand leisten (vgl. Abschnitt 5.22).

Bei der Gegenüberstellung der Ergebnisse muss jedoch auch die erwähnte Differenz bezüglich des Schraubenversagens (Abstreifen/Trennbruch) und die generelle Möglichkeit von Überfestigkeiten berücksichtigt werden. Gerade das Ausmass letzterer ist schwierig abzuschätzen. Obschon bei all den eigenen, durchgeführten Zugversuchen an Schrauben (vgl. Abschnitt 3.31 und [5.2]) unabhängig der Festigkeitsklasse (8.8, 10.9 und 12.9) bei Trennbruch im Mittel eine gegenüber dem geforderten Mindestwert um rund 8% erhöhte Bruchfestigkeit festzustellen ist, kann diese im Einzelfall nicht a priori angenommen werden. Gleichzeitig stellt sich auch die Frage nach möglichen Unterschieden in Abhängigkeit der Herkunft bzw. des Schraubenfabrikats. Interessant in diesem Zusammenhang sind die umfangreichen Untersuchungen von Knobloch und Schmidt [5.3]. Geprüft wurde dabei unter anderem die Zugtragfähigkeit von samt 192 Schrauben des Schraubentypus DIN 931 und DIN 933 der Festigkeitsklasse 8.8 von über 40 verschiedenen Herstellerfirmen aus neun europäischen Ländern. Dabei lag der 5%-Fraktilwert der Bruchzugkräfte um ca. 3.5% über dem geforderten Mindestwert und die Streubreite war mit einem Variationskoeffizienten von ca. 4% vertrauenerweckend klein. Es konnte hinsichtlich der Produktionsstätte kein signifikanter Unterschied festgestellt werden.

All diese Umstände machen bewusst, dass eine eindeutige Zuordnung und Bewertung schwierig ist. Trotzdem kann der direkte Vergleich der aus den Versuchen gewonnenen Tragwiderstände weiteren Aufschluss geben. Um in etwa vergleichbare Verhältnisse zu schaffen, wurde für die nachfolgende Gegenüberstellung (vgl. Tab 6.01) der durch Gewindeabstreifen reduzierte Tragwiderstand der mit HV-Garnituren bestückten Verbindungen rechnerisch um 8% erhöht, um so näherungsweise die Differenz zur Versagensart "Trennbruch" auszugleichen, da die Schrauben der Festigkeitsklassen 8.8 und 12.9 in den vorliegenden Versuchen zufolge entsprechender Mutterwahl immer durch Trennbruch versagten.

Die Ausführung mit der bündigen Stirnplatte und zwei Schraubenreihen ist wohl die Form mit den geringsten Zusatzeinflüssen. Im Vergleich sticht als erstes die erwartete deutliche Abhängigkeit des Tragwiderstandes von der Festigkeitsklasse hervor. Während bei der Verwendung der Schrauben der FK 8.8 in erster Näherung eine der theoretischen Reduktion der Festigkeit entsprechende Minderung auf das 0.8-fache ausgelegt werden kann, trifft die adäquate Steigerung bei der Schraube der FK 12.9 nicht in dem Masse zu. Auffallend sind die Unterschiede in Bezug auf die Profil- bzw. Stirnplattenhöhe. Bei den kleineren Trägerhöhen liegt der Tragwiderstand bei den Ausführungen mit schaftlosen Schrauben der Festigkeitsklassen 8.8 und 12.9

erkennbar über dem der Festigkeitsklasse zuzuschreibenden Differenz. Mit zunehmender Trägerhöhe sinkt der Wert auf das eingangs erwähnte Niveau ab.

Profil	Versuch	Schraube			$M_{A,u}$	$M_{A,u10,9}/M_{A,ui}$
		Durchmesser	FK	Bruchart	[kNm]	
IPE 200	2D1	M12	10.9	Abstreifen (Trennbruch)	26.5 (28.5) ¹	(1.00)
	2D2			8.8	Trennbruch	25
	2D3		12.9		35	1.23
IPE 300	3D2	M20	10.9	Trennbruch	151	1.00
	3K1				Abstreifen	130
	3K2			Abstreifen	139	0.92
	3K3		8.8	Trennbruch	121	0.80
	3K4		12.9	Trennbruch	159	1.05
IPE 500	7.1K1	M20	10.9	Abstreifen (Trennbruch)	240 (259) ¹	(1.00)
	7.1K2			8.8	Trennbruch	198
	7.1K3		12.9	Trennbruch	289	1.12
HEB 200	10D2	M20	10.9	Trennbruch	96	1.00
	10K2			8.8	Trennbruch	86
HEB 300	13K1	M20	10.9	Abstreifen (Trennbruch)	135 (145) ¹	(1.00)
	13K2			8.8	Trennbruch	121
HEB 300	14K3	M27	10.9	Trennbruch	249	1.0
	14K1			10.9	Abstreifen	231
	14K2/14D2		8.8	Trennbruch	238	0.95

¹ theoretischer Tragwiderstand bei Schrauben-Trennbruch: effektiv erreichter Tragwiderstand bei Gewindeabstreifen der Schraube um 8% erhöht

Tab. 5.01: Vergleich des Tragwiderstandes in Bezug auf die Festigkeitsklasse der eingesetzten Schrauben bei der Ausführung mit bündiger Stirnplatte mit zwei Schraubenreihen

Die bei der bündigen Kopfplatte mit vier Schraubenreihen ungleichen Lagerungsverhältnisse der Kopfplatte lässt aufgrund der Steifigkeitsverhältnisse vermuten, dass die näher am Steg liegende Schraube entsprechend höher beansprucht wird. Die Frage stellt sich, ob die normale HV-Schraube ausreichendes Verformungsvermögen besitzt um Kräfteumlagerungen und einen Ausgleich zu ermöglichen oder aber die schaftlosen Schrauben der FK 8.8 und 12.9 dies besser schaffen und dementsprechend höhere Werte liefern. Zieht man dazu als erstes die im Versuch gemachte Beobachtung hinsichtlich der Reihenfolge des Versagens heran (vgl. Abschnitt 5.211), so konnte mit Ausnahme der Versuche 4K1 und 15D17, bei welchen die am Steg liegenden HV-Schrauben als erstes versagten, gleichzeitiger Bruch der Schrauben festgestellt werden. Offensichtlich reicht mehrheitlich auch das begrenzte Verformungsvermögen der Schraube mit Schaft aus, um die bei der bündigen Form vergleichsweise kleinen Plattenverformungen auszugleichen.

Profil	Versuch	Schraube			$M_{A,u}$	$M_{A,u10,9}/M_{A,ui}$
		Durchmesser	FK	Bruchart	[kNm]	
IPE 300	4K1	M12	10.9	Abstreifen (Trennbruch)	82 (88) ¹	(1.00)
	4K3		8.8	Trennbruch	80	0.91
	4K4		12.9	Trennbruch	111	1.26
IPE 500	8.2K1	M20	10.9	Abstreifen (Trennbruch)	458 (494) ¹	(1.00)
	8.2K2		8.8	Trennbruch	396	0.80
	8.2K3		12.9	Trennbruch	543	1.10
HEB 300	15D17	M20	10.9	Trennbruch	267	1.00
	15K1		10.9	Abstreifen	245	0.92
	15K2		8.8	Trennbruch	228	0.85
HEB 500	22.1K1	M20	10.9	Abstreifen (Trennbruch)	457 (493) ¹	(1.00)
	22.1K2		8.8	Trennbruch	399	0.81
	22.1K3		12.9	Trennbruch	582	1.18
HEB 500	22.2K1	M27	10.9	Abstreifen (Trennbruch)	792 (855) ¹	(1.00)
	22.2K2		8.8	Trennbruch	792	0.92

¹ theoretischer Tragwiderstand bei Schrauben-Trennbruch: effektiv erreichter Tragwiderstand bei Gewindeabstreifen der Schraube um 8% erhöht

Tab. 5.02: Vergleich des Tragwiderstandes in Bezug auf die Festigkeitsklasse der eingesetzten Schrauben bei der Ausführung mit bündiger Stirnplatte mit vier Schraubenreihen

In der Gegenüberstellung der Tragwiderstände bei bündiger Ausführungsform mit vierreihiger Schraubenanordnung (vgl. Tab. 5.02) lässt sich bei der Bestückung mit schaftlosen Schrauben dennoch tendenziell ein gering besseres Tragverhalten ablesen, was sich besonders beim Versuch 4K mit 0.91 für die schaftlose Schraube der FK 8.8 bzw. 1.26 für die Schraube der FK 12.9 anschaulich äussert.

Bei der Ausbildung mit überstehender Stirnplatte ist hinsichtlich einer Tragwiderstandssteigerung über den Kräfteausgleich durch verformungsfähige Schrauben vom Grundsatz her Ähnliches zu erwarten. Zwei ausbildungstypische Aspekte nehmen jedoch weiteren Einfluss: Zum einen kann die im Vergleich zur bündigen Ausführung dünnere Stirnplatte unter Umständen Verformungen liefern, welche den Ausgleich unterstützen und zum anderen ist die entsprechende Mitwirkung des überstehenden Teils im wesentlichen von deren Kragarmsteifigkeit abhängig, was zusammen mit dem Verformungsvermögen der Schrauben wiederum Einfluss ausübt. Anschaulich drücken sich diese Umstände im Versuch "5" aus, bei welchem die Stirnplatte im Vergleich zu den übrigen Ausbildungen mit $d_p = 1.25 \cdot d$ dicker und demzufolge auch steifer ist. Dies äussert sich zum einen darin, dass bei der Ausführung mit HV-Schrauben alle vier zugbeanspruchten Schrauben - die im Überstand und im Profilbereich liegenden Schrauben - gleichzeitig versagen und zum anderen auch im Faktum, dass die verformungsgünstigere, schaftlose Schraube der FK 8.8 ein Tragwiderstand zur Folge hat, der gleich gross wie jener der Ausführung mit höherfesten, aber weniger verformungsfähigen HV-Schrauben ist. Über alle Versuchsergebnisse hinweg, lässt sich insbesondere bei der Verwendung der Schraube mit

durchgehendem Gewinde der FK 8.8 beim Tragwiderstand der Tendenz nach eine Verbesserung feststellen, was sicherlich mehrheitlich auf das bessere Verformungsvermögen und den damit zusammenhängenden Ausgleichseffekt zurückzuführen ist.

Profil	Versuch	Schraube			$M_{A,u}$	$M_{A,u10.9}/M_{A,ui}$
		Durchmesser	FK	Bruchart	[kNm]	
IPE 300 zweireihig	5K1/5D1	M16	10.9	Abstreifen (Trennbruch)	145 (156) ¹	(1.00)
	5K2		8.8	Trennbruch	159	1.01
IPE 500 zweireihig	8.1K1	M20	10.9	Abstreifen (Trennbruch)	420 (453) ¹	(1.00)
	8.1K2		8.8	Trennbruch	363	0.80
HEB 200 zweireihig	11K1	M16	10.9	Trennbruch	111	1.00
	11D1		8.8	Trennbruch	99	0.89
	11D2		12.9	Trennbruch	144	1.30
HEB 300 zweireihig	16K1	M20	10.9	Abstreifen (Trennbruch)	265 (286) ¹	(1.00)
	16K2		8.8	Trennbruch	247	0.86
HEB 300 vierreihig	17K1	M16	10.9	Abstreifen (Trennbruch)	262 (282) ¹	(1.00)
	17D2		12.9	Trennbruch	315	1.12
HEB 500 vierreihig	23K1	M20	10.9	Abstreifen (Trennbruch)	752 (812) ¹	(1.00)
	23K2		8.8	Trennbruch	701	0.86

¹ theoretischer Tragwiderstand bei Schrauben-Trennbruch: effektiv erreichter Tragwiderstand bei Gewindeabstreifen der Schraube um 8% erhöht

Tab. 5.03: Vergleich des Tragwiderstandes in Bezug auf die Festigkeitsklasse der eingesetzten Schrauben bei der Ausführung mit überstehender Stirnplatte mit zwei bzw. vier Schraubenreihen

Dass der Einsatz verformungsgünstiger Schrauben mit durchgehendem Gewinde bei kleineren Profilhöhen zudem deutlich günstiger ausfällt als bei vergleichsweise grösseren Profilhöhen, ist letztlich auf die Höhe als solches im Zusammenhang mit der Aktivierung der im Druckbereich liegenden Schrauben zurückzuführen. Durch die im Vergleich zur normalen HV-Schraube vergrößerte Verformung der im Zugbereich liegenden Schrauben verändert sich auch die Lage der Druckzone. Mit zunehmender Beanspruchung öffnet sich die Verbindungsfuge, wodurch die beim Druckflansch liegenden Schrauben sukzessive mobilisiert werden, indem diese ebenfalls Zug übernehmen und sich somit zusätzlich am Tragwiderstand beteiligen. Der vergleichsweise grössere Einfluss bei kleineren Profilhöhen erklärt sich im wesentlichen durch den folgenden Umstand: Mit zunehmender Höhe muss das Klaffen auf der Zugseite entsprechend grösser werden damit die Zusatzkräfte in den unteren Schrauben mobilisiert werden. Hinzu kommt, dass bei kleinerer Profilhöhe der Widerstandsanteil der untenliegenden Schrauben durch das effizientere Hebelarmverhältnis von Hebelarm der Schrauben im "Druckbereich" zum Hebelarm der Schrauben im "Zugbereich" deutlich höher ausfällt.

5.214 Einfluss der Schraubenvorspannung auf den Tragwiderstand

In der Regel werden zugbeanspruchte Schrauben in Verbindungen vorgespannt, so auch im Einsatz bei der Stirnplattenverbindung. Dies geschieht zur Hauptsache zur Verbesserung der Verbindungssteifigkeit. Gleichzeitig wird über die Vorspannung auch eine Loslösesicherung erreicht. Bei dynamisch beanspruchten Schrauben ermöglicht das Vorspannen der Schraube durch den Miteinbezug der vorgespannten Teile bei der Lastaufnahme eine Entlastung der Schraube, was sich bekanntlich vorteilhaft auf das Tragverhalten dieses stark gekerbten Bauteils auswirkt.

Da in der Praxis durch die verschiedenen Anzugsverfahren sowie durch die Vielzahl der die Vorspannkraft beeinflussenden Grössen die wirklich erzielte Vorspannung in der Schraube grosse Streuungen aufweisen kann, wurde im Sinne einer einfachen Abschätzung bei zwei "Kragarmversuchen" die gleiche Verbindung einmal mit HV-Schrauben mit (4K1 bzw. 14K1) und einmal ohne (4K2 bzw. 14K3) Vorspannung geprüft. Während bei dem hauptsächlich interessierenden Verformungsverhalten deutliche Unterschiede zu erkennen sind (vgl. Abschnitt 5.326), bleibt der Tragwiderstand ohne Vorspannung praktisch unverändert (4K2 \rightarrow +1%, 14K3 \rightarrow +8%). Der im Versuch 14K3 höhere Tragwiderstand ist hauptsächlich dem durch zwei Muttern herbeigeführten Trennbruch der Schraube zuzuschreiben.

5.215 Einfluss des statisches Systems auf den Tragwiderstand

Interessant im Zusammenhang mit der Beurteilung des Tragwiderstandes ist auch die Frage, ob die Art der Aufbringung der Beanspruchung einen Einfluss ausübt. Die Frage nämlich, ob der Tragwiderstand an der für sich einzelnen geprüften Verbindung im Kragarmversuch gegenüber der im statisch unbestimmten System eingebundenen Verbindung im Durchlaufträgerversuch ein anderer ist.

Die im Versuch ermittelten Biegezugwiderstände sind bei beiden Versuchsarten praktisch die gleichen. Die anzutreffenden Abweichungen bewegen sich in der Grössenordnung von $\pm 2\div 3\%$, unabhängig der Festigkeitsklassen der verwendeten Schrauben. Einzig bei der überstehenden Ausbildung sind die Abweichungen etwas grösser. Der im Versuch "5" beim Durchlaufträgerversuch erzielte Wert liegt rund 10% über jenem dem Kragarmversuch, im Versuch "16" liegt der Durchlaufträger-Wert dagegen 5% tiefer. Ein schlüssiger Zusammenhang lässt sich nicht ausmachen, vielmehr liegt die Vermutung nahe, dass andere Umstände, wie Imperfektionen in der Stossausbildung, unterschiedliche Festigkeiten der Schrauben und dergleichen zur Hauptsache dafür verantwortlich sind.

5.22 Vergleich Rechenansatz "SZS" mit Versuchsergebnissen

Ein besonderes Interesse im Zusammenhang mit der Beurteilung des Tragwiderstandes bildet schliesslich der Vergleich des vorliegenden im Versuch mit der Verbindung effektiv erreichten Biegetragwiderstands $M_{A,u\text{eff}}$ mit dem rechnerischen, nach dem Modellansatz der SZS (vgl. Abschnitt 2.323) ermittelten Wert $M_{A,u\text{SZS}}$. Vorweg muss man sich bei der Gegenüberstellung der Ergebnisse grundsätzlich im klaren sein, dass den idealisierten Vorgaben der Modellbildung die verschiedenen Unwägbarkeiten der wirklichen Ausbildung gegenüberstehen. Im wesentlichen sind dies

- die geometrischen Imperfektionen
- die Abweichungen der Materialeigenschaften zu den im Modell eingesetzten Mindestwerten
- die im Modelle eingeschlossenen Sicherheitsüberlegungen
- die Harmonisierungen und Vereinfachungen des Modells

Die im Modell über die Reduktion der Bruchspannung ($0.8 \cdot f_{t,u}$) der zugbeanspruchten Schrauben eingebaute Zusatzsicherheit für die Verbindung, welche das Versagen in verformungsfähigere Teile verlagern und das ungewollte Sprödversagen der Schrauben verhindern soll, wird für den vorliegenden Vergleich durch eine entsprechende Erhöhung des theoretischen Modellwertes um das 1.25-fache ausgeglichen ($M_{A,u SZS,1.25}$). Als rechnerische Ausgangsdaten wurden die von der Norm geforderten Mindestwerte der Zugfestigkeiten für die Schrauben, der Streckgrenze für die Kopfplatten bzw. für die Festigkeit der Schweissnähte benutzt.

5.221 Vergleich Rechenansatz "SZS" mit Versuchsergebnissen der Regelausführungen mit normalen HV-Schrauben der FK 10.9

Im Nachfolgenden werden zunächst die regulären mit HV-Garnituren bestückten Verbindungen getrennt nach den Ausbildungsformen "bündig" und "überstehend" mit zwei- und vierreihiger Schraubenanordnung verglichen. Die statistisch gesehen verhältnismässig geringe Anzahl der Versuchswerte erlaubt keine verlässliche Verarbeitung der Ergebnisse mit allgemein schlüssigen Folgerungen. Unter Berücksichtigung dieser Tatsache lassen sich durch entsprechende Auswertungen gleichwohl grundsätzliche Tendenzen und Nuancierungen ablesen.

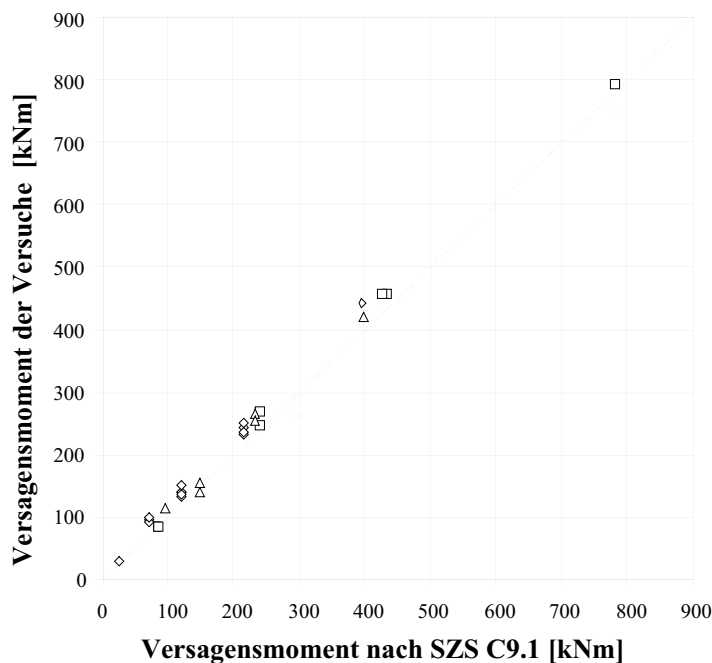


Abb. 5.04:
Genereller Vergleich der rechnerisch nach SZS-Modell ermittelten Werten und den Versuchsergebnissen aller mit HV-Schrauben bestückten und geprüften Ausbildungsformen bündig und überstehend, zwei- und vierreihig mit HV-Schrauben der FK 10.9

- Ausbildungsform:
- ◇ bündig zweireihig
 - bündig vierreihig
 - △ überstehend zweireihig
 - × überstehend vierreihig

Die Zusammenstellung der Ergebnisse aller mit HV-Schrauben geprüften Verbindungsausbildungen (bündig und überstehend, zwei- und vierreihig) weist generell insgesamt auf eine sehr gute Übereinstimmung hin (vgl. Abb. 5.04). Beim Vergleich der einzelnen Ausbildungsformen zeigt als erstes das Modell bei der bündigen Ausführung allgemein eine bemerkenswert gute Beziehung. Der im Versuch erreichte Biegetragwiderstand liegt mehrheitlich über dem rechnerisch ermittelten Wert. In den einzelnen Fällen, in welchen er diesen unterschreitet sind die Abweichungen mit 2÷4% nicht signifikant. Im Detail sind bestimmte Differenzen zu erkennen. Zunächst sind bei der vierreihigen Ausbildung die Unterschiede deutlich geringer als bei der zweireihigen Ausführung. Ein Grund hierfür könnte das mangelnde Verformungsvermögen der HV-Schraube sein, was wiederum gegen einen völligen Ausgleich, wovon das Modell ausgeht, sprechen würde. Im weiteren fällt hauptsächlich bei der zweireihigen Ausbildung auf, dass das Rechenmodell bei kleiner Profilhöhen den Tragwiderstand zum Teil, mit Ausnahme von Versuch 2D1, deutlich mehr unterschätzt als bei grösseren Höhen. Dies könnte auf die im Modell vernachlässigte Möglichkeit der Aktivierung der untenliegenden Schrauben zurückzuführen sein.

Bündig: 2-reihig			
Profil	Versuch	Schraube	$M_{A,u\text{eff}}/M_{A,u\text{SZS},1.25}$
IPE 200	2D1	M12/G	0.98
IPE 300	3K1	M20/G	1.06
	3K2	M20/G	1.13
	3D1	M20/G	1.13
	3D2	M20/T	1.23
IPE 500	7.1K1	M20/G	1.10
	7.2K1	M27/G	1.11
HEB 200	10K1	M20/G	1.26
	10D1	M20/G	1.24
	10D2	M20/T	1.31
HEB 300	13K1	M20/G	1.12
	13D1	M20/G	1.18
	14K1	M27/G	1.07
	14K3	M27/T	1.15
	14D1	M27/G	1.08
HEB 500			

Bündig: 4-reihig		
Versuch	Schraube	$M_{A,u\text{eff}}/M_{A,u\text{SZS},1.25}$
4K1	M12/G	0.96
4K2	M12/G/T	0.97
4D1	M12/G	0.98
8.2K1	M20/G	1.05
15K1	M20/G	1.01
15D17	M20/T	1.11
22.1K1	M20/G	1.07
22.2K1	M27/G	1.01

Mittelwert	1.14
Standardabw.	0.09
k-Faktor	1.75
5%-Fraktile	0.983

	1.02
	0.05
	1.86
	0.927

Tab. 5.04: Vergleich des nach "SZS"-Ansatz ermittelten Tragwiderstandes $M_{A,u\text{SZS},1.25}$ mit dem effektiven, im Versuch gemessenen Wert $M_{A,u\text{eff}}$ bei der Ausbildungsform der bündigen Stirnplatte mit zwei bzw. vier Schraubenreihen mit normalen HV-Schrauben der FK 10.9 bestückt ($M_{A,u\text{SZS},1.25} = 1.25 \cdot M_{A,u\text{SZS}}$: Korrektur um die im Modell eingebaute Sicherheitsreserve gegenüber Schraubenbruch)

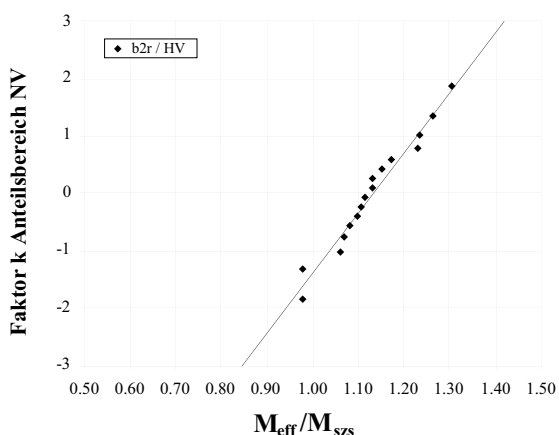


Abb. 5.05: Vergleich des "SZS"-Ansatzes der Stirnplattenausführung mit bündiger Kopfplatte und zwei Schraubenreihen in der statistischen Darstellung des Normal Probability Plots

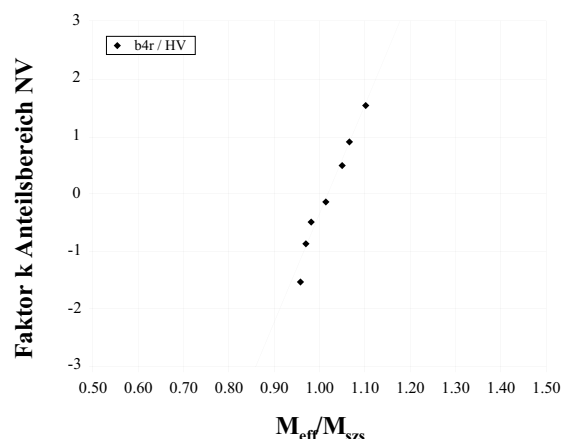


Abb. 5.06: Vergleich des "SZS"-Ansatzes der Stirnplattenausführung mit bündiger Kopfplatte und vier Schraubenreihen in der statistischen Darstellung des Normal Probability Plots

Hinsichtlich eines statistischen Vergleichs bzw. einer statistischen Überprüfung des Rechenansatzes kann zunächst mit guten Gründen von einer Normalverteilung der Ergebnisse ausgegangen werden. Um bei der geringen Anzahl von Vergleichswerten ($M_{A,u\text{eff}}/M_{A,u\text{SZS},1.25}$) dennoch eine statistische Bewertung vornehmen zu können, sind sie graphisch im Streudiagramm dem Faktor k , für die k -fache Standardabweichung s vom Mittelwert, im Grunde genommen einem Anteilbereich der Normalverteilung zugeordnet und in den Abbildungen 5.05 bzw. 5.06 im sogenannten Normal Probability Plot (NPP) aufgezeigt.

Als erstes kann darin erkannt werden, dass in beiden Fällen - der bündigen Ausbildung mit zwei und vier Schraubenreihen - die Abweichungen von der eingezeichneten Geraden verhältnismässig gering sind und somit eine Normalverteilung der Vergleichswerte gemeinhin als gegeben angenommen werden kann. Im weiteren lässt sich daraus unter der Berücksichtigung der Probenanzahl der 5%-Fraktilwert im Fall der zweireihigen Ausführung von 0.983 bzw. 0.927 bei vierreihiger Ausbildung ermitteln. Mit dem Kehrwert liesse sich für diesen Fall statt dessen ein Sicherheitsbeiwert für das Modell γ_{Modell} von 1.02 bzw. 1.08 ableiten, was letztlich gerade in Anbetracht des einfachen Modellaufbaus und des kleinen Stichprobenumfangs auf eine nennenswert gute Übereinstimmung schliessen lässt.

Überstehend: 2-reihig				Überstehend: 4-reihig		
Profil	Versuch	Schraube	$M_{A,u\text{eff}}/M_{A,u\text{SZS},1.25}$	Versuch	Schraube	$M_{A,u\text{eff}}/M_{A,u\text{SZS},1.25}$
IPE 300	5K1	M16/G	0.92			
	5D1	M16/G	1.01			
IPE 500	8.1K1	M20/G	1.05			
HEB 200	11K1	M16/T	1.14			
HEB 300	16K1	M20/G	1.14	17K1	M16/G	0.88
	16D1	M20/G	1.08			
HEB 500				23K1	M20/G	0.95
						0.91
		Mittelwert	1.06			
		Standardabw.	0.09			
		k	1.94			
		5%-Fraktile	0.885			

Tab. 5.05: Vergleich des nach "SZS"-Ansatz ermittelten Tragwiderstand $M_{A,u\text{SZS},1.25}$ mit dem effektiven, im Versuch gemessenen Wert $M_{A,u\text{eff}}$ bei der Ausbildungsform der überstehenden Stirnplatte mit zwei bzw. vier Schraubenreihen mit normalen HV-Schrauben der FK 10.9 bestückt

Die Ausbildung mit überstehender Kopfplatte ist aus der Sicht der Kraftübertragung und den möglichen Einflussgrössen die wesentlich komplexere Ausführungsart als jene der bündigen Form. Die zur Modellbildung erforderlichen Vereinfachungen und Idealisierungen fallen folglich im Grundsatz unweigerlich einschneidender aus. Mit dieser Prämisse und angesichts des einfachen Modellaufbaus des SZS-Ansatzes zeigt der Vergleich dennoch eine bemerkenswert gute Übereinstimmung. Während bei der zweireihigen Ausführung der Tragwiderstand durch das Modell bis auf eine Ausnahme (Versuch 5K1) etwas unterschätzt wird, ergibt die vierreihige Ausführung in einem Fall (17K1) einen rund 14% zu grossen Tragwiderstand. Vermutlich ist zur Hauptsache das geringe Verformungsvermögen der HV-Schraube und der damit nicht ausreichende Kraftausgleich, wie er im Modell für die innenliegenden Schrauben angesetzt wird, dafür verantwortlich.

Bei der Ausführung mit überstehender Kopfplatte unterschätzt der Rechenansatz in ähnlicher Art. Neben den vermutlich grundsätzlich bestehenden Überfestigkeiten der Schrauben, die im Mittel rund 8% ausmachen dürften (vgl. Abschnitt 3.31), wird der Hauptgrund nicht in der Materialqualität, sondern im wesentlichen im gegenüber der HV-Schraube deutlich duktileren Verhalten der Schraube mit durchgehenden Gewinde liegen. Dies manifestiert sich in eindrücklicher Art im direkten Vergleich zwischen den Verbindungen, welche mit der schaftlosen HV-Schraube, der Schraube NVN bestückt waren und den Regelausführungen mit normalen HV-Schrauben (vgl. Tab. 5.08). Hier ist zudem aus den durchgeführten Zugversuchen bekannt (vgl. Abschnitt 3.31), dass der Zugtragwiderstand der eingesetzten HVN-Schrauben auch mit Trennbruch sehr geringe Streuungen aufweist und im Mittel gerade den geforderten Mindestwert erreichen, womit die Unwägbarkeit nach möglicher Überfestigkeit soweit ausgeschlossen werden kann.

Profil	Ausbildungsform	HV-Schraube			Schaftlose HVN-Schraube	
		Versuch	$M_{A,u\text{eff}}/M_{A,u\text{SZS},1.25}$		Versuch	$M_{A,u\text{eff}}/M_{A,u\text{SZS},1.25}$
IPE 300	bündig 2-reihig	3K1/K2/D1	1.1	↔	3D3	1.21
	überstehend 2-reihig	5K1/D1	0.96	↔	5D2	1.11
HEB 300	bündig 2-reihig	13K1/D1	1.15	↔	13D2	1.18
	bündig 4-reihig	15K1	1.01	↔	15D18	1.11
	überstehend 2-reihig	16K1/D1	1.11	↔	16D2	1.28

Tab. 5.08: Vergleich des nach "SZS"-Ansatz ermittelten Tragwiderstand $M_{A,u\text{SZS},1.25}$ mit dem effektiven, im Versuch gemessenen Wert $M_{A,u\text{eff}}$ bei der Verbindung ausgeführt mit HV-Schrauben in der Gegenüberstellung zur Verbindung mit HVN-Schrauben, beide der Festigkeitsklasse 10.9

Offensichtlich ermöglicht die schaftlose Schraube durch ihr vergleichsweise ausgeprägtes Verformungsvermögen einen Kraftausgleich, wie er dem Rechenansatz zugrunde liegt, was die "spröden" HV-Schrauben nicht fertigbringen, womit schliesslich auch die gezeigte Differenz zu erklären ist.

Die zweite Feststellung, wonach die Differenz bei kleinen Profilhöhen systematisch grösser ist (vgl. Abschnitt 5.213), ist auch im Modellvergleich deutlich spürbar. Die rechnerische Ermittlung des Biegetragwiderstandes baut auf dem Prinzip eines Kräftepaars und dem zugehörigen Hebelarm auf, wobei sich die zugehörige Zugkraft ausschliesslich aus den direkt am Zugflansch liegenden Schrauben rekrutiert. Das auf normale HV-Schrauben ausgelegte Modell lässt die im eigentlichen Druckbereich liegenden Schrauben unberücksichtigt. Die bei der Schraube mit durchgehendem Gewinde insgesamt grösseren Verformungen führen mit zunehmender Beanspruchung dementsprechend auch zu einer grösseren Verdrehung der Verbindung, wodurch sich unweigerlich auch der Drehpol nach unten verlagert, was schliesslich ab einer gewissen Beanspruchungshöhe und entsprechender Rotation zu einer Zugbeanspruchung der im "Druckbereich" liegenden Schrauben führt. Dies beeinflusst schliesslich den Gesamttragwiderstand der Verbindung. Die Aktivierung dieser Schrauben wird im Modell nicht erfasst, was letztlich den Grossteil der festgestellten Differenzen ausmachen wird.

5.3 Die Aspekte des Verformungsverhaltens der Verbindung mit Bezugnahme auf die durchgeführten Versuche

Wie mehrfach erwähnt, hängt das Verformungsverhalten der Verbindung von einer Vielzahl, sich zum Teil gegenseitig beeinflussenden Grössen ab, deren Gewichtung wiederum mit zunehmender Beanspruchung ändern kann. Alles in allem komplexe Verhältnisse, welche mit theoretischen Überlegungen und Untersuchungen allein schwierig zu entkoppeln sind und der Versuch in Form der Moment-Rotations-Kurve kompakt zusammenfasst und wiedergibt. Neben der grundsätzlichen Charakteristik der Beziehung sind die Anfangssteifigkeit $C_{A,1}$ und die beim Erreichen des Tragwiderstands maximal erreichte Rotation $\varphi_{A,u}$ zwei wesentliche Verformungskenngrössen, welche im Hinblick auf die Beeinflussung der statischen Analyse von besonderem Interesse sind. Sie bilden deshalb auch den eigentlichen Grundmassstab in der nachfolgenden Analyse des Verformungsverhaltens.

Ungeachtet der Schwierigkeiten der Entflechtung der vielschichtigen Beziehungen soll versucht werden, mittels theoretischen Überlegungen und der Unterstützung der Versuchsergebnisse die einzelnen Einflussgrössen herauszulösen und diese für die spezifischen Vorgaben der SZS-Regelanschlüsse einzuschätzen.

Wie bereits im vorangehenden Abschnitt 2.23 im Grundsatz aufgezeigt, lassen sich mittels einfachen theoretischen Überlegungen, unterstützt durch die in der Literatur aufgeführten Ergebnisse einzelner Versuche sowie jener der eigenen Versuche, als erstes zwei, das Verformungsverhalten der Stirnplattenverbindung beeinflussende Hauptkomponenten ausmachen:

1. Die Stirnplatte
und
2. die zugbeanspruchten Schrauben

Primär ist damit die Biegesteifigkeit der Stirnplatte und das Längungsvermögen der zugbeanspruchten Schrauben gemeint.

Im Nachfolgenden werden einige grundsätzliche Überlegungen zum Verhalten dieser beiden Verbindungsbestandteile angestellt und deren wesentliche Einflussgrössen diskutiert und bewertet.

5.31 Beeinflussung durch die Stirnplatte

Sowohl statisch „spürbar“ wie auch aus den Ergebnissen der einschlägigen experimentellen Untersuchungen zu erkennen, wird das Verhalten der Stirnplatte massgeblich durch die folgenden Parameter bestimmt:

- Verbindungstyp (bündige oder überstehende Stirnplatte)
- Höhe, Steg- und Flanschdicke des anzuschliessenden Trägers
- Stirnplattendicke
- Anzahl und Anordnung der Schrauben
- Materialeigenschaften der Stirnplatte

5.311 Verbindungstyp

Betrachtet man als erstes den Kraftfluss im Zugbereich, so ist ein markanter Unterschied zwischen den beiden Ausführungsform "bündig" und überstehend" zu erkennen. Während bei der bündigen Ausbildung die Zugflanschkraft asymmetrisch umgelenkt wird, erfolgt im Vergleich dazu die Kraftübertragung bei der überstehenden Stirnplatte, wenn auch von den unterschiedlichen Steifigkeitsverhältnissen des Überstandes und der Platte selber unterschiedlich verteilt, vom Prinzip her gleichwohl symmetrisch und gleichmässiger.

Die gegenüber der bündigen Form zusätzlich im überstehenden Kragarm der Stirnplatte aussenliegenden Schrauben vergrössern grundsätzlich den inneren Hebelarm, woraus auch aus dieser Sicht ein allgemein günstigeres Kraftverhältnis resultiert. Ausserdem bestehen durch den Überstand der Stirnplatte gegenüber der bündigen Ausführung andere Lagerungsverhältnisse bei der Platte. Bei der bündigen Ausbildung wird die Platte über die beidseitigen Kehlnähte einseitig in den Trägerflansch eingespannt. In der Regel ist die Dicke des Flansches dabei geringer als jene der Kopfplatte, was die Einspannverhältnisse darüber hinaus nachteilig beeinflusst. Die durch die durchlaufende Platte erzeugte Lagerungssymmetrie der überstehenden Form wirkt sich im Gegensatz dazu dementsprechend günstig aus.

Die bei der überstehenden Stirnplatte gleichmässiger Kraftüberleitung, der grössere Hebelarm sowie die günstigeren Lagerungsverhältnisse der Stirnplatte, sind Umstände, welche sich auf die Steifigkeit und damit auf das Verformungsverhalten der Stirnplatte als ganzes vorteilhaft auswirken. Alle Versuche und Untersuchungen, wie beispielsweise auch jene aus den Anfängen der Stirnplattenforschung von Steinhardt und Möhler [5.4] aus dem Jahre 1962, zeigen dementsprechend als grundsätzliches Ergebnis die gegenüber bündiger Ausführung höhere Anfangssteifigkeit der überstehenden Kopfplatte.

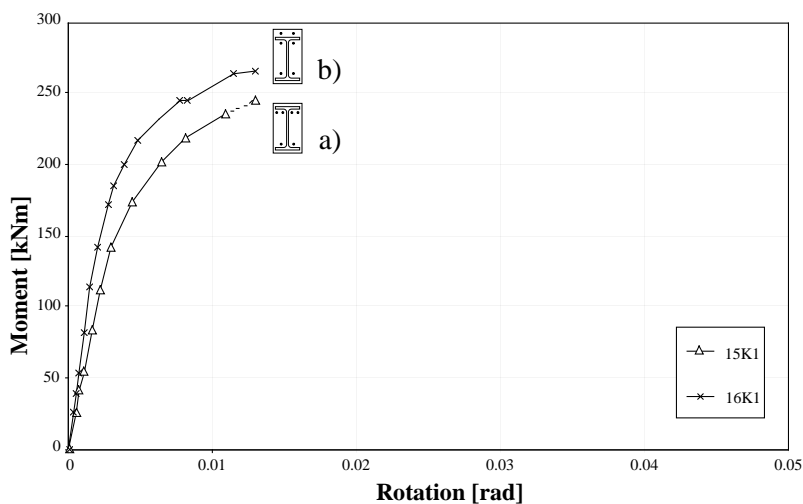


Abb. 5.07:
Gegenüberstellung des
Moment-Rotations-Verhaltens einer Stirnplattenverbindung bestückt mit HV-Schrauben bei
a) bündiger Stirnplatte,
HEB 300/15K1,
 $d_p = 30 \text{ mm}$, 8xM20
b) überstehende Kopfplatte,
HEB 300/16K1,
 $d_p = 20 \text{ mm}$, 6xM20

Dies lässt sich auch bei den eigenen Versuchen deutlich feststellen und anschaulich am Beispiel der Abb. 5.07 aufzeigen. Bei den gezeigten Ausführungen werden für die Zugkraftübertragung jeweils die gleiche Anzahl Schrauben (4 x M20) eingesetzt, deren Anordnung hingegen ist unterschiedlich: Beim bündigen Stoss liegen sie alle auf gleicher Höhe, je zwei pro Flanschhälfte; beim überstehenden Stoss befinden sich dagegen je zwei im auskragenden Plattenteil und zwei auf der Trägerinnenseite. Obwohl die Stirnplattendicke beim bündigen Anschluss das 1.5-fache der überstehenden Platte beträgt, ist die überstehende Verbindungsausbildung merklich steifer als die bündige Variante. Der Tragwiderstand dagegen ist im vorliegenden Vergleich bei der überstehenden Ausführung nur geringfügig (8%) höher.

Das Verformungsvermögen, ausgedrückt durch die erreichte Endrotation $\varphi_{A,u}$, ist im vorliegenden Beispiel für die bündige und überstehende Ausführung in etwa gleich gross ($\varphi_{A,u} \approx 0.013$ rad). Die im ersten Blick erwartete grössere Endverformung bei der überstehenden Kopfplatte, hervorgerufen durch gegebenenfalls zusätzliche Verformung des kragarmähnlichen Überstandes, ist bei der vorliegenden Ausführung nicht eingetreten. Die mit dem verwendeten Schraubendurchmesser gekoppelte Stirnplattendicke ($d_p = 1.0 \cdot d$) ergibt zusammen mit den gewählten Minimalabständen offensichtlich Steifigkeitsverhältnisse, die bei der Belegung mit zwei Schrauben mit nur sehr geringen, grösstenteils elastischen Verformungen zum verformungsbegrenzenden Bruch der Schrauben führen.

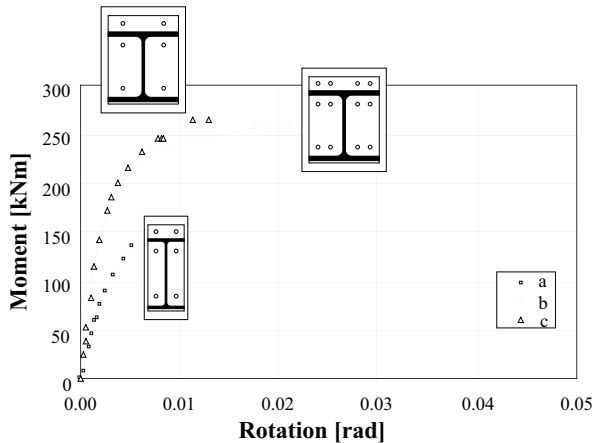


Abb. 5.08:

Vergleich des Rotationsvermögens in Abhängigkeit der Steifigkeit des Überstandes und der Anzahl Schrauben im Überstand:

- a) überstehende Stirnplatte $d_p = 1.25 \cdot d$, mit zwei Schraubenreihen (Versuch 5K1/IPE 300, 6xM16)
- b) überstehende Stirnplatte $d_p = 0.94 \cdot d$, mit vier Schraubenreihen (Versuch 17K1/HEB 300, 12xM16)
- c) überstehende Stirnplatte $d_p = 1.0 \cdot d$, mit zwei Schraubenreihen (Versuch 16K1/HEB 300, 6xM20)

Wird die Steifigkeit des Überstandes durch eine grössere Plattenstärke erhöht, wie dies beim Versuch 5K mit $d_p = 1.25 \cdot d$ der Fall ist, so verringert sich entsprechend die Verformung und damit parallel die mögliche Endrotation zusätzlich (vgl. Abb. 5.08 Kurve a mit $\varphi_{A,u} \approx 0.005$ rad), welche vermehrt nur noch durch die Längung der Schraube erbracht wird. Die allgemeine Bedeutung der Schrauben auf die Steifigkeit der Verbindung ist auch aus den unterschiedlichen Anfangssteifigkeiten der beiden Versuche 5K1 und 16K1 (Kurve a zu Kurve c) qualitativ erkennbar. Bei vergleichbarem Ausbildungstypus erbringt die Verbindung mit dem kleineren Schraubendurchmesser (M16 anstelle von M20) eine deutlich kleinere Anfangssteifigkeit. Wenn absolut gesehen auch unterschiedliche Plattendicken vorhanden sind, so ist die Plattensteifigkeit beim kleineren Schraubendurchmesser im Verhältnis nach wie vor steifer. Allerdings reduziert sich diese höhere Steifigkeit durch die ungünstigeren Lagerungsbedingungen der Platte, welche durch die gegenüber dem HEB-Profil kleinere Flanschdicke des IPE-Profiles verursacht wird. Gleichwohl wird die festgestellte Differenz zur Hauptsache auf die Schrauben zurückzuführen sein.



Abb. 5.09:

Plastische Verformung des Stirnplattenüberstandes bei der vierreihigen Ausführung im Versuch 17K1/HEB 300, 12xM16 und einer Stirnplattendicke von $d_p = 0.94 \cdot d$

Durch die Ausführung mit vier Schraubenreihen wird die Beanspruchung im Überstand erhöht, was zufolge der gleichbleibenden Plattenstärke auch grundsätzlich zu einer Vergrößerung der Verformung führen muss. Der Versuch 17K1 zeigt denn auch bei vergleichbaren Verhältnissen ($d_p = 0.94 \cdot d$) eine gegenüber der zweireihigen Ausbildung bei 16K1 (vgl. Abb. 5.08 Kurve c) entsprechende Zunahme der Endrotation (Kurve b mit $\varphi_{A,u} \approx 0.021$ rad). Die Steigerung des Verformungsvermögens ist zur Hauptsache auf die zusätzliche Biegung des Überstandes zurückzuführen, was sich bei Versuchsende auch durch eine, wenn auch geringe plastische Deformation bestätigt (vgl. Abb. 5.09). Offenbar ist im vorliegenden Fall mit dem Steifigkeitsverhältnis von $d_p = 0.94 \cdot d$ ein Ausgleich zwischen Schraubenwiderstand und Biege­widerstand der Kopfplatte erreicht.

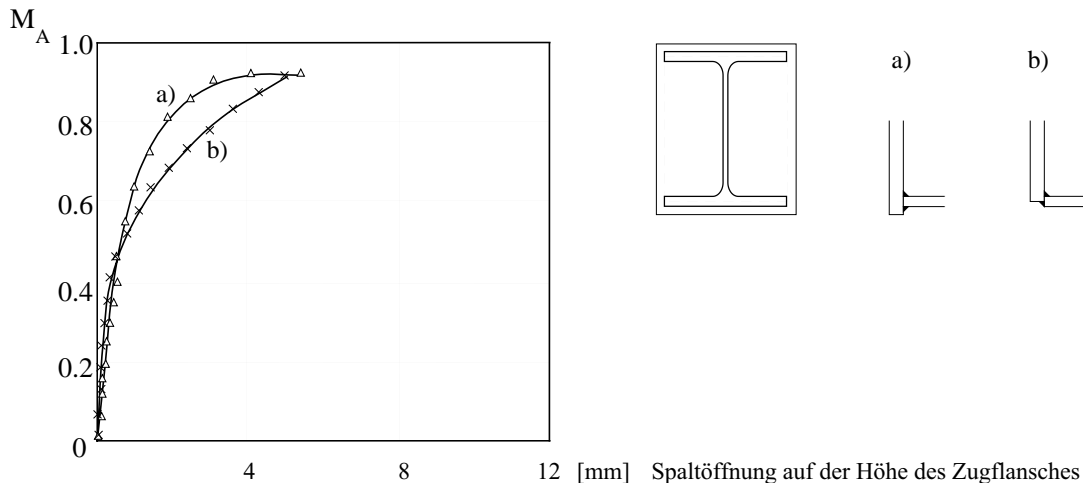


Abb. 5.10: Anschlussformen der Stirnplatte an den Träger bei der bündigen Ausführung:
 a) Regelausführung
 b) Sonderausführung: Auswirkung am Beispiel des Trägerstosses HEB 300 mit $2 \times M24$ und Stirnplattendicke $d_p = 15.6$ mm, nach Granström [5.5]

Interessant im Zusammenhang mit der Position der Kehlnaht und der Platte bei der bündigen Lösung sind die Ergebnisse der Versuche von Granström [5.5]. Er zeigt, dass zwischen der Regelausführung mit dem für die Schweissnaht erforderlichen Plattenüberstand und der Ausführung, bei welcher die Stirnplatte verkürzt in der Mitte der Flanschdicke endet und mit einer entsprechenden „Füll“-Kehlnaht (vgl. Abb. 5.10b) angeschlossen ist (auf der Zug- und Druckseite), keine nennenswerten Unterschiede im Tragvermögen bestehen. Auch das Rotationsvermögen bleibt sich in etwa gleich, wohingegen die Anschlusssteifigkeit bei der Sonderausführung in den meisten Fällen, insbesondere bei eher dünneren Plattenstärken und im Bereich höherer Lasten, kleiner ausfällt. Dies wird auf die bei dieser Ausführungsart kleinere Einspannbreite bzw. geringere Einspannwirkung zurückzuführen sein.

5.312 Höhe, Steg- und Flanschdicke des anzuschliessenden Trägers

Die Trägerhöhe beeinflusst direkt die Spannweitenverhältnisse der Stirnplatte und damit auch deren Steifigkeit. Aus den oben gemachten Überlegungen lässt sich herleiten, dass davon in erster Linie die bündige Ausführung betroffen ist. Die überstehende Stirnplatte „bezieht“ ihre Biegesteifigkeit zur Hauptsache aus der Symmetrie am Zugflansch. Bei der bündigen Stirnplatte hingegen liefert die zwischen dem Zug- und Druckflansch gespannte Platte ihren Anteil, welcher bei verhältnismässig kleiner Trägerhöhe spürbar ist und mit zunehmender Trägerhöhe rapide abnimmt. Dies schlägt sich in einer Abnahme der Gesamt-Verbindungssteifigkeit nieder, was unter anderem auch die bei mittleren und höheren Trägern deutlich grössere Nachgiebigkeit gegenüber der Ausführung mit überstehender Kopfplatte begründet. Grundsätzlich kommt dabei der Platzierung der Schrauben, respektive dem Abstand der Schrauben zum Flansch, eine zentrale Bedeutung zu.

Das gezielte Herauslösen des Höhenaspekts aus den Versuchsergebnissen ist aufgrund der Verflechtungen der in dieser Hinsicht die Verbindungssteifigkeit beeinflussenden Grössen schwierig. Der einfache Vergleich der aus dem Versuch ermittelten Anfangssteifigkeit bei gleichen Anschlussausbildungen (z.B. 2D1/IPE 200 – 3K2/IPE 300 – 7.1K1/IPE 500 bei der bündigen Ausführung mit zwei Schraubenreihen) zeigt jedoch gleichwohl einen Bezug der Trägerhöhe im Sinne der angestellten Überlegungen. Die betrachteten Steifigkeiten im elastischen Bereich nehmen mit grösser werdender Profilhöhe aufgrund der unterschiedlichen statischen Abhängigkeiten bei weitem nicht in dem Masse zu, wie dies die entsprechenden Steifigkeiten der Profile tun, sondern flachen im vorliegenden Fall bei gleicher Stirnplattendicke ($d_p = 30 \text{ mm}$) bereits bei einer Höhe von "300" und noch viel deutlicher bei "500" ausgeprägt ab. Mit anderen Worten, die Steifigkeit der Platte ist durch einen vergleichsweise eng begrenzten Bereich um die Zugschraube bestimmt, während die Mitwirkung des zur Druckzone hinziehenden Bereichs mit grösserer Höhe rasch abklingt und praktisch unbedeutend ist

Grundsätzlich spielt auch der Steg bezüglich der Lagerung der Platte eine Rolle. Die Stegdicke und mit ihr die Breite der zugehörigen Kehlnähte legen die Spannweitenverhältnisse der Platte und damit die lokale Steifigkeit fest. Die Versuche von Grundy et al. [5.6] beispielsweise zeigen, dass die Stegdicke das Verformungsverhalten der Platte im Bereich der zugbeanspruchten Schrauben beeinflusst. Davon ist vor allem die Steifigkeit im elastischen Bereich betroffen, d.h. bis zu dem Beanspruchungsniveau, bei welchem Plastifizierungen entstehen. Der dickere Steg verkürzt offensichtlich die Länge des wirksamen "Kragarms", was sich aufgrund der kleinen Abmessungen auf die Steifigkeit auswirkt.

5.313 Stirnplattendicke

Primär bestimmt die Dicke der Stirnplatte ihr Verformungsverhalten und damit auch das Verformungsverhalten der Verbindung. Wohl beeinflusst sie auch das Tragverhalten, doch ist dies nicht so ausgeprägt, da bei den üblichen Ausbildungsformen die statische Erfahrung und die konstruktive Ökonomie des Konstrukteurs automatisch das Verhältnis zwischen Stirnplattendicke, Schraubendurchmesser und Trägerprofil abstimmt und damit Dicken festlegt, bei welchen der eigentliche Bruch letztlich durchwegs durch das Versagen der zugbeanspruchten Schrauben ausgelöst wird. Offensichtlich beeinflussen sich Stirnplattendicke und Schraubenkraft gegenseitig. Die einschlägigen Tabellenwerke "SZS" [5.1] bzw. "DASt" [5.7] benutzen diesen Zusammenhang und regeln die komplexen Verhältnisse zur Festlegung der Stirnplattendicke mit den bereits vorne erwähnten, einfachen Konstruktionsangaben, welche in der nachfolgenden Tabelle 5.09 noch einmal zusammengefasst wiedergegeben sind.

Form der Stirnplatte	Anzahl der senkrechten Schraubenreihen	Stirnplattendicke d_p	
		nach SZS	nach DASt
überstehend	2	$\approx 1.00 \cdot d$	$1.00 \cdot d$
	4	$\approx 1.00 \cdot d$	$1.25 \cdot d$
bündig	2	$\approx 1.50 \cdot d$	$1.50 \cdot d$
	4	$\approx 1.50 \cdot d$	$1.70 \cdot d$

Tab. 5.09: Bestimmung der Stirnplattendicke nach SZS «Stahlbaupraxis» [5.1] bzw. «Typisierte Verbindungen im Stahlhochbau» [5.7]

Bei näherer Betrachtung ist zu erkennen, dass das Gesamtverhalten der Platte statisch nicht einer Beziehung erster Ordnung folgt, sondern deren Verformungsverhalten die Kraftverteilung mitbestimmt. Die dafür massgebende Biegesteifigkeit der Platte wird im wesentlichen durch de-

ren Dicke und Lagerungsart festgelegt. So können grundsätzlich in Abhängigkeit dieser Steifigkeit mit zunehmender Belastung die Verformungen zu Beanspruchungsumlagerungen in der Platte führen, welche insbesondere auf der Zugseite Wirkung zeigen. Bereits im theoretisch unverformten Zustand wird die Aufteilung der Schraubenkräfte durch die Plattensteifigkeit dirigiert: Die bei der überstehenden Ausbildung auf der Trägerinnenseite liegenden Schrauben erhalten daher mehr Kräfte als jene im überstehenden Bereich, wobei die am nächsten des Trägerstegs platzierte Schraube am meisten beansprucht wird. Durch die Plattenverformung schliesslich sind entsprechende Umlagerungen möglich.

Als erstes kann versucht werden das Verhalten der Verbindung bei unterschiedlicher Dicke der Stirnplatte anhand zweier Beispiele aus der Versuchsreihe zu differenzieren (vgl. Abb. 5.11). Verglichen wird die bündige Stirnplattenverbindung mit zwei Schraubenreihen mit jeweils einer Stirnplattendicke von 30 mm und 40 mm. Da der Schraubendurchmesser nach den Vorgaben stets auf die Dicke abgestimmt ist, sind die Verbindungen somit auch mit unterschiedlichen Schraubengrössen (M20 bzw. M27) bestückt. Diese an sich logische Verknüpfung erschwert eine vergleichende Bewertung, was jedoch durch den Vergleich mit der Verwendung von Schrauben höher Festigkeitsklasse (FK 12.9) zum Teil wettgemacht werden kann.

Der Tragwiderstand vergrössert sich bei der Ausführung mit HV-Schrauben nahezu exakt im Verhältnis der Tragwiderstände der Schrauben. Bei der Bestückung mit schaftlosen Schrauben der FK 12.9 liegt der Tragwiderstand leicht etwas über dem so erwarteten Niveau (4%). Die Anfangssteifigkeit liegt bei der Ausführung mit der dickeren Stirnplatte (Abb. 5.11 Kurve b) höher (ungefähr 25%). Dies ist allerdings kaum auf die höhere Steifigkeit der Platte, sondern zur Hauptsache auf die höhere Steifigkeit der Schrauben zurückzuführen, da nur elastische Verformungen der Stirnplatte miteinfließen und diese im Vergleich zur Schraubendehnung äusserst gering sind (Grössenordnung von Hundertstel-Millimeter), was auch die theoretischen Abklärungen mit Hilfe von Plattenprogrammen bestätigen. Die vorherrschende Abhängigkeit der Anfangssteifigkeit von der Schraubensteifigkeit veranschaulicht deutlich der Vergleich mit der Ausführung mit schaftlosen Schrauben der Festigkeitsklasse 12.9 (vgl. Abb. 5.11, Kurve c). Obschon die Schraube für sich grundsätzlich einen höheren Tragwiderstand aufweist, ist ihre Steifigkeit aufgrund des durchgehenden Gewindes gleichwohl kleiner, was schliesslich dementsprechend eine merklich kleinere Verbindungssteifigkeit auch im Anfangsbereich zur Folge hat.

Interessant ist auch der generelle Vergleich des Verformungsvermögens dieser zwei Verbindungen 7.1K und 7.2K. Bei der normalen Besetzung mit HV-Schrauben zeigt die Ausführung mit der dickeren Stirnplatte bei 7.2K ein grösseres Verformungsvermögen. Dieselbe Feststellung ist auch bei vergleichbaren Versuchen (13 ↔ 14 oder 22.1 ↔ 22.2) zu machen. Spontan liegt die Vermutung nahe, wonach der grössere Schraubendurchmesser (M20 → M27) aus Platzgründen einen grösseren Abstand zum Zugflansch verlangt und dies, trotz grösserer Plattensteifigkeit, zu grösseren Beanspruchungen in der Platte und schliesslich zu grösseren Verformungen der Platte führt. Tatsächlich ist der Abstand der Schraube bis zur Schweissnaht des Zugflansches 7 mm grösser, doch wird dieser durch die höhere Plattensteifigkeit (Plattendicke und grössere "mitwirkende" Breite zufolge grösserem Schraubendurchmesser) mehr als aufgehoben. Vielmehr wird der Grund in der Randeinspannung der Platte im Zugflansch zu suchen sein. In beiden Fällen, 7.1K und 7.2K, wird die Kopfplatte mit einem IPE 500-Profil verschweisst, dessen Flansch mit einer Dicke von 16 mm deutlich dünner ist als die Dicke beider Kopfplatten. Das Mass der Randeinspannung der Kopfplatte wird mithin durch die Geometrie des Flansches bzw. seiner Biegesteifigkeit beeinflusst. Der Grad der Randeinspannung ist bei beiden Kopfplattendicken in etwa der gleiche, hingegen ist die Beanspruchung beim grösseren Schraubendurchmesser deutlich höher, was einer "schwächeren" Einspannung gleichkommt und schliesslich das beobachtete, erhöhte Verformungsvermögen erklärt.

Die weitere Steigerung der Verformungsfähigkeit bei der Bestückung mit schaftlosen Schrauben der FK 12.9 (vgl. Abb. 5.11 Kurve c) ist neben der abermals angehobenen Plattenbeanspruchung zur Hauptsache auf die generell höhere Verformungsfähigkeit der Schraube mit durchgehendem Gewinde (vgl. Abschnitt 3.332) zurückzuführen.

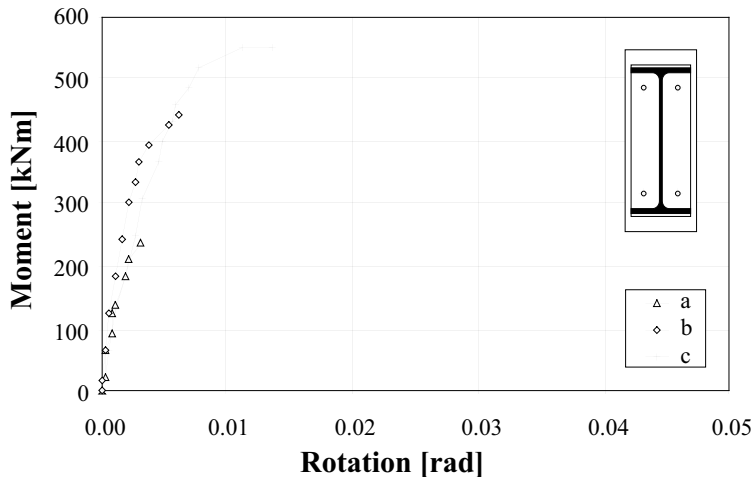


Abb. 5.11:
Vergleich des Moment-Rotations-Verhaltens bei unterschiedlicher Dicke d_p der Kopfplatte einer bündigen Ausbildung mit zwei Schraubenreihen für ein Trägerprofil IPE 500

- a) $d_p = 30$ mm, Versuch 7.1K1
4 x M20, HV, FK 10.9
- b) $d_p = 40$ mm, Versuch 7.2K1
4 x M27, HV, FK 10.9
- c) $d_p = 40$ mm, Versuch 7.2K3
4 x M27, schaftlose Schraube DIN 912, FK 12.9

Von der Nachgiebigkeit der Stirnplatte hängt zudem ab, ob sich die Platte am Rand abstützt und damit die so hervorgerufene Hebelwirkung Zusatzkräfte (prying force) in den Schrauben hervorruft. Anschaulich zeigen dies die Untersuchungen von Fisher et al. [5.8] an T-Anschlüssen (vgl. Abb. 5.12). Bei der verhältnismässig steifen Platte sind die Biegeverformungen klein, d.h. geringer als die Schraubenlänge, was der Aufbau eines Hebels verunmöglicht oder aber die Zusatzkräfte sehr klein hält (vgl. Abb. 5.12a). Bei geringerer Plattenstärke verbiegt sich die Platte, stützt sich gegen den Rand hin auf der Unterlage ab und erzeugt derweise Hebelkräfte, welche sich den normalen Schraubenkräften zuaddieren (vgl. Abb. 5.12b). Falls bei zunehmender Beanspruchung Teile der Platte ins Fließen geraten oder aber die entsprechenden Schrauben selber sich übermässig längen, kann sich die Hebelkraft darüber hinaus wieder abbauen. Die Höhe einer eventuellen Zusatzkraft hängt demzufolge neben der Plattengeometrie auch vom Verformungsgrad der Platte und dem Verformungsvermögen der Schraube ab.

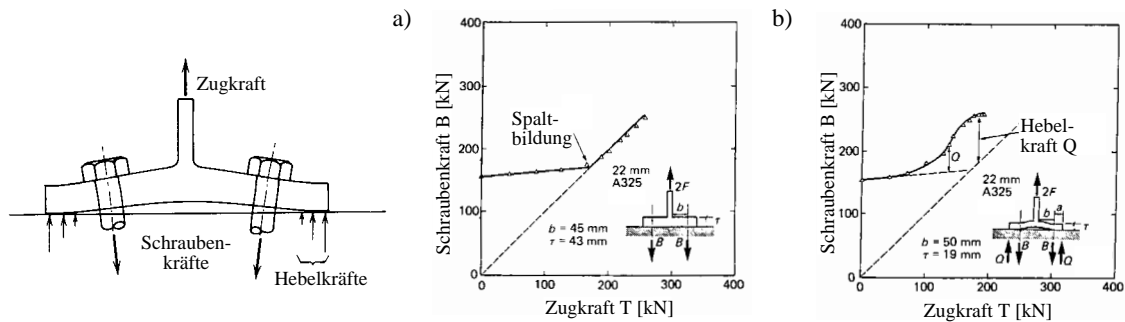
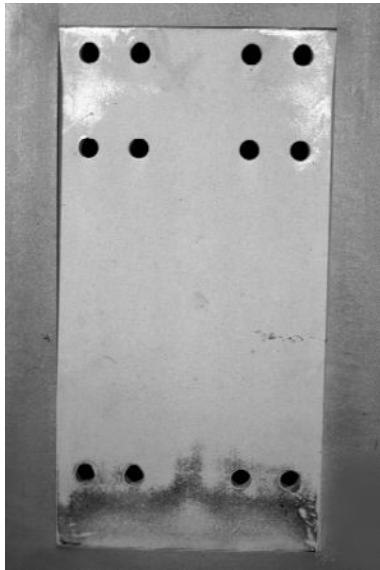


Abb. 5.12: Zusatzkraft in der Schraube durch Hebelwirkung in Abhängigkeit der Steifigkeit der Stirnplatte, nach Fisher et al. [5.8]:

- a) Stirnplattendicke $d_p = 43$ mm
- b) Stirnplattendicke $d_p = 19$ mm

In der Praxis ist letztlich bei der vorliegenden Konzeption vor allem die Ausführung mit der überstehenden Stirnplatte vom Phänomen der Hebelkraft betroffen, wobei deren Höhe neben den aufgeführten Einflussgrössen der Plattensteifigkeit und des Verformungsvermögens der verwendeten Schrauben zudem auch von der Ausführung (Steifigkeit) des "Gegenaufagers", der konstruktiven Umgebung abhängt.

Bei den durch die SZS-Regelanschlüssen vorgegebenen Geometrie- und Steifigkeitsverhältnissen, welche sich neben der Festlegung der vom Schraubendurchmesser abhängigen Stirnplattendicke wesentlich durch die möglichst nahe Anordnung der Schrauben an den Zugflansch charakterisieren, sind gemäss den verschiedenen Modellvorstellungen bei der Verwendung der verformungsarmen HV-Schraube auch Hebelkräfte zu erwarten. Die Versuchsergebnisse bestätigen dies qualitativ grundsätzlich und zwar in zweierlei Hinsicht. Das Niveau des erreichten Tragwiderstandes liegt merklich unter dem einer vollen, ungestörten Mitwirkung aller zugbeanspruchten Schrauben, unabhängig der gewählten Modellvorstellung. Ausserdem sind am Ende des Versuchs auf der Innenseite der Stirnplatte lokale Druckpunkte auszumachen, welche zweifellos auf Abstützkräfte zurückzuführen sind.



*Abb. 5.13:
Bei der überstehenden Stirnplattenverbindung mit vier Schraubenreihen im Versuch 23K1/HEB 500-12xM20 am Überstandsende und im Innenbereich der Stirnplatte festzustellende Druckpunkte, hervorgerufen durch entsprechende Abstützkräfte*



*Abb. 5.14:
Bei der bündigen Stirnplattenausführung mit vier Schraubenreihen sind im Versuch 8.2K1/IPE 500-8xM20 im Zugbereich keine Druckstellen festzustellen, welche auf zusätzliche Hebelkräfte hindeuten*

Die in der Abb. 5.13 am Beispiel aufgezeigte Situation lässt symmetrisch an beiden Aussen-ecken des Überstandes die Abstützpunkte durch entsprechende Druckstellen, bei welcher die Grundierfarbe durch massiven Druck zermalmt und weggescheuert wurde, erkennen. Zudem sind in diesem Beispiel auch im Bereich der innen am Zugflansch gegen den Seitenrand hin liegenden Schraube Druckstellen auszumachen, was als Gegenreaktion auf Zusatzbeanspruchungen in dieser Schraube vermuten lässt. Bei der bündigen Ausführung sind bei den gegebenen Steifigkeitsverhältnissen dagegen keine entsprechende Hebelkräfte zu erwarten, was sich auch visuell durch das Fehlen von diesbezüglichen Druckstellen bestätigt (vgl. Abb. 5.14).

Der Einfluss der Dicke der Stirnplatte in der Verbindung als Ganzes illustrieren die Versuchsergebnisse von Jenkins et al. [5.9] eindrücklich (vgl. Abb. 5.15). In diesen Untersuchungen werden sowohl bündige wie auch überstehende Stirnplattenanschlüsse (Biegeanschluss beidseitig an ausgesteifte Stütze) geprüft, bei welchen als einziges die Plattenstärke verändert wurde. Alle übrigen Teile (angeschlossener Träger, Anordnung, Anzahl und Durchmesser der Schrauben) blieben in ihren geometrischen Abmessungen unverändert.

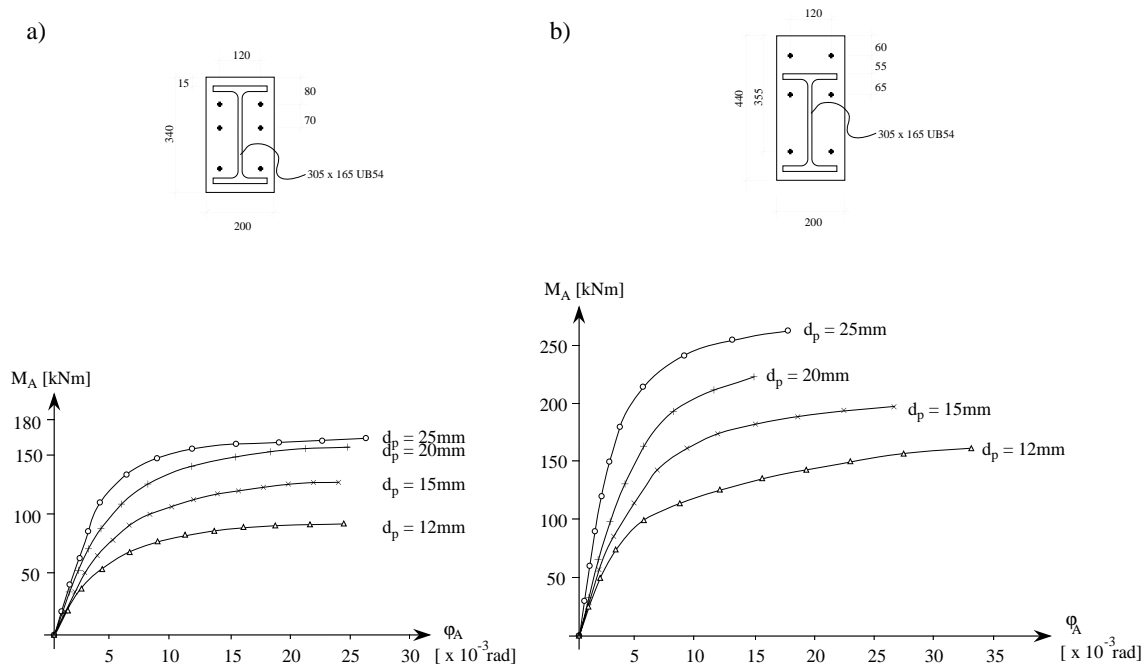


Abb. 5.15: Einfluss der Dicke der Stirnplatte auf die Verbindungssteifigkeit und auf das Tragvermögen, nach Jenkins et al. [5.9]; Anschluss eines Trägers 305 x 165 UB54 (> IPE 330) mit gleicher Verbindungsgeometrie (4 Schrauben M20/FK 8.8 im Zugbereich) bei Variation der Plattenstärke:

- a) Anschluss mit bündiger Stirnplatte
- b) Anschluss mit überstehender Stirnplatte

Obschon die Platzierung der Schrauben - insbesondere bei der bündigen Ausbildung mit der übereinander liegenden Anordnung der Schrauben im Zugbereich gegenüber der üblicherweise nebeneinanderliegenden Verteilung direkt unterhalb des Zugflansches - eher ungewöhnlich ist, lassen sich daraus dennoch wesentliche Grundsätze ablesen. Als erstes kann sowohl für die bündige, wie auch für die überstehende Ausführung der Einfluss der Plattenstärke auf die Verbindungssteifigkeit und das Tragvermögen festgestellt werden: Die Steifigkeit der Verbindung sowie auch deren Tragwiderstand steigen mit zunehmender Plattenstärke markant an. Das Rotationsvermögen hingegen nimmt, wenn auch nicht in gleichem Masse, ab. Insgesamt fällt das mit Werten von $0.02 \div 0.03$ rad vergleichsweise grosse Rotationsvermögen auf. Auch unter Berücksichtigung des geringeren Tragwiderstandes der eingesetzten Schrauben (FK 8.8 mit Schaft) sind die Stirnplattendicken dennoch im Vergleich zum Schraubendurchmesser (M20) gegenüber den Vorgaben der SZS-Regelanschlüssen kleiner, insbesondere wenn man die deutlich grösseren Abstände der Schrauben zum Zugflansch miteinbezieht. Die Steifigkeit der Stirnplatte ist also im vorliegenden Fall merklich kleiner, so dass bei dieser Ausbildungsform ein Grossteil des Verformungsvermögens von der Verformung der Stirnplatte herrührt. Dies äussert sich auch in einer verringerten Anfangssteifigkeit der Verbindung.

Da bei den beiden Versuchsserien der Abb. 5.15a und 5.15b (bündig und überstehend) jeweils das gleiche Trägerprofil (305 x 165 UB54 > IPE 330) angeschlossen wurde und die Stirnplattenausbildung sich einzig durch den Überstand und die Anordnung der Schrauben unterscheidet, lassen sich auch die beiden Verbindungstypen gegeneinander vergleichen: Die Verbindungssteifigkeit wie auch das Tragvermögen der überstehenden Ausbildung ist im Vergleich zur bündigen Stirnplatte merklich grösser; der Unterschied liegt bei der vorliegenden Untersuchung bei einem Verhältnis von näherungsweise 1 : 2/3. Die gewohnte, nebeneinanderliegende

Anordnung der Schrauben im Zugbereich in 4 Reihen wird sicherlich effizienter ausfallen, die grundsätzlichen Aussagen dieser Versuche bezüglich des Verhaltens aber nicht umstossen.

Was das Rotationsvermögen der nach SZS-Vorgaben ausgebildeten Verbindungsausbildungen in Bezug auf die Stirnplattendicke betrifft, kann folgendes Fazit gezogen werden: Die aus den geometrischen Vorgaben (Stirnplattendicke, Schraubenanordnung) resultierende Steifigkeit der Kopfplatte hat zur Folge, dass die Verformungen der Platte mehrheitlich elastisch bleiben und deren Mass insgesamt sehr klein bleibt. In der Platte treten somit in der Regel keine verformungsbegünstigende Plastifizierungen auf. Die HV-Schraube selber besitzt mit ihrer mangelnden Verformbarkeit in Längsrichtung auch keine Duktilitätsreserve, was schliesslich zu der beobachteten geringen Rotationskapazität dieser Verbindungen führt. Gesamtheitlich ist das erreichte Rotationsvermögen der untersuchten Verbindungen bei der Bestückung mit normalen HV-Schrauben vergleichsweise klein.

5.314 Anzahl und Anordnung der Schrauben

Der Einfluss der Anzahl und Anordnung der Schrauben auf das Trag- und Verformungsverhalten der Verbindung ist von Grund auf naheliegend und einleuchtend zugleich. Gerade im Wissen um die Versagensursache (Schraubenbruch) liegt die bereits oben gemachte Folgerung, dass mehr Schrauben ein höheres Tragvermögen und eine steifere Verbindung bewirken, auf der Hand. Die Versuche bestätigen diesen allgemeinen Grundsatz auch, was in den in Abb. 5.16 aufgeführten Beispielen auch eindrücklich nachzuvollziehen ist. Da die Verformungen der Stirnplatte allgemein gering ausfallen, respektive ihr Anteil am Verformungsvermögen sehr klein bleibt, wird auch im vorliegenden Beispiel die Rotationskapazität zur Hauptsache durch das Verformungsvermögen der beteiligten Schrauben diktiert.

Es ist verständlich, dass beispielsweise von einer Verdoppelung der Anzahl Schrauben auf der Zugseite bei gleicher Stirnplattendicke nicht rechnerisch unbedingt präzise auf eine Verzweifachung der Tragfähigkeit geschlossen werden kann, zu viele weitere Einflussgrössen (Plattensteifigkeit - interne Kraftverteilung) sind beteiligt. Für eine erste Abschätzung hingegen ist eine solche Überlegung nicht grundsätzlich falsch und hilft mit Grössenordnungen zu finden.

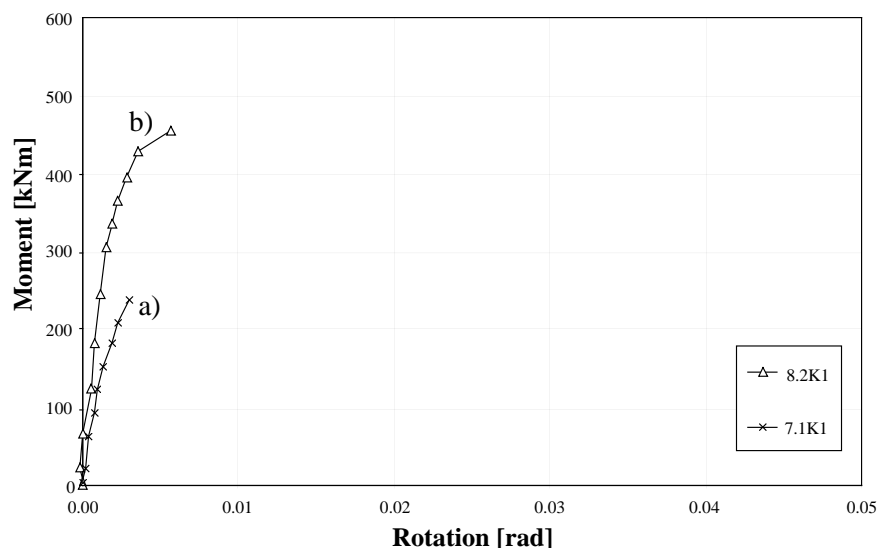


Abb. 5.16:
Einfluss der Anzahl Schrauben auf das Verhalten der Verbindung am Beispiel einer bündigen Stirnplattenverbindung, $d_p = 30 \text{ mm}$, für ein Profil IPE 500:
a) Versuch 7.1K1
4 x M20, HV
b) Versuch 8.2K1
8 x M20, HV
beide in FK 10.9

Beim in Abb. 5.16 gezeigten Beispiel einer bündigen Stirnplattenverbindung werden zwei in ihrer Grundkonfiguration gleiche Ausbildungen miteinander verglichen, sie unterscheiden sich einzig in der Anzahl Schrauben: Bei der Ausführung a) sind insgesamt 4 Schrauben zweireihig,

bei der Ausführung b) allerdings 8 Schrauben in 4 Reihen angeordnet. Die Kopfplattendicke ist bei beiden Ausführungen die gleiche, aus Platzgründen ist beim vierreihigen Typus die Kopfplatte um 50 mm breiter. Die Gegenüberstellung des Tragverhaltens zeigt zwei wesentliche Punkte deutlich: Die Traglast der mit doppelter Schraubenanzahl im Zugbereich ausgebildeten Ausführung erhöht sich markant und zwar um das 1.9-fache. Im weiteren weist die stärkere Ausbildung auch eine erhöhte Anfangssteifigkeit auf, was weitgehend durch die grössere Anzahl Schrauben begründet ist. Das leicht vergrösserte Verformungsvermögen wird hauptsächlich durch den mit vier Schrauben höheren Tragwiderstand und die dadurch verursachte höhere Beanspruchung der Kopfplatte zurückzuführen sein, was schliesslich auch zu spürbaren Verformungen der Kopfplatte führt.

Was die Schraube betrifft, so beeinflusst auch deren eigentliche Plazierung in der Kopfplatte das Verhalten der Verbindung. Der mögliche geometrische Ort für die Anordnung der Schrauben ist grundsätzlich nur durch statische und werkzeugbedingte Mindestabstände begrenzt. Prinzipiell wäre der übrige Bereich der Stirnplatte für die Anordnung der Schrauben denkbar, doch liegt es vom eigentlichen Tragprinzip der Verbindung und der Effizienz her nahe, die Schrauben im Zugbereich dort anzubringen, wo sie die Kräfte vom anzuschliessenden Profil möglichst direkt - ohne grosse Kraftumlenkungen - übernehmen können.

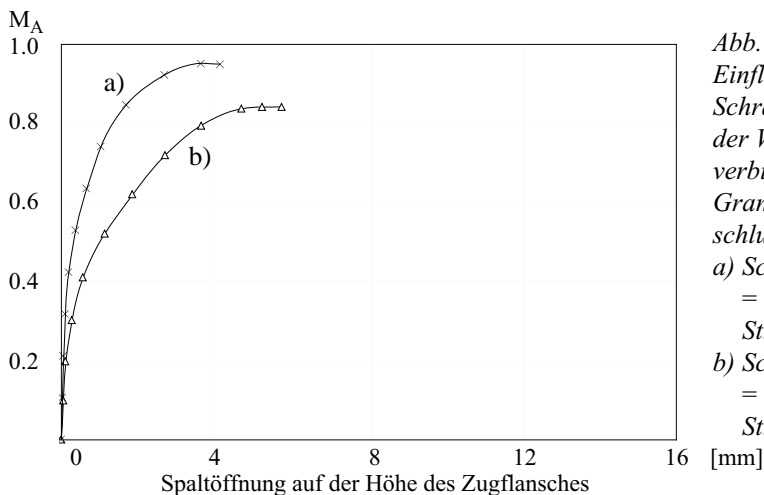


Abb. 5.17:
Einfluss des vertikalen Abstandes der Schrauben vom Zugflansch am Beispiel der Versuche an bündigen Stirnplattenverbindungen (HEB 300), nach Granström [5.5]; zweireihiger Anschluss mit 2 x M24, HV, FK 10.9 :
a) Schraubenabstand vom Zugflansch = $4/3$ x Schraubendurchmesser, Stirnplattendicke $d_p = 20$ mm;
b) Schraubenabstand vom Zugflansch = 3.0 x Schraubendurchmesser, Stirnplattendicke $d_p = 24.9$ mm

Der generelle Einfluss der Schraubenanordnung auf das Verhalten der Verbindung zeigen die Versuche von Granström [5.5] sehr anschaulich (vgl. Abb. 5.17). Verglichen werden dabei zwei bündige Stirnplattenanschlüsse (HEB 300) deren Zugbereich jeweils durch zwei Schrauben M24 angeschlossen ist. Während bei der einen Ausführung die Schrauben nächstliegend zum Zugflansch angeordnet sind und gerade noch den Mindestabstand (Ausführung a: 32 mm) erfüllen, ist der Abstand bei der zweiten Ausführung mehr als doppelt so gross (Ausführung b: 72 mm). Obschon beim letzteren die Stirnplatte 4.9 mm dicker (20 mm zu 24.9 mm) ist, überwiegt der Einfluss des Abstandes klar. Die Traglast der Ausführung b erreicht nur rund das 0.8-fache derjenigen der Ausführung a. Die höhere Biegebeanspruchung der Stirnplatte führt folglich auch zu einer geringeren Verbindungssteifigkeit und gleichzeitig allerdings auch zu grösserem Verformungsvermögen. Auch die Untersuchungen von Mann und Morris [5.10] zeigen gleiches und kommen zum Schluss, dass die zugbeanspruchten Schrauben so nahe als möglich an den Flansch zu plazieren sind, um somit die Hebelkräfte zu verringern und gleichzeitig die Verbindungssteifigkeit zu verbessern.

5.315 Materialeigenschaften der Stirnplatte

Die Materialeigenschaften der Stirnplatte, insbesondere deren Festigkeit, scheint verschiedenen Versuchen nach nur einen geringen Einfluss auf das Tragvermögen der Verbindung als Ganzes

zu haben. Bei den vorliegenden Verhältnissen liegt dies auf der Hand, da die Vorgaben schliesslich so ausgelegt sind, dass ein Versagen der Platte ausgeschlossen ist. Logischerweise setzen bei einem Material höherer Festigkeit lokale Fließverformungen auf einem höheren Beanspruchungsniveau ein, was sich schliesslich in diesem Bereich durch eine entsprechend höhere Verbindungssteifigkeit ausdrückt.

Im Zusammenhang mit den Materialeigenschaften der Stirnplatte muss jedoch auf eine Gegebenheit hingewiesen werden, welche hauptsächlich die statische Analyse beeinflusst. Die Fließgrenze oder ersatzweise die 0.2%-Grenze bildet in der Regel die Grundlage für die Nachrechnungen sowie Modellbildungen und letztlich für die Bemessung. Zum einen stützen sich diese Werte normalerweise auf die traditionelle Zugprobe ab, und zum anderen vernachlässigen sie die höheren Festigkeiten des Verfestigungsbereichs. In der normalen Bauteilbemessung bei Träger und Stützen ist die dadurch gemachte Vereinfachung in der Regel ohne wesentlichen Einfluss. Im Verbindungsbereich sind die Geometrie- und Beanspruchungsverhältnisse im Gegensatz dazu allerdings different.

Die Stirnplatte ist vorwiegend auf Biegung beansprucht, wobei es sich lokal um mehraxiale Beanspruchungen handelt. Was die Spannweiten und die Querschnittsmasse der Kopfplatte betrifft, so weisen diese gerade in den kritischen, hochbeanspruchten Bereichen - den Einspannstellen zum Steg und zum Flansch - ungefähr gleiche Grössen auf, sodass es sich festigkeitstechnisch um ein gedruckenes Bauteil handelt. Bei derartigen Verhältnissen auf Biegung ist die Kontraktion eine ganz andere als beim einfachen Zugstab. Zusätzlich ist bei den herrschenden komplexen Beanspruchungsverhältnissen zu berücksichtigen, dass lokal exzessive Verfestigungen das Gesamtverhalten der Stirnplatte nachhaltig beeinflussen. Untersuchungen von Granström [5.11] weisen auf eine im Vergleich zur Zugbeanspruchung grundsätzlich höhere Biegefestigkeit hin und machen zudem deutlich, dass die Verfestigung bereits deutlich früher bei 1.3 bis 1.5%-Dehnung einsetzt. Dabei konnten biegebeanspruchte Platten mit Abmessungsverhältnissen von Stirnplatten belastet werden ohne dass auch bei grössten Deformationen ein eigentlicher Bruch eingetreten wäre. Die Platten erreichten Biegespannungen, welche zum Teil deutlich über denen der theoretischen Bruchspannung lagen.

5.32 Beeinflussung durch die zugbeanspruchten Schrauben

Wenn man bedenkt, dass das eigentliche Versagen der meisten in der Literatur aufgeführten Versuche an Stirnplatten durch Schraubenbruch erfolgte - was auch durchwegs bei den eigenen Versuchen der Fall war - wird einem die ausserordentliche Bedeutung dieses Verbindungsteils bewusst. Das gesamte Verhalten der Verbindung, d.h. das Trag- wie auch das Verformungsverhalten, wird schlechthin durch das Verhalten der auf Zug beanspruchten Schrauben dominiert.

Bei der vorgegebenen Auslegung der Verbindungsausbildung ist somit der Tragwiderstand der Verbindung, wie vorne dargestellt, primär durch den Tragwiderstand der auf Zug beanspruchten Schrauben festgelegt. Dass die Schraube überdies aber auch massgeblichen Einfluss auf das Verformungsverhalten der Verbindung ausüben kann, bleibt nicht selten unbeachtet. Ihre eigene Verformungsfähigkeit ist es, welche letztlich in der Regel einen wesentlichen Teil des Verformungsvermögens der gesamten Verbindung charakterisiert. Mit anderen Worten, das Trag- und Verformungsverhalten der Schraube ist eine signifikante Ausgangsgrösse für das Verhalten der Verbindung als Ganzes. Speziell in Bezug auf das Verformungsverhalten und das Rotationsvermögen sind für die in der Verbindung eingesetzten Schrauben die folgenden Grössen von massgeblicher Bedeutung:

- Schraubenmaterial
- Versagensform der Schraube
- Belastete Gewindelänge der Schraube
- Beanspruchungsverteilung innerhalb der Schraubengruppe – Verbindungsinterne Kraftumlagerung
- Biegebeanspruchung der Schraube
- Vorspannung der Schraube

5.321 Schraubenmaterial

Die konstruktive Konzeption der geschraubten Stirnplattenverbindung mit ihrer auf der Zugseite typischen Konzentration der Biegezugkräfte auf einzelne Schrauben verlangt eine hohe Zugfestigkeit der eingesetzten Schrauben. In der Regel werden hochfeste Schrauben, normalerweise solche der Festigkeitsklasse 10.9, verwendet. Bekannt ist vom einfachen Stahlklassierungsverfahren der qualitative Grundsatz: Höhere Festigkeit - geringere Verformungsfähigkeit. Hier stellt sich die Frage, inwieweit dieser aus dem klassischen, einfachen Zugversuch abgeleitete Zusammenhang auch auf die Schraube und in weiterer Konsequenz schliesslich auf die Verbindung zutrifft.

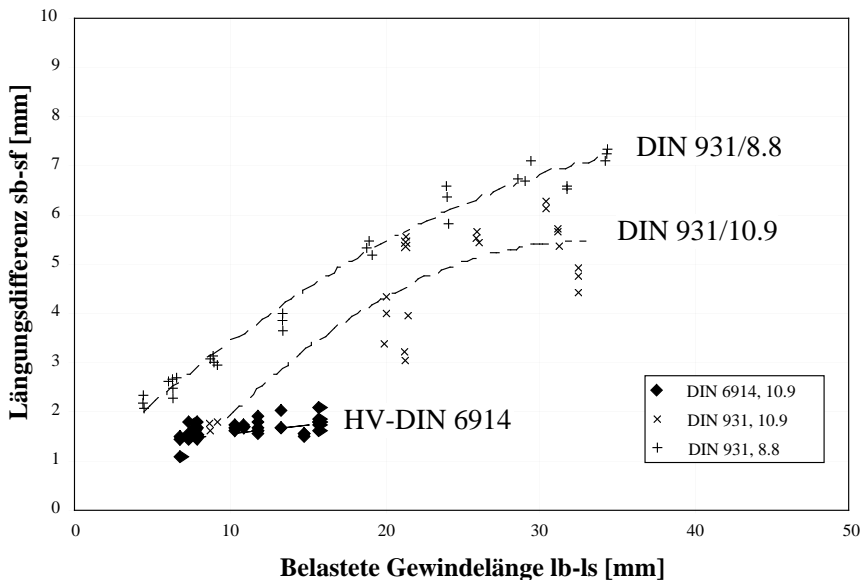


Abb. 5.18: Einfluss der Werkstoffwahl auf das plastische Verformungsvermögen ($s_b - s_f$) bei der Schraube M20 "mit Schaft" nach DIN 931 in FK 10.9 und FK 8.8 sowie bei der herkömmlichen HV-Schraube DIN 6914 der FK 10.9

Grundsätzlich ist denkbar, dass die Abhängigkeit der Verformung von der Festigkeit durch die bei der Schraube scharfen Kerbwirkungen und die komplexen, mehraxialen Beanspruchungen zusätzlich verstärkt wird. Um eine Bewertung vornehmen zu können, legen die in Kapitel 3 gewonnenen Erkenntnisse nahe, als erstes zwischen den beiden Schraubenformen "mit Schaft" und "ohne Schaft" zu unterscheiden. Bei der Schraube mit Schaft lässt sich der grundsätzliche Einfluss der Werkstoffwahl auf das plastische Verformungsvermögen zunächst anhand der Resultate aus Zugversuchen an Schrauben [5.2] deutlich aufzeigen. Wie im vorangehenden Kapitel 3 erörtert, dominiert grundsätzlich die Länge des frei belasteten Gewindeteils das Verformungsverhalten der Schraube. Dies führt auch dazu, dass die normale HV-Schraube DIN 6914 [5.12] in FK 10.9 mit ihrem typisch kurzen Gewinde allgemein ein äusserst geringes Verformungsvermögen besitzt, was den Vergleich mit anderen Materialklassen aufgrund der kleinen Differenzen und der bestehenden grossen Sensibilitäten erschwert. Offensichtlich dominiert bei ihr die Form des Gewindeauslaufs als starke Kerbe derart, dass der ausschlaggebende Verformungswert (Längungsdifferenz zwischen Bruch und Streckgrenze) kaum auf die möglichen, wenn auch kleinen Änderungen in der belasteten Gewindelänge reagiert und mehr oder weniger

konstant bleibt (vgl. Abb. 5.18). Bei der Schraube DIN 931 [5.13] mit ihrer etwas grösseren Gewindelänge hingegen zeigt der Vergleich eine unverkennbare Differenz zwischen den geprüften Festigkeitsklassen 10.9 und 8.8. Bei gleicher Schraubenform weist die Schraube der FK 8.8 im Mittel 25 ÷ 30% höhere plastische Verformungsanteile auf als jene der FK 10.9.

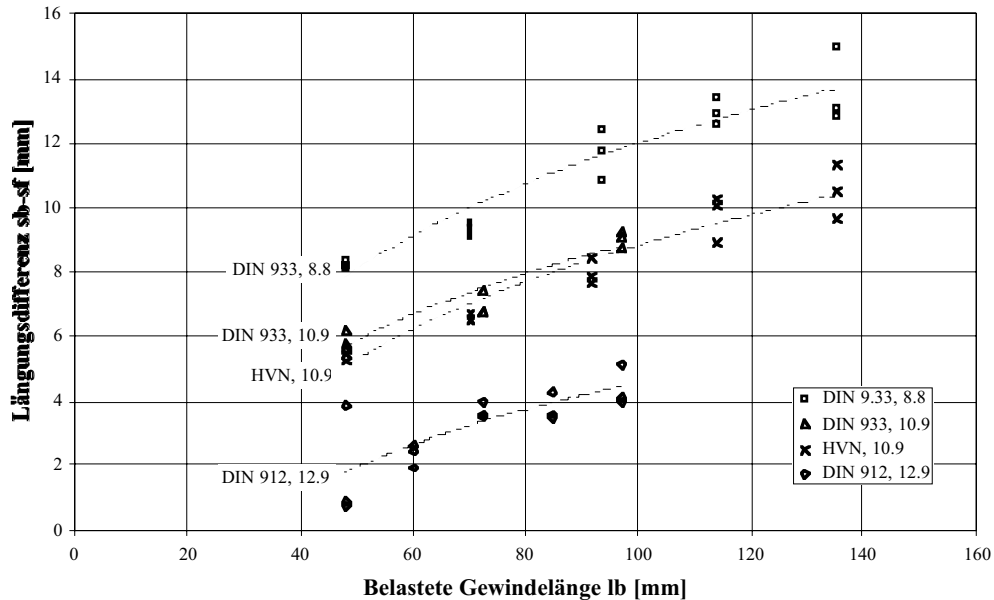


Abb. 5.19: Einfluss der Werkstoffwahl auf das plastische Verformungsvermögen ($s_b - s_f$) bei der Schraube M20 ohne Schaft. Im Vergleich:
 - Schraube DIN933 FK 10.9 und FK 8.8
 - HVN-Schraube "DIN6914" ohne Schaft FK 10.9
 - Inbusschraube DIN912 FK 12.9

Die bei der Schraube mit Schaft bestehende Beeinträchtigung des Verformungsvermögens durch den Übergangseffekt sowie der Umstand ihres kleinen Materialvolumens für plastische Verformungen fällt bei der Schraubenform mit durchgehendem Gewinde weg. Der Vergleich der Ergebnisse der schaftlosen Schraube untereinander zeigt die Unterschiede und damit die Abhängigkeit des plastischen Verformungsvermögens der Schraube von der Festigkeitsklasse dementsprechend "unverfälschter" (vgl. Abb. 5.19). Grundsätzlich bestätigt auch diese Gegenüberstellung den anfänglich formulierten Zusammenhang, wonach höhere Festigkeit kleineres Verformungsvermögen bedeutet in anschaulicher Art. Die Wahl einer Schraube der FK 8.8 anstelle einer der FK 10.9 bedeutet bei der schaftlosen Schraube im Mittel ein Gewinn von 30-40% an plastischer Längungsdifferenz, wobei logischerweise nicht zu vergessen ist, dass damit aber auch der Tragwiderstand dieser Schraube rund 20% kleiner ausfällt. Die Wahl der Festigkeitsklasse 12.9 (Schraubenform DIN 912 [5.14]) hat demgegenüber schliesslich im vorliegenden Fall eine Reduktion der Verformungsfähigkeit von im Mittel etwa 50% gegenüber der FK 10.9 zur Folge.

Im allgemeinen ist ein direkter Zusammenhang zwischen der Materialfestigkeit und dem Verformungsverhalten der Schraube unverkennbar. Wenn auch weitere Einflüsse (z.B. Schraubenform) mitspielen mögen, so ist die Materialqualität bzw. die Festigkeitsklasse für das Verformungsvermögen der Schraube zweifellos grundsätzlich eine signifikante Grösse. Die ausgemachte Differenz widerspiegelt sich übrigens auch im vorgeschlagenen Rechenansatz zur Bestimmung der Schraubenlänge mit dem von der Festigkeitsklasse abhängigen Reduktionsfaktor des Elastizitätsmoduls (vgl. Abschnitt 3.435).

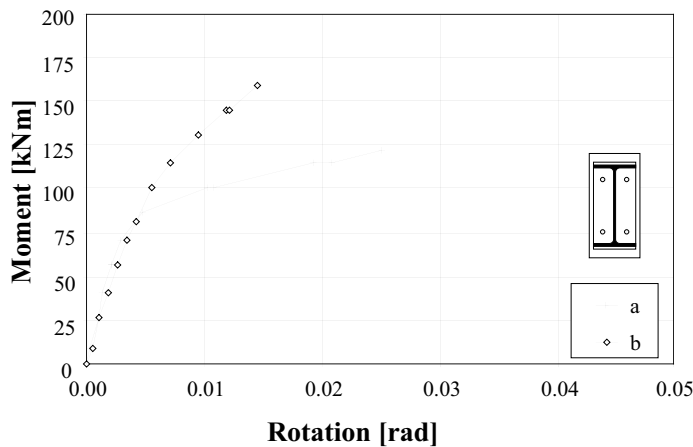


Abb. 5.20:
Einfluss der Werkstoffwahl der Schraube auf das Verformungsverhalten der Verbindung mit bündiger Kopfplatte und zwei Schraubenreihen (Versuchsreihe 3K)

a) Ausführung mit schaftlosen Schrauben nach DIN 933, FK 8.8 (Versuch 3K3)

b) Ausführung mit schaftlosen Schrauben nach DIN 912, FK 12.9 (Versuch 3K4)

Es ist zu vermuten, dass ein derart prägnanter Einfluss beim Einsatz der Schrauben in der Verbindung auch seine Spuren beim Verformungsverhalten der Verbindung als Ganzes hinterlässt. Dies bestätigt sich im Grundsatz widerspruchlos bei all den durchgeführten Versuchen. Ein differenzierter Vergleich des Verformungsvermögens gestaltet sich jedoch etwas schwierig. Mit der Verwendung unterschiedlicher Festigkeitsklassen sind auch automatisch unterschiedliche Tragwiderstände der Schrauben und damit auch der Verbindungen selbst verbunden. Dies bringt unweigerlich weitere Verformungskomponenten mit ins Spiel, welche sich abhängig von der Beanspruchungshöhe in unterschiedlichem Mass entwickeln und überlagern. Diese Einflüsse "verschmieren" den genannten Festigkeitseffekt und verhindern eine eigentliche quantitative Bewertung.

Trotzdem kann anhand der durchgeführten Versuche mindestens der qualitative Einfluss dargestellt werden. Es liegt nahe dafür die bündige Ausführung mit zwei Schraubenreihen zu wählen, da bei dieser Ausbildungsform die weitergehenden Einflüsse am geringsten sind. Ebenso naheliegend ist die schaftlose Schraube, da bei ihr die Unterschiede am ausgeprägtesten sind. Die Versuchsreihe 3K bietet sich für eine solche Gegenüberstellung an (vgl. Abb. 5.20). Bei den Anfangssteifigkeiten sind zwischen der Bestückung der gleichen Verbindung mit Schrauben ohne Schaft der FK 8.8 (Schraubenform DIN 933) und der FK 12.9 (Schraubenform DIN 912) erwartungsgemäss keine kennzeichnenden Unterschiede festzustellen. Dagegen ist die dokumentierte Abhängigkeit des plastischen Verformungsvermögens der einzelnen, zugbeanspruchten Schraube von der Materialfestigkeit auch beim Rotationsvermögen der Verbindung, wenn auch nicht in gleichem Umfang, dennoch zweifellos nachweisbar. Die Rotationskapazität der Verbindung mit den Schrauben der FK 12.9 ist im gezeigten Beispiel rund 40% geringer als jene der Ausführung mit Schrauben der FK 8.8. Die Reduktion fällt nicht so stark aus, wie sie bei der Schraube allein festzustellen ist, da offensichtlich der höhere Tragwiderstand der Schraube der FK 12.9 weitergehende Verformungen in der Verbindung selber zu mobilisieren vermag (vgl. Abschnitt 5.313), was letztlich wiederum die Rotation insgesamt vergrössert.

5.322 Versagensform der Schraube

Mittlerweile bekannt ist die Tatsache, dass die im Stahlbau normalerweise eingesetzten feuerverzinkten HV-Schrauben mit der üblichen Mutterhöhe (DIN 6915 [5.15]) von $0.8 \cdot d$ im Zugversuch beinahe ausschliesslich durch Abstreifen des Gewindes erfolgt. Tatsache ist auch, dass die Maximalbruchlast der einzelnen Schraube allerdings über Trennbruch erreicht wird und diese in der Regel im Mittel um 5 bis 10% höher liegt, als wenn die Schraube durch Abstreifen ihren Tragwiderstand erreicht. Der beanspruchungsmässige Unterschied zwischen der Versagensform "Abstreifen" und "Trennbruch" liegt grundsätzlich darin begründet, dass im Fall des

Abstreifens die lokale Festigkeit im Gewindebereich überschritten, während beim Trennbruch die eigentliche Schraubenfestigkeit erreicht wird.

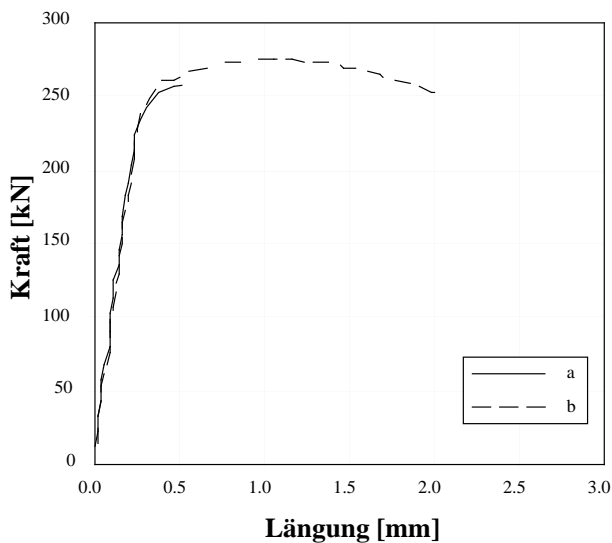
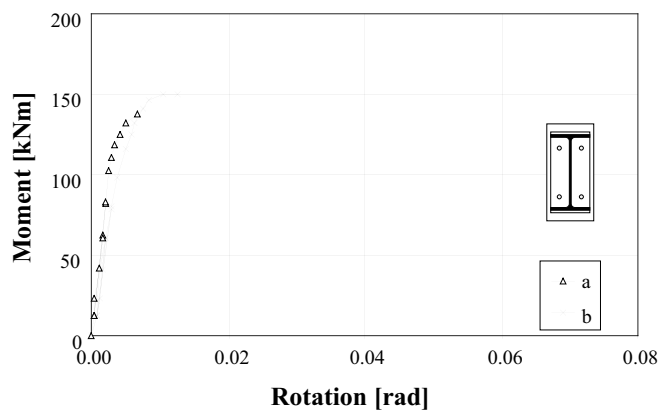


Abb. 5.21:
Verformungsverhalten der auf Zug beanspruchten Schraube in Abhängigkeit der Versagensart beim gleichen Schraubentyp HV-Garnitur M20 x 80, FK 10.9, feuerverzinkt:

- a) Schraubenversagen durch Gewindeabstreifen
- b) Schraubenversagen durch Trennbruch

Wie bereits in Abschnitt 3.31 erläutert und im Diagramm der Abb. 5.21 wiederholt aufgezeigt, ist der Unterschied beim Verformungsvermögen gegenüber dem Tragwiderstand der einzelnen auf Zug beanspruchten Schraube allerdings deutlich ausgeprägter. Die gemessene Schraubenslänge beträgt beim gezeigten Beispiel der HV-Schraube im Fall des Trennbruchs rund das Zweifache jener des Abstreifens. Offensichtlich reicht die geringfügig höhere Beanspruchung zusammen mit der durch die höhere Mutter leicht vergrößerten Gewindelänge aus, um selbst bei der HV-Schraube merklich grössere Bruchverformungen zu erzielen. Das Mass dieses Beitrages hängt grundsätzlich vom Schraubentyp bzw. der jeweiligen geometrischen Form ab.



- a) Gewindeabstreifen der HV-Schraube bei der Verwendung der Mutter mit einer Höhe von $0.8 \cdot d$ (Versuch 3D1)
- b) Trennbruch der HV-Schraube bei der Verwendung der Mutter mit einer Höhe von $1.0 \cdot d$ (Versuch 3D2)

Abb. 5.22: Differenzen im Verformungsverhalten der Verbindung aufgrund unterschiedlicher Versagensform der Schrauben, aufgezeigt am Beispiel der bündigen Ausbildung mit zwei Schraubenreihen beim «Durchlaufträger»-Versuch 3D, bestückt mit normalen HV-Schrauben

Auf die geschraubte Stirnplattenverbindung übertragen, würde dies bedeuten, dass sich bereits durch das Verhindern eines Gewindeabstreifens - mittels einer höheren Mutter oder einer Ausführung mit Doppelmutter - das Verformungsvermögen der Verbindung merklich verbessern liesse. Die insgesamt drei Versuche, bei welchen zunächst die Verbindung mit der normalerweise verwendeten HV-Garnitur und den zugehörigen $0.8 \cdot d$ hohen Muttern bestückt und geprüft wurde und anschliessend die gleiche Verbindung erneut, aber diesmal mit der normalen

HV-Schraube und einer adäquaten 1.0·d hohen Mutter versehen, untersucht wurde, bestätigen diese Erwartung (vgl. Abb. 5.22).

Obschon das Verformungsvermögen bei beiden Ausführungsarten im Vergleich zur Verwendung mit schaftlosen Schrauben (vgl. nachfolgenden Abschnitt 5.133) insgesamt klein bleibt, zeigt der Versuch bei der Versagensform "Trennbruch" gleichwohl im Mittel eine Erhöhung der Rotationsfähigkeit der Verbindung von immerhin rund 70% gegenüber dem Versagensfall "Gewindeabstreifen". Gleichzeitig ist bei allen diesen Versuchen ein Unterschied in der Anfangssteifigkeit der Verbindung zu beobachten. Hier liegt ein interessantes Indiz dafür vor, wie sensibel grundsätzlich das an sich dürtige Verformungsvermögen der HV-Schraube mit ihrem kurzen Gewindebereich reagiert. Die höhere Mutter führt zu einer Vergrößerung des mitwirkenden Gewindebereichs. Dieser auf den ersten Blick minimale Anstieg reicht gleichwohl aus, um den sogenannten Übergangseffekt abzuschwächen, woraus eine "weichere" Schraube resultiert. Oder anders ausgedrückt, der bei der HV-Schraube typische, extrem kurze belastete Gewindebereich versprödet diese Schraube derart, dass bereits eine kleinste Änderung die damit erzeugte Kerbwirkung enorm entschärft.

5.323 Belastete Gewindelänge der Schraube

Wie mehrmals erwähnt und detailliert in Kapitel 3 dargestellt, ist das Verformungsverhalten der Schraube neben der Materialwahl zur Hauptsache durch die Länge des belasteten Gewindes bestimmt. Während die Tragfähigkeit im wesentlichen durch die jeweils lokale Spannungsspitze festgelegt wird, ist das Verformungsverhalten hauptsächlich durch das Spannungsniveau verteilt über die ganze Schraubenlänge beeinflusst. Der Spannungsunterschied zwischen dem Schaft- und Gewindebereich ist zufolge der deutlichen Querschnittsunterschiede verhältnismässig gross. Während auf Bruchniveau das Gewinde plastische Anteile liefern kann, ist das Spannungsniveau im Schaft noch längst im elastischen Bereich und demzufolge sind seine Verformungsanteile vergleichsweise belanglos, was letztlich die Bedeutung der Länge des belasteten Gewindeteils hervorhebt.

Mit der Schraube ohne Schaft bleibt demnach das Spannungsniveau über weite Bereiche der Schraube ungefähr gleich, womit die schaftlose Schraube grundsätzlich ein deutlich besseres Verformungsvermögen aufweist als die im Stahlbau gebräuchliche Schraube mit Schaft. Verbunden damit ist jedoch unweigerlich auch eine Einbusse der Steifigkeit. Die Anfangssteifigkeit der schaftlosen Schraube liegt im Mittel rund 15 bis 20% unter jener der Schraube mit Schaft, unabhängig der Materialklasse und des Durchmessers.

Zieht man für den Vergleich zunächst wiederum die bündige Verbindung mit zwei Schraubenreihen heran und geht von der im vorangehenden Abschnitt gewählten Versuchsreihe 3D aus, so stünden grundsätzlich als Schrauben neben der herkömmlichen HV-Schraube mit Schaft in der gleichen Festigkeitsklasse 10.9 die schaftlose HVN-Schraube oder die Schraube mit durchgehendem Gewinde nach DIN 933 [5.16], letztere auch in der FK 8.8, zur Verfügung. Als erstes interessiert der Vergleich des Verformungsverhaltens der Schraube für sich. Dafür werden die Ergebnisse der Zugversuche der entsprechenden Schraubenformen der Schraube M20, bei welchen die Belastungslänge l_b ungefähr der vorhandenen Klemmdicke der Verbindung (68 mm) entspricht einander gegenübergestellt (vgl. Abb. 5.23).

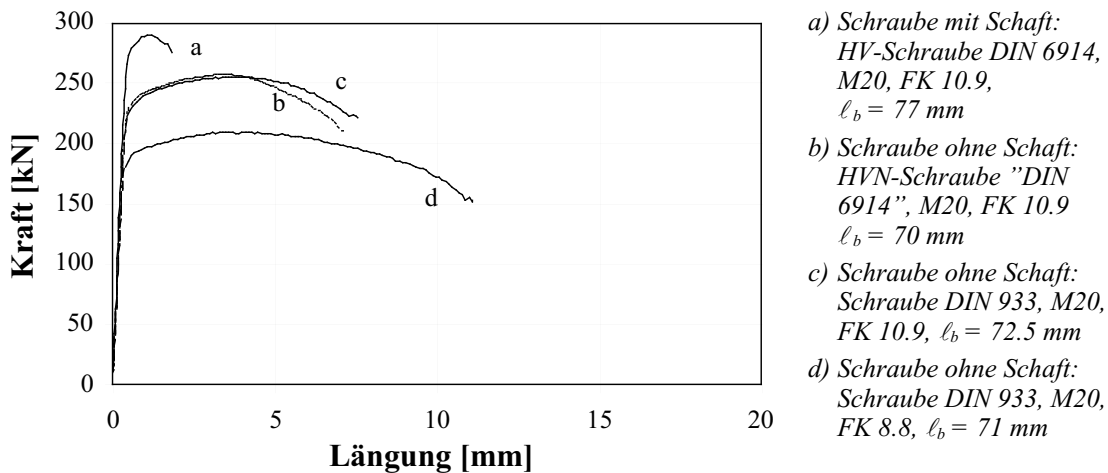


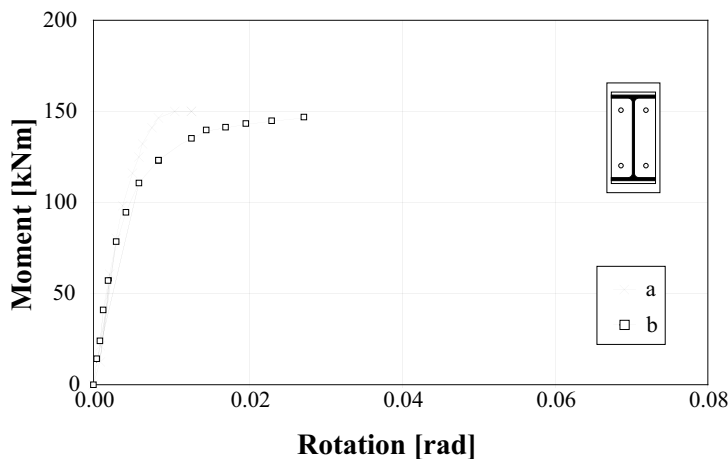
Abb. 5.23: Unterschiede im Verformungsverhalten der auf Zug beanspruchten Schraube in Abhängigkeit der Schraubenform bzw. der belasteten Gewindelänge

Schraubenform	Schaftform	FK	Belastungslänge ℓ_b [mm]	Verformung bei Maximalkraft F_u s_u [mm]	Verformungen bei Bruchgrenze F_b s_b [mm]
HV-Schraube DIN 6914	mit Schaft	10.9	77	1.05	1.85
HVN-Schraube	ohne Schaft	10.9	70	3.42	7.13
DIN 933	ohne Schaft	10.9	72.5	3.65	7.57
DIN 933	ohne Schaft	8.8	71	3.88	11.08

Tab. 5.10: Mittelwerte der bei den in Abb. 5.23 gezeigten Schrauben M20 gemessenen Verformung s_u bei Erreichen der Maximalkraft F_u bzw. der Verformung s_b bei Erreichen der Bruchgrenze F_b

In der Gegenüberstellung der Gesamtlängung der Schrauben zeigt sich klar die unvergleichliche Überlegenheit der Schraube ohne Schaft: Die Dehnung beim Erreichen der Maximallast F_u wie auch die Gesamtdehnung bei der Bruchgrenze F_b beträgt ein Mehrfaches derjenigen der HV-Schraube. Innerhalb der schaftlosen Schrauben wiederum ergibt die Schraube der Festigkeitsklasse 8.8 nur geringfügig erhöhte Verformungen s_u beim Erreichen der Maximalkraft, jedoch abermals eine Steigerung von rund 50% bei der Gesamtlängung s_b . Wie schon mehrfach erwähnt, dominiert bei der HV-Schraube die lokale Spannungsspitze und begrenzt demzufolge auch die Gesamtverformung, derweil bei der Schraube ohne Schaft durch eine gleichmässige Grundspannung der gesamte belastete Bolzenteil an der Verformung beteiligt ist. Dieser markante Unterschied in der Beanspruchung äussert sich schliesslich auch im Tragwiderstand: Was von der Verformung her bei der HV-Schraube auf eine Versprödung hinausläuft, ergibt gleichzeitig auch eine entsprechende Steigerung der Beanspruchbarkeit von rund 10% gegenüber der schaftlosen Schraube.

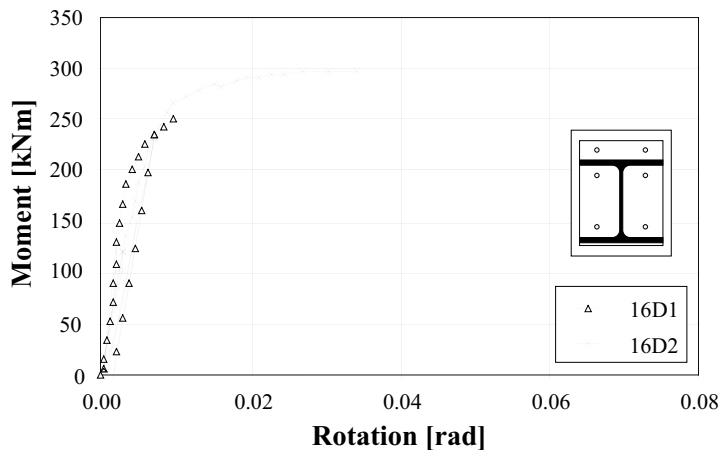
Interessant ist jetzt zu wissen, inwieweit sich dieses merklich günstigere Verformungsverhalten der Schraube ohne Schaft im Einsatz in der Verbindung weitergibt und äussert. Die gewählte Gegenüberstellung geschieht anhand der Ergebnisse der Versuche am Zweifeldträger, da erst bei der Durchführung dieser Versuche die schaftlosen HVN-Schrauben zur Verfügung standen (vgl. Abb. 5.24). Für den Vergleich wurde die Verbindung zunächst mit normalen HV-Schrauben bestückt, wobei Muttern mit $1.0 \cdot d$ Höhe eingesetzt wurden, um einen vergleichbaren Trennbruch zu erreichen (Versuch 3D2). Anschliessend wurde die gleiche Verbindung mit den schaftlosen HVN-Schrauben der gleichen Festigkeitsklasse 10.9 geprüft (Versuch 3D3).



- a) Verbindung mit HV-Schrauben DIN 6914, FK 10.9, M20 x 100 mit Mutterhöhe 1.0·d (Trennbruch), Versuch 3D2
- b) Verbindung mit schaftlosen HVN-Schrauben, FK 10.9, M20 x 100 mit Mutterhöhe 1.0·d (Trennbruch), Versuch 3D3

Abb. 5.24: Unterschiede im Verformungsverhalten der bündigen Stirnplattenverbindung mit zwei Schraubenreihen zufolge der Verwendung von Schrauben mit und ohne Schaft der Festigkeitsklasse 10.9 im «Durchlaufträger»-Versuch 3D

Die Anfangssteifigkeit der Verbindung mit HVN-Schrauben bestückt ist leicht ($\approx 10\%$) geringer, wogegen das Verformungsvermögen über das Doppelte so gross ist wie das der Ausführung mit herkömmlichen HV-Schrauben mit Schaft. Der Vergleich zeigt aber auch, dass der Verformungszuwachs nicht im gleichen Mass geschieht, wie dies bei der Schraube für sich der Fall ist. Dies wird bei den trotz alledem im Bruchzustand vergleichsweise grossen Rotationen und auf die damit hervorgerufene Biegung in der Schraube und weitere Nebeneinflüsse, wie ungleichmässige Auflage durch lokale Verformungen und dergleichen zurückzuführen sein (vgl. Abschnitt 5.325).



- a) Verbindung mit HV-Schrauben DIN 6914, FK 10.9, M20 x 100 mit Mutterhöhe 0.8·d (Gewindeabstreifen), Versuch 16D1
- b) Verbindung mit schaftlosen HVN-Schrauben, FK 10.9, M20 x 100, mit Mutterhöhe 1.0·d (Trennbruch), Versuch 16D2

Abb. 5.25: Unterschiede im Verformungsverhalten der überstehenden Stirnplattenverbindung mit zwei Schraubenreihen zufolge der Verwendung von Schrauben mit und ohne Schaft der Festigkeitsklasse 10.9 im «Durchlaufträger»-Versuch 16D

Interessant ist zudem die Feststellung, dass der Tragwiderstand beider Verbindungen mit 151 kNm für 3D2 und 148 kNm für 3D3 praktisch gleich ist, obschon die HV-Schraube im reinen Zugversuch bei den eingesetzten Schrauben im Durchschnitt 10% höher liegt als jener der HVN-Schraube. Der Unterschied zwischen der Schraube als solches und ihrem Einsatz in der Verbindung wird zur Hauptsache mit der zusätzlichen Aktivierung der auf der Druckseite liegenden Schrauben bei den deutlich grösseren Verformungen durch die HVN-Schraube begrün-

det sein. Der an sich geringere Tragwiderstand der HVN-Schraube wird demnach aller Wahrscheinlichkeit nach durch das Zusatzmoment, welches die auf der Druckseite liegenden Schrauben und der im Verhältnis zur Profilhöhe (IPE 300) relativ grosse innere Hebelarm aufbauen, aufgewogen. Dass die am gezeigten Beispiel gemachten Überlegungen und gewonnenen Erkenntnisse in ihrem Grundsatz allgemeinen Charakter aufweisen, zeigt der weitere Vergleich, diesmal an der überstehenden Stirnplattenausbildung vorgenommen (vgl. Abb. 5.25). Die eben gemachten Feststellungen, hinsichtlich der Anfangssteifigkeit, dem Rotationsvermögen sowie dem Tragwiderstand bestätigen sich ihrem Prinzip nach in gleicher Art auch bei dieser Verbindungsausführung.

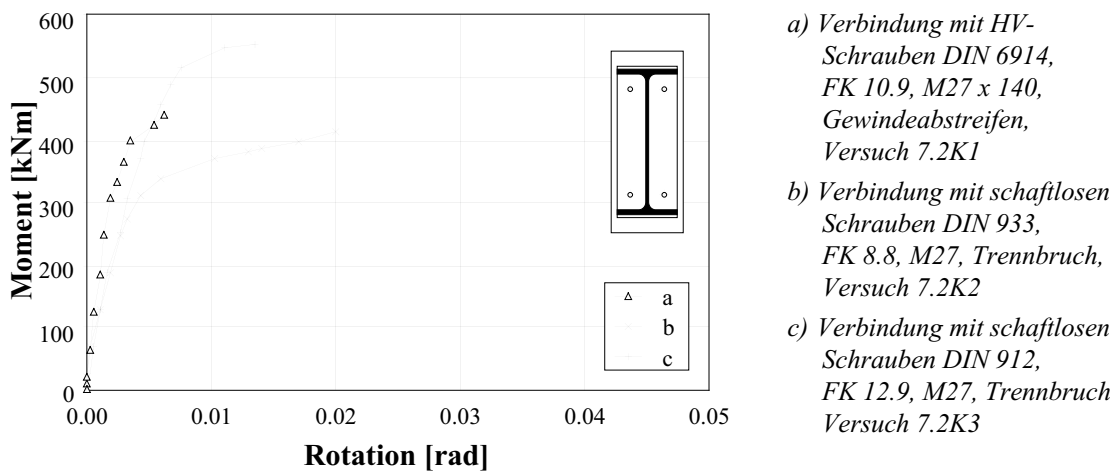


Abb. 5.26: Unterschiede im Verformungsverhalten der bündigen Stirnplattenverbindung mit zwei Schraubenreihen zufolge der Verwendung von Schrauben mit und ohne Schaft sowie unterschiedlicher Festigkeitsklassen in der Versuchsreihe 7.2K

Anschaulich lässt sich der weitere Zusammenhang zwischen der belasteten Gewindelänge und der Festigkeitsklasse der verwendeten Schraube am bündigen, zweireihigen Anschluss des IPE 500 Profils der Versuchsreihe 7.2K darstellen (vgl. Abb. 5.26). Als erstes fällt auch bei diesem Vergleich die bei der Ausführung mit schaftlosen Schrauben geringere Anfangssteifigkeit der Verbindung gegenüber der Ausbildung mit HV-Schrauben auf. Dies rührt vom grundsätzlich kleineren "Beanspruchungsvolumen" der schaftlosen Schraube her, welches sich an der Lastaufnahme beteiligt, woraus letztlich im elastischen Bereich auch eine dementsprechend geringere Steifigkeit resultiert. Dies erklärt schliesslich auch den nahezu kongruenten Verlauf im Anfangsbereich der beiden Verbindungen mit schaftlosen Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 und 12.9 (Kurve b und c), da bei ungefähr gleichem E-Modul in diesem Lastbereich im wesentlichen die Geometrie der Schraube deren Steifigkeit diktiert.

Im Verformungsvermögen hingegen sind durchwegs deutliche Unterschiede festzustellen. Mit der verformungsgünstigsten Schraube DIN 933 (ohne Schaft) der Festigkeitsklasse 8.8 wird bei Erreichen des Tragwiderstandes rund die dreifache Rotation gegenüber der mit der herkömmlichen HV-Schraube (mit Schaft) bestückten Verbindung erzielt. Die ebenfalls schaftlose Schraube DIN 912 der Festigkeitsklasse 12.9 ermöglicht hingegen "nur" eine Verdoppelung, was im wesentlichen auf die bereits erwähnte (vgl. Abschnitt 5.131) und in Abbildung 5.19 aufgezeigte festigkeitsabhängige Reduktion der Verformungen dieser Schraube zurückzuführen ist. Der Vergleich der erreichten Tragwiderstände der Verbindung zeigt schliesslich einmal mehr, dass eine direkte auf die Festigkeitswerte der Schraube bezogene Umsetzung, auch in diesem einfachen Fall der zweireihigen Ausführung, nicht widerspruchlos ist. Der Tragwiderstand der Verbindungen mit schaftlosen Schrauben liegt auch unter Einbezug der Bruchart im Fall der Schraube der Festigkeitsklasse 8.8 mit einem Verhältnis von 0.9 leicht über der festigkeitsbe-

dingten Reduktion, während er bei der Schraube der FK 12.9 mit 1.2 bis 1.25 in etwa dem der adäquaten Erhöhung entspricht. Für die Abweichungen bei der Ausführung mit den Schrauben der FK 8.8, welche eine vergleichsweise grossen Verdrehungen der Verbindung ermöglichen, liegt die Vermutung nahe, dass sich diese - wenn überhaupt - auch in diesem Fall auf das Zusatzmoment der aktivierten Schrauben im Druckbereich zurückführen liesse. Dass dieser Beitrag nicht spürbarer anfällt, liegt wohl an der im Vergleich zum vorangehenden Beispiel mit dem vorliegenden IPE 500 grösseren Profilhöhe.

Für die im vorangegangenen gemachten Überlegungen und Vergleiche wurden bislang zur Darstellung bewusst ausschliesslich zweireihige Verbindungsausbildungen herangezogen. Bei den vierreihigen Ausbildungsformen, bündig und überstehend, ist aufgrund der unterschiedlichen Lagerungsverhältnisse mit einer gegenüber der zweireihigen Ausführung verstärkt ungleichen Kraftverteilung innerhalb der Schraubengruppe im Zugbereich zu rechnen. Hier ist von besonderem Interesse, inwieweit dadurch das Verformungsvermögen wie auch der Tragwiderstand der Verbindung beeinflusst wird. Der speziell damit verbundenen Frage, ob eine Kraftumlagerung und ein entsprechender Kraftausgleich stattfindet und inwieweit dieser durch Schrauben mit grösserer Verformungsfähigkeit gegebenenfalls gefördert wird, wird im nachfolgenden Abschnitt gesondert nachgegangen.

5.324 Beanspruchungsverteilung innerhalb der Schraubengruppe - Verbindungsinterne Kraftumlagerung

Bei der Verbindungsausführung mit bündiger Kopfplatte und zwei Schraubenreihen ist die Kraftaufteilung der Schrauben im Zugbereich durch den Umstand, dass eben nur zwei Schrauben und diese wiederum symmetrisch zum angeschlossenen Profil angeordnet sind, mindestens theoretisch klar: Die zu übertragende Zugkraft wird zur Hälfte auf jede der beiden Schrauben verteilt. Abweichungen davon beruhen einzig auf Unregelmässigkeiten in der Ausführung und zwar bezüglich der Geometrie (Massabweichungen, Unebenheiten in der Platte usw.) sowie bezüglich ungleichen Vorspannkräften.

- Bündige Stirnplatte mit vier Schraubenreihen

Bei der bündigen Ausführung mit vier Schraubenreihen sind die Verhältnisse bereits weniger eingängig. Eine gleichmässige Verteilung der Zugkraft auf alle vier Schrauben mag für eine rechnerische Annahme einstweilen angemessen erscheinen. In Wirklichkeit wird die Kraftaufteilung bei diesem statisch unbestimmten System allerdings durch die Steifigkeitsverhältnisse der Kopfplatte bestimmt. Neben den geometrischen Gegebenheiten werden diese zur Hauptsache durch die Lagerungsbedingungen der Kopfplatte beeinflusst. Eine qualitative Beurteilung scheint beim vorliegenden Sachverhalt fürs erste möglich. Die Kopfplatte ist im Bereich der innenliegenden Schraube direkt über eine Ecke durch den Steg und den Flansch gestützt. Der Bereich der aussenliegenden Schraube kann sich direkt nur über den Flansch abstützen, während die "Auflagersteifigkeit" des gegenüberliegenden Bereichs durch die Spannweitenverhältnisse der Platte bestimmt ist und gewöhnlich vergleichsweise sehr weich ausfällt. Ferner ist die Einspannsteifigkeit in den Trägerflansch bei der bündigen Stirnplatte in der Regel geringer als jene über dem Steg, da im allgemeinen die Kopfplatte dicker ist als der anzuschliessende Flansch. Dieser Umstand verstärkt die erwähnte Auflagersituation. Die Steifigkeit ist folglich von Grund auf im inneren Bereich gegen den Steg hin deutlich grösser als gegen den Plattenrand hin, weshalb die Kraftverteilung ungleich sein wird und auf die innenliegende Schraube dementsprechend mehr Kraft entfällt.

Weiteren Aufschluss über die Kraftverteilung der vier im Zugbereich liegenden Schrauben kann der Versuch zur Messung der Schraubenkräfte mittels Dehnmessstreifen (DMS) geben. Bei der

Bewertung der Ergebnisse muss man sich, wie bereits in Abschnitt 4.423 erwähnt, vorweg im klaren sein, dass die DMS-bestückten Schrauben im Einsatz in der Verbindung im Gegensatz zum ungestörten Zugversuch keine präzise, direkt umsetzbare Werte abgeben. Neben kleinen, lokalen Unregelmässigkeiten, wie ein unebenes Auflager beispielsweise, wird zur Hauptsache die mit zunehmender Beanspruchung grösser werdende Biegung in der Schraube sowie die unklare Zuordnung der Querkraftübertragung die Ergebnisse beeinträchtigen. Ausserdem stellt die Zentrumsbohrung, auch wenn sich noch so klein ist, für die schaftlose Schraube eine Störung dar. Der Schraubenbolzen ist dabei über seine ganze beanspruchte Länge mehr oder weniger gleichmässig beansprucht, womit diese Querschnittsreduktion die Fliesszone definiert und somit die weitere Kraftentwicklung messtechnisch unkontrollierbar wird.

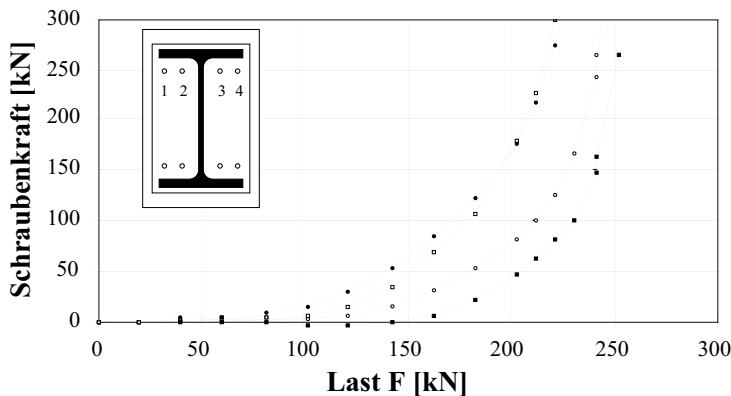


Abb. 5.27:
Verteilung und Entwicklung der Beanspruchungen in den vier im Zugbereich liegenden Schrauben der bündigen Stirnplattenausbildung mit vier Schraubenreihen beim Anschluss eines HEB 500-Profiles mit HV-Schrauben M27 der FK 10.9 (Versuch 22.2K1)

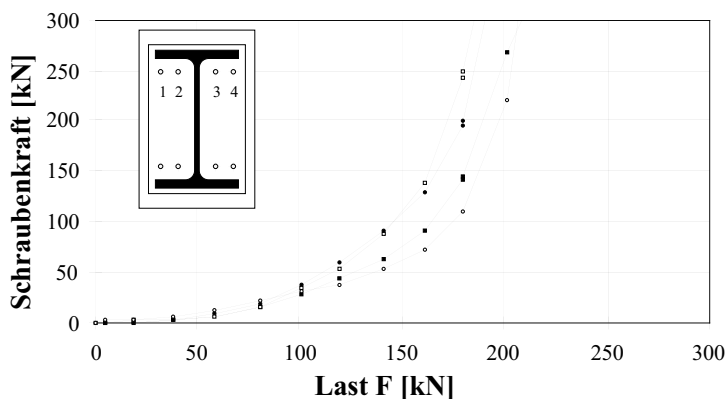


Abb. 5.28:
Verteilung und Entwicklung der Beanspruchungen in den vier im Zugbereich liegenden Schrauben der bündigen Stirnplattenausbildung mit vier Schraubenreihen beim Anschluss eines HEB 500-Profiles mit schaftlosen Schrauben DIN 933 M27 der FK 8.8 (Versuch 22.2K2)

Gleichwohl lassen sich aus den Messungen qualitative Vergleiche und Beziehungen herleiten, wie das gezeigte Beispiel des vierreihigen Anschlusses eines HEB 500-Profiles anschaulich belegt (vgl. Abb. 5.27 und 5.28). Unmissverständlich bestätigen die gemessenen Werte die theoretische Feststellung, wonach die innenliegende Schraube (DMS-Nr. 2 und 3) mehr Kraft aufnimmt als die aussenliegende (DMS-Nr. 1 und 4). Bei der Ausführung mit herkömmlichen HV-Schrauben mit Schaft übernimmt die innenliegende Schraube im Mittel rund 75% der Gesamtkraft. Dieses Verhältnis verringert sich mit zunehmender Beanspruchung nur geringfügig (vgl. Abb. 5.27), was im Bruchzustand offenbar nicht zu einer Angleichung ausreicht und sich folglich auch mit dem Primärbruch der innenliegenden Schrauben (vgl. Abschnitt 5.211) äussert. Auch bei der Verbindungsausführung mit den verformungsfähigeren Schrauben ohne Schaft der Festigkeitsklasse 8.8 wird die dem Steg näherliegende Schraube höher beansprucht, wobei auffällt, dass sich die Kraftaufteilung, offensichtlich durch die "weichere" Schraube bedingt gleichmässiger darstellt und mit im Mittel rund 60% für die innenliegende Schraube zweifellos günstiger ausfällt (vgl. Abb. 5.28). Leider kann die Entwicklung der Verteilung bei höherer Be-

anspruchung und im Bruchzustand durch die oben beschriebene Unzulänglichkeit in der Messung nicht weiter verfolgt werden, womit sich letztlich auch die Frage nach einer Umlagerung und einem Ausgleich auf diese Weise nicht beantwortet lässt.

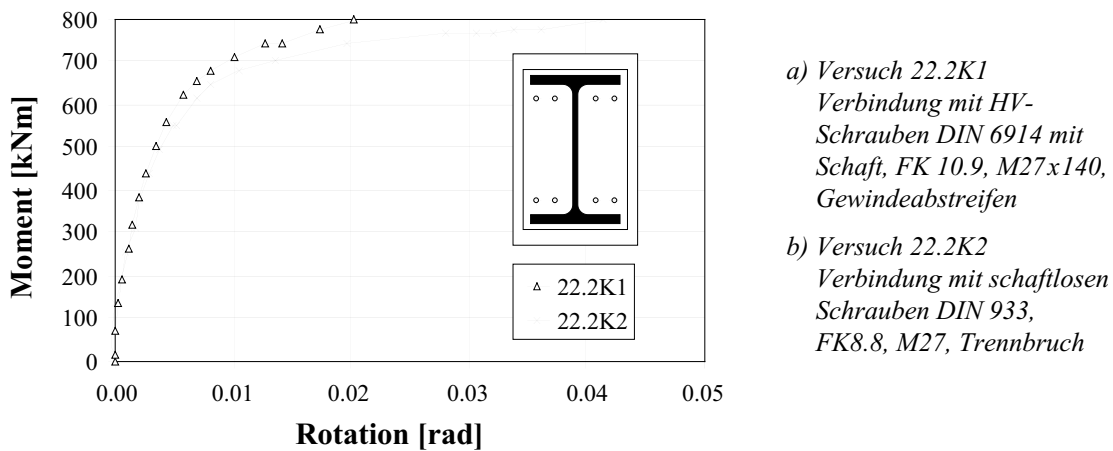


Abb. 5.29: Vergleich des Verhaltens der bündigen Stirnplattenverbindung mit vier Schraubenreihen zum Anschluss eines HEB 500-Profiles der Versuchsreihe 22.2K bei der Verwendung von Schrauben mit unterschiedlichem Verformungsvermögen und unterschiedlicher Festigkeitsklasse

Die Beobachtung der Reihenfolge der Schraubenbrüche deutet vorderhand auf einen Ausgleich bei der Verwendung der verformungsfähigeren Schrauben ohne Schaft der Festigkeitsklasse 8.8 hin, da im Versuch alle vier Schrauben im Zugbereich gleichzeitig gebrochen sind. Der Vergleich der im Versuch ermittelten Moment-Rotations-Beziehung liefert indirekt einen weiteren Beweis hierfür, wie er stellvertretend für die Versuchsreihe 22.2K in der vorliegenden Abb. 5.29 aufgezeigt ist. Bei all den mit bündiger und vierreihiger Stirnplattenausbildung durchgeführten Versuchen lässt sich bei den Ausführungen mit schaftlosen Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 im Vergleich zur Bestückung mit HV-Schrauben mit Schaft der FK 10.9 ein deutlich erhöhter, über der Festigkeitsrelation der verwendeten Schrauben (≈ 0.8) liegender Tragwiderstand der Verbindung erkennen. Im vorliegenden Beispiel wird mit der Schraube ohne Schaft der FK 8.8 das gleiche Bruchmoment wie bei der Bestückung mit der verformungsärmeren HV-Schraube mit Schaft der höheren Festigkeitsklasse 10.9 erreicht. Auch wenn die Berücksichtigung der unterschiedlichen Versagensformen (Gewindeabstreifen – Trennbruch) das Verhältnis noch geringfügig korrigiert, deutet das Ergebnis tendenziell - aufgrund der grösseren Verformungsfähigkeit der schaftlosen Schraube der FK 8.8 im Bruchbereich - auf eine Kraftumlagerung und einen Ausgleich hin, wie es offensichtlich die Schraube mit Schaft nicht zu bewerkstelligen vermag. Gerade beim vorliegenden Beispiel mit der vergleichsweise grossen Trägerhöhe beeinflusst das bei grossen Verformungen durch die im Druckbereich liegende Schrauben aktivierte Zusatzmoment, wenn überhaupt, die gemachte Schlussfolgerung nicht fundamental.

Die Differenz beim Tragwiderstand ist bei der Ausführung mit schaftlosen Schrauben der Festigkeitsklasse 12.9 tendenziell ähnlich, jedoch nicht derart auffallend wie bei der gleichen Schraubenform der FK 8.8. Vermutlich beeinträchtigt das geringere, festigkeitsbedingte Verformungsvermögens der Schraube der FK 12.9 (vgl. Abschnitt 5.321) den "vollen" Ausgleich.

Dass ein Ausgleich der Anlage nach durch die weicheren Schrauben bereits im Anfangsbereich besteht, widerspiegelt sich auch in der Anfangssteifigkeit. Sie ist wohl durch das grundsätzlich kleinere Beanspruchungsvolumen der schaftlosen Schraube generell kleiner als bei der Verbindungsausführung mit Schrauben mit Schaft, doch fällt die Reduktion bei der vierreihigen Ausbildung im Mittel geringer aus als bei der zweireihigen. Dies wird im wesentlichen auf die oben

festgestellte, gleichmässige Kraftverteilung bei der verformungsfähigeren Schraube zurückzuführen sein, was in diesem Sinne schliesslich indirekt ein Erhöhung der Steifigkeit bedeutet.

Einen differenzierten, direkten Einfluss der bei der verformungsfähigeren Schraube besseren Kraftverteilung auf das Verformungsvermögen der Verbindung zu verifizieren, ist bei den allgemein mit diesen Schrauben erreichten grossen Rotationen und bei den verschiedenen, beanspruchungsabhängigen weiteren Einflussgrössen schwierig. Grundsätzlich ist zudem zu erwarten, dass die Verformungsanteile der Kopfplatte gegenüber der zweireihigen Ausführung ansteigen, da deren Dicke konzeptionell unabhängig der Anzahl Schraubenreihen durchweg mit ungefähr $1.0 \cdot d$ festgelegt ist und sie somit eine deutlich höhere Beanspruchung erfährt als die Kopfplatte mit zwei Schraubenreihen.

Im vorliegenden Beispiel (vgl. Abb. 5.29) ist die Endrotation der Verbindung mit schaftlosen Schrauben der FK 8.8 rund doppelt so gross wie jene der Normalausführung mit HV-Schrauben mit Schaft. Die bereits bei der bündigen Ausführung mit zwei Schraubenreihen beobachtete geringere Erhöhung des Verformungsvermögen beim Einsatz der Schrauben der FK 12.9 trifft grundsätzlich auch bei der vorliegenden Ausführungsform zu, wobei die Differenz zur vergleichbaren Schraube der FK 8.8 tendenziell etwas kleiner zu sein scheint. Der grundsätzlich höhere Tragwiderstand dieser Schraubenklasse führt direkt auch zu einer erhöhten Beanspruchung der Kopfplatte, woraus prinzipiell grössere Verformungen resultieren, die durch mögliche lokale Überbeanspruchungen und entsprechende Plastifizierungen zusätzlich "bereichert" werden, was letztlich auch das Rotationsvermögen in der angezeigten Richtung beeinflusst.

- Überstehende Stirnplatte mit zwei Schraubenreihen

Bei der überstehenden Stirnplattenausbildung mit zwei Schraubenreihen liegt, was die vier Schrauben im Zugbereich betrifft, gleichermaßen ein statisch unbestimmtes System vor, welches die Kraftverteilung noch in verstärkterem Masse als bei der bündigen Form über die Steifigkeitsverhältnisse der Kopfplatte regelt. Die innenliegende Schraube ist aufgrund der geometrischen Vorgabe in etwa der Mitte der halben Flanscbreite plaziert, womit sie gegenüber der vierreihigen Anordnung bei der bündigen Ausführung mehr vom Steg entfernt und der Einfluss der Stegstützung im Vergleich dazu spürbar abgeschwächt ist. Dennoch wird die Steifigkeit dieses Bereichs grösser sein als jene des kragarmähnlichen Plattenüberstandes. Folglich ist auch hier eine ungleiche Kraftaufteilung zu erwarten, bei welcher der innenliegenden Schraube mehr Anteile zukommen werden.

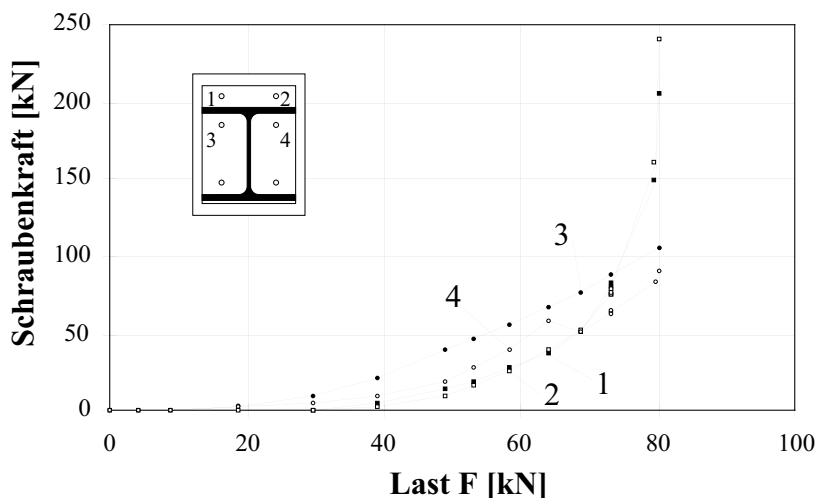


Abb. 5.30: Verteilung und Entwicklung der Beanspruchungen in den vier im Zugbereich liegenden Schrauben der überstehenden Stirnplattenausbildung mit zwei Schraubenreihen beim Anschluss eines HEB 300-Profils mit HV-Schrauben, M20 der FK 10.9 (Versuch 16K1)

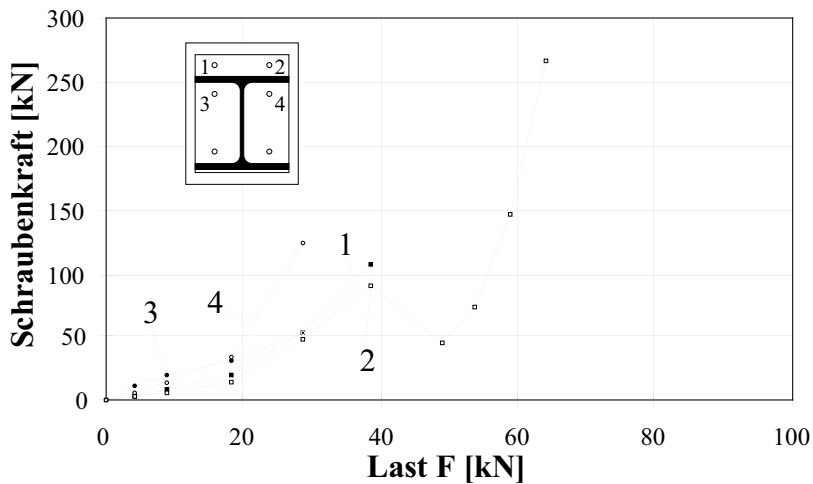


Abb. 5.31:
Verteilung und Entwicklung der Beanspruchungen in den vier im Zugbereich liegenden Schrauben der überstehenden Stirnplattenausbildung mit zwei Schraubenreihen beim Anschluss eines HEB 300-Profiles mit schaftlosen Schrauben DIN 933, M20 der FK 8.8 (Versuch 16K2)

Der Vergleich der mittels DMS gemessenen Schraubkräfte bestätigt bei allen entsprechenden Versuchen im Grundsatz die angestellten Überlegungen. Die Verhältnisse bei den einzelnen Ausführungen sind jedoch nicht so konsistent wie bei der bündigen Ausführung, wobei die festzustellenden Unterschiede ausgeprägter ausfallen. Über den Grundsatz hinausgehende Folgerungen anzustellen sind auch hier schwierig und kaum sinnvoll, da die jeweiligen Unterschiede in der Geometrie zu gross sind und die damit zusammenhängenden zusätzlichen Beeinflussungen durch Abstützungen und dergleichen eine Verallgemeinerung verunmöglichen.

Die beispielhaft ausgewählte Versuchsreihe 16K, bei welcher ein HEB 300-Profil mittels einer zweireihigen, überstehenden Stirnplattenausbildung angeschlossen ist, weist bei der Ausführung mit HV-Schrauben auf eine Kraftverteilung im Verhältnis von in Mittel 3 zu 2 hin (vgl. Abb. 5.30). Bei der Bestückung der gleichen Verbindung mit schaftlosen Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 ist der Unterschied beim vorliegenden Beispiel in etwa gleich (vgl. Abb. 5.31). Der Vergleich der Reihenfolge der Schraubenbrüche weist in die gleiche Richtung (vgl. Abschnitt 5.211): Die im Profilbereich liegenden Schrauben versagen als erstes und zwar sowohl bei den Ausführungen mit Schrauben mit Schaft wie auch bei jenen ohne Schaft.

Im Grundsatz kann der Zusammenhang zwischen dem Steifigkeitsunterschied der Lagerung und dem Verformungsvermögen der eingesetzten Schrauben hinsichtlich eines Kraftausgleichs innerhalb der Schraubengruppe und einer damit verbundenen Erhöhung des Tragwiderstands der Verbindung schematisch wie folgt formuliert werden: Je höher die Steifigkeitsunterschiede, umso ungleichmässiger ist die Kraftverteilung und desto grösser sind die Ansprüche an das Verformungsvermögen der Verbindungsmittel um den höchstmöglichen Tragwiderstand zu erreichen. Die anfänglich ungleiche Kraftverteilung kann bei ansteigender Beanspruchung primär durch ein ausreichendes Verformungsvermögen der Schrauben ausgeglichen werden. Gleichzeitig können sich die anfänglichen Steifigkeitsverhältnisse im Verlaufe der Beanspruchung durch Verformungen der Platte selbst ändern. So kann sich beispielsweise gerade der Überstand durch Plastifizierung der Einspannstelle mit den damit einhergehenden, überproportionalen Biegeverformungen einer weiteren Kraftaufnahme entziehen.

Ein Indikator für die qualitative Abschätzung des gesamtheitlichen Ausgleichsvermögens bildet folglich auch der erreichte Tragwiderstand. Im vorliegenden Beispiel des Anschlusses eines HEB 300-Profiles mittels einer überstehenden Kopfplatte und zwei Schraubenreihen erreicht der Tragwiderstand bei der Verwendung von Schrauben ohne Schaft der Festigkeitsklasse 8.8 über 90% des Tragwiderstands bei der Ausbildung mit HV-Schrauben mit Schaft der FK 10.9. Er liegt somit erkennbar höher als es das Festigkeitsverhältnis der Schrauben vorgibt. Der Unterschied liesse sich einstweilen genauso mit Überfestigkeiten der Schrauben, mit der Versagens-

form der Schrauben und dergleichen interpretieren. Dagegen spricht zunächst der Umstand, dass alle Versuche ausnahmslos die gleiche, zum Teil noch ausgeprägtere Tendenz aufweisen. Die Steigerung des Tragwiderstandes um 12% bei der Verwendung von schaftlosen HVN-Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 gegenüber der Ausbildung mit normalen HV-Schrauben der gleichen Festigkeitsklasse, weist im weiteren ebenfalls auf einen besseren Ausgleich durch das grössere Verformungsvermögen der schaftlosen Schraube und eine damit verbundene gleichmässiger Beanspruchung hin. Auch die Aktivierung der Schrauben im Druckbereich kann den festgestellten deutlichen Anstieg allein nicht erklären. Allgemein, so lässt sich festhalten, schafft die verformungsfähigere Schraube ausgeglichene Beanspruchungsverhältnisse.

Der Einfluss der Steifigkeit bzw. der Dicke der Kopfplatte auf die Kraftverteilung im Zusammenhang mit dem Verformungsvermögen der eingesetzten Schrauben lässt sich anschaulich mit der zweireihigen Ausführung der Versuchsreihe "5" aufzeigen. Die Kopfplatte ist dabei mit einer Stärke von $1.25 \cdot d$ dicker, als dies die Ausführungsregel mit $1.0 \cdot d$ vorgibt. Der Überstand wird somit steifer, was sich als erstes auch darin äussert, dass alle vier Schrauben im Versuch beim Erreichen des Tragwiderstandes gleichzeitig versagen. Obschon mit der steiferen Kragarmausbildung die Kraftverteilung innerhalb der Schrauben gleichmässiger wird, hängt die Entwicklung des Tragwiderstandes weiterhin, und gar verstärkt, vom Verformungsvermögen der Schrauben ab. Der steifere Überstand zwingt zu einer "gleichförmigeren" Rotation und damit verbunden zu erhöhten Verformungsanforderungen an die aussenliegenden Schrauben (Extremfall: starre Kopfplatte). Die Verbindung mit schaftlosen Schrauben erreicht folglich auch 15% (FK 8.8) bzw. 20% (HVN-FK 10.9) höhere Tragwerte als die entsprechende Ausführung mit HV-Schrauben mit Schaft der FK 10.9.

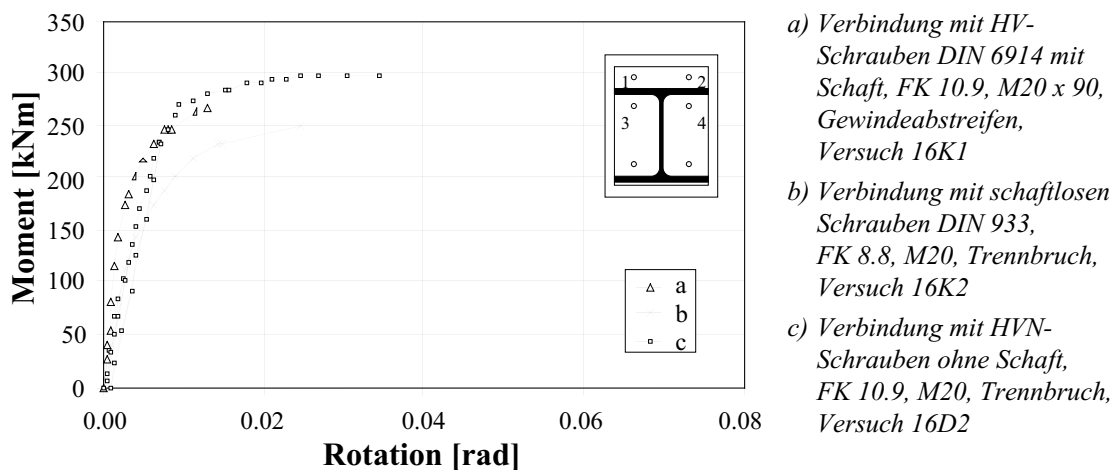


Abb. 5.32: Vergleich des Verhaltens der überstehenden Stirnplattenverbindung mit zwei Schraubenreihen zum Anschluss eines HEB 300-Profiles der Versuchsreihe "16" bei der Verwendung von Schrauben mit unterschiedlichem Verformungsvermögen und unterschiedlicher Festigkeitsklasse

Wie stark das Verhalten der Verbindung vom Verhalten der Schraube im Zugbereich selbst abhängt, zeigt auch hier der Vergleich der Anfangssteifigkeit. Das gegenüber der Schraube mit Schaft grundsätzlich kleinere Beanspruchungsvolumen der schaftlosen Schraube und deren damit verbundene deutlich kleinere Steifigkeit reflektiert sich direkt auch in der spürbar kleineren Anfangssteifigkeit der mit diesem Schraubentyp bestückten Verbindung (vgl. Abb. 5.32 Kurve a gegenüber Kurve b und c). Während die Anfangssteifigkeit der Verbindung durch den Einsatz der schaftlosen Schraube reduziert wird, was einen Verlust an Einspannung im Gebrauchsbe- reich darstellt, vergrössert sich allerdings ihr Rotationsvermögen im Bruchzustand markant.



Abb. 5.33:
Plastische Verformung des Plattenüberstandes beim Anschluss eines HEB 300-Profils mit überstehender Stirnplatte und zwei Schraubenreihen

Bei der Ausbildung mit schaftlosen Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 ist die Endrotation rund doppelt so gross wie bei der Verwendung von Schrauben mit Schaft der FK 10.9. Interessant ist die Beobachtung des Rotationsverhaltens der Verbindung mit schaftlosen HVN-Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 (vgl. Abb. 5.32 Kurve c). Ihr Rotationsvermögen ist gegenüber der Ausbildung mit normalen HV-Schrauben knapp drei Mal grösser und damit auch sichtlich grösser als jenes der an sich verformungsfähigeren schaftlosen Schraube der FK 8.8. Der Anstieg bzw. die Differenz ist auf zusätzliche Verformungsanteile der Kopfplatte zurückzuführen. Die höhere Festigkeitsklasse der HVN-Schraube verursacht in diesem besonderen Fall - steifere Kopfplatte als Regelausführung - unweigerlich auch eine höhere Beanspruchung der Kopfplatte, was im vorliegenden für Plastifizierungen im Überstand ausreicht und mit entsprechenden plastischen Verformungen zur Vergrösserung der Gesamtrotation beiträgt (vgl. Abb. 5.33).

- Überstehende Stirnplatte mit vier Schraubenreihen

Bei der Form mit überstehender Stirnplatte mit vier Schraubenreihen sind die Steifigkeitsverhältnisse, was die Lagerung der Kopfplatte betrifft, grundsätzlich nicht anders als bei der zwei-reihigen Ausführung. Hingegen ergibt die doppelte Anzahl Schrauben zum einen eine andere Plazierung der Schrauben und zum anderen bei gleichbleibender Plattendicke eine höhere Beanspruchung der Kopfplatte, was beides wiederum die Kraftaufteilung ändert und beeinflusst.

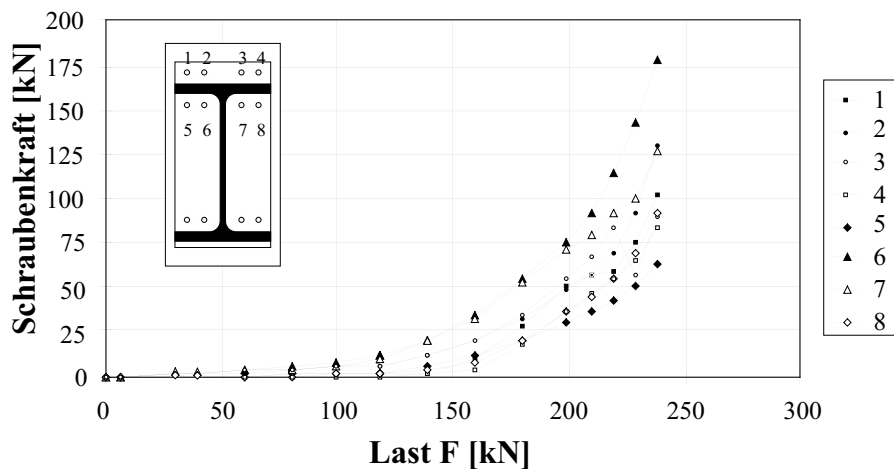


Abb. 5.34: Verteilung und Entwicklung der Beanspruchungen in den acht im Zugbereich liegenden Schrauben der überstehenden Stirnplattenausführung mit vier Schraubenreihen beim Anschluss eines HEB 500-Profils mit HV-Schrauben, M20 der FK 10.9 (Versuch 23K1)

Indem die innenliegende Schraube, ähnlich der bündigen Ausführung mit vier Schraubenreihen, näher an den Steg heranrückt, gelangt sie in den Bereich, welcher durch die "Überbeck"-Stützung der Platte vergleichsweise sehr steif ist. Eine erste Information zur Kraftverteilung innerhalb der Schraubengruppe können auch hier die im Versuch gemessenen Schraubenkräfte geben. Die Aussage kann in diesem Fall gleichermassen nur qualitativ erfolgen, umso mehr als nur wenige Versuche zur Verfügung stehen. Bei der Betrachtung der Entwicklung der Schraubenkräfte (vgl. Abb. 5.34) bestätigt sich im Grundsatz die angestellte Überlegung, indem die beiden innenliegenden Schrauben mit rund 40% der Gesamtkraft den grössten Anteil übernehmen. Von den übrigen Schrauben heben sich die beiden, direkt darüber im Überstand befindlichen Schrauben mit einer Kraftbeteiligung von rund 25% deutlich ab, während die aussenliegenden Schrauben, sowohl jene im Überstand wie auch jene im Profillinieren, sich mit gut 15% in etwa gleich beteiligen.

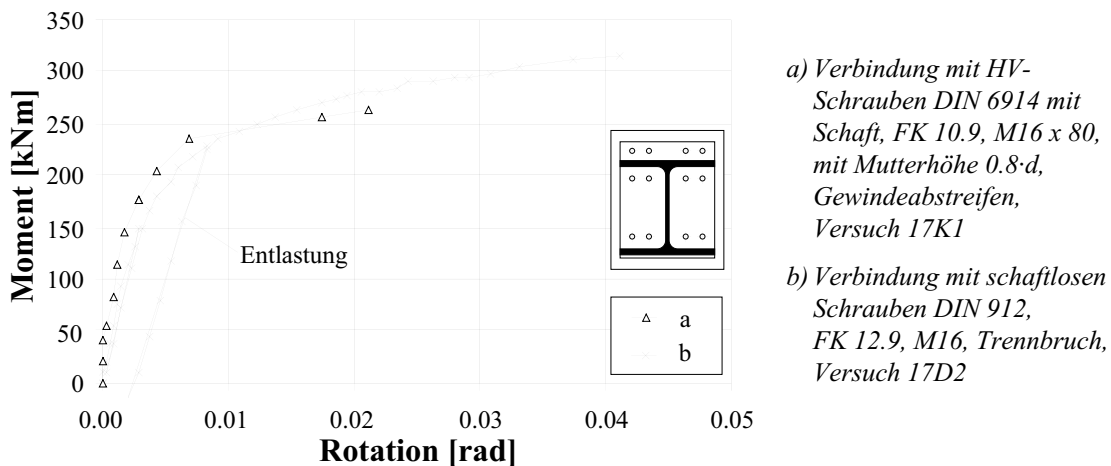


Abb. 5.35: Vergleich des Verhaltens der überstehenden Stirnplattenverbindung mit vier Schraubenreihen zum Anschluss eines HEB 300-Profiles der Versuchsreihe 17 bei der Verwendung von Schrauben mit unterschiedlichem Verformungsvermögen und unterschiedlicher FK

Alles in allem besteht eine recht ungleichmässige Verteilung. Ein Ausgleich und damit eine Optimierung der Verbindung, kann grundsätzlich über die Verformungsfähigkeit der Schraube und jene der Kopfplatte selbst erfolgen. Im Vergleich zur zweireihigen Ausführungen werden die Verformungsanteile der Kopfplatte bei der betrachteten Ausführung an Bedeutung zunehmen, da die Kopfplatte bei gleichbleibendem Dickenverhältnis ($d_p \approx 1.0 \cdot d$) durch die doppelte Anzahl Verbindungsmittel auch deutlich höher beansprucht wird. Tatsächlich wird bei all den durchgeführten Versuchen die Kopfplatte bei der vierreihigen Bestückung derart beansprucht, dass sie sich plastisch verformt (vgl. Abbildungen 5.36 und 5.37), was schliesslich die Kraftverteilung ändert und unweigerlich den Ausgleich beeinflusst. Deshalb konnte jede Verbindung auch nur das eine Mal geprüft werden, wobei mit der Verbindung 23K bei leicht plastischen Vorverformungen des Überstandes (im Mittel ≈ 2 mm) ein zweiter Versuch durchgeführt wurde, weshalb diese Ergebnisse (23K2) nur mit entsprechendem Vorbehalt und Vorsicht auszuwerten sind.

Bei den lokalen plastischen Verformungen der Kopfplatte entzieht sich die Platte selbst und damit auch die betroffene Schraube der weiteren Lastaufnahme. Das Verformungsvermögen der eingesetzten Schrauben ist auch in diesem Fall nach wie vor von Bedeutung für das Gesamtverhalten der Verbindung, doch wird damit deren Möglichkeit zur Einflussnahme geschmälert.

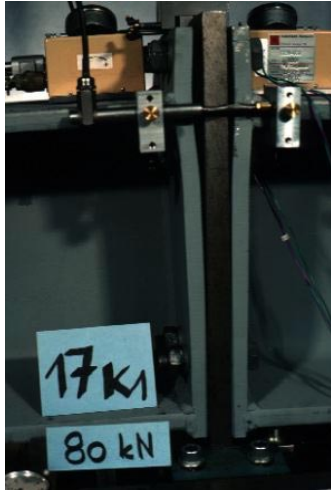


Abb. 5.36:
 Verformung der Stirnplatte bei der überstehenden Ausführung mit vier Schraubenreihen bei der Verbindungsausführung mit HV-Schrauben M16 x 80 der FK 10.9. Plastische Verformung des Überstandes sowie der Aussenbereiche der Platte innerhalb des Profils. Versuch 17K1



Abb. 5.37:
 Verformung der Stirnplatte bei der überstehenden Ausführung mit vier Schraubenreihen bei der Verbindungsausführung mit HV-Schrauben M16 der FK 12.9. Plastische Verformung des Überstandes sowie der Aussenbereiche der Platte innerhalb des Profils. Versuch 17D2

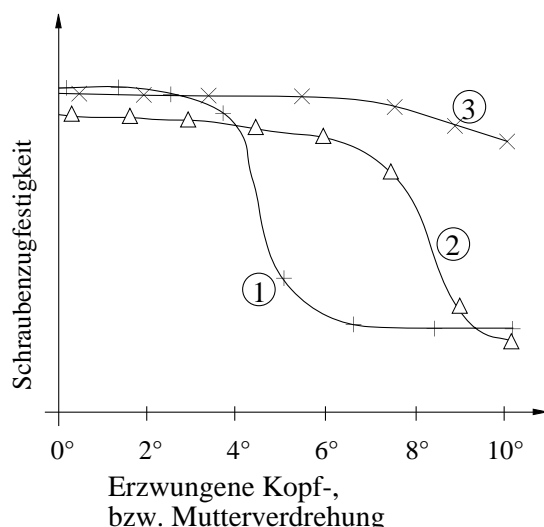
Zur Illustration des Verhaltens der Verbindung bleibt das Beispiel der Versuchsreihe "17", bei welcher ein HEB 300-Profil mittels einer überstehenden Stirnplatte und vier Schraubenreihen angeschlossen wurde. Bei der Normalausführung mit HV-Schrauben fällt gegenüber der vergleichbaren Ausbildung mit zwei Schraubenreihen (16K1) und der entsprechenden bündigen Form mit vier Schraubenreihen (15K1) - alle mit ungefähr gleichem Tragwiderstand - das nahezu doppelte Verformungsvermögen auf (vgl. Abb. 5.35 Kurve a). Die Zunahme wird im wesentlichen auf die plastischen Verformungsanteile der Kopfplatte zurückzuführen sein (vgl. Abb. 5.36). Ein ähnliches Bild zeigt sich bei der zweiten, im Durchlaufträgerversuch untersuchten Verbindung. Im Gegensatz zur ersten wurde diese mit schaftlosen Schrauben der Festigkeitsklasse 12.9 bestückt (Versuch 17D2). Die Endrotation ist doppelt so gross wie bei der Ausführung mit HV-Schrauben. Die weitere Zunahme ist allerdings mit grosser Wahrscheinlichkeit nicht zur Hauptsache auf das bessere Verformungsvermögen der schaftlosen Schrauben zurückzuführen, sondern wird durch die mit der Schraube der Festigkeitsklasse 12.9 höhere Beanspruchung und die damit stärkeren Verformungen der Kopfplatte herbeigeführt. Sowohl der Überstand wie auch der Aussenbereich der Platte innerhalb des Profils weisen nach dem Erreichen des Tragwiderstands der Schrauben vergleichsweise grosse bleibende Verformungen auf (vgl. Abb. 5.37).

Die Erhöhung des Tragwiderstands um 20% bei der Verwendung von Schrauben der FK 12.9 korrespondiert mit der entsprechenden Festigkeitsrelation der eingesetzten Schrauben, was die vorgenommene Bewertung konsolidiert. Die Anfangssteifigkeit schliesslich ist auch bei dieser Ausbildungsform im wesentlichen durch die Steifigkeit der beteiligten Schrauben bestimmt, da die entsprechenden Verformungsanteile der Kopfplatte elastisch bleiben und deren Grösse für die Steifigkeit in diesem Bereich irrelevant sind. Die Reduktion der Steifigkeit der Verbindung von ungefähr 40% mit schaftlosen Schrauben gegenüber jener mit HV-Schrauben mit Schaft, bewegt sich ungefähr in der gleichen Grössenordnung wie bei der überstehenden Form mit zwei Schraubenreihen.

5.325 Biegebeanspruchung der Schraube

Offensichtlich wird die Schraube im Zugbereich der Stirnplattenverbindung konzeptionell und ursächlich auf Zug beansprucht. Die Umgebungsbedingungen der einzelnen Schraube bestimmen darüber, ob dieser Grundbeanspruchung noch weitere überlagert sind. Bereits eine unebene Kopf- oder Mutterauflagefläche, als solches fertigungsbedingt unvermeidbar, führt zu zusätzlichen Biegebeanspruchungen in der Schraube. Daneben ruft die konstruktive Situation der Stirnplatte mit ihrer unsymmetrischen Lagerung und ihrem ungleichem Kraftangriff ohnedies zwangsläufig ungleiche Verformungen und damit weitere mehr oder weniger grosse zusätzliche Biegespannungen in der Schraube hervor. Besonders im "überelastischen" Bereich der Verbindung kann bei verhältnismässig weicher Stirnplattenausbildungen die aus der globalen Verdrehung der Verbindung bereits bestehende Biegung in der Schraube zusätzlich durch lokale Verformungen der Kopfplatte vergrössert werden. Abgesehen von Herstellungs- oder auch von Montageungenauigkeiten hängt die der Normalspannung überlagerte Biegebeanspruchung somit grundsätzlich von der Steifigkeit der verschraubten Bauteile und von der Beanspruchungshöhe ab.

Die Frage, in welchem Mass die Zusatzbiegung zunächst den Tragwiderstand der Schraube beeinflusst, liegt somit auf der Hand. Theoretisch, wie auch von Kloos und Schneider [5.17] mit Versuchen belegt, verursacht die überlagerte Biegung an den kritischen Übergangsstellen der Schraube lokal Zusatzbeanspruchungen (vgl. Abschnitt 3.153, Abb. 3.14), welche die ursprünglich aus Zugbeanspruchung bestehenden Spannungsspitzen zum Teil massiv erhöhen. Trotz diesem örtlich verschärften Beanspruchungszustand zeigt die Auswertung der Versuchen von Kloos und Schneider [5.17], Illgner und Beelich [5.18], Richter [5.19] und Weber [5.20], dass bei Schraubenkopf- bzw. Mutterauflage-Verdrehungen von bis zu 4° kein signifikant negativer Einfluss auf die Festigkeit festzustellen ist. Man kann aus der Darstellung der Versuchsergebnisse in Abbildung 5.38 erkennen, dass mit grösser werdender Biegung der Werkstoffzähigkeit eine wachsende Bedeutung zukommt. Die Zähigkeit als solches ist weitgehend durch die Werkstofffestigkeit festgelegt, so dass sich auch eine qualitative Beziehung zur Festigkeitsklasse der Schraube herstellen lässt. Demnach wächst der Einfluss der Biegebeanspruchung bei einer Schraube der Festigkeitsklasse 10.9 ab einer Verdrehung die grösser als 4° ist stark an und der reguläre Zugtragwiderstand der Schraube sinkt folglich spürbar ab.



	Werkstoff	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Zähigkeit/ Kerbschlagarbeit [J/cm ²]
1	30CrMoV91	1010	50
2	24CrMoV5 5	950	30
3	24CrMoV5 5	890	60

Abb. 5.38:
Einfluss von zusätzlichen Biegebeanspruchungen auf die Zugfestigkeit von Schrauben in Abhängigkeit des erzwungenen Auflagerdrehwinkels, nach Richter [5.19] und Wiegand et al. [5.21]

Die Ergebnisse der erwähnten Untersuchungen und Versuchsreihen basieren auf Schrauben mit Schaft. Die Frage stellt sich, inwiefern sich diese Erkenntnisse auch auf die Schrauben ohne Schaft übertragen lassen. Dies umso mehr, als deren grösseres Verformungsvermögen auch zu

dem erstrebten, grösseren Verformungsvermögen der Verbindung führt, womit aber unweigerlich auch grössere Biegebeanspruchungen in der Schraube verbunden sind. Hinzu kommt, dass die schaftlose Schraube geometriebedingt eine andere Beanspruchungsverteilung als die Schraube mit Schaft aufweist, was wiederum deren Verhalten in Bezug auf zusätzliche Biegung beeinflussen wird.

Fragen, auf die zur Zeit keine schlüssigen und gesicherten Antworten vorliegen. Drei Feststellungen lassen sich jedoch dazu machen, welche eine weitere Einschätzung ermöglichen. Zunächst legt die einschlägige Schraubennorm ISO 898 [5.22] im Teil 1 maximale Schrägungswinkel fest, welche die Schraube im Schrägzugversuch, ohne die minimal geforderte Zugfestigkeit zu unterschreiten, erfüllen muss (vgl. nachfolgende Tab. 5.11). Darin lässt sich eine Differenzierung bezüglich der Schraubengrösse, der Schraubenform (mit und ohne Schaft) sowie der Festigkeitsklasse erkennen. Für die Schrauben der höchsten Festigkeitsklasse sowie für die Schrauben ohne Schaft sind grundsätzlich kleinere Drehwinkel vorgegeben, was entsprechend direkt auf eine gegenüber der Schraube mit Schaft grössere Empfindlichkeit hinweist.

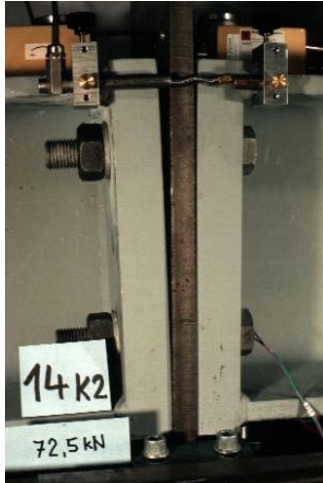
Schraube	Schrägungswinkel α			
	Schrauben mit Schaft		Schrauben ohne Schaft	
	Festigkeitsklasse 4.8, 5.6, 8.8, 10.9	Festigkeitsklasse 12.9	Festigkeitsklasse 4.8, 5.6, 8.8, 10.9	Festigkeitsklasse 12.9
M6 bis M20	10°	6°	6°	4°
M22 bis M39	6°	4°	4°	4°

Tab. 5.11: Schrägungswinkel für Schrägzugversuche mit Schrauben gemäss ISO 898, Teil 1 [5.22], bei welchem die minimal geforderte Zugkraft der Schraube noch erreicht werden muss

Als zweites lässt sich beim Einsatz der schaftlosen Schraube in der Verbindung aufgrund der Versuchsergebnisse folgendes erkennen: In nahezu allen Fällen ist die in der Verbindung festgestellte Bruchlänge der schaftlosen Schraube kleiner als die im reinen Zugversuch an der einzelnen Schraube gemessene, was wiederum die Vermutung nahe legt, dass ein wesentlicher Teil dieser Reduktion auf die zusätzliche Biegebeanspruchung der Schraube zurückzuführen ist.

Interessant ist schliesslich auch die dritte Beobachtung. Vorweg jedoch in diesem Zusammenhang einige grundsätzliche Betrachtungen zum Verformen der Verbindung. Die Biegung, die es zu übertragen gilt, erzeugt ihrem Wesen nach Verdrehung, so auch bei der Verbindung. Die relativ hohen Vorspannkraft pressen die verspannten Teile zunächst in der Regel solchermassen zusammen, damit sie sich unter den Beanspruchungen im Gebrauch im allgemeinen auch als Ganzes verformen. Mit steigender Beanspruchung und damit einhergehender wachsender Länge der betroffenen Schrauben wird die Klemmkraft überwunden und ein Abheben der Trennfugen geschieht, vorausgesetzt das Verformungsvermögen der Schrauben ist ausreichend. Bei einer steifen Kopfplattenausbildung (z.B. bündige Form) erfolgt hiermit ein "gleichförmiges" Klaffen und die Verbindung dreht sich um den Pol des Druckbereichs, wobei das Verformungsvermögen der Schrauben im Zugbereich die "Drehsteuerung" übernimmt. Diese Verdrehung zwingt der Schraube zwangsläufig Biegung auf (vgl. Abb. 5.39).

Bei den Verbindungsausbildungen mit weicherer Kopfplatte verformt sich diese zusätzlich lokal, womit eine weitere, von der Beanspruchung abhängige Veränderung der Auflagerhältnisse der betroffenen Schraube erfolgt (vgl. Abb. 5.40). Als Folge resultiert eine erhöhte Biegebeanspruchung der Schraube. In den Versuchen lässt sich der zusätzliche Einfluss der lokalen Verformung der Kopfplatte auf das Verformungsvermögen der Schraube dem Prinzip nach verfolgen.



*Abb. 5.39:
Rotation der Verbindung zur Hauptsache
als Folge des Verformungsvermögens der
Schraube und die daraus resultierende
Biegung der Schraube am Beispiel der stei-
fen Stirnplattenausbildung bei der bündigen
Ausführung mit zwei Schraubenreihen und
schaftlosen Schrauben DIN 933 der FK 8.8
(Versuch 14K2)*



*Abb. 5.40:
Lokale Verformung der Kopfplatte bei der
überstehenden Kopfplatte und daraus her-
vorgehende zusätzliche Biegung der Schraube
am Beispiel der Ausführung mit zwei Schrau-
benreihen und schaftlosen Schrauben DIN 933
der FK 8.8 (Versuch 8.1K2)*

Die Verbindungen mit schaftlosen Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 zeigen deutliche, von der Ausbildungsform der Verbindung abhängige Differenzen im Verformungsvermögen. Auch unter Berücksichtigung der ungleichen Klemm- bzw. Belastungslängen der Schrauben, ist in den Versuchsergebnissen die Tendenz auszumachen, dass die Schraubenlänge beim Bruch bei den Ausbildungsformen, die kleinste lokale Kopfplattenverformungen erwarten lassen, am grössten ist. Ausgehend von der bündigen Ausführung mit zwei Schraubenreihen, über jene mit vier Schraubenreihen zu der überstehenden Form mit zwei bzw. vier Schraubenreihen wird die beobachtete Schraubenlänge beim Versagen der Verbindung, in Übereinstimmung mit der Zunahme der lokalen Plattenverformung, stetig kleiner. Dies lässt darauf schliessen, dass die zusätzliche Biegung der Schraube deren ursprüngliches, im Zugversuch ermitteltes Verformungsvermögen herabsetzt. Eine damit einhergehende Beeinträchtigung des Tragvermögens ist einleuchtend, jedoch aufgrund der weiteren Einflussgrössen schwierig zu verifizieren. Hierüber müssten gesonderte Versuche Auskunft geben.

5.326 Vorspannung der Schraube

Die Frage zum Einfluss der Schraubenvorspannung auf das Verbindungsverhalten stellt sich zunächst aus der Sicht der Produktion und Montage aus verschiedenen Gründen: Zum einen sind es wirtschaftliche Interessen, welche den Arbeitsaufwand zwischen nur handangezogen und planmässig vorgespannten Schrauben ins Spiel bringen, zum anderen ist es die bestehende Ungewissheit über die effektive Höhe der am Bau erzielten Vorspannung. Letzteres beruht auf den schwer erfassbaren Verhältnissen beim gleichzeitigen Vorspannen mehrerer Schrauben bei unebener Stirnplatte (Reihenfolge der Vorspannung und Zusatzkräfte), den Unterschieden verschiedener Vorspannmethoden sowie der Ungenauigkeit der Vorspannwerkzeuge. Aus der Sicht der statischen Konsequenz schliesslich steht die Frage nach dem Einfluss auf die Einspannsteifigkeit im Vordergrund.

Während der Tragwiderstand der Verbindung von der Höhe der Vorspannung praktisch unbeeinflusst bleibt, ist dies beim Verformungsverhalten und zwar hauptsächlich im Bereich der Gebrauchslasten nicht der Fall. Bereits die Arbeiten von Douty und McGuire [5.23] deuten darauf hin. Die später von Hellquist [5.24] aufgrund von Versuchen gemachte Folgerung "Je grösser die Vorspannung der Schrauben, desto grösser die Steifigkeit der geschraubten Stirnplattenverbindung" widerspricht nicht dem statischen Empfinden und lässt sich auch mit einfachen theoretischen Überlegungen nachvollziehen.

Grundsätzlich werden im Fall der vorliegenden Stirnplattenverbindung mit der Vorspannung der Schrauben die zu verbindenden Kopfplatten gegeneinander zusammengedrückt und der direkte Umgebungsbereich der Schraube zusätzlich gestaucht. Mit zunehmendem Biegemoment ändert sich die Verteilung der Kontaktbeanspruchungen in der Verbindung und der Schwerpunkt der Druckbeanspruchungen insgesamt wandert gegen den Druckflansch des angeschlossenen Profils. Bei weiterer Steigerung hebt sich die Kontaktspannung im Bereich des Zugflansches auf und die Kopfplatte separiert sich von ihrem Gegenlager, womit das Klaffen seinen Anfang nimmt. Im weiteren Beanspruchungsverlauf verlagert sich die Druckzone weiter gegen den Druckflansch und das untere Kopfplattenende hin und die Nulllinie erreicht die Höhe der zugbeanspruchten Schrauben. Damit ist die ursprüngliche Vorspannung dieser Schrauben überwunden und ein eigentlicher Systemwechsel tritt ein. Bei weiterer Laststeigerung werden die Schrauben direkt beansprucht und das Verformungsverhalten der Verbindung wird im wesentlichen durch das Verformungsverhalten bzw. der Längung dieser Schrauben diktiert.

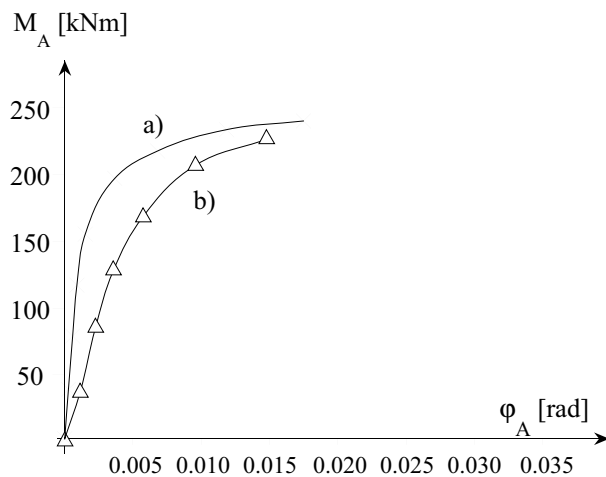


Abb. 5.41:

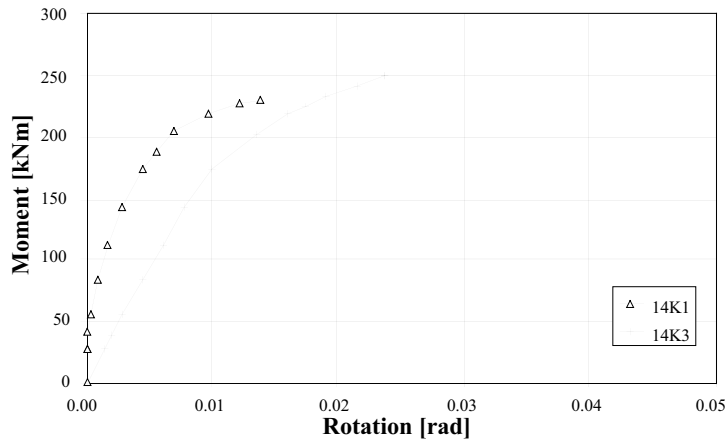
Einfluss der Schraubenvorspannung auf den Tragwiderstand und auf das Verformungsverhalten am Beispiel einer bündigen Verbindungsausbildung, nach Jenkins et al. [5.9]; Anschluss eines Trägers 305 x 165 UB54 (> IPE 330) mit gleicher Verbindungsgeometrie (4 Schrauben M20/FK 8.8 im Zugbereich, Stirnplattendicke $d_p = 20$ mm):

- a) Schrauben vorgespannt
- b) Schrauben nur "handangezogen"

Mit anderen Worten, mit der über die Vorspannung der Schraube erreichten Stauchung der Kopfplatte wird grundsätzlich, unabhängig der effektiven Lagerungsverhältnisse, gleichsam die Steifigkeit der Schraube erhöht, was sich gedanklich über den sogenannten Ersatzzylinder, welcher in der Regel etwa die fünffache Querschnittsfläche des Schraubenquerschnitts aufweist, nachvollziehen lässt. Damit ist folglich auch eine Erhöhung der Steifigkeit der Verbindung verbunden. Bei einer geringeren Vorspannung ist der so erzielte Steifigkeitsgewinn auch unweigerlich kleiner und zudem tritt der genannte Systemwechsel bereits auf tieferem Beanspruchungsniveau ein. Im Fall von nur handangezogenen Schrauben entfällt dieser Gewinn gänzlich und die Steifigkeit der Verbindung wird neben den geometrischen Gegebenheiten im Grunde genommen einzig von der Steifigkeit bzw. vom Verformungsverhalten der im Zugbereich befindlichen Schrauben bestimmt.

Die früheren Versuche von Jenkins et al. [5.9] (vgl. Abb. 5.41) sowie die eigenen Versuche (bündige Ausführung mit zwei Schraubenreihen: 14K1 \leftrightarrow 14K3 und bündige Ausführung mit vier Schraubenreihen: 4K1 \leftrightarrow 4K2), bei welchen die gleiche Verbindung zunächst mit plan-

mässig vorgespannten HV-Schrauben und anschliessend mit nur handfest angezogenen, nicht vorgespannten HV-Schrauben geprüft wurden - am Beispiel der bündigen Verbindung mit zwei Schraubenreihen in Abb. 5.42 dargestellt - bestätigen als erstes die angestellten Überlegungen. Die Anfangssteifigkeit der Verbindung mit nicht vorgespannten Schrauben ist markant geringer als die der voll vorgespannten Ausführung. Sie beträgt im Mittel etwa 40% der Normalausführung. Der Tragwiderstand bleibt erwartungsgemäss ungefähr gleich.



- a) Versuch 14K1
Schrauben planmässig vorgespannt auf das 0.7-fache der theoretischen Schraubenbruchkraft
- b) Versuch 14K3
Schrauben handfest angezogen, ohne Vorspannung

Abb. 5.42: Einfluss der Schraubenvorspannung auf den Tragwiderstand und auf das Verformungsverhalten, aufgezeigt am Beispiel einer bündigen Verbindungsausbildung mit zwei Schraubenreihen mit HV-Schrauben M27 der FK 10.9 zum Anschluss eines HEB 300-Profiles der Versuchsreihe 14K

Das im gezeigten Beispiel in Abb. 5.42 erhöhte Bruchmoment bei der nicht vorgespannten Ausführung, ist auf den durch die Anordnung von zwei Muttern herbeigeführte Trennbruch der Schrauben zurückzuführen. Bei der Normalausführung erfolgt das Versagen durch Gewindeabstreifen, womit bekanntlich eine Einbusse an Beanspruchbarkeit verbunden ist. Als Folge der geringeren Anfangssteifigkeit der Verbindung mit nicht vorgespannten HV-Schrauben ergibt sich im allgemeinen schliesslich auch eine entsprechende Erhöhung der Rotationsvermögens.

5.33 Das Rotationsvermögen und die Anwendung des Berechnungsverfahrens PP aus der Sicht der Versuchsergebnisse

Mit den vorliegenden Ergebnissen der Versuche am statisch unbestimmten Zweifeldträger (vgl. Abschnitt 4.51) ist die Frage nach der Anwendbarkeit des Berechnungsverfahrens PP, welchem in der Regel eine volle Umlagerung der Schnittkräfte zugrunde liegt, von besonderem Interesse. Diese Frage stellt sich in der Praxis beim Einsatz von Verbindungen immer wieder, wobei die Meinungen über das Umlagerungsvermögen geschraubter Stirnplattenverbindungen auseinandergehen. Während die eine Seite eine Fliessgelenkausbildung der Verbindung kategorisch ausschliesst und die Traglast des Systems mit dem Erreichen des Tragwiderstands der Verbindung begrenzt, geht die andere Seite von einer ausreichenden Rotationsfähigkeit der Verbindung aus und nutzt die plastischen Tragreserven der Tragstruktur vollumfänglich.

Die Rotationsanforderungen des jeweiligen Fliessgelenks bei der plastischen Schnittkraftberechnung ist neben dem statischen System und der Belastungsanordnung zur Hauptsache durch seine Lage bezüglich der Abfolge der Gelenkausbildung und seines Tragwiderstandes in Relation zum Tragwiderstand der übrigen Strukturteile definiert. Das erste Fliessgelenk, welches die grössten Verdrehungen aufbringen muss, liegt bei den Gegebenheiten des Stahlhochbaus in der Regel im Stützenbereich und damit genau an der Stelle, wo im allgemeinen auch die Stösse und

Anschlüsse angeordnet sind. Weist die Verbindung zudem einen kleineren Tragwiderstand als der angeschlossene Träger auf, was häufig der Fall ist, so vergrößert sich dementsprechend die rechnerische, plastische Tragreserve des Systems. Die Nutzung dieser Reserve mittels einer vollen Schnittkraftumlagerung stellt folglich auch erhöhte Anforderungen an die Rotationsfähigkeit der Verbindung. Inwieweit und unter welchen Bedingungen die geschraubte Stirnplattenverbindung diesen Ansprüchen genügen kann, war zentraler Gegenstand der durchgeführten Versuche der Serie "Durchlaufträger" (vgl. Abschnitt 4.5).

Zur generellen Beurteilung des Umlagerungsvermögens interessiert bei der Auswertung der Versuchsergebnisse als erstes der Vergleich zwischen dem im Versuch am Zweifeldträger erreichten maximalen Feldmoment $M_{F,Vers}$ und dem plastischen Moment des Trägers $M_{pl,Träger}$. Erreicht das Feldmoment das plastische Moment, so ist die kinematische Kette voll ausgebildet und die maximale Traglast des Tragsystems über eine volle Schnittkraftumlagerung ausgeschöpft. Andernfalls begrenzt das Verformungsvermögen der Verbindung die Traglast und die plastische Tragreserve des Systems konnte nur zum Teil oder gar nicht genutzt werden. Die Gegenüberstellung ermöglicht einen ersten Aufschluss zum Umlagerungsvermögen der verschiedenen Ausführungen und vermittelt auf den ersten Blick den prägnanten Unterschied zwischen den herkömmlichen Ausführungen mit normalen HV-Schrauben und jenen mit schaftlosen Schrauben (vgl. Abb. 5.43 und Tab. 5.12).

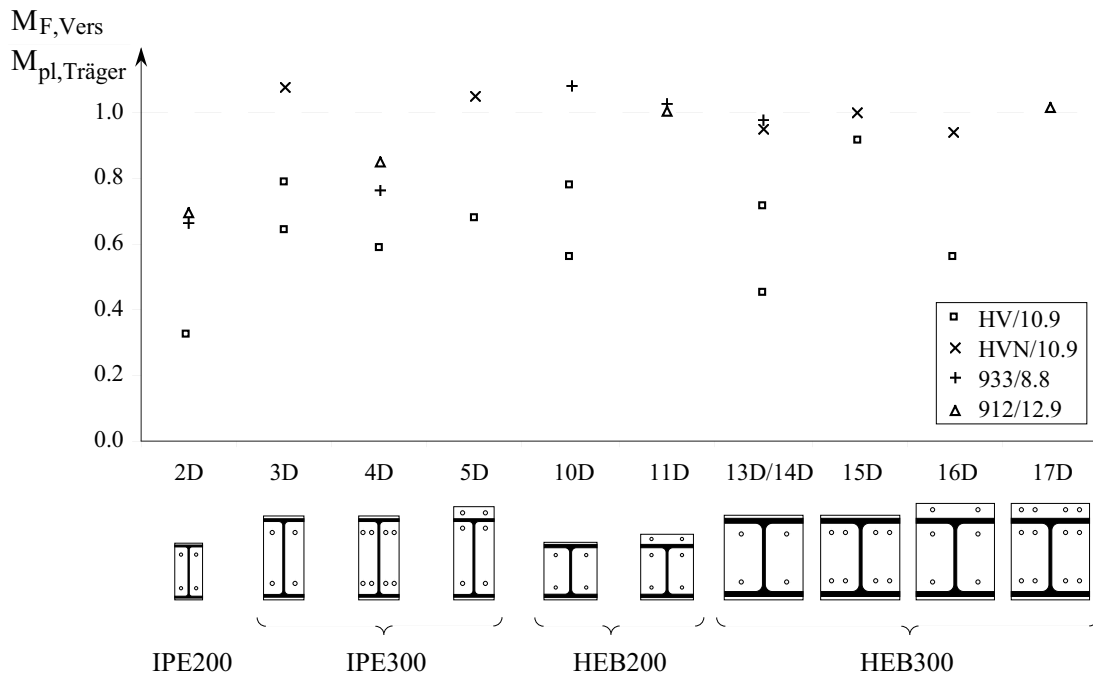


Abb. 5.43: Vergleich der im Versuch am Zweifeldträger mit den verschiedenen Ausführungsformen der geschraubten Stirnplattenverbindung erreichten Schnittkraftumlagerungen, ausgedrückt durch das Verhältnis gebildet aus dem im Versuch erreichten maximalen Feldmoment $M_{F,Vers}$ und dem plastischen Moment des Trägers $M_{pl,Träger}$

Klar zu erkennen ist, dass die mit HV-Schrauben ausgeführten Verbindungen in keinem Fall eine volle Schnittkraftumlagerung zustande bringen. Das Feldmoment erreicht Werte, die betragsmässig zwischen 32% und 71% des plastischen Moments des Trägers liegen. Demgegenüber zeigen die Verbindungsausführungen mit schaftlosen Schrauben grundsätzlich ein deutlich besseres Systemverhalten. In den meisten Fällen kann praktisch eine mehr oder weniger volle Schnittkraftumlagerung ($M_{F,Vers}/M_{pl,Träger} > 94\%$) festgestellt werden. Bei zwei Verbindungsausführungen (2D und 4D) liegen die entsprechenden Werte (66%÷85%) hingegen tiefer.

Die Ergebnisse spiegeln zunächst mit aller Deutlichkeit die hauptsächlich vom Verformungsvermögen der eingesetzten Schrauben abhängige Rotationsfähigkeit der Verbindung wieder. Über die grundsätzliche Aussage hinaus, wonach die HV-Schraube aufgrund ihrer geringen Gewindelänge das Verformungsvermögen der Verbindung dermassen begrenzt, dass wohl gemeinhin eine Anwendung der plastischen Schnittkraftermittlung mit voller Umlagerung ausgeschlossen ist, kann hingegen keine weitere, für alle Fälle einfache und zudem allgemein gültige Antwort auf die eingangs gestellte Frage gegeben werden.

Versuch	Form	Schrauben				$M_{F,Vers}$	$M_{A,u Vers}$	$\varphi_{A,u Vers}$
		Anz. x \emptyset	Typ	FK	Versagen	$M_{pl,Träger}$	$M_{pl,Träger}$	$\varphi_{A,u erf}$
2D1	bündig	4xM12	HV	10.9	G	0.32	0.41	0.12
2D2			DIN 933	8.8	T	0.66	0.39	0.51
2D3			DIN 912	12.9	T	0.69	0.54	0.57
3D1	bündig	4xM20	HV	10.9	G	0.64	0.81	0.35
3D2			HV	10.9	T	0.78	0.88	0.65
3D3			HVN	10.9	T	1.07	0.86	1.47
4D1	bündig	8xM12	HV	10.9	G	0.58	0.48	0.48
4D2			DIN 933	8.8	T	0.76	0.43	0.73
4D3			DIN 912	12.9	T	0.85	0.66	0.80
5D1	überstehend	6xM16	HV	10.9	G	0.67	0.88	0.41
5D2			HVN	10.9	T	1.05	0.97	1.56
10D1	bündig	4xM20	HV	10.9	G	0.55	0.56	0.40
10D2			HV	10.9	T	0.77	0.59	0.72
10D3			DIN 933	8.8	T	1.08	0.55	1.36
11D1	überstehend	6xM16	DIN 933	8.8	T	1.02	0.59	1.17
11D2			DIN 912	12.9	T	1.00	0.86	1.35
13D1	bündig	4xM20	HV	10.9	G	0.45	0.34	0.38
13D2			HVN	10.9	T	0.95	0.34	1.49
14D1	bündig	4xM27	HV	10.9	G	0.71	0.55	0.86
14D2			DIN 933	8.8	T	0.97	0.55	2.67
15D17	bündig	8xM20	HV	10.9	T	0.91	0.62	1.71
15D18			HVN	10.9	T	0.99	0.62	1.66
16D1	überstehend	6xM20	HV	10.9	G	0.55	0.59	0.45
16D2			HVN	10.9	T	0.94	0.70	1.73
17D2	überstehend	12xM16	DIN 912	12.9	T	1.01	0.75	2.28

- G: Gewindeabstreifen als Versagensart der zugbeanspruchten Schrauben
T: Trennbruch als Versagensart der zugbeanspruchten Schrauben
 $M_{F,Vers}$: Im Versuch maximal erreichtes Feldmoment
 $M_{pl,Träger}$: Plastisches Moment des angeschlossenen Trägers errechnet aus den im Materialversuch gemittelten Fließspannungen und den nominellen Querschnittswerten
 $M_{A,u Vers}$: Im Versuch erreichter Tragwiderstand der Verbindung
 $\varphi_{A,u Vers}$: Im Versuch ermittelter Rotationswinkel der Verbindung beim Erreichen ihres Tragwiderstandes
 $\varphi_{A,u erf}$: Erforderlicher Rotationswinkel der Verbindung bei voller Schnittkraftumlagerung errechnet am starr-plastischen System

Tab. 5.12: Zusammenstellung der im Versuch am Zweifeldträger erreichten relevanten Traglastwerte in der Gegenüberstellung zu den rechnerisch am starr-plastischen System ermittelten Werten bei voller Schnittkraftumlagerung

Obschon die unvergleichlich bessere Rotationsfähigkeit der Verbindungen mit schaftlosen Schrauben und das damit in den Versuchen erzielte Mass an Schnittkraftumlagerungen zu einer generellen Angabe über eine mögliche partielle oder volle Umlagerung verlockt, kann eine solche ungeachtet der Verhältnisse in Bezug auf das Tragsystem und die jeweilige Verbindung

schwerlich mit der geforderten Sicherheit erfolgen. In den Versuchsergebnissen machen die erwähnten "Abweichungen" zur vollen Umlagerung (2D und 4D) darauf aufmerksam.

Die Besinnung auf die Zusammenhänge und Grössen, die einerseits die Rotationsanforderungen an die Verbindung bestimmen und andererseits das Verformungsvermögen der Verbindung festlegen, macht die Unmöglichkeit einer allgemeinen Angabe ohne weitergehende Unterscheidung bewusst. Zwei spezielle Aspekte sind in diesem Zusammenhang besonders zu erwähnen. Der Tragwiderstand der Verbindung $M_{A,u}$, respektive das Verhältnis des Tragwiderstands der Verbindung zu jenem des angeschlossenen Trägers, beeinflusst die Anforderung an die Rotation in wesentlichem Masse. Im vorliegenden Fall des Zweifeldträgers erhöht sich bei abnehmendem Tragwiderstand der Verbindung die rechnerische, plastische Tragreserve des Systems und damit gleichzeitig auch die Rotationsanforderung an die Verbindung. So erklärt sich zur Hauptsache auch die bei den Versuchen 2D2, 2D3 und 4D2 trotz Verwendung von schaftlosen Schrauben nicht erreichte, volle Schnittkraftumlagerung (vgl. Tab. 5.12). Der Tragwiderstand der Verbindung beträgt in diesen Fällen nur rund 40% des plastischen Trägermoments, womit die volle Nutzung der plastischen Systemreserve entsprechend grössere Rotationen von der Verbindung verlangt, wozu offensichtlich auch die gegenüber der Verbindung mit HV-Schrauben unvergleichlich grössere Kapazität der Verbindung mit schaftlosen Schrauben nicht ausreicht.

Der zweite Aspekt betrifft das Verformungsvermögen der Verbindung. Indem die zugbeanspruchten Schrauben zu wesentlichen Teilen die Rotationsfähigkeit der Verbindung bestimmen, kommt der Träger- bzw. Verbindungshöhe eine signifikante Bedeutung zu. Aufgrund der Ausführungskonzeption mit der engen Anordnung der Schrauben zum Trägerflansch und der Koppelung der Kopfplattendicke an den gewählten Schraubendurchmesser sind weitergehende, von der Kopfplattendicke abhängige Verformungen auszuschliessen, weshalb die Kopfplattendicke keinen oder wenn, dann nur marginalen Einfluss auf das Verformungsvermögen der Verbindung hat. Bei gleichbleibender Längung der zugbeanspruchten Schraube nimmt folglich mit zunehmender Trägerhöhe das Rotationsvermögen der Verbindung ab.

Eine Abschätzung der Möglichkeit des Einbezugs der Verbindung zur Nutzung der plastischen Tragreserven des jeweiligen Systems ist folglich unweigerlich an die dafür von der Verbindung abverlangte Rotation und an ihre diesbezüglichen Fähigkeiten gebunden. Die entsprechenden Vergleiche der Versuchsergebnisse (vgl. Tab. 5.12) und die vorangehend angestellten Überlegungen zeigen einen möglichen Ausweg für eine hinlänglich einfache Regelung in der Praxis. Die Rotationsanforderungen $\varphi_{A,u \text{ erf}}$ lassen sich mit der in der Praxis üblicherweise getroffenen Annahme ermitteln, wonach die Verbindung der Einfachheit halber und in Ermangelung weiterer Angaben über die ähnlichen Verformungseigenschaften wie die mit ihr verbundenen Träger, d.h. starr-plastisch verfügt. Falls das vorhandene Rotationsvermögen $\varphi_{A,u}$ der Verbindung mit ausreichendem Abstand grösser ist als das verlangte, kann von einer vollen Schnittkraftumlagerung - am durchgängig starr-plastischen System mit dem jeweiligen Tragwiderstand der Verbindung ermittelt - ausgegangen werden. Andernfalls kann möglicherweise mit Teilumlagerungen gerechnet werden, wobei es sinnvoll erscheint, die mit HV-Schrauben bestückten Verbindungen aufgrund ihres verformungsarmen Versagens davon auszuschliessen.

Der zugehörige Vergleich der Versuchsergebnisse zeigt, dass sich das Umlagerungsvermögen des im Versuch untersuchten Systems mit den entsprechenden Verbindungsausbildungen mit Hilfe dieses Vorgehens verlässlich beurteilen lässt (vgl. Tab. 5.12). Eine Schwierigkeit für deren Anwendung in der Praxis bietet sich allerdings: die Angaben zum Rotationsvermögen der Verbindung fehlen schlechthin. Aus diesem Grund wird im nachfolgenden Kapitel 6 ein Rechenansatz zur Ermittlung des Rotationsvermögens der geschraubten Stirnplattenverbindung erarbeitet.

Eine weitergehende und differenziertere Einschätzung und Beurteilung des Tragverhaltens von Tragsystemen mit nichtlinearen Unstetigkeitsstellen in Form von Verbindungen kann durch den Einbezug des nichtlinearen Verformungsverhaltens der Verbindung bei der Ermittlung der Schnittkräfte erreicht werden. Für die inkrementelle, nichtlineare Analyse, bei welcher die Verbindung mit der ihr zugehörigen Moment-Rotations-Charakteristik berücksichtigt wird, stehen der Praxis entsprechende Computerprogramme, wie das STATIK-N [5.25] zur Verfügung. Die einzige Schwierigkeit dieses Berechnungsvorgehens besteht darin, dass im allgemeinen der M - φ -Verlauf der jeweiligen Verbindung nicht bekannt ist. Aufbauend auf dem im nachfolgenden Kapitel 6 gemachten Überlegungen und vorgeschlagenen Modell zur Ermittlung des Rotationsvermögens der Verbindung, wird im abschliessenden Abschnitt 6.27 eine Möglichkeit zur vereinfachten Bestimmung einer bilinearen Moment-Rotationsbeziehung und deren Anwendung im STATIK-N aufgezeigt.

6. Die Erfassung des Rotationsvermögens

Mit der Moment-Rotations-Beziehung lässt sich das Verhalten der Verbindung, wie bereits mehrfach erwähnt, in Bezug auf die statische Verwendung einfach und eindeutig beschreiben. Die Kenntnis der Moment-Rotationskurve erlaubt den Einbezug von Anschlussausbildungen in die statische Analyse, die in den meisten Fällen weder als "biegesteif" noch als "gelenkig" einzustufen oder/und nur begrenzt tragfähig sind. Die dadurch differenziertere statische Berechnung mit der nichtlinearen Bestimmung der Traglast ist neben der Kenntnis des eigentlichen Tragwiderstands auch auf die Beschreibung des Verformungsverhalten der nachgiebigen Verbindung angewiesen. Die Bestimmung des Tragwiderstands der Verbindung ist bekanntlich gesichert und über einschlägige, allgemein vertraute Modellansätze mathematisch definiert. Für die Ermittlung der Verformung hingegen fehlen vergleichbare Vorgaben.

6.1 Die Beschreibung und Vorhersage des Verformungsverhaltens der Verbindung

Die Moment-Rotations-Charakteristik einer Stirnplattenverbindung ist grundsätzlich eine nicht-lineare. Sie lässt sich jedoch generell, wie mehrfach gezeigt, durch einen mehr oder weniger linearen Zusammenhang im Bereich der Gebrauchslasten und durch eine deutlich alineare Beziehung bei höherer Beanspruchung beschreiben. Im Hinblick auf die statische Berechnung und das iterative Vorgehen zur Bestimmung des Tragwiderstands der untersuchten Tragstruktur wäre eine möglichst stetige Beschreibung der Kurve wünschenswert.

Die klare mathematische Erfassung bzw. Vorhersage des Verformungsverhaltens wird durch die Vielzahl der beeinflussenden Größen erschwert, was letztlich in Wirklichkeit auch Konsequenzen auf die Vorgehensweise hat. Zur Entwicklung eines Rechenansatzes ist dem Grundsatz nach zwischen zwei Methoden zu unterscheiden:

- Die in Versuchen bei einer festgelegten Verbindungssituation ermittelte Moment-Rotations-Kurve wird empirisch mit einer mathematischen Funktion, welche die Charakteristik der Kurve möglichst akkurat wiedergibt, nachvollzogen.
- Die Verbindung wird unter starker Vereinfachung in wenige verformungsrelevante Teilkomponenten aufgeteilt und diese wiederum aufgrund fundamentaler statischer Grundsätze mathematisch formuliert.

Von der Maxime her erscheint die zweite Vorgehensart aufschlussreicher, da sie den statischen Einblick in die Zusammenhänge gewährt sowie Abgrenzungen ermöglicht, was letztlich das statische Verständnis fördert. Das empirische Vorgehen dagegen anonymisiert den Sachverhalt und verdeckt die Anwendungsgrenzen. In der Literatur sind häufig Rechenansätze anzutreffen, welche auf Zwischenformen aufbauen. Gleichzeitig fallen auch viele Vorschläge auf, die den Anschlussbereich als Ganzes in Form von Knoten, z.B. Verbindung inklusive Stütze, ohne Differenzierung der einzelnen verformungsrelevanten lokalen Komponenten, wiedergeben.

6.11 Grundsätzliches zum Verformungsverhalten aus der Sicht der einschlägigen Normen

Interessant in diesem Zusammenhang ist zunächst der Blick auf die einschlägigen Normen- und Tabellenwerke; genau genommen, wie diese das Verformungsverhalten der Verbindung hand-

haben und welche Angaben sie dazu machen. Vorwegzunehmen ist, dass in den meisten nationalen Normen keine spezifischen Angaben zur Erfassung der Nachgiebigkeit der Verbindung enthalten sind. Die dazu gemachten Forderungen und Hinweise sind globaler Art und beschränken sich auf wenige Grundsätze ohne konkrete, ins Detail gehende Informationen zur Verformung der Verbindung und in welcher Form diese in der statischen Rechnung zu handhaben sind. Die Ausnahme bildet der Eurocode 3 [6.1], welcher nachgiebige Verbindungsausbildungen explizit aufführt und konkrete Ansätze zur Bestimmung des Verformungsverhalten von verformbaren Knoten vorgibt (vgl. nachfolgenden Abschnitt 6.132).

Bei den Vorgaben zur statischen Berechnung von Tragstrukturen der meisten Regel- und Tabellenwerken wird das Verformungsverhalten der Verbindung in Bezug auf zwei Aspekte im Grundsatz angesprochen und grob klassifizierend geregelt. Zum einen betrifft dies die Zuordnung der Steifigkeit zur Verbindungsausbildung und deren Konsequenz auf die Schnittkraftermittlung und zum anderen den Tragwiderstand und das damit indirekt verknüpfte Verformungsvermögen der Verbindung.

So regeln beispielsweise das deutsche Tabellenwerk für geschraubte Stirnplattenverbindungen (DAST-Ringbuch [6.2]) wie auch das schweizerische Pendant (Stahlbaupraxis C9.1 [6.3]), welche sich in ihrem Grundsatz auf die einschlägigen nationalen Normen abstützen, das Verformungsverhalten der Verbindung in den genannten zwei Bereichen. Zunächst unterscheiden sie beide generell zwischen der Steifigkeit der Verbindung mit überstehender und der mit bündiger Stirnplatte. Sie legen generell fest, dass Verbindungen mit überstehender Stirnplatte nur geringfügig weicher sind als direkt miteinander verschweisste Träger und deshalb der Einfluss der Nachgiebigkeit der Verbindung auf den Verlauf der Schnittgrößen, z.B. in statisch unbestimmten Tragsystem, vernachlässigt werden darf. Während diese Annahme bei der SZS-Publikation an keine weiteren Bedingungen geknüpft ist, schränkt das DAST-Ringbuch diese Angabe insofern ein, als sie nur für Verbindungen gilt, welche auf das volle Moment des angeschlossenen Trägers bemessen sind.

Bei der entsprechenden Klassierung der Ausbildungsformen mit bündigen Stirnplatten werden die Angaben deutlich vager. Speziell mittlere und grössere Trägerhöhen sind demnach deutlich nachgiebiger, weshalb mögliche Schnittkraftumlagerungen im Tragwerk in Sonderfällen, z.B. bei der Ermittlung der Gesamtstabilität von seitlich verschieblichen Rahmentragwerken, eigens zu berücksichtigen sind. Zuzufolge fehlender Federkennwerte und aufgrund der Steifigkeitsabnahme bei zunehmender Biegebeanspruchung, empfiehlt das DAST-Ringbuch zusätzlich, dass bündige Ausführungen für derartige Konstruktionen zu vermeiden sind. Der zweite Aspekt betrifft indirekt das Verformungsvermögen der Verbindung. Von ihm hängt letztlich die Möglichkeit einer Schnittkraftumlagerung ab. Da hierüber offensichtlich keine Angaben vorlagen, schloss man bei der plastischen Schnittkraftbemessung eine mögliche Aktivierung kurzerhand über folgende Regelung aus: "Falls der Stoss an einer Stelle angeordnet wird, an der sich ein Fließgelenk bilden soll, muss der Stirnplattenstoss so ausgebildet sein, dass dessen Tragwiderstand gleich oder grösser ist als der plastische Tragwiderstand des gestossenen bzw. des kleineren der beiden Träger eines Anschlusses."

Die revidierte Norm SIA 161, Ausgabe 1990 [6.4] differenziert einen Schritt weiter, indem sie ausdrücklich Ausnahmen zulässt, bei welchen eine Schnittkraftumlagerung mit Hilfe der Verbindung möglich ist, sofern die Verbindung selber über eine ausreichende Duktilität verfügt. Weitergehende Angabe zur Bestimmung der Duktilität gibt sie allerdings nicht.

Trotz zahlreichen in der Literatur in den letzten Jahren erschienen Arbeiten, die sich mit der Nachgiebigkeit von Anschlüssen und Stössen beschäftigen, ist insgesamt eher Zurückhaltung der einschlägigen Normenwerke in den Angaben und der Handhabung von solchen Verbin-

dungsausbildungen festzustellen. Dies wird zur Hauptsache darauf zurückzuführen sein, dass die den Normen inhärente Eigenheit, wonach sie auf neue Erkenntnisse - und bei der Forschung im Themenbereich "semi-rigid connections" handelt es sich im wissenschaftlichen Sinne, auch was die Intensität und Breite der Arbeiten betrifft, um eine junge Wissenschaft - im Bestreben einer Sammlung und Vertiefung von Erfahrungen stark zeitverzögert reagiert, dafür verantwortlich ist. Sicherlich wird dabei auch die im europäischen Raum erfolgte Erarbeitung des Eurocodes 3 und die damit zusammenhängende Rückstellung der nationalen Normen eine Rolle spielen. Dies reflektiert sich letztlich auch in der Tatsache, dass der Eurocode das Verformungsverhalten der Verbindungen explizit aufnimmt und behandelt.

In den zwei nachfolgenden Abschnitten werden im Hinblick der eigenen Modellbildung und zur Vertiefung des Verständnisses sowie im Sinne einer Übersicht die verbreitetsten, im Mittelpunkt der Anwendung stehenden Modellansätze für die rechnerische Erfassung und Vorhersage des Verformungsverhaltens der geschraubten Stirnplattenverbindung ihrer charakteristischen Merkmalen nach in Kurzform dargestellt.

In Bezug auf die Grundlage und den Ursprung kann von der Methodik her, wie eingangs erwähnt, grundsätzlich zwischen den zwei folgenden Verfahren unterschieden werden:

- Modellansatz beruhend auf empirischer Ermittlung
- Modellansatz beruhend auf der Zerlegung der Verbindung in Teilkomponenten

Erwähnenswert im Zusammenhang mit der Erarbeitung von Grundlagen zum Verformungsverhalten der nachgiebigen Verbindungen ist die in Ergänzung dazu in letzter Zeit intensiviertere Frage zur Auswirkung der Nachgiebigkeit der Verbindungen auf den Tragwiderstand von Rahmen, welche hauptsächlich durch die Arbeiten von Chen [6.5], Bjorhovde et al. [6.6], Tschammernegg et al. [6.7] sowie dem Background Document des Eurocodes 3 [6.8] und der vorgestellten Arbeiten im Zusammenhang internationaler Kolloquien [6.9 und 6.10] an Substanz gewann.

6.12 Die Erfassung des Verformungsverhaltens mittels Modellansätzen beruhend auf empirischem Vorgehen

Eine hauptsächlich im anglo-amerikanischen Raum geläufige Vorgehensweise zur mathematischen Formulierung der Moment-Rotations-Beziehung stützt sich ausschliesslich auf im Versuch an üblichen Verbindungsausbildungen gewonnenen Moment-Krümmungs-Kurven ab, welche mit einer mathematischen Funktion nachgebildet werden und deren Anpassung über verbindungsabhängige Konstanten erfolgt. Die Vielzahl der in den letzten Jahren an verschiedenen Verbindungsausbildungen mit Stirnplatten durchgeführten und veröffentlichten Versuchen, wie beispielsweise die systematischen Versuche und Abklärungen von Godverdhm [6.11], Nethercot [6.12] oder Kishi und Chen [6.13] haben eine Datenbasis geschaffen, auf welche sich viele auf diese Art und Weise entstandenen Rechenansätze abstützen.

Die mathematische Approximation der Kurve ergibt in aller Regel eine Funktion mit stetigem Verlauf, was zunächst aus physikalischer Sicht zutreffend ist und zudem deren Handhabung in der Computerverwendung erleichtert. Hingegen hängt die Qualität des jeweiligen Ansatzes vor allen Dingen von der Parameterauswahl der ausgewählten Versuche ab. Davon hängt schliesslich auch deren Zweckdienlichkeit in der Anwendung ab, da die zugrunde liegenden Einflussgrößen als solche kaum mehr erkennbar sind. Diesen Ansätzen fehlt allgemein der Bezug zu den statischen Zusammenhängen, wozu letztlich auch noch die Tatsache beisteuert, dass diese Rechnungsgänge nicht dimensionsgerecht sind. Im folgenden sollen einige typische Modelle ihrer wesentlichen Merkmale nach dargestellt werden.

6.121 Vorhersage des Verbindungsverhaltens nach Frye und Morris

Auf der Grundlage einer systematischen Auswertung einer Vielzahl von Versuchen an geschraubten Stirnplattenanschlüssen aus den Jahren 1960 bis 1978 standardisierten Frye und Morris [6.14] in Anlehnung an den Vorschlag von Sommer [6.15] die vorliegenden Kurven durch eine polynome Funktion fünften Grades in folgender Form:

$$\varphi_A = K_1 \cdot (A \cdot M_A)^1 + K_2 \cdot (A \cdot M_A)^3 + K_3 \cdot (A \cdot M_A)^5 \quad [\text{rad}]$$

Die aufgeführte Beziehung gilt global für den ganzen Anschlussbereich des Stützen-Träger Anschluss, ausgeführt mittels einer geschraubten Stirnplattenverbindung. Mit der Konstanten A fließt über die Kopfplattendicke d_p und dem Abstand h zwischen der obersten zugbeanspruchten Schraubenreihe und der Schraubenreihe im Druckbereich der Verbindungstyp ein. Gleichzeitig wird darin über die Flanschdicke t_{st} der Stütze auch die steifenlose Stütze erfasst. Bei der Ausbildung mit Steifen entfällt dieser Teilfaktor. Die Faktoren K_1 bis K_3 schliesslich sind Konstanten zur Kurvenanpassung. Die Moment-Rotations-Beziehung der Anschlussausbildung einer bündigen Stirnplatte an eine steifenlose Stütze schreibt sich danach beispielsweise wie folgt:

$$\varphi_A = 1.83 \cdot 10^{-3} (A \cdot M_A) - 1.04 \cdot 10^{-4} (A \cdot M_A)^3 + 6.38 \cdot 10^{-6} (A \cdot M_A)^5$$

mit $A = h^{-2.4} \cdot d_p^{-0.4} \cdot t_{st}^{-1.5}$, wobei die Dimensionen auf den Ursprung ausgerichtet sind und die geometrischen Masse h , d_p und t_{st} dementsprechend in inches und das Anschlussmoment M_A in kip-inch einzusetzen ist.

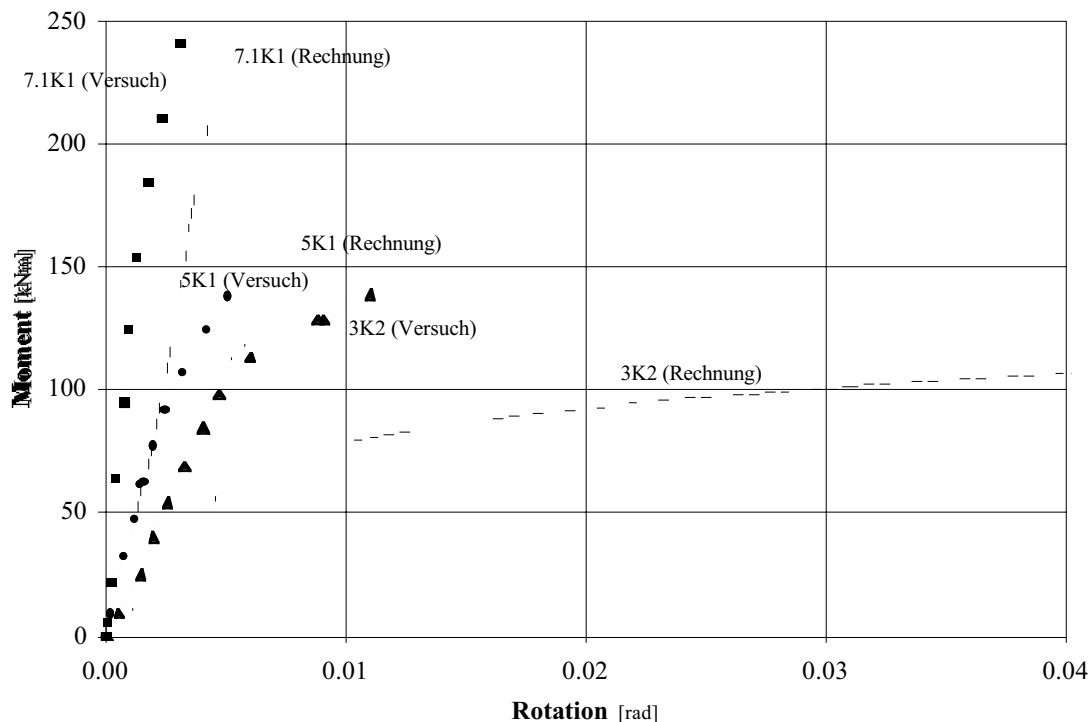


Abb. 6.01: Anwendung des Ansatzes von Frye und Morris zur Vorhersage des Moment-Rotations-Verhaltens mit den geometrischen Abmessungen der in den eigenen Versuchen geprüften Verbindungen einer bündigen Stirnplattenausführung mit zwei Schraubenreihen (Versuch 3K2: Profil IPE 300; Versuch 7.1K1: Profil IPE 500) bzw. einer überstehenden Ausführung mit zwei Schraubenreihen (Versuch 5K1: IPE 300) im Vergleich zum effektiven, im Versuch gemessenen Verlauf

Der Ansatz repräsentiert die ihm zugrunde liegenden 24 Versuchskurven der Untersuchungen von Ostrander [6.16] unterschiedlich, wobei es sich dabei nur um bündige Anschlussformen mit zwei Schraubenreihen handelt. Frye und Morris machen jedoch keinen Unterschied zwischen bündiger und überstehender Ausbildung, sondern korrigieren bei der überstehenden Kopfplatte einzig über die Konstante A durch einen entsprechend erhöhten inneren Hebelarm h, was zufolge des negativen Exponenten eine Reduktion der Konstanten bewirkt und schliesslich zu einer Erhöhung der Anschlusssteifigkeit führt.

Im Anfangsbereich verläuft die errechnete Kurve zum Teil in "umgekehrter" Richtung, was eine Erhöhung der Steifigkeit vorgibt, in Wirklichkeit aber auf den polynomen Aufbau der Formel zurückzuführen ist. Mitunter können daraus auch physikalisch sinnwidrige, negative Steifigkeiten resultieren. Der Versuch zur Anwendung des Ansatzes auf die vorliegenden, eigenen Versuche weist exemplarisch auf die Schwächen des empirischen Vorgehens hin. Die Ausrichtung des Ansatzes auf die Versuche Ostrander's bedeutet eine Kalibrierung auf Verbindungsausbildungen, die zunächst nur die bündige Ausführung beinhalten und sich zudem an Kopfplattendicken von $d_p = 0.33$ bis $0.83 \cdot d$ orientieren, welche deutlich dünner sind als diejenigen der SZS-Ausführung mit $d_p \approx 1.5 \cdot d$. Innerhalb der Versuche Ostrander's ergibt sich die beste Übereinstimmung bei den Ausbildungen mit den dünnsten Kopfplatten ($d_p \approx 0.33 \cdot d$), während bereits bei den etwas dickeren Platten dieser Versuchsreihe die rechnerische Vorhersage die effektive Steifigkeit deutlich unterschätzt. Der Ansatz geht somit im Vergleich zu den Verbindungsausbildungen nach SZS von deutlich weicheren Kopfplatten aus, was durch den Umstand, dass der Abstand der zugbeanspruchten Schrauben vom Zugflansch des Trägers gleichzeitig auch noch um rund 30% grösser ist, weiter verstärkt wird. Die rechnerische Vorhersage nach Frye und Morris ergibt daher gegenüber den vorliegenden Versuchswerten, wie das Beispiel in Abbildung 6.01 anschaulich zeigt, insbesondere bei niedrigen Profilen, ein offensichtlich klar zu weiches Verbindungsverhalten.

6.122 Vorhersage des Verbindungsverhaltens nach Colson und Louveau

Colson und Louveau [6.17] schlagen eine Funktionsform vor, welche sich generell auf die Charakteristik der Kurvenform unelastischen Verbindungsverhaltens, mit dem typisch linearen Anfangsteil und der überlinearen Zunahme bei höherer Beanspruchung, ausrichtet.

$$\varphi_A = \frac{M_A}{S_1} \left[\frac{1}{1 - \left(\frac{M_A}{M_{A,u}} \right)^n} \right]$$

Die Funktion wird schliesslich einzig über den Exponent n, welcher im wesentlichen die Form des Übergangs und den unelastischen Teil beschreibt, mit den Versuchswerten kalibriert. Im weiteren wird die Kenntnis der Anfangssteifigkeit S_1 vorausgesetzt, welche im allgemeinen nicht unbedingt bekannt ist. Der vorgeschlagene Ansatz definiert somit im Grunde genommen lediglich die Form der Kurve. Die Kurve selber hängt neben der einzubringenden Anfangssteifigkeit folglich nur von einer einzigen Abstimmungsgrösse ab, was sie in ihrer Aussage ausserordentlich spezifisch macht und sehr eng an die ihr zu Grunde liegende Ausbildungsform bindet.

In ähnlicher Art entwickelten Ang und Morris [6.18] auf der Basis des Ansatzes von Ramberg und Osgood [6.19] eine Exponentialfunktion zur Beschreibung des elasto-plastischen Kurvenverlaufs. Indem diese Kurve neben dem Nullpunkt in ihrem Verlauf durch zwei weitere, aus der Versuchskurve definierte Festpunkte festgelegt werden muss, ist auch dieser Ansatz zur Hauptsache auf eine möglichst adäquate Kurvenanpassung ausgelegt.

6.123 Vorhersage des Verbindungsverhaltens nach Krishnamurthy, Huang, Jeffrey und Avery

Eine weitere Möglichkeit bei der Funktionsbestimmung und deren Kalibrierung besteht darin, dass die Bezugsgrösse nicht die effektiv aus Versuchen gewonnenen Kurven bildet, sondern indirekt eine Parameterstudie mittels einer Finite-Element-Modellierung der Verbindung die Grundlage darstellt, welche ihrerseits über Versuche abgestimmt ist. Die verschiedenen Untersuchungen von Krishnamurthy et al. [6.20] gelten als prominentes Beispiel dieser Vorgehensweise. Für die numerische Berechnung von Moment-Rotations-Kurven haben sie für die geschraubte bündige Stirnplattenverbindung mit zwei Schraubenreihen ein zweidimensionales FE-Modell mit Scheibenelementen diskretisiert, welches sich auf den Vorarbeiten von Krishnamurthy und Graddy [6.21] am dreidimensionalen Modell und den dabei gewonnenen Korrelationsfaktoren abstützt. Darin sind die Kopfplatte, die Schrauben, der Steg sowie der Flansch des angeschlossenen Trägers mittels ebenen, vierseitigen Elementen nachgebildet. Die Verbindung ist für sich allein ohne den weiteren Einfluss des Stützenbereichs modelliert. Das Ergebnis der durchgeführten Parameterstudie, welche die folgenden Grössen einschloss

$2c$ → Breite des Trägerflansches

t → Dicke des Trägerflansches

d → Stegdicke

d_p → Kopfplattendicke

w_1 → Horizontaler Abstand zwischen den Schrauben

$2 A_{sp}$ → Querschnittsfläche der beiden zugbeanspruchten Schrauben

$f_{y,b}$ → Streckgrenze Schraubenmaterial

f_y → Streckgrenze Material Kopfplatte bzw. Träger

wurde statistisch evaluiert und die einzelnen Faktoren über eine mehrfache Regressionsanalyse bestimmt. Daraus resultierte schliesslich die nachfolgende Moment-Rotations-Beziehung

$$\varphi_A = \frac{K \cdot M_A^{1.58}}{d_p^{1.38}} \quad [\text{rad}]$$

worin mittels der Konstanten K

$$K = \frac{1.4 \cdot \beta \cdot \mu \cdot w_1^{2.03}}{2 \cdot A_{sp}}$$

über den Faktor β die Dimension des anzuschliessenden Trägers

$$\beta = \frac{0.0056 \cdot (2c)^{0.61} \cdot t^{1.03}}{h^{1.3} \cdot d^{0.26} \cdot W_y^{1.58}}$$

W_y : Widerstandsmoment des Trägers

h : Trägerhöhe

und über den Faktor μ die Materialeigenschaften der verwendeten Teile

$$\mu = \frac{1.0}{f_y^{0.38} \cdot f_{y,b}^{1.2}}$$

einfließt. Weitere Abklärungen von Krishnamurthy und Oswalt [6.22] kommen zum Schluss, dass die Unterlagsscheibe der Schraube wie auch die Schweissnaht die Steifigkeit der Kopfplatte erhöhen, was sie mit einer Reduktion des horizontalen Abstandes zwischen den Schrauben w_1 mit $w_{\ell_{red}} = w_1 - 0.25 \cdot d_{US} - 0.707 \cdot a_w$ (d_{US} : Durchmesser Unterlagsscheibe; a_w : Schweissnahtstärke beim Steg) korrigieren.

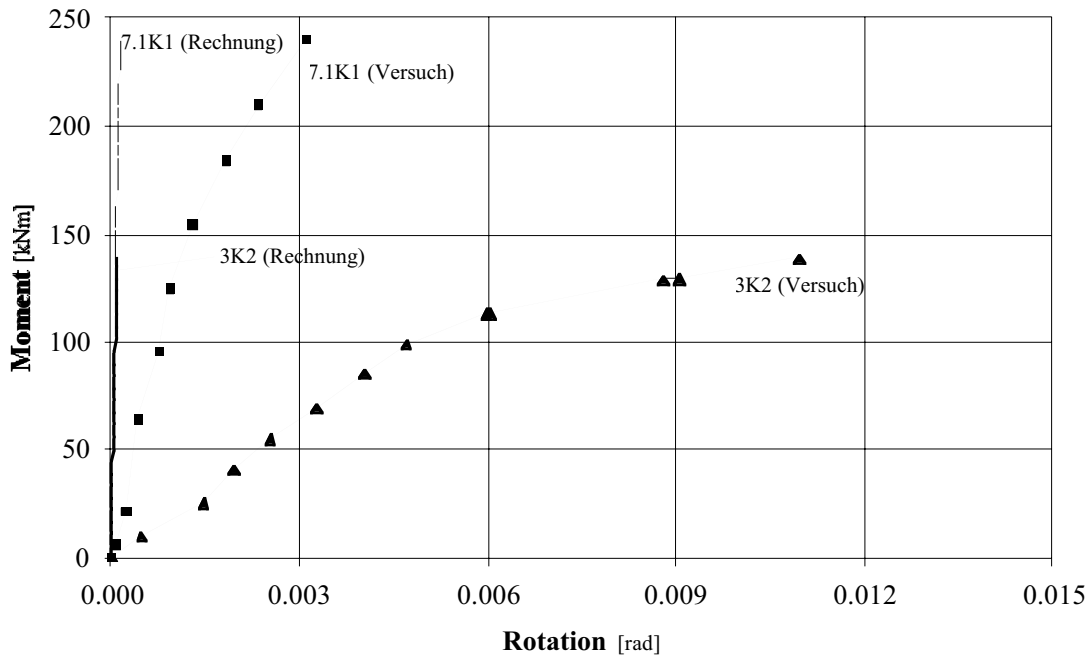


Abb. 6.02: Anwendung des Ansatzes von Krishnamurthy et al. zur Vorhersage des Moment-Rotations-Verhaltens mit den geometrischen Abmessungen der in den eigenen Versuchen geprüften Verbindungen einer bündigen Stirnplattenausführung mit zwei Schraubenreihen (Versuch 3K2: Profil IPE 300; Versuch 7.1K1: Profil IPE 500) im Vergleich zum effektiven, im Versuch gemessenen Verlauf

Obschon eine stattliche Anzahl ausbildungsbezogener Grössen in den Rechenansatz miteinfließen, bleibt auch dieser Vorschlag eng auf die Kalibrierungsversuche bezogen. Eine Übertragung auf die eigenen Versuche zeigt deren Unzulänglichkeit in auffallender Art (vgl. Abb. 6.02). Im Gegensatz zum vorhergehenden Vergleich überschätzt dieser Rechenansatz die Steifigkeit der Verbindung wie auch deren Verformungsvermögen nunmehr kräftig.

6.13 Die Erfassung des Verformungsverhaltens mittels Modellansätzen beruhend auf der Zerlegung der Verbindung in Teilkomponenten

Eine weitere Methode zur Ermittlung der Moment-Rotations-Beziehung geht im Grundsatz von der Erkenntnis aus, dass die Verformung der Verbindung im wesentlichen durch einzelne Verbindungsteile bestimmt ist. Die Verbindung wird daher in die verformungsrelevanten Teile zerlegt und deren Verhalten einzeln modelliert. Die Grundidee besteht folglich in der angemessenen Aufteilung der ganzen Verbindung in einzelne Komponenten, für deren individuelles Verformungsverhalten Einzelsteifigkeiten errechnet bzw. bestimmt werden, die schliesslich zusammengesetzt das Gesamtverformungsverhalten der Verbindung wiedergeben sollen. Die vor-

genommene Zerlegung in Einzelkomponenten gab dem Vorgehen auch den Namen "Komponentenmethode" bzw. "Komponentenmodell". In Anbetracht der statischen Anwendung sind diese Verfahren im allgemeinen für den ganzen Verbindungsknoten, bestehend aus der Verbindung selbst und deren konstruktiver Umgebung (z.B. Stütze) ausgelegt, weshalb sie in der Bezeichnung oftmals auch unter dem Namen "Knotenmodelle" subsumiert werden.

Eine Vielzahl auf diesem Prinzip beruhender Knotenmodelle existieren, die mit Hilfe von Fachwerk- und Biegestäben, Weg- und Drehfedern, finiten Elementen oder einer Kombination verschiedener Varianten, die Nachgiebigkeit der Knoten erfassen. Eine Übersicht dazu ist in der Arbeit von Höß [6.23] aufgeführt. Zur Erläuterung des Prinzips und der Zusammenhänge werden im nachfolgenden beispielhaft zwei solche Knotenmodelle dem Grundsatz nach aufgezeigt. Angesichts der Bedeutung und Verwendung in der Praxis wurde dazu das Knotenmodell von Tschemmerneegg und jenes des Eurocodes 3 ausgewählt. Zur Anwendung dieser beiden Knotenmodelle sind einige Voraussetzungen zu erfüllen. Was die geschraubte Verbindung betrifft, ist die wohl wichtigste Einschränkung die, dass nur Ausbildungen mit zwei Schraubenreihen vorgesehen sind. Dies wird auf das Bemessungsmodell im Eurocode 3 (vgl. Abschnitt 2.322) zurückzuführen sein, welches sich auf das T-Stummel-Modell von Zoetemeijer [6.24] abstützt, dem nur zwei Schrauben zugrunde liegen.

6.131 Das Komponentenmodell von Tschemmerneegg

Aufbauend auf systematischen Versuchen an steifenlosen Knoten hat Tschemmerneegg et al. in der Publikation für Rahmentragwerke mit steifenloser Ausbildung [6.25] ein mechanisches Modell für den Knoten selbst entwickelt, welches das elastisch-plastische Verformungsverhalten beschreibt. Der Knoten, bestehend aus Stütze und Anschluss, wird in drei Bereiche aufgeteilt, welche als die signifikanten Lieferanten von Verformungsanteilen angesehen werden:

- Krafteinleitungsbereich
- Schubbereich
- Anschlussbereich

Mit der Trennung wird grundsätzlich die Möglichkeit geschaffen, sowohl in der Modellvorstellung wie auch versuchstechnisch das in Wirklichkeit komplexe Zusammenspiel im Knoten separat zu untersuchen und zu analysieren. Zur Modellierung der unterschiedlichen Nachgiebigkeiten wird zunächst jedem dieser Bereiche konzentriert eine eigene Wegfeder zugeordnet, nämlich die Einleitungsfeder, die Querkraftfeder und die Anschlussfeder (vgl. Abb. 6.03).

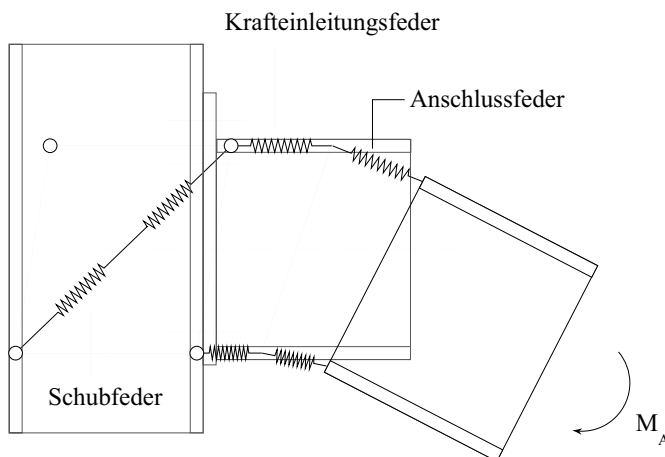


Abb. 6.03:
Grundsätzlicher Aufbau des Knotenmodells mit Wegfedern nach Tschemmerneegg et al. [6.25]

Ein erster signifikanter Verformungsanteil des Knotens wird sich im Kraftweiterleitungsbereich "Träger – Stütze" hervortun, wo die Flanschkräfte des anzuschliessenden Trägers konzentriert auf den unausgesteiften Stützenflansch auftreffen und lokale Verformungen hervorrufen, welche das Gesamtverhalten des Knotens nachhaltig beeinflussen können. Dieses Krafteinleitungsproblem bzw. die dadurch hervorgerufenen Verformungen werden durch ein Federpaar, der sogenannten "Einleitungsfedern", reproduziert. Der jeweilige charakteristische Federkennwert der Einleitungsfeder wird durch einen bilinearen Verlauf dargestellt, welcher mit Hilfe von Querschnitt- und Materialwerten mittels vereinfachter Modelle und aus Versuchen ermittelten Kennwerten im elastischen und plastischen Bereich bestimmt wird.

Der zweite Bereich erfasst im wesentlichen die Schubverformungen der Stütze. Die gegengleichen Flanschkräfte des angeschlossenen Trägers erzeugen neben der Verformung aus der Krafteinleitung auch ein Schubkraftfeld, was eine Verschiebung des gesamten Knotenelements bewirkt. Bei einer Randstütze ist diese bekanntlich am grössten, ansonsten sind nur die Differenzkräfte aus ungleichem Stützenmoment dafür verantwortlich. Diese Verformung wird durch die Diagonalfeder, die sogenannte "Querkraftfeder", beschrieben. Ihrer Moment-Rotations-Charakteristik wird ein bilinearer Verlauf zugrunde gelegt, deren Kennwerte mit Hilfe des Berechnungsmodells von Braun [6.26] bestimmt werden. Ausgehend von den Grundsatzüberlegungen von Krawinkler et al. [6.27] entwickelte Braun basierend auf umfangreichen Versuchen und Analysen ein Rechenansatz zur Ermittlung der Federkennlinie eines Querkraftfeldes für beliebige Stützen-Träger-Kombinationen von europäischen Walzprofilen.

Die sogenannte "Anschlussfeder" schliesslich berücksichtigt das Verformungsverhalten der Verbindung selber. Zur Bestimmung ihrer charakteristischen Kennwerte bestehen jedoch keinerlei Angaben. Die Anschlussfeder kommt im vorliegenden nicht zum Einsatz, da entweder eine geschweisste Verbindung oder eine geschraubte Stirnplattenverbindung mit überstehender Stirnplatte vorausgesetzt wird. Dabei wird davon ausgegangen, dass deren Nachgiebigkeit gegenüber der Nachgiebigkeit des Knotens vernachlässigt werden kann.

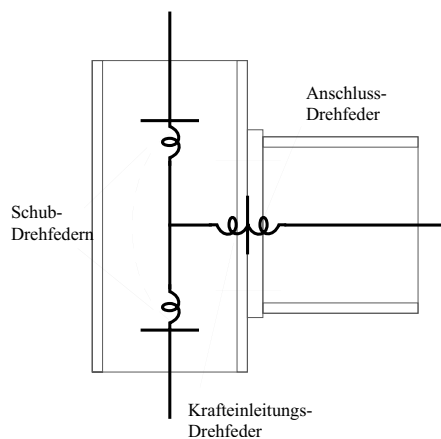


Abb. 6.04:
Knotenmodell nach Tschemmernegg et al. [6.7]
mit Drehfedern

Da sich das Modell unter den eben erwähnten Einschränkungen zwar als mechanisches Modell zur grundsätzlichen Studie des Verformungsverhaltens eignet, jedoch in der praktischen Anwendung sehr aufwendig in der Diskretisierung ist, wurde in einem weiteren Schritt das Knotenmodell mit Blick auf die praktische Nutzung modifiziert. Die Einleitungs- und Anschlussfedern sind durch eine Drehfeder im Träger, die Querkraftfeder durch zwei gekoppelte Drehfedern in der Stütze ersetzt (vgl. Abb. 6.04). Diese Anordnung bietet den Vorteil, dass sowohl die räumliche Ausdehnung des Knotens erfasst als auch die Schubverformungen des Knotens nachgebildet werden können. Der vorgängig einfachen Bestimmung der Federkennwerte steht dagegen eine aufwendige Diskretisierung gegenüber, da neben den Trägerdrehfedern zusätzlich Stützendrehfedern und biegesteife Knotenstäbe eingeführt werden müssen. Alles in allem zeich-

net sich das Knotenmodell von Tschemmernegg et al. primär durch seinen plausiblen Aufbau aus. Allerdings wird die Erfassung des Verformungsverhaltens nachgiebiger Verbindungen wohl im Modell berücksichtigt, jedoch in deren konkreten Behandlung nicht weiterverfolgt.

6.132 Das Komponentenmodell nach Eurocode 3

Im Vergleich zu den nationalen Normen beschäftigt sich der Eurocode 3 [6.1, 6.29] mit dem Verhalten der Knoten konzeptionell ausführlicher und bringt eine plausible Systematisierung der Problemstellung ein. Grundsätzlich erfolgt eine Klassifizierung der Anschlüsse hinsichtlich ihres Biegetragwiderstandes M_A und darüber hinaus auch in Bezug auf die Grösse der Anfangssteifigkeit S_1 . Der Klassierung der Verbindung nach ihrem Tragwiderstand liegt als Referenzwert der Tragwiderstand des angeschlossenen Trägers $M_{pl,Träger}$ zugrunde, wonach wie folgt unterschieden wird:

- volltragfähig ($M_{A,u} \geq M_{pl,Träger}$)
- teiltragfähig ($M_{A,u} < M_{pl,Träger}$)
- gelenkig ($M_{A,u} = 0$)

Darüber hinaus schlägt der Eurocode 3 eine Einteilung aufgrund der Nachgiebigkeit durch die Angabe der dafür erforderlichen Anfangssteifigkeit S_1 wie folgt vor:

	Rahmen unverschieblich	Rahmen verschieblich
- Starr (rigid)	$S_1 \geq 8 \cdot EI_{Träger} / \ell_{Träger}$	$S_1 \geq 25 \cdot EI_{Träger} / \ell_{Träger}$
- Verformbar (semi-rigid)	$0.5 \cdot EI_{Träger} / \ell_{Träger} \leq S_1 \leq 8 \cdot EI_{Träger} / \ell_{Träger}$	$0.5 \cdot EI_{Träger} / \ell_{Träger} \leq S_1 \leq 25 \cdot EI_{Träger} / \ell_{Träger}$
- Gelenkig (pinned)	$S_1 \leq 0.5 \cdot EI_{Träger} / \ell_{Träger}$	$S_1 \leq 0.5 \cdot EI_{Träger} / \ell_{Träger}$

Die Zuteilung geschieht über vorgegebene Mindeststeifigkeiten für Träger-Stützen-Verbindungen, welche sich an der Steifigkeit der angeschlossenen Träger in Bezug auf dessen Länge ($EI_{Träger} / \ell_{Träger}$) orientieren.

Generell wird die nicht-lineare Moment-Rotations-Charakteristik durch einen trilinearen Verlauf ersetzt, wobei für die Tragwerksberechnung eine vereinfachte bilineare Moment-Rotations-Beziehung vorgeschlagen wird, bei welchem der nichtlineare, zweite Bereich mit der Steifigkeit $S = S_1/2$ zu berücksichtigen ist. Aufbauend auf einem mechanischen Modell von Weynand et al. [6.28] gibt der revidierte Anhang J des Eurocodes 3 [6.29] eine analytische Methode zur Bestimmung der Anfangssteifigkeit S_1 vor. Die Festlegung, wonach diese Anfangssteifigkeit bis zum Erreichen von 2/3 des Biegetragwiderstandes des Anschlusses uneingeschränkt linear bleibt, scheint eher optimistisch zu sein, auch wenn damit in einigen Fällen die Sekantensteifigkeit gemeint ist. Allein die Beobachtung der Verbindung für sich, d.h. ohne Berücksichtigung der Verformungen der Stütze, widerlegt diese Annahme. Bereits ab einem deutlich tieferen Beanspruchungsniveau ist eine stetige Reduktion der Steifigkeit festzustellen. Lokale Plastifizierungen, wenn auch kleine, reichen offenbar dafür aus. Eine Festsetzung der theoretischen Linearitätsgrenze bei der Hälfte des Tragwiderstandes, wie dies bei der Auswertung der eigenen Versuche gemacht wurde, erscheint im allgemeinen sinnvoller zu sein. Dem wird in der revidierten Fassung des Anhanges J nur insofern Rechnung getragen, als die auf dem Niveau des Tragwiderstandes errechneten Verformungen durch den Faktor 2.25 dividiert werden um zu den elastischen Verformungen zu gelangen. Alles in allem besteht allerdings der Eindruck, dass die Festlegung der Anfangssteifigkeit auf das Ergebnis wenig Einfluss ausübt und somit dieser Aspekt letztlich von geringer Bedeutung ist.

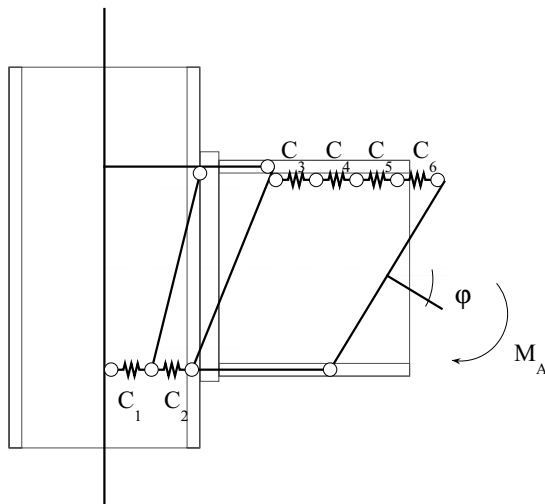


Abb. 6.05:
 Federmodell nach Eurocode 3 der
 Träger-Stützen-Verbindung für die ge-
 schraubte Stirnplattenverbindung. Die
 verformungswirksamen Komponenten
 des Knotens werden mittels einzelnen
 Wegfedern dargestellt, welche miteinan-
 der und/oder hintereinander geschaltet
 sind

Die Bestimmung der Anfangssteifigkeit lehnt sich dem Prinzip nach an die Ermittlung des Tragwiderstandes an und bedient sich in gleicher Art dem Gedanken des Komponentenmodells: Der Knoten wird in verformungsrelevante Einzelteile zerlegt. Sechs Elemente kennzeichnen demnach in der Regel sein Verformungsverhalten. Jedes für sich ist im Modell durch eine einzelne Wegfedern konkretisiert (vgl. Abb. 6.05). Die Nachgiebigkeit des Knotens setzt sich aufgrund dessen aus den folgenden Teilnachgiebigkeiten bzw. Verschiebungsmoduli C_i (Kehrwert der jeweiligen Federkonstanten) zusammen:

- C_1 → Schubfeld des Stützenstegs
- C_2 → Krafteinleitung Stützensteg auf Druck
- C_3 → Krafteinleitung Stützensteg auf Zug
- C_4 → Krafteinleitung Stützenflansch auf Zug/Biegung
- C_5 → Biegung der Kopfplatte
- C_6 → Schrauben auf Zug

Die Nachgiebigkeit des Knotens ist demzufolge die Summe der Verformbarkeit der Stütze und der Verformbarkeit der Verbindung. Im einzelnen wird das angreifende Anschlussmoment M_A in ein Kräftepaar ($F = Z = D$) zerlegt, wobei der innere Hebelarm h als Abstand zwischen dem Schwerpunkt des Druckflansches des angeschlossenen Trägers und der Achse der zugbeanspruchten Schrauben bei der bündigen bzw. dem Schwerpunkt des Zugflansches bei der überstehenden Ausführung festgelegt ist. Jede der einzelnen Federn wird folglich mit der gleichen Kraft F beansprucht. Die Rotation φ_A des Knotens wird letztlich aus der Summe der einzelnen Wege ($\delta_i = F \cdot C_i$) der Zug- bzw. Druckfedern bestimmt. Der Rotationswinkel φ_A der Verbindung ergibt sich demnach durch das Verhältnis $\Sigma \delta_i/h$, wobei für die zu erwartenden kleinen Winkel damit bereits das Mass der Rotation vorliegt ($\tan \varphi_A = \Sigma \delta_i/h \approx \varphi_A$). Die Anfangssteifigkeit S_1 der Verbindung rechnet sich schliesslich wie folgt:

$$S_1 = \frac{M_A}{\varphi_A} = \frac{F \cdot h}{\frac{\sum_{i=1}^n \delta_i}{h}} = \frac{h^2}{\sum_{i=1}^n C_i}$$

Als verformungsrelevante Parameter der Verbindung selber, legt der Eurocode 3 die Biegung der Kopfplatte und die Längung der auf Zug beanspruchten Schrauben fest. Besonders interessiert dabei die Bestimmung der zugehörigen Verschiebungsmoduli C_5 bzw. C_6 . Die Kopfplatte wird hierfür in gleicher Art wie bei der Bestimmung des Tragwiderstandes durch adäquate T-

Stummel (vgl. Abschnitt 2.322) idealisiert, mit dem Unterschied, dass nunmehr der elastische Bereich nachzubilden ist. Die der revidierten Fassung des Anhangs J des Eurocodes 3 zugrunde gelegte Arbeit von Weynand et al. [6.28] geht davon aus, dass die maximal erreichbare elastische Kraft F durch die Einspannstelle der Kopfplatte beim Trägerflansch für die überstehende bzw. beim Trägersteg für die bündige Ausführung gegeben ist. Darüber hinaus wird von einer Schraubenanordnung ausgegangen, welche einem Spannweitenverhältnis von $1 \cdot m : 1.25 \cdot m$ zwischen dem Abstand der Schraube zum Flansch und jenem zum Kopfplattenende entspricht. Über den Vergleich zwischen dem massgebenden Moment des Tragwiderstands mit der zugehörigen mitwirkenden Stummelbreite und dem Moment im elastischen Zustand wird die zum elastischen Bereich korrespondierende, mitwirkende Breite ermittelt. Daraus wird schliesslich der entsprechende Verschiebemodul C_5 für die Kopfplatte wie folgt vorgegeben:

$$C_5 = \frac{m^3}{0.85 \cdot \ell_{eff} \cdot d_p^3 \cdot E}$$

Der Bezug zum Einspannmoment ist über die Kragarmlänge m zu erkennen, welche den Abstand zwischen der betroffenen Schraube zur Schweissnaht des Trägerflansches bzw. des Trägerstegs darstellt. Bei der Bestimmung des Verschiebemoduls C_6 für die zwei Schrauben pro Stummel wird die Schraube stark vereinfachend als durchgehender zylindrischer Stab mit dem Spannungsquerschnitt A_{Sp} als verformungswirksame Querschnittsfläche idealisiert. Ihre rechenwirksame Länge ℓ_b wird als die eigentliche Belastungslänge zuzüglich der halben Höhe des Schraubenkopfs und der Mutter bezeichnet (Abstand zwischen Schraubenkopfmittle und Muttermitte). Die durch den Effekt der Hebelwirkung bewirkte Erhöhung der Schraubenkraft wird durch eine Reduktion der Querschnittsfläche von 20% einbezogen, womit die wirksame Gesamtfläche der beiden Schrauben nicht mit dem zweifachen, sondern nur mit dem 1.6-fachen Wert ($2 \cdot 0.8$) des einzelnen Spannungsquerschnitts berücksichtigt wird.

$$C_6 = \frac{\ell_b}{1.6 \cdot A_{Sp} \cdot E}$$

Dieser vereinfachte Ansatz zur Bestimmung der Anfangssteifigkeit der Schraube liefert für die Schraube mit Schaft einigermaßen angepasste Werte, bei der schaftlosen Schrauben wird die Steifigkeit jedoch zwangsläufig überschätzt (vgl. Abschnitt 3.432). Da es sich allerdings nur um die Erfassung des elastischen Bereichs handelt, wirkt sich, im Gegensatz zum nachfolgenden plastischen Bereich, diese Modifikation nicht gravierend aus, weshalb die Abweichungen insgesamt im Rahmen bleiben.

Die vier Verschiebemoduli C_1 , C_2 , C_3 und C_4 der Stützenkomponenten werden in ähnlicher Art vorgegeben. Die Bestimmung des Verschiebemoduls C_1 für das Schubfeld der Stütze geht von einer gleichmässigen Schubverteilung aus, womit sich der zugehörige Wert aus der entsprechenden Verschiebung γ und der Beziehung $\tau = G \cdot \gamma \cdot V$ ermitteln lässt. Der Verschiebemodul der Krafteinleitung in den Stützensteg für die Druck- bzw. Zugbeanspruchung (C_2 bzw. C_3), wie auch jener für die Biegeverformung des Stützenflansches C_4 wird in ähnlicher Art wie bei der Verformung der Kopfplatte mit Hilfe des adäquaten T-Stummel-Modells bestimmt.

Die Frage, wie konform dieser Ansatz für die in den eigenen Versuchen geprüften Ausbildungen ist, respektive welche Übereinstimmung zwischen der in dieser Weise errechneten Anfangssteifigkeit und der im Versuch effektiv erzielten Werte besteht, ist von besonderem Interesse. Die Anzahl der direkt vergleichbaren Werte ist allerdings gering, da der Eurocode nur zweireihige Ausführungen behandelt und davon auszugehen ist, dass der Angabe zum Verschiebemodul der Schrauben die HV-Schraube mit Schaft zugrunde liegt. Gleichwohl sind Tendenzen

auszumachen. Die Steifigkeit wird mit dem Rechenansatz im allgemeinen überschätzt, wobei dies bei der überstehenden Ausbildung offenbar mehr der Fall ist als bei der bündigen Form (vgl. Abbildung 6.06). Die gemachte Feststellung deckt sich mit den Ergebnissen der von Bose und Hughes [6.30] auf Initiative des SCI (Steel Construction Institute) an geschraubten Stirnplattenverbindungen durchgeführten Versuche, welche im wesentlichen darauf ausgelegt waren, neben dem Tragwiderstand auch die Steifigkeit der Verbindung experimentell zu bestimmen. Der Vergleich der Versuchsergebnisse mit den nach Eurocode 3 Anhang J rev. analytisch ermittelten Werten zeigt in gleicher Weise mehrheitlich eine Überschätzung der Steifigkeit, die bis das 2.8-fache des effektiven Wertes ausmachen kann.

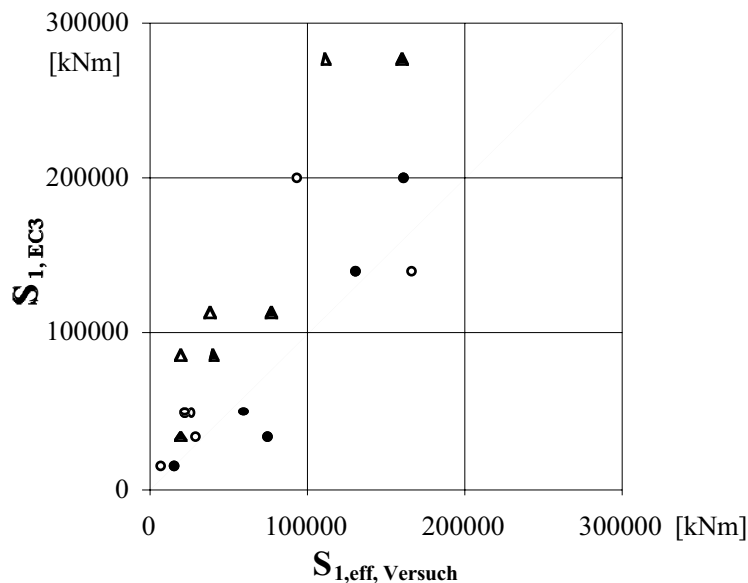


Abb. 6.06
Vergleich der rechnerisch nach den Angaben des revidierten Anhangs J [6.29] des Eurocodes 3 ermittelten Anfangssteifigkeit S_1 der geschraubten Stirnplattenverbindung mit den effektiven, in den Kragarmversuchen festgestellten Werten

- bündig, HV, FK10.9
- bündig, schaftlos, FK 8.8
- ▲ überstehend, HV, FK10.9
- △ überstehend, schaftlos, FK8.8

Die rechnerisch ermittelten Verformungsanteile sind demnach je nach Ausbildungsform unterschiedlich: Während die Nachgiebigkeit der Verbindung mit bündiger Kopfplatte im Mittel zu 90% von den Schrauben bestimmt wird, erhöht sich bei der überstehenden Ausbildung der Anteil der von der Kopfplatte herrührenden Nachgiebigkeit auf durchschnittlich 30%. Da die Schraube im Modell einheitlich als Zylinder dargestellt ist und somit keine Unterscheidung zwischen der Schraube mit und ohne Schaft gemacht wird, erstaunt die bei der Gegenüberstellung festzustellende Überschätzung der Steifigkeit bei den Verbindungsausführungen mit schaftlosen Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 kaum.

In der allgemeinen Beurteilung der Erfassung des Verformungsverhaltens der Verbindungskomponente durch den Eurocode 3 zeichnen sich zwei elementare Nachteile bzw. eigentliche Mängel ab: Zum einen werden nur Verbindungen mit zwei Schraubenreihen erfasst und zum anderen werden keine oder wenn überhaupt nur sehr vage Angaben zur Verformungsfähigkeit bzw. Rotationskapazität $\varphi_{A,u}$ der Verbindung gemacht.

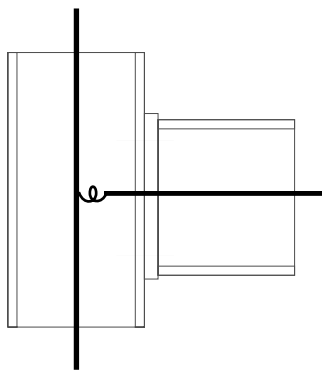


Abb. 6.07:
Knotenmodell nach Eurocode 3: Verbindungsverhalten idealisiert und zusammengefasst in einer einzigen Drehfeder

Der aufwendigen Berechnung der charakteristischen Federkennwerte steht eine sehr einfache Diskretisierung gegenüber, da in der rechnerischen Weiterverwendung das Verformungsverhalten des ganzen Knotens nur durch eine Drehfeder abgebildet wird. Der Riegel wird nach Eurocode 3 mit einer Drehfeder an die Stütze im Schnittpunkt der Schwerachsen von Stütze und Riegel angeschlossen (vgl. Abbildung 6.07). Die damit erreichte Erleichterung in der statischen Strukturbildung birgt jedoch gleichzeitig insofern eine Problematik in sich, als die "Globalfeder" die einzelnen Nachgiebigkeiten, die durch unterschiedliche Beanspruchungen aktiviert werden, zusammenfasst. So wird beispielsweise der Verschiebemodul C_1 des Schubfeldes einer Stütze mit beidseitigem Trägeranschluss durch die Momentendifferenz aktiviert, während die weiteren Verschiebungsmoduli C_2 bis C_6 von den jeweiligen Anschlussmomenten allein mobilisiert werden. Dies bedeutet für einen beliebigen Mittelknoten eines verschieblichen Rahmens, dass je nach Einwirkung unterschiedliche Drehfedercharakteristiken berücksichtigt werden müssen. Dieser Umstand ist für die praktische Anwendung von Nachteil, da nicht alle Gefährdungsbilder mit demselben Tragwerksmodell nachgewiesen werden können. Eine Vernachlässigung der Differenzierung führt im allgemeinen zu grösseren Abweichungen, da der Beitrag von C_1 im Vergleich zu den anderen Nachgiebigkeiten im allgemeinen gross ist. Mit der Globalfeder wird der Schubeinfluss folglich über die Abminderung der Rotationssteifigkeit berücksichtigt, womit keine direkten Schubverformungen im Knoten abgebildet werden können. Schliesslich lässt sich mit der Einzelfeder die räumliche Ausdehnung des Knotens nicht berücksichtigen. Insgesamt ist insofern ein Widerspruch zu erkennen, indem auf der eine Seite eine aufwendige Differenzierung geschieht, die auf der anderen Seite wiederum einer vergleichsweise starken Vereinfachung zum Teil geopfert wird.

6.2 Modell zur Bestimmung des Verformungsvermögens

6.2.1 Ausgangslage

Der Sachverhalt, wie er im vorangehenden Überblick zusammenfassend dargestellt wurde, macht das Defizit bezüglich der Kenntnis und der Erfassung des Verformungsverhaltens der geschraubten Stirnplattenverbindung deutlich. Der Grund hierfür wird wohl zur Hauptsache in der Entwicklung der Bemessungsphilosophie bei dieser vergleichsweise noch jungen Verbindungskonzeption zu suchen sein. Verständlicherweise konzentrierten sich die ursprünglichen Überlegungen und Untersuchungen quasi ausschliesslich auf die Bestimmung des Tragwiderstandes, wobei der Verformungsaspekt zunächst mehrheitlich indirekt mit der Forderung zum Vollanschluss ausgeklammert bzw. abgedeckt wurde. Die zunehmende Gewissheit der wirtschaftlichen Vorteile teiltragfähiger Ausbildungen und die durch verfeinerte, computerunterstützte Verfahren vermehrte statische Nutzung plastischer Systemreserven unbestimmter Tragstrukturen, verändern schliesslich auch die Ansprüche und Bedürfnisse: Die Kenntnis des Tragwiderstandes ist logischerweise weiterhin unentbehrlich, doch reicht er allein für eine zuverlässige Beurteilung des Tragverhaltens nicht aus.

Man muss sich bei der nachgiebigen Verbindung grundsätzlich über deren Einflussnahme auf das statische "Geschehen" bewusst sein. Der Tragwiderstand definiert die Verbindung zunächst lokal. Der Einfluss des Verformungsverhaltens dagegen ist global und erstreckt sich auf das Trag- und Verformungsverhalten der Struktur als Ganzes. Das Verformungsverhalten der Verbindung äussert sich zunächst in der Anfangssteifigkeit, welche ihrerseits die Schnittkraftverteilung und die Verformungen der Gesamtstruktur im Gebrauchszustand beeinflusst. Das Verformungsvermögen bzw. die Rotationskapazität der Verbindung bestimmt darüber hinaus schliesslich in den meisten Fällen den Tragwiderstand des Gesamttragwerks. Kurzum, die konsequente statische Handhabung der nachgiebigen Verbindung verlangt neben der Kenntnis ihres Tragwiderstandes unabdingbar auch jene ihrer Anfangssteifigkeit und ihres Verformungsvermögens.

Demgegenüber stellen die einschlägigen Regelwerke zur rechnerischen Vorhersage dieser drei charakteristischen Grössen einzig die zur Ermittlung des Tragwiderstandes zuverlässige Rechenansätze bereit. Der Eurocode 3 macht als erstes europäisches Normenwerk zaghafte und in kurzen Abständen wiederholt abgeänderte Angaben zur Anfangssteifigkeit, welche in ihrer Prägnanz jedoch wechselhaft erscheinen, was auch die gemachten Vergleiche reflektieren. Die im anglo-amerikanischen Raum statt dessen etablierten Rechenansätze befriedigen aufgrund ihrer empirischer Bestimmung und der damit zusammenhängenden, unmittelbaren Abhängigkeit von der einzelnen Ausbildungsgeometrie weniger. Im allgemeinen noch spärlicher und vager sind schliesslich die Angaben zur eigentlichen Duktilität der Verbindung. Mit anderen Worten, vernünftige, nachvollziehbare und verlässliche Aussagen zur Verformungsfähigkeit bzw. zur maximal möglichen Rotation $\varphi_{A,u}$ der geschraubten Stirnplattenverbindung fehlen. Das Schwergewicht der nachfolgenden Überlegungen richtet sich daher speziell auf das Verformungsvermögen mit dem Ziel, das Bewusstsein gegenüber dem Verformungsverhalten der Verbindung zu sensibilisieren, gleichzeitig die generellen Zusammenhänge bewusst zu machen und schliesslich auch die bestehende Lücke durch eine plausible Modellvorstellung zu schliessen.

6.22 Grundsatzüberlegungen und Vorgaben zur Modellbildung

All die vorangehend gemachten Überlegungen, angestellten Vergleiche und Untersuchungen machen in Summa klar, dass die Verformungseigenschaften der Stirnplattenverbindung im einzelnen von deren konstruktiver Detailgestaltung abhängig ist. Als Variable kommen dabei im wesentlichen die folgenden Grössen in Frage: die Form der Schraubengruppe, die Dicke der Kopfplatte, die Querschnittsform des angeschlossenen Trägers, die Dimension der Schraube und die jeweilige Stahlqualität all dieser Teile. Alles in allem, eine Vielzahl von Einflussgrössen, die in unterschiedlicher Gewichtung und Zusammensetzung auftreten. Gleichzeitig kann man jedoch auch feststellen, dass es im Grunde genommen zwei Hauptlieferanten zur Verformung gibt, nämlich die auf Zug beanspruchten Schrauben und die Kopfplatte. Darüber hinaus muss man sich im klaren sein, dass die Gesamtverformungen, welche letztlich die zum angeschlossenen Träger ungleiche Rotation ausmacht, absolut gesehen sehr klein sind und folglich auf kleinste Veränderungen auch dementsprechend sensibel reagieren.

Gleichwohl wird das Modell nur die Verformungsanteile der Schrauben und der Kopfplatte erfassen, da der Unterschied zu den übrigen Einflussgrössen derart gross und prägnant ist und sich daher die verbleibenden Parameter als vernachlässigbare Nebeneinflüsse quantifizieren lassen. Dieser Entscheid wird ausserdem durch den Umstand erleichtert, dass die negierten Grössen kaum verlässlich zu bestimmen sind. All die grundsätzlichen Unwägbarkeiten machen klar, dass ein mögliches Modell, will es verständlich sein, ohne Vereinfachungen nicht auskommt und demzufolge das Ergebnis letztlich immer eine Abschätzung darstellt. Der Grundgedanke zum Modell orientiert sich ohnehin an der Vorstellung eines Ansatzes, welcher auf einfachen, hergebrachten statischen Grundsätzen aufbaut und somit nachvollziehbar ist. Die relevanten Einflussgrössen sollen derweise erfasst werden, was schliesslich den Ansatz befähigen soll, Grundtendenzen mathematisch wahrzunehmen und zu "visualisieren".

Bezüglich den Ausbildungsformen und Geometrien der Verbindungen orientiert sich das Modell an der Konzeption der in den Versuchen geprüften Verbindungen entsprechend den Ausführungen nach SZS-Publikation "Stirnplattenverbindungen mit hochfesten Schrauben" [6.3]. Dies kann zunächst als Einschränkung aufgefasst werden, die sich jedoch in Grenzen hält. Die darin verfolgten Konzepte zur Form und Geometrie richten sich nach wirtschaftlichen Gesichtspunkten und statischer Relevanz und charakterisieren demzufolge gleichermaßen ein breites Anwendungsfeld.

Die weiteren prinzipiellen Vorgaben zum Modell basieren auf den grundsätzlichen, aus den Versuchen und angestellten Untersuchungen gewonnenen Erkenntnissen und Feststellungen. Offensichtlich ist als erstes ein deutlicher Unterschied im Verformungsverhalten der Verbindung aufgrund der Form der Kopfplatte als bündige oder überstehende Ausführung zu erkennen. Das Modell differenziert daher formal nach beiden Ausführungsformen, wobei die einzelnen Elemente gegenseitig konsistent sind.

Das eigentliche Versagen der Verbindung geschieht in Wirklichkeit durch den Bruch der auf Zug beanspruchten Schrauben, sodass die Begrenzung des Tragwiderstandes der Verbindung direkt vom Tragwiderstand und der zugehörigen Längung der entsprechenden Schrauben abhängt. Dies wiederum verdeutlicht den Umstand, dass die Bestimmung der Verformungsfähigkeit der Verbindung mit der Bestimmung des Tragwiderstandes gekoppelt ist. Umgekehrt ist für die alleinige Bestimmung des Tragwiderstandes der Verbindung die Kenntnis ihrer Nachgiebigkeit nicht unbedingt erforderlich, da die Anwendung plastischer Methoden die internen Schnittgrößen nach den Beanspruchbarkeiten und nicht nach den Steifigkeiten verteilt. Dies alles hat schliesslich zur Folge, dass mit dem Modell zur Bestimmung der Verformung sich zwangsläufig auch ein Modell zur Ermittlung des Tragwiderstandes verknüpft.

Die getroffenen Basisvorgaben zum Modell lassen sich demnach zusammengefasst wie folgt festhalten:

- Verformungsanteile liefern einzig die Kopfplatte und die zugbeanspruchten Schrauben
- Formale Unterscheidung in bündige und überstehende Ausführung
- Versagen der Verbindung durch Bruch der zugbeanspruchten Schrauben

Ausgehend von diesen grundlegenden Aussagen wird im folgenden die Modellbildung im einzelnen erläutert und beschrieben.

6.23 Die Modellkonzeption der Verbindung als Ganzes

Die Verformungsfähigkeit der Verbindung wird als der maximale Drehwinkel $\varphi_{A,u}$, welcher die Verbindung im Bruchzustand erreicht, bezeichnet. Dementsprechend wird der Bestimmung des maximalen Rotationswinkels auch der Versagenszustand der Verbindung zugrunde gelegt. Indem die zugbeanspruchte Schraube den eigentlichen Bruch der Verbindung herbeiführt, heisst dies logischerweise auch, dass die massgebende Schraube ihren Tragwiderstand und damit gleichermaßen ihre maximale Längung erreicht. Diese wiederum legt zunächst den Verformungsbeitrag $\delta_{\text{Schraube},u}$ der Schraube an der Verdrehung fest. Die Kopfplatte wird demzufolge an dieser Stelle durch die Maximalkraft der Schraube beansprucht und dadurch entsprechend verformt. Die Verformung der Platte an diesem Punkt liefert schliesslich den Beitrag δ_{Platte} der Kopfplatte an die Verdrehung. Begreiflicherweise ist dabei diejenige Stelle bzw. Schraube zu eruieren, welche den entscheidenden Beitrag liefert.

Die Summe dieser Verformungsanteile von Schraube und Kopfplatte gibt die rotationsbestimmende Deformation der Verbindung vor, woraus in Beziehung zum Drehpunkt schliesslich die Verdrehung $\varphi_{A,u}$ der Verbindung resultiert. Bei der Bestimmung des inneren Hebelarms h_1 muss man sich im klaren sein, dass sich der bezogene Drehpunkt mit zunehmender Beanspruchung stetig - beim Klaffen der Verbindungsfuge beschleunigt - gegen den Druckrand nach unten verschiebt. Beim Erreichen des Bruchzustandes kippt die Kopfplatte bei den vorgegebenen Geometrien im Grunde genommen gegen den unteren Druckrand ab.

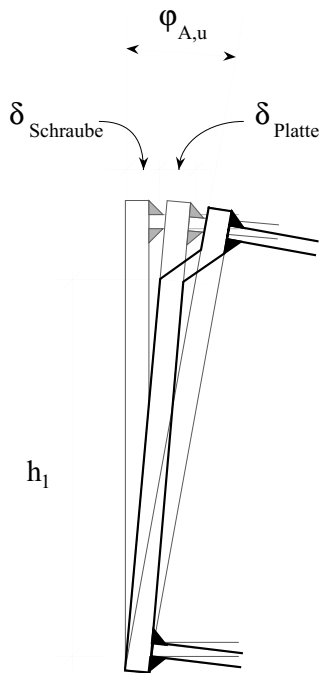


Abb. 6.08:
Die Modellkonzeption der Verbindung als Ganzes mit den Verformungsbeiträgen der Kopfplatte und der Schraube und ihrer Beziehung zur maximalen Verdrehung $\varphi_{A,u}$ der Verbindung im Bruchzustand



Abb. 6.09:
Die Konzentrierung der Druckkraft im Bruchzustand an der Unterkante der Kopfplatte zeichnet sich durch entsprechendes Zermalmern und Abscheuern der Grundierfarbe auf der Verbindungsseite ab

Dies lässt sich in den Versuchen an der Verbindungsseite der Kopfplatte anschaulich erkennen, wo sich die Lage der hohen, lokalen Druckkräfte an der Druckkante der Platte durch das Zermalmern und Abscheuern der Grundierfarbe abzeichnet (vgl. Abbildung 6.09). Wenngleich die Platte zur Aufnahme der Schweissnaht 10 mm übersteht, wird unter Einbezug einer lokalen Druckplastifizierung der Platte sowie der Einfachheit halber der anzunehmende Drehpunkt im Modell bei der Unterkante des Trägerflansches vom angeschlossenen Träger festgelegt (vgl. Abbildung 6.08). Die massgebende Schraube im Zugbereich legt den zweiten Bezugspunkt zur Bestimmung der Höhe h_1 fest. Während bei der bündigen Stirnplatte deren Lage klar gegeben ist, muss sie bei der überstehenden Ausbildungsform hingegen durch die vorgängige Abklärung der grössten Verformungsanteile bestimmt werden. Unter der Annahme eines allgemeinen Ebenbleibens des Querschnittes bestimmt sich die maximal erreichbare Rotation der Verbindung somit wie folgt:

$$\tan \varphi_{A,u} = \frac{\delta_{Schraube,u} + \delta_{Platte}}{h_1} \approx \varphi_{A,u} \quad [rad]$$

In Abhängigkeit des Drehwinkels $\varphi_{A,u}$ sowie der Steifigkeit der Kopfplatte können prinzipiell die im Druckbereich befindlichen Schrauben, wie bereits in Abschnitt 5.324 dargestellt, zur Aufnahme von Zugkräften aktiviert werden. Dadurch wird nicht nur der Tragwiderstand erhöht, sondern indirekt auch das Verformungsvermögen der im eigentlichen Zugbereich liegenden Schrauben und damit letztlich wiederum auch das Gesamtverformungsvermögen der Verbindung beeinflusst. Welche Zusammenhänge bestehen und welche Voraussetzungen dazu erfüllt sein müssen, werden im nachfolgenden Abschnitt zum Modell der Schraube näher erläutert.

6.24 Das Modell der Schraube

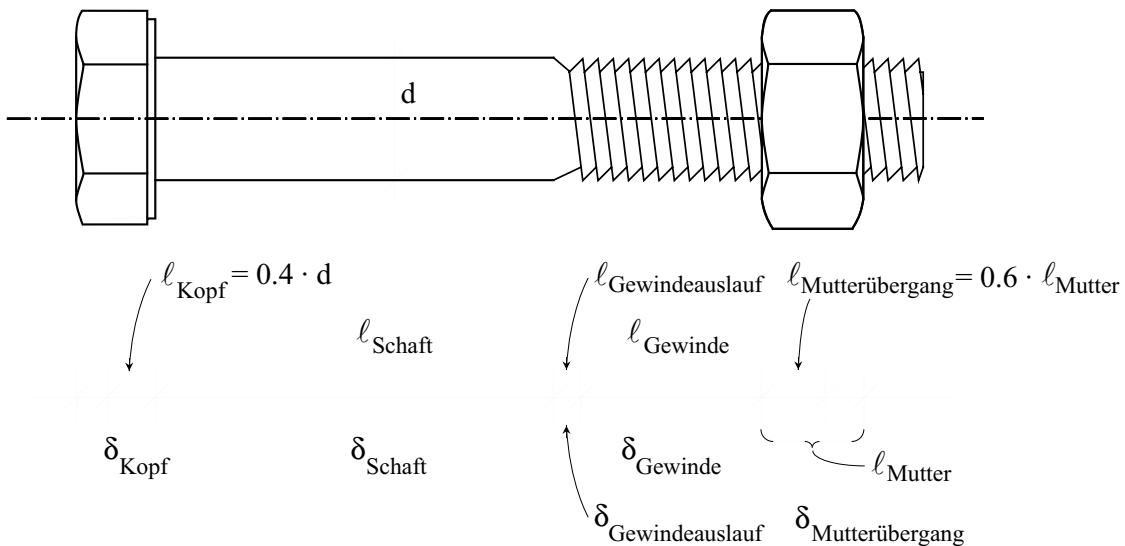
Wie verschiedentlich im Vorangehenden dargelegt, nimmt die Schraube hinsichtlich des Verformungsvermögens der Verbindung eine zentrale Stellung ein. Nicht nur der Umstand, dass sie durch ihren Tragwiderstand auch denjenigen der Verbindung selbst bestimmt und damit direkt ebenfalls das Verformungsvermögen der gesamten Verbindung beeinflusst, ist dafür verantwortlich, sondern auch das im Kapitel 3 gezeigte Faktum, dass sich durch die Wahl der Schraubenform (mit und ohne Schaft) und der Festigkeitsklasse (10.9 und 8.8) die Längung der zugbeanspruchten Schraube und damit unmittelbar automatisch auch die Verdrehung der Verbindung nachhaltig steuern lässt. Mit andern Worten, der Erfassung des Verformungsverhaltens der Schraube kommt in der Vorhersage der Verformungsfähigkeit der Verbindung ein hoher Stellenwert zu.

Die rechnerische Nachbildung der zugbeanspruchten Schraube mittels eines gleichmässigen Ersatz-Zylinders, erscheint aus dieser Sicht, aber auch in Kenntnis der unterschiedlichen Beanspruchungsniveaus bzw. Verformungsanteile dafür zu undifferenziert. Die Unterschiede zwischen den verschiedenen Ausbildungsformen mögen für die Erfassung der Verformungen im elastischen Bereich klein und vernachlässigbar sein, im Bruchzustand dagegen sind sie beträchtlich. Wenn man sich allein die in Abschnitt 3.33 dargestellten, markanten Unterschiede im Verformungsverhalten zwischen der Schraube mit Schaft und der schaftlosen Schraube vor Augen hält, wird einem bewusst, dass eine solcherart gemachte Vereinfachung - auch falls die schaftlose Schraube mit einem gegenüber der Schraube mit Schaft reduzierten Querschnitt berücksichtigt würde - nicht genügen kann.

6.241 Modell zur Bestimmung der Schraubenlängung im Bruchzustand

Das in Abschnitt 3.43 entwickelte und dargelegte Modell zur rechnerischen Vorhersage der Längung der Schraube unter axialer Zugbeanspruchung ermöglicht demgegenüber eine deutlich bessere Beurteilung und zuverlässigere Abschätzung ihres Verformungsverhaltens. Die ins Detail gehende Berücksichtigung der verformungsrelevanten Parameter erlaubt sowohl eine Unterscheidung nach der Schraubenform, der Mutterausbildung und der Festigkeitsklasse wie auch eine konsistente, durchgängige Erfassung des gesamten Verformungsbereichs – elastisch und plastisch. Gerade letzteres ist im Hinblick auf eine mögliche plastische Verformungen der Schraube, welche im Bruchzustand die Verdrehung der Verbindung entscheidend beeinflussen kann, von besonderer Bedeutung. Für die Bestimmung der Längung der Schraube unter der Bruchlast F_u wird das in Abschnitt 3.43 hierfür entwickelte Modell verwendet. Seine Elemente und deren Beschaffenheit sind in der nachfolgenden Abbildung 6.10 aufgezeigt.

Die durch die Verdrehung der Verbindung wie auch durch die lokalen Verformungen der Kopfplatte herrührende Zusatzbiegung in der Schraube wird im Modell vernachlässigt. Eine Beeinflussung, wenn auch begrenzt, kann aufgrund der eigenen Versuche vermutet werden (vgl. Abschnitt 5.323), wohingegen die spezifischen Versuche dazu eine solche erst bei deutlich grösseren Rotationen nachweist (vgl. Abschnitt 5.325). Vor dem Hintergrund der Vereinfachung wie auch dem Fehlen der Detailkenntnisse dazu, ist die modellmässige Nichtbeachtung vertretbar: Zum einen ist das Mass der möglichen Einflussnahme der Biegung auf die Längung der Schraube bei den erreichten Drehwinkeln der Verbindungen begrenzt und zum anderen decken weitere, im folgenden erläuterte Modellannahmen derartige Unwägbarkeiten weitgehend ab.



$$\delta_{\text{Schraube,u}} = \delta_{\text{Kopf,u}} + \delta_{\text{Schaft,u}} + \delta_{\text{Gewindeauslauf,u}} + \delta_{\text{Gewinde,u}} + \delta_{\text{Mutterübergang,u}}$$

wobei sich die einzelnen Anteile wie folgt bestimmen lassen:

- Längung Schraubenkopf: $\delta_{\text{Kopf,u}} = \frac{F_u \cdot 0.4 \cdot d}{E \cdot A_{\text{Schaft}}}$

- Längung Schaft: $\delta_{\text{Schaft,u}} = \frac{F_u \cdot \ell_{\text{Schaft}}}{E \cdot A_{\text{Schaft}}}$

- Längung Gewindeauslauf: $\delta_{\text{Gewindeauslauf,u}} = \frac{F_u \cdot \ell_{\text{Gewindeauslauf}}}{E \cdot 1/2 \cdot (A_{\text{Schaft}} + A_{\text{Kern}})}$

$\ell_{\text{Gewindeauslauf}} = \text{minimale Länge nach DIN ISO 898}$

M12 → 2.5 mm

M16 → 2.5 mm

M20 → 3.5 mm

M24 → 4 mm

M27 → 4 mm

- Längung Gewinde: Schraube FK 8.8:

$$\delta_{\text{Gewinde,u}} = \frac{0.8 \cdot F_u \cdot \ell_{\text{Gewinde}}}{E \cdot A_{\text{Kern}}} + \frac{0.2 \cdot F_u \cdot \ell_{\text{Gewinde}}}{0.021 \cdot E \cdot A_{\text{Kern}}}$$

Schraube FK 10.9:

$$\delta_{\text{Gewinde,u}} = \frac{0.9 \cdot F_u \cdot \ell_{\text{Gewinde}}}{E \cdot A_{\text{Kern}}} + \frac{0.1 \cdot F_u \cdot \ell_{\text{Gewinde}}}{0.013 \cdot E \cdot A_{\text{Kern}}}$$

- Längung Mutterübergang: Schraube FK 8.8:
($\ell_{\text{Mutter}} = \text{Mutterhöhe}$)

$$\delta_{\text{Mutterübergang,u}} = \frac{0.48 \cdot F_u \cdot \ell_{\text{Mutter}}}{E \cdot A_{\text{Kern}}} + \frac{0.12 \cdot F_u \cdot \ell_{\text{Mutter}}}{0.021 \cdot E \cdot A_{\text{Kern}}}$$

Schraube FK 10.9:

$$\delta_{\text{Mutterübergang,u}} = \frac{0.54 \cdot F_u \cdot \ell_{\text{Mutter}}}{E \cdot A_{\text{Kern}}} + \frac{0.06 \cdot F_u \cdot \ell_{\text{Mutter}}}{0.013 \cdot E \cdot A_{\text{Kern}}}$$

Abb. 6.10: Modell zur Bestimmung der Schraubenlänge beim Erreichen des Bruchwiderstandes der Schraube unter der Maximallast F_u mit den einzelnen relevanten Verformungsanteilen

6.242 Die Schraubenkraft im Modell

Die zur Bestimmung der massgebenden Schraubenlängung erforderliche Schraubenkraft ist faktisch unbekannt. Der Umstand allerdings, dass die interessierende Schraube letztlich durch ihren Bruch das Versagen der Verbindung verursacht, lässt ersatzweise die Annahme zu, wonach die gefragte Schraubenkraft dem Tragwiderstand der auf Zug beanspruchten Schraube entspricht. Für deren Bestimmung liegen die Vorgaben der einschlägigen Regelwerke auf der Hand, wonach sich die Mindestbruchkraft der Schraube F_u über den Spannungsquerschnitt der Schraube und die Zugfestigkeit rechnet.

Schraube	Schraubenkraft F_u Geforderte Mindestbruchkraft				
	M12	M16	M20	M24	M27
FK 8.8 ¹	67 kN	125 kN	203 kN	293 kN	381 kN
FK 10.9 ²	88 kN	163 kN	255 kN	367 kN	477 kN

- ¹ geforderte Mindestzugfestigkeit bei der FK 8.8: $d \leq M16$ 800 N/mm²
 $d > M16$ 830 N/mm²
- ² geforderte Mindestzugfestigkeit bei der FK 10.9: 1040 N/mm²

Tab. 6.01: Rechnerische Schraubenkraft F_u zur Bestimmung der maximalen Längung der Schraube definiert als theoretischer Zug-Tragwiderstand der Schraube basierend auf der geforderten Mindestzugfestigkeit der Schraube

Als Zugfestigkeit wird abweichend zu den Konstruktionsnormen der von der massgebenden Schrauben-Produktenorm DIN ISO 898 [6.31] effektiv geforderte Mindestwert der Zugfestigkeit vorgeschlagen (vgl. Tab. 6.01). Obschon sich die Schraubenproduzenten nach dieser Norm richten und auch die einschlägigen Konstruktionsnormen sich mehrheitlich darauf abstützen, verlangen letztere weiterhin in ihren entsprechenden Vorgaben die althergebrachten, rund 4% tieferen Nominalwerte, welche sich am vereinfachten Bezeichnungssystem orientieren (vgl. Abschnitt 3.31). Die Ausrichtung auf die tatsächlich geforderte Mindestfestigkeit erscheint im Gegensatz dazu aus bemessungstechnischer Sicht naheliegender und konsequenter.

6.243 Möglichkeit zur Aktivierung der Schrauben im Druckbereich

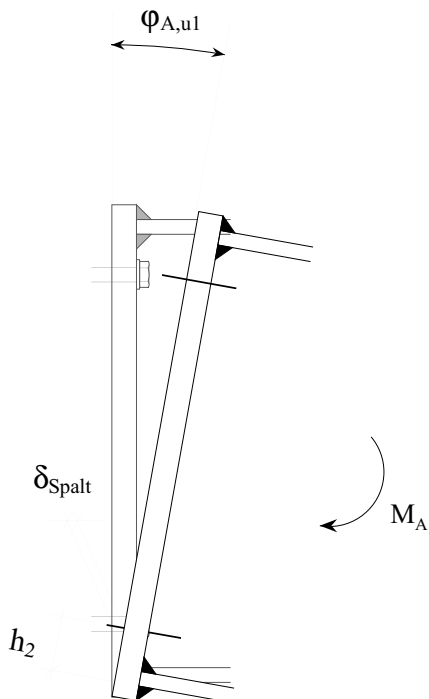
Falls die Schraube verformungsgesteuert belastet und zudem ein Gewindeabstreifen verhindert wird, geschieht der eigentliche Trennbruch bekanntlich nicht beim Erreichen der Maximallast F_u , sondern erst nach weiterer Verformungszunahme unter abnehmender Last beim Trennbruch F_b (vgl. Abschnitt 3.432). Eine eigentliche "überplastische" Verformungsreserve $\delta_{\text{üpl}}$ besteht in diesem Fall tatsächlich, welche in ihrem Ausmass von der Schraubenform und der Festigkeitsklasse abhängt. Besonders charakteristisch und ausgeprägt ist dieser Bereich bei den ansonsten schon verformungsgünstigen, schaftlosen Schrauben. Verantwortlich dafür ist der eigentliche Einschnürungsbereich der Schraube, der eben bei der schaftlosen Schraube deutlicher ausfällt als bei der Schraube mit Schaft. Dieser Einschnürungsbereich ist in diesem Beanspruchungszustand quantitativ gesehen der alleinige Verformungslieferant, was auch die auffallende Unabhängigkeit dieses Verformungsmasses von der Schraubenlänge und dem Schraubendurchmesser erklärt. Aufgrund dieser Beobachtungen und weiterer Vergleiche entstanden schliesslich die in Abschnitt 3.438 formulierten Festwerte für diese "überplastischen" Verformungen, auf die später Bezug genommen werden wird.

Grundsätzlich stellt sich die Frage, inwiefern diese "überplastischen" Reserven einen Einfluss auf das Verhalten der Stirnplattenverbindung ausüben? Es zeigt sich, dass diese Anteile sowohl das Verformungsvermögen als auch den Tragwiderstand der Verbindung merklich beeinflussen

können. Zunächst kann die geschraubte Stirnplattenverbindung bei höherem Beanspruchungsniveau Rotationen erfahren, die zu einem Klaffen der Verbindungsfuge und zu einer Mitbeteiligung der im eigentlichen Druckbereich der Verbindung liegenden Schrauben am weiteren Aufbau bzw. an der Erhaltung des Anschlussmomentes führen.

Die Aktivierung der "unteren" Schrauben hängt im Grundsatz von zwei Kriterien ab. Logischerweise muss als erstes die Kopfplatte über eine ausreichende Steifigkeit verfügen, ansonsten sich die Platte durch Verformungen einer Mitwirkung der Kräfte im Druckbereich entzieht. Da die "unteren" und "oberen" Schrauben zum jeweiligen Trägerflansch die gleichen Randabstände aufweisen, herrschen auf beiden Seiten an sich gleiche Steifigkeitsverhältnisse, womit die primären Abklärungen zum Verformungsverhalten der Kopfplatte im Zugbereich, wie sie im nachfolgenden Abschnitt 6.23 aufgezeigt werden, gleichermassen auch Auskunft über eine mögliche Mitwirkung der untenliegenden Schrauben abgeben. Das zweite Kriterium wird die Grösse der Rotation selber sein. Damit die im Druckbereich liegende Schraube wirklich Kräfte übernimmt, muss die Verbindung in diesem Bereich zunächst eine minimale Rotation aufweisen, die gewissermassen eine dem Schlupf vergleichbare Angleichung bewirkt, um die Schraube zu aktivieren.

Die Frage, ob die unten liegenden Schrauben zur Nutzung des überplastischen Verformungsanteils der Schrauben im Zugbereich aktiviert werden können oder nicht, wird im Modell mittels einer vereinfachten Abschätzung abgeklärt. Das Kriterium hierfür orientiert sich am Vergleich der rechnerisch ermittelten Spaltöffnung $\delta_{Spalt,h2}$ an dieser Stelle mit einer minimalen Schraubenlängung $\delta_{Schraube,y}$, welche als der zweifache Wert bei Erreichen der Streckgrenze festgelegt ist. Das heisst, falls die Spaltöffnung grösser ist als die zweifache Längung bei der Streckgrenze der betroffenen Schrauben, so wirken die im Druckbereich liegenden Schrauben mit, andernfalls nicht (vgl. Abb. 6.11). Die auf den ersten Blick möglicherweise restriktiv erscheinende Abgrenzung relativiert sich beim Vergleich der absoluten Grössen, die gegenüber den allemal bestehenden, von den Gesamtabmessungen abhängigen Imperfektionen sehr klein sind. Ausserdem rechtfertigt die von der Abgrenzung abhängig gemachte Nutzung überplastischer Reserven zur Bestimmung der Verformungsfähigkeit eine angemessene Zurückhaltung.



Mitwirkung der im Biegedruckbereich liegenden Schrauben, falls folgende Bedingung erfüllt ist:

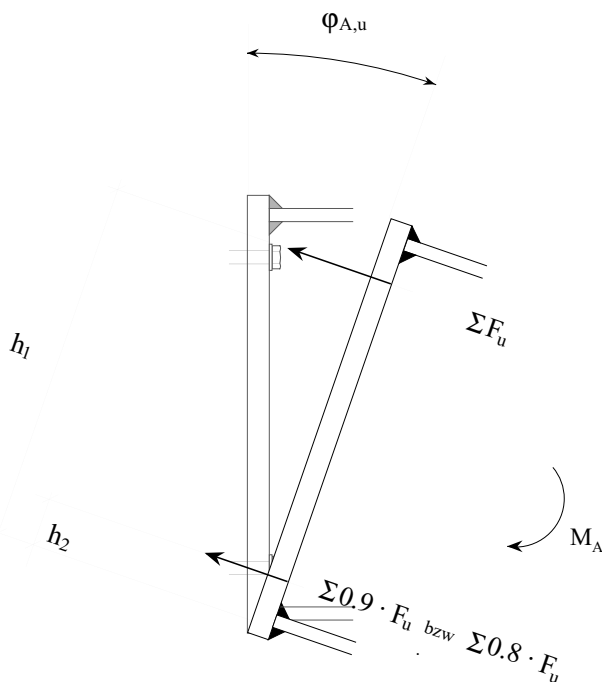
$$\delta_{Spalt,h2} > 2 \cdot \delta_{Schraube,y} \quad \text{bei} \quad \begin{array}{l} 0.8 \cdot F_u \text{ (FK 8.8)} \\ \text{bzw.} \\ 0.9 \cdot F_u \text{ (FK 10.9)} \end{array}$$

mit:

- $\delta_{Spalt,h2} = \varphi_{A,u1} \cdot h_2$
- $\varphi_{A,u1}$: Verdrehung der Verbindung bei Erreichen der Mindestbruchkraft F_u der Schraube
- $\delta_{Schraube,y}$: elastische Längung der zugbeanspruchten Schraube bei Erreichen der Streckgrenze

Abb. 6.11:
Kriterium zur Bestimmung der Mitwirkung der im Druckbereich liegenden Schrauben

Wie sich zudem im Vergleich der Ergebnisse zeigen wird (vgl. nachfolgende Abschnitte 6.262 und 6.264), eignet sich diese einfache "Richtschnur" nicht nur für die Abklärung der massgebenden Verformungsanteile, sondern auch zur Entscheidung bezüglich der Mithilfe der unteren Schrauben zum Aufbau und Erhalt des Tragwiderstandes der Verbindung. Die Überlegungen decken sich dem Grundsatz nach ebenfalls mit den bereits beobachteten Unterschieden im Tragverhalten, wonach der Tragwiderstand bei Verbindungen mit verformungsfähigeren Schrauben zweifelsfrei durch die Aktivierung der im Druckbereich liegenden Schrauben vorteilhaft beeinflusst wird. In diesem Fall setzt sich der Tragwiderstand der Verbindung $M_{A,u}$ nach Modell rechnerisch aus dem Moment der im Zugbereich und zusätzlich der im Druckbereich befindlichen Schrauben multipliziert mit dem jeweiligen Hebelarm h_1 bzw. h_2 zusammen (vgl. Abbildung 6.12). Als zugehörige Schraubenkräfte wird für den eigentlichen Zugbereich der Tragwiderstand der Schraube in Form der oben definierten Mindestbruchkraft F_u und für die im Druckbereich befindlichen Schrauben sinngemäss die der theoretischen Streckgrenze entsprechende Kraft, $0.9 \cdot F_u$ bei FK 10.9 bzw. $0.8 \cdot F_u$ bei FK 8.8, eingerechnet. Der Anteil der untenliegenden Schrauben am Gesamttragwiderstand der Verbindung nimmt folglich mit abnehmendem Verhältnis h_1/h_2 , d.h. mit kleiner werdender Trägerhöhe zu, was sich auch in den Ergebnissen der Versuche widerspiegelt.



Tragwiderstand bei der Bestückung mit Schrauben der FK 10.9:

$$M_{A,u} = \sum F_u \cdot h_1 + \sum 0.9 \cdot F_u \cdot h_2$$

Tragwiderstand bei der Bestückung mit Schrauben der FK 8.8:

$$M_{A,u} = \sum F_u \cdot h_1 + \sum 0.8 \cdot F_u \cdot h_2$$

Abb. 6.12:
Bestimmung des Tragwiderstandes der Verbindung $M_{A,u}$ im Fall der zusätzlichen Mitwirkung der im Druckbereich liegenden Schrauben

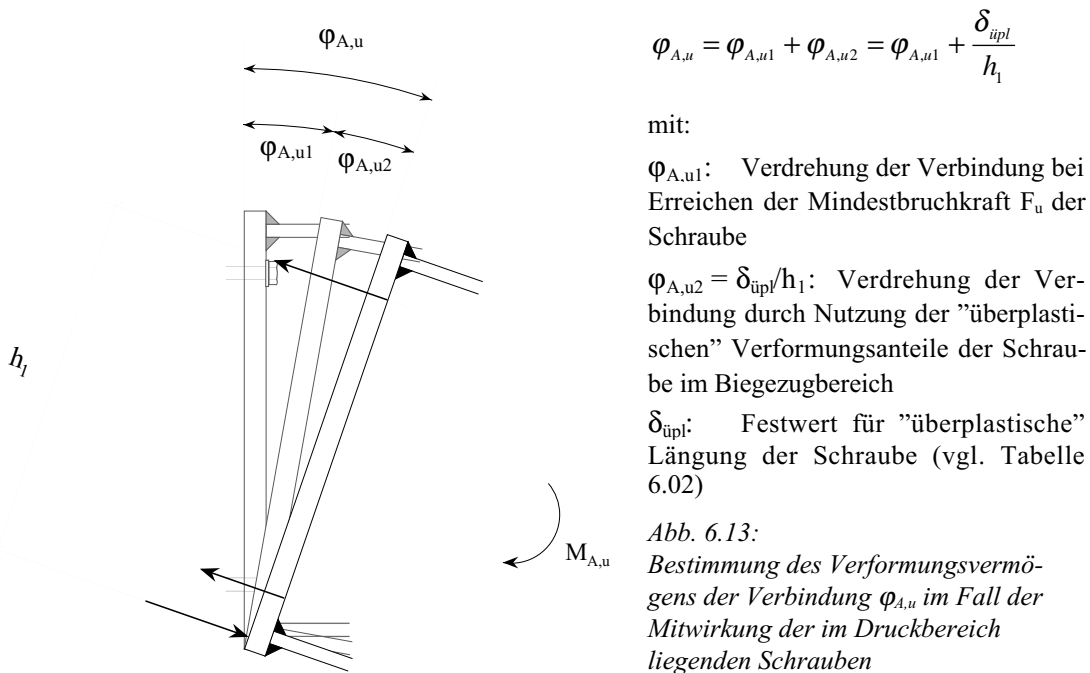
Indem sich die unteren Schrauben bei Überschreiten einer gewissen Verdrehung der Verbindung an der Momentenaufnahme beteiligen, entsteht im Grunde genommen mit den beiden auf verschiedener Höhe (h_1 bzw. h_2) liegenden Schraubenkräften und der Gegenkraft am Drehpol, intern ein statisch einfach unbestimmtes System. Das Dehnungs- bzw. Verdrehungsbild der Verbindung veranschaulicht die Sachlage, wonach beim Überschreiten des Tragwiderstandes der oberen Schrauben, das Versagen der Verbindung durch das Mitwirken der unteren Schrauben hingehalten wird. Diese Schrauben bewirken letztlich auf diesem Beanspruchungsniveau im eigentlichen Sinne eine verformungsgesteuerte Lastaufbringung der oberen Schrauben, womit sich deren "überplastische" Verformungsreserven im Grunde genommen gleichermassen aktivieren und nutzen lassen.

Festigkeits- klasse	Schraubenform	Schraubentyp	$\delta_{\text{üpl}}$ Festwert "überplastische" Längung der Schraube für Modell
10.9	Schraube mit Schaft	DIN 6914 (HV-Schraube) DIN 931	0.5 mm (1 mm) ^a
	Schraube ohne Schaft	"HVN" (DIN 6914) DIN 933	1.5 mm
8.8	Schraube mit Schaft	DIN 931	1 mm (2 mm) ^a
	Schraube ohne Schaft	DIN 933	2.5 mm

^a Falls die freie Gewindelänge $\geq 1 \times d$ (d: Schraubendurchmesser)

Tab. 6.02: Festwerte für die Berücksichtigung der "überplastischen" Verformungsanteile im Modell im Fall der Aktivierung der im Druckbereich befindlichen Schrauben

Die derartige Nutzung der "überplastischen" Verformungsanteile $\delta_{\text{üpl}}$ der Schraube bewirkt letztlich ein nicht zu übersehender Anstieg des Verformungsvermögens $\varphi_{A,u2}$ der Verbindung. Für deren Berücksichtigung im Modell werden auf die in Abschnitt 3.438 angestellten Abklärungen und gemachten globalen Festwerte (vgl. Tabelle 3.11 und Abb. 6.13) abgestellt. Im Bewusstsein um die Schwierigkeiten einer klaren Abgrenzung und im Sinne einer konservativen Auslegung sind die im Modell einzubeziehenden Festwerte der "überplastischen" Längungsanteile der Schraube auf die Hälfte der in Abschnitt 3.438 festgelegten Werte reduziert (vgl. Tab. 6.02).



Die Aktivierung der auf der Biegedruckseite angeordneten Schrauben stellt somit gesamthaft gesehen ein Gewinn, sowohl für das Verformungsvermögen wie auch für den Tragwiderstand der Verbindung, dar. Dies setzt jedoch Schrauben mit einem entsprechenden Verformungsvermögen voraus, welches in der Regel durch Schrauben ohne Schaft gewährleistet werden kann.

6.25 Das Modell der Kopfplatte

Die Kopfplatte der Verbindung ist neben der Schraube der zweite mögliche Hauptlieferant von Verformungsanteilen, welche die Rotation der Verbindung entscheidend beeinflussen können. Zur Ermittlung der Verformungsfähigkeit der Verbindung interessiert nach dem vorliegenden Konzept primär die Verformung der Platte beim Erreichen des Tragwiderstandes der Verbindung.

Wie der Name selber sagt, handelt es sich bei der Kopfplatte auch statisch grundsätzlich um eine Platte, welche das Gegenstück der Schrauben im Biegezugbereich bildet und folglich auch durch diese Schraubenkräfte belastet wird. Aufgrund der elementaren, statischen Beziehungen hängt ihr Verformungsverhalten im wesentlichen von folgenden Grössen ab:

- statische Grundform und Lagerung der Platte (bündige oder überstehende Kopfplatte)
- Geometrie der Platte (Geometrie des anzuschliessenden Trägers und Plattendicke)
- Plattenmaterial (mechanisches Materialverhalten unter mehrachsiger Beanspruchung)
- Ort und Grösse der angreifenden Einwirkung (Lage der Schraube und Höhe der Schraubenkraft)

Die Einflussgrössen machen den direkten, unlösbaren Zusammenhang zwischen der Verformung der Platte und ihrem Tragverhalten deutlich, was nichts anderes heisst, als dass jegliche adäquate Ermittlung von entsprechenden Deformationen letztlich an die grundlegenden statischen Beziehungen zum Tragwiderstand der Platte selber gebunden ist. Das Ziel der nachfolgenden Überlegungen ist, die an sich komplexen Zusammenhänge zu bewerten und soweit zusammenzufassen und zu vereinfachen, dass daraus ein Tragmodell für die Kopfplatte resultiert, welches für sich erlaubt, die massgebende Verformung der Platte δ_{platte} verlässlich abzuschätzen und zu beurteilen.

6.251 Vorgaben zum Modell

Obschon das Modell auf grundsätzlichen Überlegungen aufbaut und folglich allgemeinen Charakter hat, schränkt es sich insofern ein, als es sich an etablierten, baupraktischen Gepflogenheiten orientiert. Die betrifft vor allem die konstruktive Konzeption der Verbindungsausbildung. Die Grundlage bildet die geschraubte Stirnplattenverbindung mit bündiger oder überstehender Kopfplatte, mit zwei oder vier Schraubenreihen. Die Schrauben sind jeweils nur "einzeilig" und mit Mindestabstand zum Flansch des anzuschliessenden Trägers angeordnet. Im Biegedruckbereich übersteht die Kopfplatte zur Aufnahme der Kehlnaht für den Druckflanschanschluss nur um ein geringes Mass (in der Regel $u = 10 \text{ mm}$), womit auch die im Druckbereich liegenden Schrauben nur auf der Innenseite des Trägerprofils angeordnet sind.

Ein weiterer Ausgangspunkt bildet die Tatsache, dass bei den vorliegenden Geometrien das effektive Versagen der Verbindung durch den Bruch der betreffenden Schrauben erfolgt. Der eigentliche Tragwiderstand bzw. Bruch der Kopfplatte oder der Anschlussnähte wird somit nie erreicht.

Ausserdem kann zum Verformungsverhalten der Kopfplatte eine Aussage gemacht werden, welche das weitere Vorgehen entscheidend vereinfacht. Aufgrund der statischen Gegebenheiten wird die für die Verdrehung der Verbindung ausschlaggebende Verformung der Kopfplatte stets auf der Höhe der massgebenden Schraubenzeile bzw. am Ort der entsprechenden Schraube auftreten, was sich im Modell schliesslich auch dadurch ausdrückt, dass diese Plattenverformung

δ_{Platte} zur maximalen Schraubenlänge $\delta_{\text{Schraube,u}}$ zuaddiert wird (vgl. vorangehender Abschnitt 6.23 und Abb. 6.08).

Grundsätzlich setzt sich die Verformung der Kopfplatte aus elastischen und plastischen Anteilen zusammen. Durch die konzeptionelle Vorgabe des minimalen Abstandes der Schrauben zum Flansch, erfolgt die Abtragung der Schraubenkraft der Platte praktisch alleinig direkt über die kurze Distanz zum Flansch hin. Solange die Verformungen elastisch bleiben, sind sie dementsprechend auch sehr klein. Die auf dem Balkenmodell von Thomson und Agerskov [6.32] beruhenden Untersuchungen zum Verformungsverhalten bündiger Kopfplatten von Gebbeken et al. [6.34] (Geometrievorgaben nach DASt-Ringbuch [6.33]) sowie eigene Vergleichsberechnungen mit einem Plattenprogramm zeigen, dass die elastischen Deformationen der Platte mit durchschnittlich nur 1 bis 2% der Schraubenlänge effektiv sehr klein sind. Für die Bestimmung der Verformung der Kopfplatte werden daher im Modell nur eventuelle plastische Anteile berücksichtigt und die elastischen dagegen vernachlässigt.

6.252 Grundsätzliches zum Vorgehen zur statischen Nachbildung der Kopfplatte

Die strukturellen Merkmale der Kopfplatte, wie die zweidimensionale Abtragung der Belastung, die senkrecht zur Tragwerksebene angreifende Belastung durch die Schraubenkräfte wie auch die im Vergleich zu den übrigen Abmessungen geringe Plattenstärke, definiert sie auch dem statischem Verständnis nach effektiv als Platte. Das anzuschliessende Trägerprofil kann dabei als ihr eigentliches Lager angesehen werden.

Für die statische Untersuchung lässt sich die zur Mittelachse bestehende Symmetrie der Verbindung nutzen und dementsprechend weiter nur die eine Hälfte betrachten. Im Grundsatz handelt es sich bei dieser Kopfplattenhälfte um eine dreiseitig gelagerte Platte, welche bei der überstehenden Ausführung zusätzlich noch auf einer Kurzseite auskragt. Sie wird durch eine oder zwei Einzellasten in Form der Schraubenkräfte belastet. Die randnahe Stellung dieser Lasten ist ein charakteristisches Merkmal der Kopfplatte, welches auch einen nachhaltigen Einfluss auf deren Verhalten ausübt. Aufgrund der Steifigkeitsverhältnisse erfolgt die Lastabtragung fast vollständig unmittelbar über diese kurze Distanz zum nächsten Auflager hin. Folglich handelt es sich beim statischen System im Grunde genommen um eine Platte, die an zwei benachbarten Rändern gelagert und durch eine oder zwei Einzellasten beansprucht ist.

Unabhängig davon stellt sich zunächst grundsätzlich die Frage, wie das statische Verhalten der Platte formuliert werden kann, um zu einer zuverlässigen Aussage zu den Verformungen zu gelangen. Die getroffene Annahme, dass die elastischen Verformungen aufgrund ihrer Unerheblichkeit nicht zu berücksichtigen sind und daher nur plastische Anteile interessieren, macht es möglich zur Beurteilung des Plattenverhaltens der Grundgedanke der Fliessgelenktheorie zu nutzen. In der Anwendung kommt dabei der Lagerung der Platte, der Erfassung des Materialverhaltens wie auch der Ausbildung des Fliessgelenks bzw. der Bestimmung der Fliesszone, eine eigentümliche und signifikante Bedeutung zu. Die Festlegung dieser als eigentliche Randbedingungen zu bezeichnenden Grössen wird in den nachfolgenden Abschnitten im einzelnen erörtert und festgelegt.

6.253 Die Fliessgelenktheorie bei der Kopfplatte

Die Anwendung der Fliessgelenklehre ist bei den plattenförmigen Bauteilen unter dem Begriff der Bruchlinientheorie wohl am meisten als Berechnungsmethode von Stahlbetonplatten bekannt. Aufbauend auf dem Gedanken der kinematischen Methode wird davon ausgegangen, dass sich in den grenzbeanspruchten Querschnitten "Bruch"- oder "Fließgelenke" ausbilden, durch welche die statische Unbestimmtheit schrittweise - bis hin zum kinematisch labilen

Grenzzustand der Platte - abgebaut wird. Die zwischen den Fliessgelenklinien liegenden Plattenteile werden dabei als praktisch eben bleibende Plattenteile betrachtet. Indem das aufnehmbare Biegemoment der einzelnen Fliessgelenklinien als der entsprechende Biege­widerstand der Platte bekannt ist, kann durch das Gleichsetzen der Arbeit der inneren Kräfte (Arbeit der Biegemomente im Bruchzustand) mit der Arbeit der äusseren Kräfte (Arbeit der Bruchlast, d.h. der zum Bruch führenden Belastung) schliesslich der zugehörige Gesamttragwiderstand der Platte rechnerisch ermittelt werden.

Diese Methode bietet generell die Möglichkeit in einfacher Art Platten mit unterschiedlichster Lagerung und Belastung zu untersuchen. Einzige Schwierigkeit verursacht im allgemeinen die eindeutige Bestimmung des Bruchbildes, welches dem Versagenszustand zugrunde zu legen ist. Das heisst, genau jene Fliesslinienkonstellation zu finden, welche den kleinsten Tragwiderstand ergibt.

Die vorliegende Situation der Kopfplatte, bei welcher die Kraftabtragung auf einen engen Bereich konzentriert ist und die Möglichkeiten des Bruchgeschehen begrenzt sind, mildert diese Problematik. Dazu trägt auch die gegenüber dem Stahlbeton klarere Situation der Materialkomponente bei, wo dem inhomogenen Beton mit den verschiedenen Bewehrungsgraden der Stahl als quasi homogenes Material gegenübersteht. Gleichwohl muss man sich stets bewusst sein, dass die Fliesslinientheorie, mit all den getroffenen Vereinfachungen und Annahmen, im mathematischen Sinne keine eindeutigen Lösungen liefert, sondern tatsächlich letztlich alleinig ein Verfahren zur Abschätzung des Verhaltens bleibt.

Im Zusammenhang mit der Kopfplatte wurde die Fliesslinientheorie zunächst vorwiegend zur Verständnisbildung und Visualisierung des Versagensverhaltens genutzt. So bediente sich Zoetemeijer [6.24] als einer der ersten in seiner Grundlagenarbeit ihrer und bestimmte den Tragwiderstand des durch eine geschraubte Stirnplattenverbindung beanspruchten Stützenflansches mittels der entsprechenden Untersuchung verschiedener möglicher Bruchformen. Auf diesem Gedanken aufbauend schlugen Horne und Morris [6.35] ein Fliesslinienbild für Kopfplatten vor (vgl. Abbildung 6.14). Im Zusammenhang mit der Erarbeitung der Grundlagen für den Eurocode 3 schlug Bijlaard et al. [6.36] eine verfeinerte Fliesslinienkonfiguration für die Kopfplatte vor (vgl. Abbildung 6.15), welche nur zur Veranschaulichung des Verhaltens der Platte im Versagenszustand und der Erklärung der Vereinfachung zum T-Stummel-Modell dient, hingegen eine weitergehende Nutzung zur Ermittlung des Tragwiderstandes oder der Verformungen nicht vornimmt.

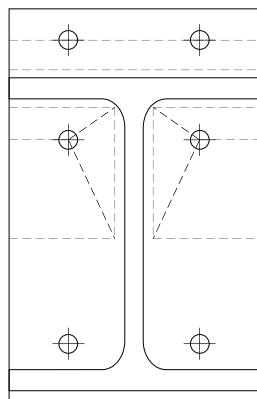


Abb. 6.14:
Fliesslinien der Kopfplatte nach Horne und Morris [6.35]

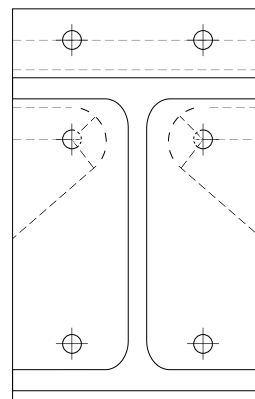


Abb. 6.15:
Fliesslinienkonfiguration zur Veranschaulichung des Verhaltens der Kopfplatte beim Versagen nach Bijlaard et al. [6.36]

Im Unterschied dazu verwendet das im nachfolgenden vorgeschlagene Modell die Fliesslinientheorie nicht nur zur Visualisierung der Bruchform, sondern auch zur praktischen Bestimmung der plastischen Verformungen wie auch zur Ermittlung des Tragwiderstandes der Kopfplatte. Vor der eigentlichen Erörterung der möglichen Ausbildung und Lage der Fliesslinien ist daher verständlicherweise zunächst die Auslegung und Erläuterung der Randbedingungen, nämlich

- der Lagerung der Kopfplatte
- der Ausbildung des Fliessgelenks
- das Materialgesetz

von Bedeutung, da sie das Ergebnis letztlich entscheidend beeinflussen. Im Nachfolgenden werden die einzelnen Grössen im Detail aufgezeigt und erörtert.

6.254 Lagerung der Kopfplatte

Unabhängig der Vorgehensweise zur Bestimmung der Verformung der Kopfplatte lassen sich die für das Verformungsverhalten entscheidenden Einflussgrössen aufgrund elementarer statischer Zusammenhänge herauslösen. Neben den klar vorgegeben Grössen, wie die der Kopfplattendicke und der Spannweiten- und Belastungsverhältnisse, interessiert dabei vor allem das statische System bzw. die Lagerungsverhältnisse der Kopfplatte, da sich diese nicht mit gleicher Prägnanz wie die eben erwähnten geometrischen Fixgrössen qualifizieren lassen.

Der konstruktive Grundgedanke der Stirnplattenverbindung besteht darin, dem Biegemoment bzw. den gleichmässig verteilten Biegebeanspruchungen des anzuschliessenden Trägers zum einen die im Biegezugbereich angeordneten Schrauben und zum anderen eine Druckkontaktfläche für den Biegedruckbereich entgegenzustellen. Die "Übersetzung" dieser Kräfte bewerkstelligt die Kopfplatte. Dahingehend bildet das anzuschliessende Trägerprofil mit den beiden Flanschen und dem Steg die Auflage für die Kopfplatte, was für die betrachtete Kopfplattenhälfte, wie vorangehend erwähnt, statisch dem Grundfall der dreiseitig gelagerten Platte entspricht. Im für die Verformung relevanten Biegezugbereich handelt es sich zunächst grundlegend um eine Platte, die an zwei benachbarten Rändern gelagert und durch eine oder zwei Einzellasten beansprucht ist. Die weitergehende Frage stellt sich, welche statische bzw. verformungsrelevante Eigenschaften diese Lager aufweisen.

Unabhängig weiterer Massnahmen kann als erstes die Lagerung beim Steg aufgrund der Symmetrie und der Durchlaufwirkung als Einspannung qualifiziert werden. Aus gleicher Überlegung gilt Ähnliches in erster Näherung für das entsprechende Flanschlager bei der überstehenden Kopfplatte. Falls die Kopfplatte nicht übersteht, wie dies bei der bündigen Ausbildungsform und auch generell auf der gegenüberliegenden Seite, im Biegedruckbereich der Fall ist, stellt sich nunmehr die Frage nach deren Auflagerverhältnissen beim Flansch.

Indem die Kopfplatte durch umgehende Kehlnähte mit dem Trägerprofil verbunden ist, liegt die Platte selber zunächst grundsätzlich nicht frei drehbar auf. Durch die beidseitig dem Flansch angeordneten Schweissnähte entsteht prinzipiell eine Einspannung zum Flansch. Deren Wirkung bzw. Effizienz hinsichtlich der Verdrehung ist über die Flanscbreite jedoch ungleich. Auf der Flanschaussenseite hält sich einer Verdrehung praktisch allein die Längsbiegesteifigkeit des Flansches dagegen, welche allerdings mit zunehmender Nähe gegen den Steg hin durch die Scheibenwirkung des Steges markant ansteigt. Mit andern Worten, man kann davon ausgehen, dass eine Verdrehung der Kopfplatte in der Flanschmitte ausgeschlossen ist, wogegen die Einspannsteifigkeit der Kopfplatte gegen den Flanschrand hin abnimmt.

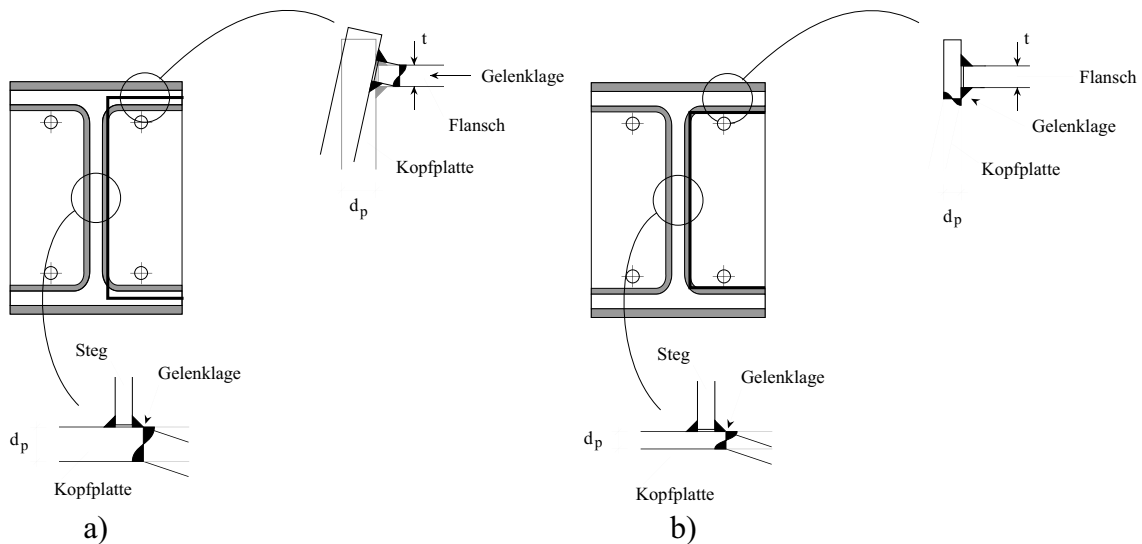


Abb. 6.16: Lagerungsverhältnisse der Kopfplatte: Modellannahme zur Lagerung der Kopfplatte sowie der Lage der Fließgelenke bei der Ausführung mit bündiger Kopfplatte
 a) $d_p > t$: Kopfplatte dicker als Trägerflansch
 b) $d_p < t$: Kopfplatte dünner als Trägerflansch

Im Modell werden diese Steifigkeitsunterschiede bei der Flanschlagerung zunächst in erster Näherung vereinfacht und durch eine über die ganze Flanscbreite gleichmässige Einspannung ersetzt. Bezüglich der Einspannung und der ausschlaggebenden, anrechenbaren Einspannmomente selbst wird aufgrund dessen allerdings zwischen zwei Ausbildungen unterschieden. Im Regelfall, wo die Kopfplatte bei der bündigen Form dicker ist als der Flansch des anzuschliessenden Profils, wird das Einspannmoment der Platte durch das plastische Moment des Flanschquerschnittes begrenzt (vgl. Abbildung 6.16a). Damit wird die begünstigende Wirkung des Steges vorerst ignoriert. Indem jedoch parallel dazu die gleichzeitig im Flansch wirkende Zugkraft für die Bestimmung des plastischen Moments ausser acht gelassen wird, lässt sich die anfängliche Unterschätzung mildern und relativieren. Im zweiten Fall, bei welchem die Kopfplatte dünner ist als die Flanschdicke, wird von einer vollen Einspannung ausgegangen, die durch das plastische Moment der Kopfplatte selber limitiert ist (vgl. Abbildung 6.16b).

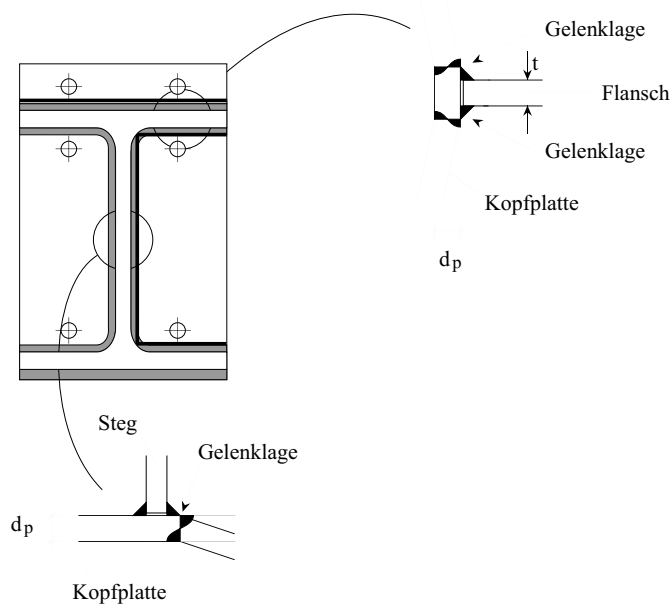


Abb. 6.17: Lagerungsverhältnisse der Kopfplatte: Modellannahme zur Lagerung der Kopfplatte sowie der Lage der Fließgelenke bei der Ausführung mit überstehender Kopfplatte

Bei der überstehenden Kopfplatte, deren Dicke in der Regel in der Grössenordnung jener des Flansches liegt, kommt dem Flansch bezüglich der Einspannsteifigkeit nicht die gleiche Bedeutung zu. Der Flansch hat allenfalls einzig Differenzmomente aus ungleicher Beanspruchung aufzunehmen. Aufgrund der geometrischen Gegebenheiten und der möglichen Beanspruchungsverhältnisse werden diese jedoch nie eine entscheidende Grösse erreichen, weshalb stets die Kopfplatte selber massgebend bleiben wird (vgl. Abbildung 6.17).

Folglich ist damit auch grundsätzlich die Lage möglicher Fliessgelenke festgelegt, was schliesslich gleichzeitig die massgebenden Querschnitte der Einspannstellen der Kopfplatte definiert. Falls das plastische Moment der Kopfplatte die Einspannung bzw. den Tragwiderstand vorgibt, wird der an der entsprechenden Stelle minimale Querschnitt massgebend. Da im Lagerbereich die Anschlussnaht gleichzeitig auch den Querschnitt verstärkt, wird der unmittelbar der Schweissnaht folgende, "unverstärkte" Querschnitt der Kopfplatte mit der Dicke d_p entscheidend (vgl. Abb. 6.16b und Abb. 6.17). Einzig im Fall des Flanschauflagers der bündigen Kopfplatte, bei welchem das plastische Moment des Trägerflansches des anzuschliessenden Profils die Einspannung bzw. den Tragwiderstand der Kopfplatte bestimmt, verschiebt sich der Drehpunkt auf die Höhe der Flanschmitte. Mit der rechnerischen Vergrösserung des Hebelarms wird gleichzeitig indirekt auch der ungleichen und kleineren Einspannsteifigkeit der erwähnten Flanschlagerung Rechnung getragen (vgl. Abb. 6.16a).

6.255 Ausbildung des Fliessgelenks

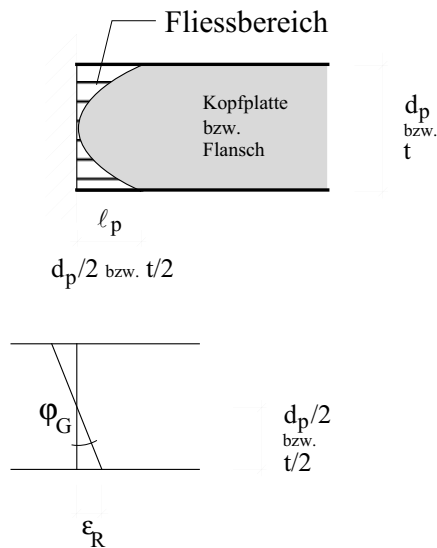
Die auf die Kopfplatte einwirkenden Schraubenkräfte werden im wesentlichen durch Biegebeanspruchungen in der Platte abgetragen. Grundsätzlich treten dabei auch Normalkräfte auf. Da die Durchbiegungen jedoch insgesamt klein bleiben, sind auch die aus Membranwirkung möglichen Normalkräfte klein. Sie werden infolgedessen in den weiteren Überlegungen vernachlässigt. Die Fliesslinientheorie geht von der Dominanz der Biegung aus, wobei sich der Tragwiderstand der Platte durch die Ausbildung plastischer Fliessgelenklinien folglich auch an den Stellen grösster Biegebeanspruchung aufbaut. Mit der Annahme, dass das vollplastische Moment den Biegetragwiderstand des Plattenquerschnitt repräsentiert, lässt sich schliesslich der Tragwiderstand der Platte selbst ermitteln. Aufgrund dessen lässt sich allerdings noch keine Aussage zur Verformung machen. Hierzu sind nähere Vorstellungen zur Ausbildung und zum Verhalten des plastischen Gelenks erforderlich.

Beim plastischen Gelenk handelt es sich zunächst um eine Stelle lokaler Duktilität, d.h. genau genommen um eine Rotationsduktilität. Bei der lokalen Duktilität muss unterschieden werden zwischen dem plastifizierenden Bereich (Wirklichkeit) - der Fliesszone - längs dem variable plastische Verformungen entstehen, und dem plastischen Gelenk (Modell), in dem für Rechen- und Bemessungszwecke meist eine konstante Krümmung angenommen wird. Um die Verformungen erfassen zu können, reicht dies allerdings nicht aus, vielmehr muss versucht werden die Ausbreitung des Fliessgelenks bzw. die Fliesszone näher zu bestimmen.

Die Fliesszone selbst ist grundsätzlich geprägt durch die Steifigkeitsminderung infolge der Plastifizierung in Plattenlängsrichtung und speziell durch die Steifigkeitsminderung teilplastifizierter Bereiche über den Querschnitt. Ihre Erfassung kann über das Materialgesetz und die Ausbreitungslänge erfolgen, indem das Dehnverhalten des Materials definiert (vgl. nächster Abschnitt 6.256) und die Länge des plastifizierenden Bereichs ℓ_p festgelegt wird. Letztere hängt von mehreren Einflussgrössen ab. Die statische Konfiguration, welche die Ausdehnung des Fliessgelenks, besser gesagt der Fliesszone, über den Momentengradienten beeinflusst, wird wohl die entscheidendste davon sein. In den meisten Fällen, wo sich das Fliessgelenk im Bauteil ausbildet, liegt normalerweise auch eine beträchtliche Ausdehnung vor, wie z.B. beim einfachen Balken mit Einzellast. Bei der Kopfplatte freilich ist die Ausbreitung des Fliessgelenks

aufgrund der Belastungssituation und den beengten, geometrischen Verhältnissen lokal eingeschränkt, weshalb dessen Länge auch entsprechend klein sein wird.

In erster Linie muss man sich bewusst sein, dass eine Verformung (Rotation) prinzipiell eine vergleichsweise grosse Dehnung über eine bestimmte Länge erfordert. Welchen Einfluss vom Grundsatz her, aber auch aus qualitativer Sicht die statische Struktur bzw. die Beanspruchungssituation auf die Ausdehnung der Fliesszone und schliesslich auf das Verformungsverhalten ausübt, zeigen die Versuche am einfachen Biegebalken von Roik und Kuhlmann [6.37] in anschaulicher Art. Vorausgesetzt die Dehnung erreiche mindestens den Verfestigungsbereich, so ermöglicht die Einzellast in Spannweitenmitte eine breite Ausdehnung der Fliesszone, was vergleichsweise grosse Verformungen zur Folge hat. Im Fall mit zwei Einzellasten, welche sehr nahe am Auflager stehen, führt die geringe Ausdehnung des plastischen Bereichs, wie die Versuche von Roik und Kuhlmann zeigen, dagegen zu einem völlig anderen Verformungsverhalten: die Höchstlast steigt an und die Verformungen fallen deutlich geringer aus. Die Ergebnisse führen letztlich zum Grundsatz, wonach die Länge der plastischen Zone umso kleiner ist, je grösser der Momentengradient und damit die Schubbeanspruchung ist.



Länge der Fliesszone: $l_p = d_p/2$ bzw. $t/2$

Rotation des Fliessgelenks:

$$\varphi_G \approx \epsilon_R \cdot \frac{d_p}{2} \cdot \frac{1}{d_p/2} = \epsilon_R$$

Abb. 6.18:
Modellannahme zur Ausbildung und Ausdehnung der Fliessgelenkzone im Plattenquerschnitt

Bei der Kopfplatte, wo die Last (Schraubenkraft) sehr nahe an der Einspannstelle steht und das Biegemoment einen entsprechend hohen Gradienten aufweist, ist die Fliesszone relativ eng begrenzt, was grundsätzlich der Hypothese eines Fliessgelenks sehr nahe kommt, gleichzeitig damit aber auch die Verformungsfähigkeit reduziert wird. Um die grösste plastische Verformung im plastifizierenden Bereich durch eine entsprechende Krümmung einigermaßen erfassen zu können, muss die entsprechende Länge des plastischen Gelenks erheblich kürzer als die effektive Länge des plastifizierenden Bereichs angenommen werden. Damit kann die lokale Duktilität rechnerisch als mittlere Krümmungsduktilität im plastischen Gelenk angesetzt werden. Auf dieser Basis kann die Ausdehnung der Fliesszone nach Petersen [6.38] etwa zur Hälfte der Plattendicke abgeschätzt werden.

Diese Überlegungen bilden schliesslich auch in Abstimmung mit dem Materialgesetz die Grundlage für die Modellannahme. Die Ausbreitung der verformungsrelevanten Fliesszone wird somit als die Hälfte der Plattendicke bei der Einspannstelle festgelegt, womit sich schliesslich vereinfacht die Grösse des Rotationswinkels des Fliessgelenks φ_G gleich der Grösse der Randdehnung ϵ_R ausdrücken lässt (vgl. Abb. 6.18).

6.256 Materialgesetz

Mit der getroffenen Erfassung und Annahme der Fliesszonenausbreitung kann der Verformungseffekt der Fliesszone auf einen diskreten Querschnitt und damit berechnungstechnisch auf ein Fliessgelenk reduziert werden, womit allein dort modellmässig ein plastischer Zustand und in allen anderen Bereichen ein rein elastischer herrscht. Dies bietet den Vorteil, dass sich die Fliessgelenktheorie anwenden lässt und trotzdem der lokale Verzerrungszustand in einem Querschnitt, wo nach der Theorie ein Fliessgelenk angenommen wird, berechnet werden kann. Gleichzeitig lässt sich ausserdem überprüfen, ob die Duktilität des Materials tatsächlich ausreicht und somit die Berücksichtigung plastischer Effekte möglich wird. Zudem lassen sich die Auswirkungen teilplastischer bzw. "überplastischer", verfestigender Querschnittszustände sowohl auf das Systemverhalten als auch auf den lokalen Verzerrungszustand einfach quantifizieren.

Ein entscheidender Punkt bildet dabei die Erfassung und Wiedergabe des mechanischen Verhaltens der Platte. Vergegenwärtigt man sich die verschiedenen Grössen, die eine analytische Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens des hauptsächlich auf Biegung beanspruchten Kopfplattenmaterials beeinflussen, so werden einem die Schwierigkeiten einer zutreffenden, rechnerischen Wiedergabe bewusst. Als einzige Information stehen in der Regel die aus dem einfachen, standardisierten Zugversuch gewonnenen kennzeichnenden Werte zur Verfügung, nämlich die Fliess- und die Bruchgrenze und eventuell die zugehörigen Dehnmasse. In Wirklichkeit steht dem dünnen Prüfstab das gedrungene Bauteil der Kopfplatte gegenüber, welches mehraxialen Beanspruchungen unterworfen ist und unter Biegung mit gleichzeitiger Querkraft versagt. Das Fehlen differenzierter Kenntnisse hierüber zwingt gleichwohl, die charakteristischen Werte des Zugversuchs als phänomenologische Grundlage zur Beschreibung des Materialverhaltens zu wählen.

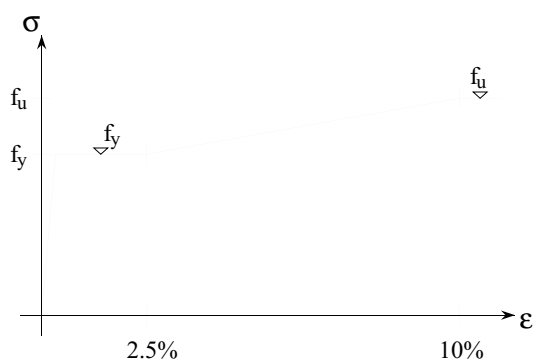


Abb. 6.19:
Modellannahme der vereinfachten Arbeitslinie zum Materialverhalten der Kopfplatte zur Bestimmung der Fliessgelenkrotation bzw. der Verformung der Kopfplatte

Dennoch lässt sich aufgrund prinzipieller Überlegungen und Aussagen eine spezifisch auf die Kopfplatte ausgerichtete Abschätzung zur Formulierung des Materialgesetzes vornehmen. Gemäss der von Kreutz und Nather [6.39] vorgenommenen Zusammenstellung der dazu einschlägigen Literatur beschleunigen nahezu alle aufgeführten Einflüsse den Prozess der Plastifizierung der Bauteile und bewirken zudem eine unterschiedliche Beeinflussung der Festigkeit. So beeinflusst, wie im vorangehenden Abschnitt erwähnt, die beim Einspannmoment gleichzeitig wirkende Querkraft in der Platte insofern, als die Verfestigung früher einsetzt und die Fliessplateaubreite dementsprechend reduziert wird. In Ermangelung besseren Wissens wird diesem Umstand in der vorgeschlagenen, vereinfachten Arbeitslinie dadurch Rechnung getragen, als sich der Beginn der Verfestigung am unteren Wert der bei Flachstahlzugproben gemessenen Dehnung orientiert und die bleibende Dehnung in Abstimmung mit den Versuchen von Dahl und Rees [6.40] mit einem Dehnmass von 2.5% quantifiziert wird.

Die nach dem Durchlaufen des Fließplateaus anschließende Verfestigung wird als linearer Anstieg der Arbeitslinie bis zum Erreichen der Bruchfestigkeit für die Berechnung idealisiert. Da der verformungsmassgebende Querschnitt bei der betrachteten Kopfplattengeometrie ausnahmslos die Einspannstelle beim Profil betrifft, ist anzunehmen, dass die Eigenspannungen zufolge der umlaufenden Kehlnähte das Verformungsvermögen der Platte um ein weiteres begrenzt. Der dadurch erzeugte mehraxiale Spannungszustand reduziert nach der Grundlagenarbeit von Maier [6.41] die Bruchdehnung spürbar. In Anlehnung an die von Maier gemachten Feststellungen zu den Bruchdehnung derart beanspruchten Baustähle, wird für die vorliegende Modellannahme das Ende des Verfestigungsbereichs mit einer Bruchdehnung von 10% festgelegt.

Der in der Regel mit der Verringerung der Verformungsfähigkeit einhergehenden Erhöhung des Biegetragwiderstandes (vgl. Abschnitt 2.323), wie sie grundsätzlich Campus [6.42] mittels Versuchen an auf Biegung beanspruchten Flachstählen nachweist, wird insofern Rechnung getragen, als das theoretische Bruchmoment in Form des vollplastischen Moments mit der vollen Bruchspannung f_u und nicht mit einer modifizierten Fließspannung ermittelt wird.

Zusammenfassend lässt sich somit das dem Modell zugrunde liegende Materialgesetz als idealisierte, elastisch-plastische trilineare Arbeitslinie darstellen, welche die Dehnung beim Fließen mit 2.5% und diejenige am Ende des Verfestigungsbereichs mit 10% begrenzt (vgl. Abb. 6.19).

6.257 Modell der Kopfplatte bei der bündigen Ausbildungsform

Für die rechnerische Ermittlung der plastischen Verformungsanteile der Kopfplatte soll somit auf der Grundlage der Fließlinientheorie sowie der vorerwähnten Vorgaben und getroffenen Annahmen schliesslich im nachfolgenden das zu diesem Zweck konzipierte Modell aufgezeigt und erörtert werden. Wie erwähnt, liegt die Hauptschwierigkeit im allgemeinen grundsätzlich im Auffinden bzw. in der Festlegung des Bruchbildes respektive der massgebenden Bruchkette, welche der Berechnung zugrunde zu legen ist. Gewöhnlich gibt es viele Biegemomentenverteilungen für ein statisch unbestimmtes Tragwerk, welche die statischen Gleichgewichtsbedingungen befriedigen. Im Falle der Kopfplatte allerdings diktieren die Geometrie der Kopfplatte wie auch deren spezifischen Beanspruchungsverhältnisse im Grunde genommen das Bruchbild. Hier geht es vielmehr darum die einzelne Lage und die wirksame Länge der Fließlinie und deren Einfluss auf das Verformungsverhalten zu qualifizieren.

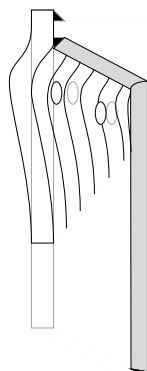


Abb. 6.20:
Verformungsbild bei der bündigen Kopfplatte geprägt durch den flanschnahen Angriff der Schraubkraft und die vergleichsweise "weiche" Lagerung der Platte gegen den Druckflansch hin

Wie im Abschnitt 6.253 erläutert, liegen wohl mit den Vorschlägen von Horne und Morris wie auch von Bijlaard nachvollziehbare Fließlinienkonfigurationen vor, welche jedoch für eine rechnerische Umsetzung zur Ermittlung der Verformungen letztlich unvollständig sind und nicht genügen. Einen ersten Einblick in die Problematik verschafft die Betrachtung der Beanspruchungssituation bei der Kopfplatte und die daraus abgeleitete Vorstellung der Verformungsfigur (vgl. Abb. 6.20). Primär zeichnet sich die Situation bei der Kopfplatte zunächst da-

durch aus, dass ihre charakteristischen Verformungen durch eine oder zwei Einzellasten (Schraubenkraft) verursacht werden. Hinzu kommt, dass die Kraft im Vergleich zu den übrigen Plattenabmessungen sehr nahe an der Einspannstelle zum Flansch angreift und sich dementsprechend praktisch ausschliesslich auch in dieser Richtung abträgt. Mit anderen Worten, die markanten Steifigkeitsunterschiede bestimmen das Verformungsbild, womit schliesslich die Verformung der Platte faktisch einzig durch den der Schraube nächstliegenden Bereich dirigiert wird. Die Sichtweise mit der Schraube als Belastung wurde bewusst gewählt, um so den Bewegungszustand der Schraube besonders hervorzuheben. Genauso lässt sich die gewohnte Betrachtung, bei welcher die Schraube das Auflager darstellt, anstellen, das Ergebnis bleibt letztlich das gleiche.

In einem ersten Schritt wird die Fliesslinienkonfiguration in diesem massgebenden "Zugbereich" der Kopfplatte erörtert. Das zugehörige Bruchbild ist im Grundsatz durch die Beanspruchungs- und Lagerungsverhältnisse vorgegeben und wird in den Hauptmerkmalen hinlänglich jenem nach Bijlaard et al. [6.36] entsprechen (vgl. Abb. 6.15). Die dort vorgenommene Nachbildung der Einspannecke zwischen Flansch und Steg mittels einem sogenannten Gelenkfächer wird im vorliegenden Modell durch eine einzigen Kreuzungspunkt mit drei Fliessgelenklinien vereinfacht.

Der Bewegungszustand ist durch den Lastangriffspunkt der Schraube eindeutig und klar vorgegeben. Die durch die Verbindungskonzeption auferlegte Geometrie des minimalen Abstandes der Schraube zum Profilflansch und der weitere Umstand, dass diese Distanz in der Regel kleiner ist als jene zum Profilsteg, legt das erste Fliessgelenk bzw. die erste Fliessgelenklinie l_1 bei der Zugflansch-Einspannstelle fest. In der weiteren Abfolge wird sich aufgrund der vorliegenden Steifigkeitsverhältnisse grundsätzlich die Fliessgelenklinie l_2 entlang der Einspannstelle beim Steg zusammen mit der dritten Kreuzungslinie l_3 zur Schraube hin, gefolgt schliesslich von der Fliessgelenklinie l_4 unter der Last einstellen (vgl. Abb. 6.21).

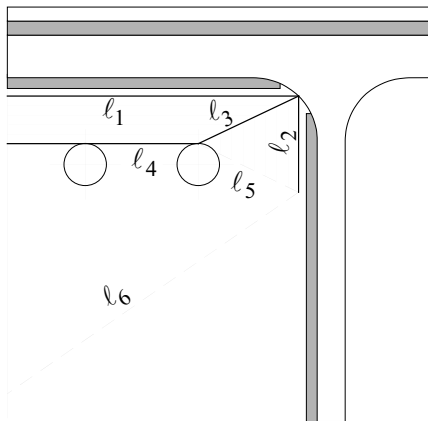


Abb. 6.21:
Durch die spezifischen Randbedingungen
der Kopfplatte deduzierte Fliesslinienkonfiguration

Damit ist aus statischer Sicht allerdings die kinematische Kette noch nicht vollständig ausgebildet. Aufgrund der gedanklichen Verformungsfigur ist der weitere Verlauf vorstellbar, indem sich die "Senke" mit Höchstpunkt bei der (den) Schraube(n) weiter mit zunehmender Verformung gewissermassen symmetrisch weiterentwickelt. Die ungleich geringere Steifigkeit des unteren Plattenteils lässt allerdings keine symmetrische Verformungsfigur entstehen, vielmehr verläuft der imaginäre Einspannrand dementsprechend vom Steg her schräg nach unten zum freien Plattenrand (vgl. Abb. 6.20 und Abb. 6.21). Diese Linien stellen gleichsam "Verformungsufer" dar, welche sich nach ausreichend grossen Verformungen zu den beiden letzten Fliessgelenklinien vom Steg zur Schraube l_5 und zum freien Plattenrand l_6 ausbilden.

Die Entfaltung aller Fliessgelenklinien setzt grundsätzlich eine ausreichende Rotationskapazität der Fliesslinien voraus. Die sehr nahe am Einspannrand plazierte Einwirkung (Schraubenkraft)

und die damit einhergehenden grossen Steifigkeitsunterschiede sind als solches die klassischen Merkmale einer für die plastische Bestimmung des Tragwiderstandes ungeeigneten Tragstruktur. So sind vor allem zur Aktivierung des plastischen Biege­widerstands der beiden letzten Bruchlinien auch erheblich grosse Gelenkverdrehungen von den bereits eingestellten Fließgelenken mit entsprechend übermässigen Durchbiegungen erforderlich, die diese allerdings kaum erbringen können. Anders gesagt: Damit sich plastische Gelenke unterhalb der Schrauben ausbilden können, sind nahezu "unerschöpfliche", plastische Verdrehungen der bereits aktivierten Gelenke erforderlich. Besonders betroffen davon ist das erste Fließgelenk - die Einspannstelle zum Flansch - von welchem eine Rotationskapazität verlangt wird, welche der Plattenquerschnitt oder die Schweissnaht wohl kaum erbringen kann. Der Tragwiderstand dieser Einspannstelle wird erschöpft sein, bevor sich der vollständige Gelenkmechanismus ausgebildet hat. Strenggenommen sind somit aufgrund der systembedingten grossen Rotationsanforderungen die Verträglichkeitsbedingungen nicht erfüllt. Beim eingeschlagenen Weg zur Ermittlung der Verformungen wie auch des Tragwiderstandes ist diese Sachlage jedoch unerheblich.

Im vorgeschlagenen Modell wird daher sowohl für die Bestimmung der Verformungen wie auch zur Ermittlung des Tragwiderstandes der bündigen Kopfplatte allein der im direkten Einflussbereich der Schraube liegende Teil als massgebend angesehen und dementsprechend nur die Fließlinien eins bis vier berücksichtigt. Die Rotationskapazität ist dabei rechnerisch durch das definierte Materialgesetz und die festgelegte Fließgelenkausbildung bestimmt. Im Grunde genommen basiert die T-Stummel Methode auf dem gleichen Gedanken, wonach der zur Biegedruckseite liegende Bereich der Platte zufolge seiner vergleichsweise geringen Steifigkeit genauso vernachlässigt wird. Im Gegensatz zum vorgeschlagene Modell, welches die beiden kreuzenden Einspannungen zum Flansch und Steg nachbildet, berücksichtigt der T-Stummel-Ansatz allerdings nur die eine Einspannung und zieht die andere über die Bestimmung einer mitwirkenden Breite indirekt mit ein.

Im Zusammenhang mit der Modellierung stellen sich schliesslich noch zwei Fragen, nämlich die der Lastausbreitungsannahme und die zur Lage des Fließgelenks im Kräfteinleitungs­bereich der Schrauben (l_4). Die wirksame Länge der Fließgelenklinie l_e bei der Einspannung zum Flansch bzw. zum Steg ist zur Hauptsache von der Ausbreitung der Schraubenkraft in der Platte abhängig. Sie wird im wesentlichen durch die konstruktive Gegebenheit bei der Kräfteinleitungsstelle und durch den Ausbreitungswinkel selbst bestimmt. Eine exakte Analyse wird durch die in Wirklichkeit komplexen Verhältnisse erschwert, respektive verunmöglicht. Zum einen greift die Schraubenkraft nicht rechnerisch wunschgemäss punktförmig an, sondern sie verteilt sich tatsächlich lokal über die Unterlagsscheibe und den Schraubenkopf bzw. die Mutter. Zudem ergibt das Schraubenloch selbst eine Unstetigkeitsstelle in der Platte. Im weiteren handelt es sich im Sinne der Plattentheorie beim betrachteten Element eher um eine "dicke" Platte, welche neben hoher Biegebeanspruchung auch gleichzeitig hohem Schub unterworfen ist.

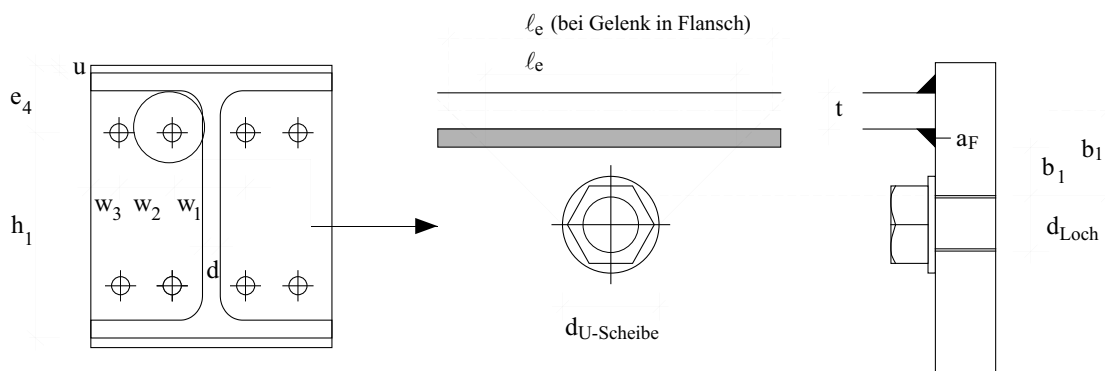


Abb. 6.22: Annahme zur Lastausbreitung und wirksamen Fließgelenklänge l_e bei der Einspannstelle "Flansch" (Bedingungen zur Wahl der massgebenden Kragarmlänge b_1 vgl. nächste Seite)

Wirksame Länge ℓ_e :

$$\ell_e = d_{U\text{-Scheibe}} + 2 \cdot b_1 + d_{\text{Loch}} \leq w_3 + \frac{w_2}{2}$$

bzw.

$$\leq \frac{w_2}{2} + \frac{w_1}{2} - \frac{d}{2} - a_w \cdot \sqrt{2}$$

Falls Gelenk in Platte $\rightarrow b_1 = e_4 - u - t - a_F \cdot \sqrt{2} - \frac{d_{\text{Loch}}}{2}$

Falls Gelenk in Trägerflansch $\rightarrow b_1 = e_4 - u - \frac{t}{2} - \frac{d_{\text{Loch}}}{2}$

Ein zweckmässiger Behelf zur Nachbildung dieser komplexen Situation besteht darin, dass für das Modell zunächst ein Kräfteausbreitungswinkel von 45° in Richtung des eingespannten Randes angenommen wird. Der Ausgangspunkt der Ausbreitung wird durch die Kräfteinleitung mit dem den Lochrand übergreifenden Schraubenkopf bzw. der Mutter und der zugehörigen Unterlagsscheibe beeinflusst. Der "Stapel" dieser Bauteile ergibt eine lokale Versteifung der Platte, weshalb die Basis für die Ausbreitung im Modell nicht durch das Zentrum des Schraubenloches gebildet wird, sondern diese vom Aussendurchmesser der Unterlagsscheibe ausgeht (vgl. Abb. 6.22).

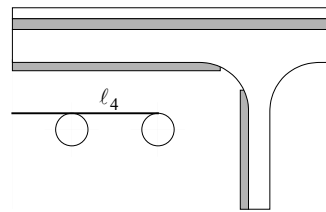
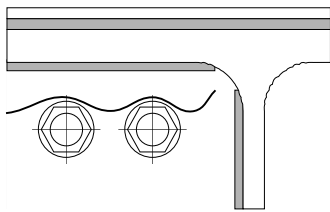


Abb. 6.23:
Beeinflussung
der Lage der
Fliessgelenk-
linie ℓ_4 durch die
Kräfteinleitung

theor. Lage der Gelenklinie im Modell

In diesem Zusammenhang stellt sich ausserdem die Frage zur Lage der Fliessgelenklinie ℓ_4 im Kräfteinleitungsbereich. Sie wird sich aufgrund der vorliegenden Kräfteinleitungssituation und der eben erwähnten lokalen Versteifung der Platte schwerlich in der Axe der Schraubenlöcher ausbilden. Vielmehr ist vorstellbar, dass sich das Widerstandsminima im Bereich der Schraube entlang des Randes der Unterlagsscheibe befindet und sich zwischen den Schrauben etwas absenkt. Diesem Umstand wird im Modell dadurch Rechnung getragen, dass die Fliessgelenklinie ℓ_4 im Modell vereinfacht in die theoretische Lage am oberen Lochrand gelegt wird (vgl. Abb. 6.23).

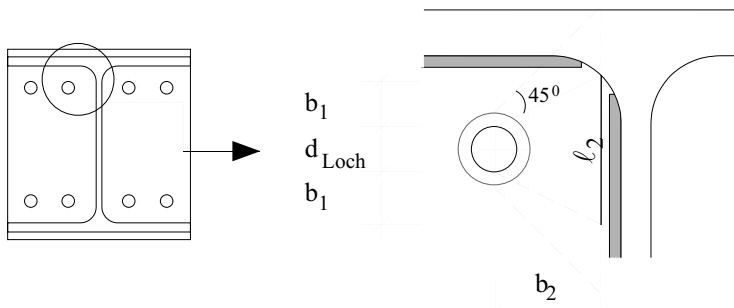


Abb. 6.24:
Annahme zur Lastaus-
breitung und zur wirk-
samen Fliessgelenklänge
 ℓ_2 bei der Einspannstelle
"Steg"

$$\ell_2 \leq d_{U\text{-Scheibe}} + 2 \cdot b_2$$

bzw.

$$\leq 2 \cdot b_1 + d_{\text{Loch}}$$

Die flanschnahe Lage der Schraube diktiert die mitwirkende Länge der Fliesslinie ℓ_2 bei der Einspannstelle zum Steg (vgl. Abb. 6.24). Da die Schraube in der Regel näher am Flansch als

am Steg liegt, erfolgt die Lastausbreitung nicht mehr unter dem angenommenen Winkel von 45° (vgl. Abb. 6.22), sondern ist dementsprechend kleiner. Unter der Annahme einer symmetrischen Verteilung ist folglich die wirksame Länge l_2 in diesem Fall mit $l_2 = 2 \cdot b_1 + d_{\text{Loch}}$ festgelegt (vgl. Abb. 6.24). Mit der Festlegung der rechnerisch wirksamen Länge der Fließgelenklinien liegen schliesslich nunmehr alle Bestandteile und Randbedingungen des Modells vor. Die Anwendung und Handhabung des Modells werden im nachfolgenden Abschnitt 6.26 beschrieben und erörtert.

6.258 Modell der Kopfplatte bei der überstehenden Form

Das Modell zur Ermittlung des Verformungsvermögens der Ausführungsform mit überstehender Kopfplatte baut dem Prinzip nach auf den Überlegungen und dem Modell der bündigen Stirnplatte auf. Ausgangspunkt dazu ist die grundsätzliche Überlegung, wonach sich die überstehende Kopfplatte im Grunde genommen aus der bündigen Form und dem Überstand als auskragende Platte zusammensetzt. Abgesehen von der in der Regel dünneren Plattendicke bei der überstehenden Ausbildungsform beeinflussen sich die beiden Plattenteile im Versagenszustand der Verbindung eigentlich nur aufgrund ihrer unterschiedlichen Steifigkeiten und zwar insofern, als der kleinere Wert der Verformungen beider Teile für die Ermittlung der Verformungskapazität ausschlaggebend wird und dieser demnach zugleich die für das Versagen massgebende Schraube bestimmt.

Folglich interessiert zunächst das Verhalten des Plattenüberstandes. Aus statischer Sicht handelt es sich der Funktionsweise nach um einen Kragarm, welcher durch eine oder zwei Einzellasten (Schraubenkraft) beansprucht wird. Die Steifigkeit der Platte selbst und die Steifigkeit der Schraube entscheiden letztlich, ob die Platte "unverfälscht" als Kragarm bis zum Erreichen des Tragwiderstandes der Verbindung wirkt oder ob die Verformungen derart sind, dass sich die Platte gegen den Aussenrand hin am Gegenlager abstützt und dadurch das statische System wechselt.

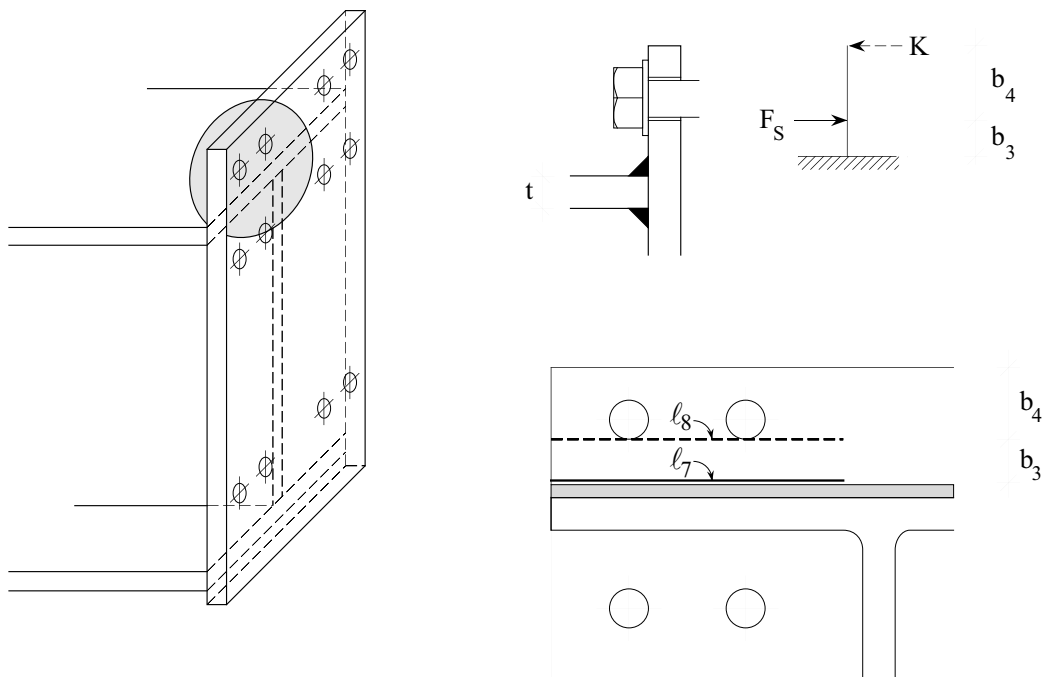
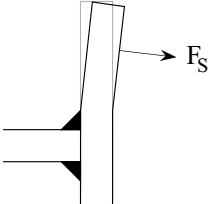
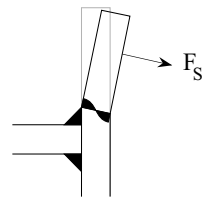


Abb. 6.25: Idealisierung des überstehenden Plattenteils als Kragarm und Festlegung der möglichen zugehörigen Fließgelenklinien l_7 und l_8 . Bestimmung der Länge der Fließgelenklinie l_7 analog der wirksamen Länge l_e nach Abbildung 6.22 (Länge $l_8 =$ Länge l_7)

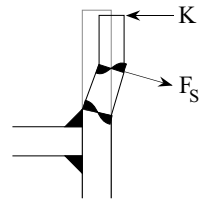
Zur Abschätzung des Verhaltens erscheint bei den vorliegenden Gegebenheiten eine Vereinfachung der Platte zum Stabmodell vertretbar. Die mögliche Abstützung wird dabei am Plattenrand angenommen, wodurch in diesem Fall ein einseitig eingespannter Balken resultiert, dessen Auflagerkraft auf der Aussenseite als Kantenkraft K definiert ist. Zur Bestimmung des Verformungsvermögens interessiert beim Überstand in gleicher Weise wie bei der bündigen Kopfplatte als erstes der Zustand beim Versagen. Die Lage der möglichen Fliessgelenke bzw. Fliessgelenklinien ist dabei durch die Geometrie und die Beanspruchungssituation gleichsam vorgegeben. Das erste Fliessgelenk wird sich zweifellos bei der Einspannstelle entwickeln. Auch hier befindet sich das Widerstandsminima direkt nach der Schweissnaht, womit auch die Lage der Fliessgelenklinie definiert ist. Das im Fall des einseitig eingespannten Balkens zweite mögliche Fliessgelenk liegt im Bereich der Schrauben und wird aufgrund der Situationsaffinität zur bündigen Kopfplatte ebenfalls als theoretische Lage an den Schraubenlochrand gelegt (vgl. Abb. 6.25). Die Entwicklung der Verformungsfigur und die Ausbildung der Fliessgelenke hängt von den Steifigkeitsverhältnissen ab. Im Grundsatz sind dabei drei Ergebnisse möglich:



1. Fall:
Das durch die angreifende Schraubenkraft F_S erzeugte Biegemoment in der Platte ist kleiner als das plastische Moment der Platte. Die Verformungen bleiben elastisch. Indem die Kraft F_S nahe an der Einspannstelle angreift, fallen die Deformationen auch sehr klein aus und werden daher für die Bestimmung der Verformungen vernachlässigt. Das Verformungsvermögen des Überstandes wird in diesem Fall demnach einzig durch die Längung der Schraube beschrieben.



2. Fall:
Die Situation, bei welcher sich nur das erste Fliessgelenk bei der Einspannstelle einstellt und eine grosse Längung der Schraube über eine entsprechende Klaffung eine Abstützung am Gegenlager verhindert, gilt bei den vorliegenden geometrischen wie materialtechnischen Verhältnissen eher als ein rein theoretischer Fall.



3. Fall:
Falls die Schraube über einen ausreichenden Tragwiderstand verfügt, wird die folgende Situation, bei welcher sich zwei Fliessgelenke entwickeln, den Regelfall darstellen: Nach der Ausbildung der Fliessgelenklinie ℓ_7 an der Einspannstelle wird sich bei weiterer Laststeigerung infolge der Abstützung der Platte die zweite Fliessgelenklinie ℓ_8 im Bereich der Schrauben ausbilden. Wenn sich das erste Fliessgelenk bei der Einspannstelle einstellt, beginnt sich die Platte an ihrem Ende abzustützen. Die daraus hervorgehende, als Kanten- oder Hebelkraft bezeichnete Abstützkraft K wächst bis zur Ausbildung des zweiten Gelenks an und erreicht dann ein Maximalwert, welcher sich betragsmässig wie folgt abschätzen lässt: $K_{\max} \approx m_8 \cdot \ell_8 \cdot 1/b_4$

Abb. 6.26: Mögliche Beanspruchungszustände des Überstandes in Abhängigkeit seiner Steifigkeit und der Entwicklung seines Verformungs- und Tragverhaltens

Mit diesen Vorgaben lässt sich die Gesamtverformung des Überstandes als Summe allfälliger Verformungen der überstehenden Platte und der Längung der zugehörigen Schraube abschätzen. Der kleinere Wert aus dem Vergleich zwischen der Gesamtverformung des "bündigen" Plattenteils und jenem des Überstandes ist letztlich ausschlaggebend für das Verformungsvermögen der Verbindung. Der Tragwiderstand der überstehenden Stirnplattenverbindung lässt sich unter Berücksichtigung dieser Entscheidung in analoger Weise zur bündigen Ausbildung beurteilen. Die Anwendung und Handhabung des Modells für die überstehende Stirnplattenverbindung wird im nachfolgenden Abschnitt 6.26 beschrieben und erörtert.

6.26 Anwendung und Beurteilung des vorgeschlagenen Ansatzes

Obschon sich die gemachten Überlegungen und getroffenen Annahmen zum Modell letztlich auf algebraische Ausdrücke reduzieren, darf der damit errechnete Zahlenwert in seiner mathematischen Exaktheit nicht täuschen. Anders ausgedrückt, man muss sich stets bewusst sein, dass der in Wirklichkeit komplexe Sachverhalt nur aufgrund starker Vereinfachungen modelliert werden konnte und somit das damit errechnete Ergebnis in jedem Fall eine Abschätzung darstellt. Da das Modell auf fundamentalen statischen Grundsätzen und Zusammenhängen aufbaut, sind seine Aussagen allerdings qualitativ wertvoll und dienlich. Die Einflussnahme der wesentlichen Grössen lässt sich damit geeignet bewerten und den Sinn entsprechender Vorkehrungen verständlich einschätzen. Im folgenden wird aufbauend auf den vorangehend gemachten Vorgaben und Annahmen die Anwendung und Handhabung des beschriebenen Modells zur Ermittlung der Verformungsfähigkeit und des Tragwiderstandes geschraubter Stirnplattenverbindungen mit bündiger oder überstehender Kopfplatte erläutert und deren Eigenschaft im Vergleich zu den Versuchsergebnissen aufgezeigt.

6.261 Anwendung des Modells zur Ermittlung des Verformungsvermögens bei der bündigen Stirnplattenverbindung

Mit dem Modell lässt sich grundsätzlich das Verformungsvermögen wie auch der Tragwiderstand der Verbindung rechnerisch bestimmen. Als erstes wird die Vorgehensweise zur Ermittlung des Verformungsvermögens aufgezeigt. Im Zusammenhang mit der statischen Analyse ist unter dem Verformungsvermögen der Verbindung der Rotationswinkel $\varphi_{A,u}$ zu verstehen, welcher die Verbindung beim Erreichen ihres Tragwiderstandes einnimmt (vgl. Abb. 6.27). Wie gezeigt, wird dieser Winkel durch die grösste Längung der Schrauben im Biegezugbereich und die zugehörige Verformung der Kopfplatte diktiert und letztlich auch bestimmt.

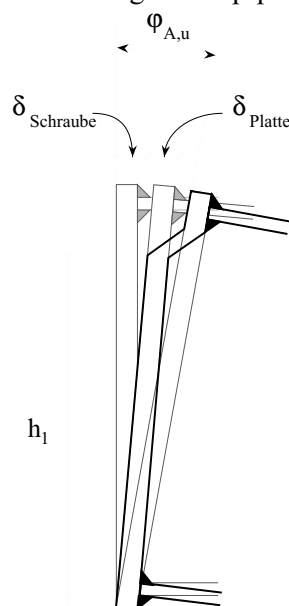


Abb. 6.27:
Maximale Rotation $\varphi_{A,u}$ der bündigen Stirnplattenverbindung, bestimmt durch die maximale Verformung der massgebenden Schraube bei Erreichen ihres Tragwiderstandes $\delta_{\text{Schraube,u}}$ und die zugehörige Verformung der Kopfplatte δ_{Platte} zusammen mit dem wirksamen Hebelarm h_1 (gleiche Abbildung wie Abb. 6.08)

Die Bestimmung der Längung $\delta_{\text{Schraube,u}}$ der massgebenden Schraube bei Erreichen ihres Tragwiderstandes erfolgt nach den in Abschnitt 3.4 vorgestellten Überlegungen und mit dem im vorangehenden Abschnitt 6.241 explizit formulierten Rechenansatz, weshalb er keiner weiteren Erklärungen mehr bedarf.

Die einzelnen Elemente zur Erfassung des Verformungsverhaltens der Kopfplatte wurden im Vorangehenden gesondert erläutert. Sie werden nachfolgend für die praktische Anwendung zusammenfassend formuliert. Die Berechnung der Verformung δ_{Platte} der Kopfplatte beim Erreichen des Tragwiderstandes der Schraube basiert auf der Fliesslinientheorie und geht im speziellen bei der Kopfplatte von den vier dafür massgeblichen Fliesslinien als Versagensbild aus.

Als erstes stellt sich die Frage, ob die Beanspruchungen der Platte unter der Schraubenbruchkraft $F_{\text{Schraube,u}}$ elastisch bleiben oder ob sie eine Höhe erreichen, bei welcher die Fliessgelenke "anspringen". Um nicht die verschiedenen Stadien schrittweise bestimmen zu müssen, lässt sich die Beantwortung insofern vereinfachen, als zunächst über den vorgegebenen Fliessmechanismus die Kraft $F_{\text{Platte,y}}$ bestimmt wird, bei welcher alle vier Fliessgelenke bzw. Fliessgelenklinien aktiviert sind und das jeweilige plastische Moment auf der Basis der Fliessspannung f_y liefern. Der anschliessende Vergleich dieser "Fliesskraft" mit dem Tragwiderstand der Schraube(n) gibt eine erste Auskunft über den Beanspruchungszustand. Falls diese Fliesskraft kleiner als die Schraubenbruchkraft bleibt, ist es offensichtlich, dass die Platte die so definierten plastischen Verformungsanteile liefert. Andernfalls kann in erster Näherung vereinfacht davon ausgegangen werden, dass nur elastische Verformungen bestehen.

Die Fliesslinientheorie nutzt bekanntlich den physikalischen Grundsatz, wonach im kinematisch zulässigen Bewegungszustand die Arbeit der inneren Kräfte A_i gleich der Arbeit der äusseren Kräfte A_a ist. Durch die spezifische Belastungssituation bei der Kopfplatte lässt sich der Bewegungszustand durch eine einzige Bewegungsgrösse, nämlich die Durchbiegung δ im Lastangriffspunkt der Schraube, eindeutig kennzeichnen. Beim Erreichen der Fliesskraft zeigt die Biegefläche im wesentlichen die Knicke dort, wo sich die Fliessgelenke ausbilden, während die dazwischen liegenden Plattenteile praktisch eben bleiben. Die Verformung wird somit ausschliesslich über die Verdrehung der Fliessgelenke bewirkt, womit sich schliesslich zusammen mit der zugehörigen Kraglänge b_i auch der Knickwinkel bzw. die Winkelverdrehung φ_i im Gelenk mit $\varphi_i = \delta/b_i$ bestimmen lässt (vgl. Abb. 6.28).

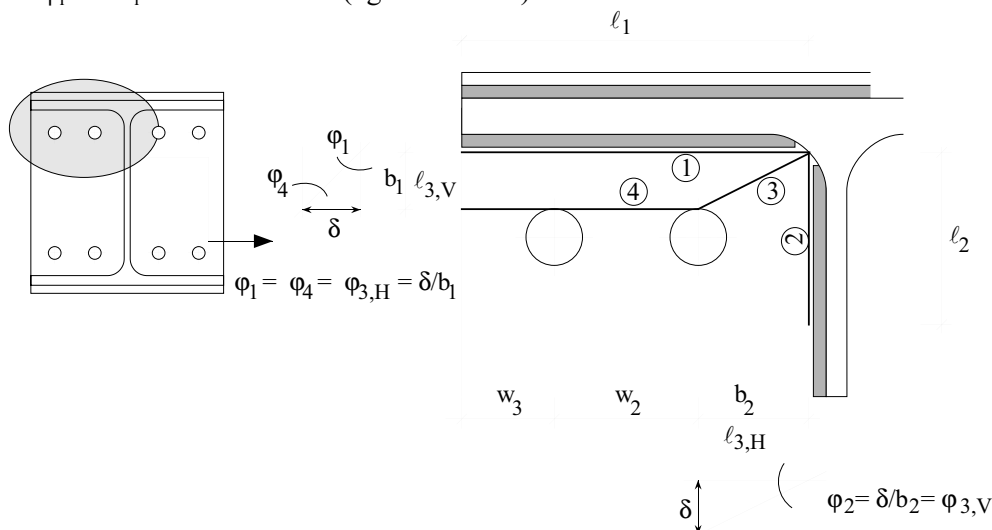


Abb. 6.28: Im Modell festgelegte Fliesslinienkonfiguration mit den zugehörigen Verdrehwinkel φ_i bei einer Einheitsdurchbiegung δ beim Kraftangriffspunkt der Schrauben als Grundlage zur Bestimmung der Plattenverformung δ_{Platte} . Die effektiv mitwirkende Länge der jeweiligen Fliessgelenklinie ist gemäss den Angaben nach Abschnitt 6.257 zu bestimmen

Unter der Vorgabe der massgeblichen Fließlinienkonfiguration kann folglich die Formänderungsarbeit A_i aus den Beiträgen der vier Fließgelenklinien mit dem jeweiligen plastischen Plattenmoment m_i ermittelt werden (vgl. Abbildung 6.28). Konkret ergibt dies für die bündige Kopfplatte die folgende innere Arbeit:

$$A_i = \sum_{i=1}^4 m_i \cdot \ell_i \cdot \varphi_i = m_1 \cdot \ell_1 \cdot \varphi_1 + m_2 \cdot \ell_2 \cdot \varphi_2 + m_3 \cdot (\ell_{3,H} \cdot \varphi_{3,H} + \ell_{3,V} \cdot \varphi_{3,V}) + m_4 \cdot \ell_4 \cdot \varphi_4$$

bzw.

$$A_i = m_1 \cdot \ell_1 \cdot \frac{\delta}{b_1} + m_2 \cdot \ell_2 \cdot \frac{\delta}{b_2} + m_3 \cdot \left(\ell_{3,H} \cdot \frac{\delta}{b_1} + \ell_{3,V} \cdot \frac{\delta}{b_2} \right) + m_4 \cdot \ell_4 \cdot \frac{\delta}{b_1}$$

mit den zugehörigen Plattenwiderständen wie folgt:

bei $d_p > t$:	$m_1 = f_y \cdot \frac{b \cdot t^2}{4}$	[t: Flanschdicke]	<i>Die Bestimmung der entsprechenden Länge der jeweiligen Fließlinie ℓ_i sowie der zugehörigen Kragarmlänge b_i hat gemäss den Vorgaben nach Abschnitt 6.257 zu erfolgen.</i>
bei $d_p < t$:	$m_1 = f_y \cdot \frac{b \cdot d_p^2}{4}$	[d_p : Kopfplattendicke]	
und	$m_2 = m_3 = m_4 = f_y \cdot \frac{b \cdot d_p^2}{4}$		

Die äussere Arbeit A_a unter der Belastung $F_{\text{Platte},y}$ am Mechanismus ergibt sich aus der fundamentalen Definition der Arbeit mit Kraft mal Weg. Durch das Gleichsetzen der Leistung der äusseren Kräfte mit der entlang der Fließgelenklinien dissipierenden Leistung lässt sich schliesslich die Last $F_{\text{Platte},y}$ bestimmen, bei welcher alle Fließgelenke beim angenommenen Mechanismus das plastische Moment übertragen.

$$A_a = A_i \rightarrow F_{\text{Platte},y} \cdot \delta = \delta \cdot \sum_{i=1}^4 m_i \cdot \ell_i \cdot \frac{1}{b_i}$$

$$\text{somit wird } F_{\text{Platte},y} = m_1 \cdot \ell_1 \cdot \frac{1}{b_1} + m_2 \cdot \ell_2 \cdot \frac{1}{b_2} + m_3 \cdot \left(\ell_{3,H} \cdot \frac{1}{b_1} + \ell_{3,V} \cdot \frac{1}{b_2} \right) + m_4 \cdot \ell_4 \cdot \frac{1}{b_1}$$

Die derart errechnete Last $F_{\text{Platte},y}$ wird nun mit dem Tragwiderstand einer Schraube bei der zweireihigen Ausbildung bzw. zweier Schrauben bei der vierreihigen Anordnung verglichen. Bei der Ermittlung der Plattenverformung sind dabei grundsätzlich die drei folgenden Situationen möglich:

Fall 1:

Der Tragwiderstand der Kopfplatte ist grösser als jener der Schraube(n), womit sich folglich kein Mechanismus einstellt. Dies bedeutet wiederum, dass nur elastische Verformungen auftreten, welche unbedeutend klein sind und für die weitere Ermittlung des Rotationswinkels vernachlässigt werden. Das Verformungsvermögen der Verbindung wird daher modellmässig einzig durch die Längung der Schraube beim Bruch definiert.

$$F_{\text{Platte},y} > F_{\text{Schraube},u} \rightarrow \varepsilon_{R,1} = 0 \rightarrow \delta_{\text{Platte}} = 0$$

Fall 2:

Im rein theoretischen Fall, bei welchem die Fließlast gerade dem Tragwiderstand der Schraube(n) entspricht, wäre das Fließplateau erreicht und die Randdehnungen $\varepsilon_{R,y}$ in den massgebenden Fließgelenken können ohne weitere Belastungszunahme theoretisch bis zum Beginn des Verfestigungsbereichs auf 2.5% ansteigen (vgl. Abb. 6.29). Damit ist eine entsprechende Gelenkrotation verbunden, welche zu einer Verformung der Kopfplatte führt. Das aufgrund der

Steifigkeitsverhältnisse erste Fließgelenk (Einspannstelle zum Flansch) wird dabei für die zugehörige Verformung massgebend.

$$F_{\text{Platte},y} = F_{\text{Schraube},u} \rightarrow \varepsilon_{R,2} \approx 2.5\% \text{ mit } \varepsilon_{R,2} \approx \varphi \text{ (vgl. Abschnitt 6.255 / Abb. 6.18)}$$

$$\rightarrow \delta_{\text{Platte}} \approx \varepsilon_{R,2} \cdot b_1 = \frac{2.5}{100} \cdot b_1$$

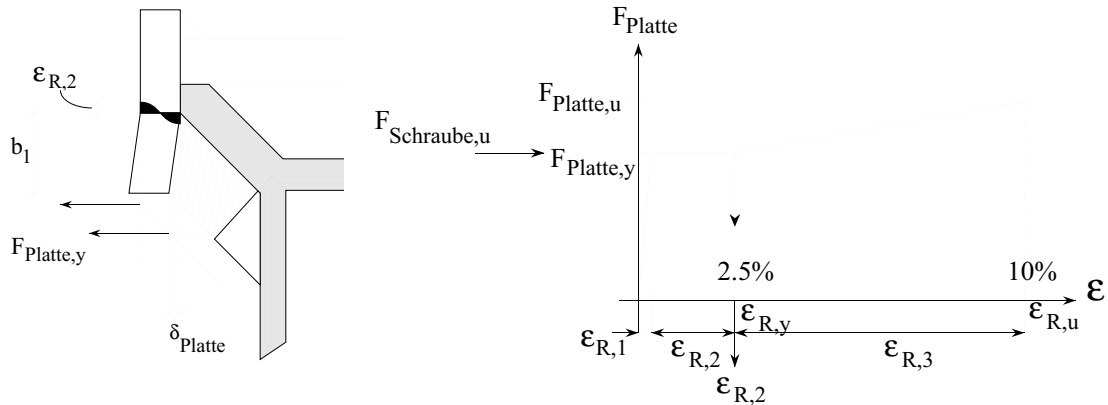


Abb. 6.29: Ermittlung der Verformung der Kopfplatte $\delta_{\text{Kopfplatte}}$ über die Bestimmung der zugehörigen Randdehnung $\varepsilon_{R,2}$, falls die Fließgelenke auf dem Niveau der Fließspannung f_y plastifizieren

Fall 3:

Falls der Tragwiderstand der Schraube(n) grösser ist als die Fließlast der Platte, muss folglich der "zusätzlich" benötigte Tragwiderstand der Platte unter Zuhilfenahme des Verfestigungsbereichs aufgebracht werden. Damit ist eine über das Fließplateau hinaus vergrößerte Rotation und entsprechende Verformung der Kopfplatte verbunden. Der theoretische Tragwiderstand $F_{\text{Platte},u}$ ist mit dem Erreichen der Bruchspannung f_u bzw. der entsprechenden Bruchdehnung $\varepsilon_{R,u}$ begrenzt. Die Kopfplatte wird dabei durch die Kraft $F_{\text{Schraube},u}$, welche dem Tragwiderstand der Schraube(n) entspricht, beansprucht. Die zur vorliegenden Schraubkraft zugehörige Randdehnung $\varepsilon_{R,3}$ kann durch Interpolation zwischen den Dehnungen der Platte beim Fließen und jener beim Bruch ermittelt werden (vgl. Abb. 6.30). Daraus lässt sich schliesslich die massgebende Verformung der Platte δ_{Platte} analog dem Vorgehen im Fall 2 bestimmen.

$$F_{\text{Platte},y} < F_{\text{Schraube},u} \rightarrow 2.5\% < \varepsilon_{R,3} \leq 10\% \rightarrow \varepsilon'_{R,3} \approx 2.5\% + \frac{F_{\text{Schraube},u} - F_{\text{Platte},y}}{F_{\text{Platte},u} - F_{\text{Platte},y}} \cdot 7.5\%$$

$$\text{mit } \varepsilon_R \approx \varphi \rightarrow \delta_{\text{Platte}} \approx \frac{\varepsilon'_{R,3}}{100} \cdot b_1$$

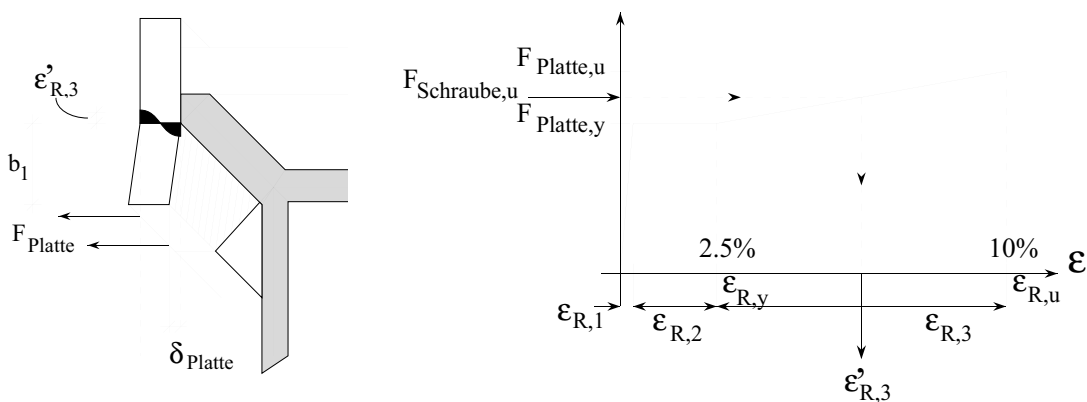


Abb. 6.30: Ermittlung der Verformung der Kopfplatte δ_{Platte} über die Bestimmung der zugehörigen Randdehnung $\varepsilon'_{R,3}$, falls die Verdrehung der Fließgelenke Beanspruchungen im verfestigenden Bereich bewirken

Die für die Rotation ausschlaggebende Verformung der Verbindung im Bereich der massgebenden Schraube setzt sich schliesslich aus der eben ausgemachten Verformung der Kopfplatte und der Bruchlängung der Schraube zusammen. Unter Berücksichtigung des festgelegten, wirk-samen Hebelarms h_1 ($e_3 + e_4 - u$, vgl. Abb. 6.22) lässt sich folglich das Verformungsvermögen in Form der maximal möglichen Rotation $\varphi_{A,u}$ der Verbindung bestimmen mit:

$$\varphi_{A,u} \approx \frac{\delta_{Platte} + \delta_{Schraube,u}}{h_1} \quad [rad]$$

Die praktische Anwendung im Detail zur Ermittlung des Verformungsvermögens der Verbin-dung wird anhand eines Rechenbeispiels einer bündigen Stirnplattenverbindung mit normalen HV-Schrauben der FK 10.9 und zusätzlich bei gleicher Ausführung, jedoch mit schaftlosen Schrauben der FK 8.8 bestückt, im Anhang A4 aufgezeigt.

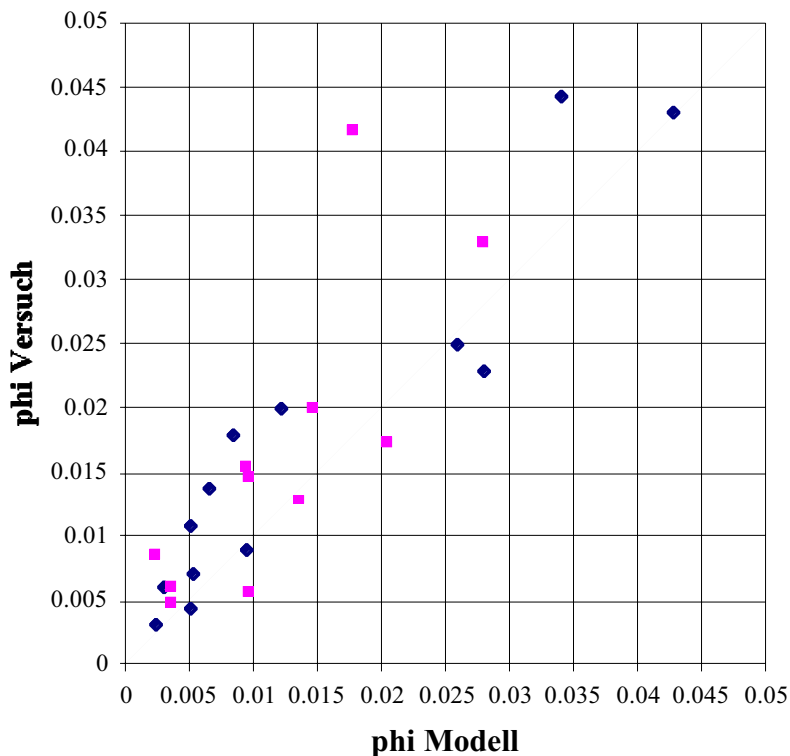


Abb. 6.31:
Vergleich zwischen dem mit dem Modell errechneten Rotationsvermögen $\varphi_{A,u}$ der bündigen Stirnplattenverbindung und den im Kragversuch gemessenen Ergebnissen für zwei- und vierreihige Schraubenanordnung bei den Ausbildungen mit Schrauben mit Schaft und solchen ohne Schaft der FK 10.9 und FK 8.8

Ausbildungsform
 ◆ 2-reihig
 ■ 4-reihig

Gerade das Wissen, dass das Modell von starken Vereinfachungen ausgeht, macht die Frage nach deren Übereinstimmung mit den Versuchswerten besonders interessant. Den für die nachfolgende Gegenüberstellung ermittelten Rechenwerten liegen, was die Kopfplatte betrifft, die im Zugversuch an der Materialprobe effektiv eruierten Kennwerte f_y bzw. f_u zugrunde. Da der Tragwiderstand der Schraube ein Bauteilwiderstand ist und dieser sich naturgemäss nicht stringent auf Kennwerte reduzieren lässt, wurde für die Berechnung der jeweilig geforderte Mindestwert (vgl. Abschnitt 6.242 und Tab. 6.01) verwendet. Der konkrete Vergleich zwischen den rechnerisch ermittelten Werten der Rotationskapazität $\varphi_{A,u}$ der Verbindungen und aller im Versuch gemessenen Ergebnissen (alle Ausführungen mit Schrauben mit Schaft und schaftlos sowie der FK 10.9 und FK 8.8 eingeschlossen), zeigt unter den erwähnten Umständen als erstes, abgesehen von einer Ausnahme, eine bemerkenswert gute Übereinstimmung (vgl. Abb. 6.31). Dies trifft ohne Unterschied für die zwei- und vierreihige Ausbildung gleichermassen zu. Im weiteren ist dem Grundsatz nach die Tendenz zu erkennen, dass das Modell die effektive Rotationskapazität mehrheitlich unterschätzt. Dies wird zur Hauptsache auf die bewusst zurückhaltende, auf der sicheren Seite liegenden Modellierung - besonders der Schraube - zurückzuführen

ren sein. Dies wird aber auch der Grund für die bei einer vergleichsweise grossen Rotationskapazität auffallende Unterschätzung der erwähnten Ausnahme sein. Bei dieser vierreihigen Ausbildung (Versuch 22.2K2) mit schaftlosen Schrauben M27 der FK 8.8 und einer Kopfplattendicke $d_p = 40$ mm kumulieren sich die erwähnten Reserven offensichtlich ausgeprägt. Neben der Vernachlässigung der elastischen Kopfplattenverformungen trägt in erster Linie die restriktive Nutzung der überplastischen Längung der Schraube - bei einer verhältnismässig grossen Belastungslänge von über 100 mm - zur festgestellten Differenz bei.

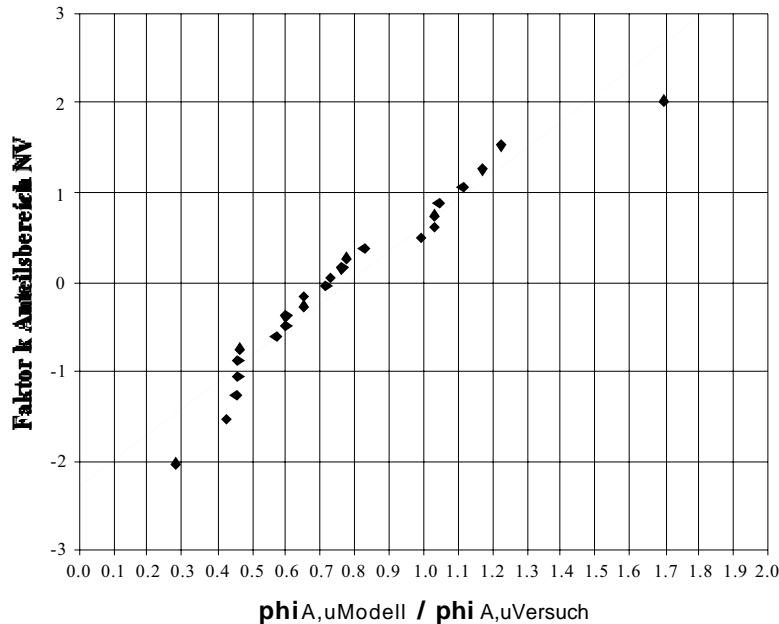


Abb. 6.32:
Überprüfung der rechnerisch ermittelten Werte des Rotationsvermögens $\varphi_{A,u}$ der bündigen Stirnplattenverbindung im Vergleich zu den effektiven im Kragversuch gemessenen Werte bezüglich ihrer statistischen Verteilung mittels der Darstellung des Normal Probability Plots

Statistisch gesehen liegt eine verhältnismässig geringe Anzahl von Versuchs- bzw. Vergleichswerten vor, weshalb grundsätzlich keine allgemeinen Schlüsse gezogen werden können. Unter Berücksichtigung dieser Umstände lassen sich mittels entsprechenden Auswertungen gleichwohl grundlegende Charakterisierungen vornehmen. Dazu sind die vorliegenden Verhältniswerte $\varphi_{A,uModell}/\varphi_{A,uVersuch}$ im Streudiagramm dem Faktor k , welcher das Mass der Abweichung vom Mittelwert als ein Vielfaches der Standardabweichung ausdrückt, gegenübergestellt. Damit sind in diesem sogenannten Normal Probability Plot (NPP) die Verhältniswerte einem Anteilsbereich der Normalverteilung zugeordnet (vgl. Abb. 6.32).

Als erstes kann darin erkannt werden, dass die Abweichungen von der ermittelten Geraden vergleichsweise gering sind, was grundsätzlich direkt auf eine Normalverteilung der Vergleichswerte schliessen lässt. Dies wiederum weist daraufhin, dass die bestehenden Differenzen zufälligen und nicht systematischen Ursprungs sind und in diesem Sinne der gewählte Ansatz als verlässlich charakterisiert werden kann. Die festzustellende relativ grosse Verteilbreite ist hauptsächlich auf Verbindungsausführungen mit sehr kleinen Verdrehwinkel $\varphi_{A,u}$ zurückzuführen. Bei diesen in absoluten Zahlen sehr kleinen Werten reagiert die Verhältniszahl auch dementsprechend sensibel, was die vergleichsweise grossen Ausschläge begründet und gleichzeitig aber auch relativiert. Die Tatsache, dass in der Gegenüberstellung neben unterschiedlichen Profiltypen und -höhen auch die verschiedenen Ausbildungsformen mit zwei- oder vierreihiger Schraubenanordnung und mit Schrauben mit und ohne Schaft sowie der Festigkeitsklasse 10.9 und 8.8 eingeschlossen sind, zeigt im Ergebnis, dass der Berechnungsansatz auf die relevanten Einflussgrössen angemessen und zuverlässig reagiert.

6.262 Anwendung des Modells zur Ermittlung des Tragwiderstandes der bündigen Stirnplattenverbindung

Wenngleich beim Aufbau des Modells die Erfassung des Verformungsvermögens der Verbindung im Vordergrund stand, liefert das statische Faktum, wonach die Verformung nicht unabhängig des Tragverhaltens ist, gleichsam ein Ansatz für die Ermittlung des Tragwiderstandes mit. Die im Detail dazu gemachten Überlegungen und getroffenen Annahmen sind in den vorangehenden Abschnitten elementweise erörtert und dargestellt. Nachfolgend werden sie für den praktischen Gebrauch konturiert.

Der Kern des Ansatzes lässt sich mit drei Punkten deutlich machen:

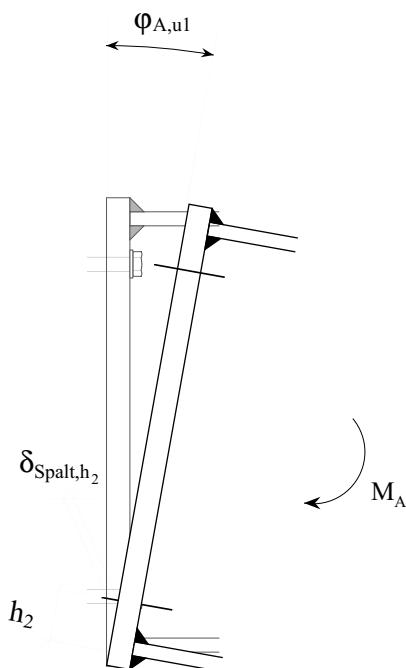
1. Das Versagen der massgebenden Schrauben begrenzt den Biegetragwiderstand der Verbindung.
2. Der Drehpol und damit der Bezugspunkt im Druckbereich wird an der Unterkante des Druckflansches festgelegt.
3. Die im Druckbereich angeordneten Schrauben beteiligen sich am Tragwiderstand, falls eine ausreichende Verdrehung der Verbindung ihre Aktivierung ermöglicht.

Für die Berechnung des Tragwiderstandes sind praktisch die folgenden zwei Schritte erforderlich:

1. Schritt:

Abklärung der Mitwirkung der im Druckbereich liegenden Schrauben

Bevor der Tragwiderstand der Verbindung bestimmt werden kann, muss abgeklärt werden, ob die im eigentlichen Druckbereich der Verbindung liegenden Schrauben auf Zug aktiviert werden können oder nicht. Das Kriterium orientiert sich an der Verformung bzw. Verdrehung der Verbindung und macht die Mitwirkung von einer minimalen Spaltöffnung auf der Höhe dieser Schrauben abhängig. Dazu ist als erstes nach den im vorangehenden Abschnitt 6.261 aufgezeigten Vorgaben der maximale Drehwinkel $\varphi_{A,u1}$, welcher die Verbindung beim Erreichen ihres Tragwiderstandes einnimmt, zu berechnen.



Mitwirkung nur, falls

$$\delta_{Spalt,h_2} > 2 \cdot \delta_{Schraube,y}$$

mit:

- δ_{Spalt,h_2} : Spaltöffnung auf der Höhe der untenliegenden Schraube bei Erreichen der Mindestbruchkraft der Schrauben im Zugbereich ($\delta_{Spalt,h_2} = \varphi_{A,u1} \cdot h_2$).
- $\delta_{Schraube,y}$: Elastische Längung der untenliegenden, zugbeanspruchten Schraube bei Erreichen ihrer Streckgrenze errechnet gemäss Modell nach Abschnitt 3.432 bzw. 6.241, wobei die jeweilige Streckgrenze bei der FK 10.9 mit $0.9 \cdot F_u$ bzw. bei der FK 8.8 mit $0.8 \cdot F_u$ festgelegt ist.

Abb. 6.33:

Vorgaben zur Abklärung der Mitwirkung der Schrauben im Druckbereich (vgl. Abb. 6.11)

Unter der Annahme eines Ebenbleibens des Querschnittes, d.h. ohne Einbezug der möglichen Verformung der Kopfplatte, lässt sich daraus die zugehörige Spaltöffnung $\delta_{\text{Spalt},h_2}$ auf der Höhe der untenliegenden Schrauben bestimmen. Falls diese grösser ist als die zweifache Längung der betroffenen Schraube bei Erreichen ihrer Streckgrenze, kann von einer Mitwirkung ausgegangen werden, andernfalls nicht.

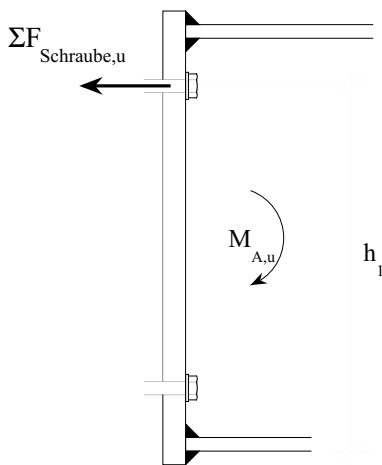
2. Schritt:

Abhängig von der allfälligen Mitwirkung erfolgt die Ermittlung des Tragwiderstandes der Verbindung wie folgt:

Schritt 2a:

Tragwiderstand der Verbindung, falls die untenliegenden Schrauben nicht mitwirken

Ausgehend von der Annahme, dass im Bruchzustand, unabhängig der Schraubenform, ein Ausgleich der Schraubenkräfte erfolgt, ergibt sich der Zugtragwiderstand der Verbindung als die Summe der Tragwiderstände der beteiligten Schraubenzeile. Basis zur Festlegung des einzelnen Zug-Tragwiderstandes bildet die geforderte Mindestzugfestigkeit der Schraube (vgl. Abschnitt 6.242, Tab. 6.01). Zusammen mit dem wirksamen inneren Hebelarm h_1 lässt sich schliesslich der Tragwiderstand der Verbindung $M_{A,u}$ bestimmen. Der Hebelarm ist dabei als der Abstand zwischen dem Schwerpunkt der Zug-Schrauben und der Unterkante vom Flansch des angeschlossenen Profils definiert (vgl. Abb. 6.34).



- $\Sigma F_{\text{Schraube},u}$:

Summe der Tragwiderstände der im Zugbereich liegenden Schrauben. Der Tragwiderstand der einzelnen Schraube mit $F_{\text{Schraube},u} = A_{Sp} \cdot f_u$ errechnet sich aus dem Spannungsquerschnitt A_{Sp} und der geforderten Mindestzugfestigkeit f_u der Schraube. Somit errechnet sich der Gesamt-Zugtragwiderstand mit

$$\rightarrow \Sigma F_{\text{Schraube},u} = 2 \cdot F_{\text{Schraube},u} \text{ (zweireihig)}$$

bzw.

$$\rightarrow \Sigma F_{\text{Schraube},u} = 4 \cdot F_{\text{Schraube},u} \text{ (vierreihig)}$$

- h_1 :

Wirksamer innerer Hebelarm, definiert als Abstand zwischen dem Schwerpunkt der Schrauben im Zugbereich und der Unterkante vom Flansch des angeschlossenen Profils.

$$M_{A,u} = \Sigma F_{\text{Schraube},u} \cdot h_1$$

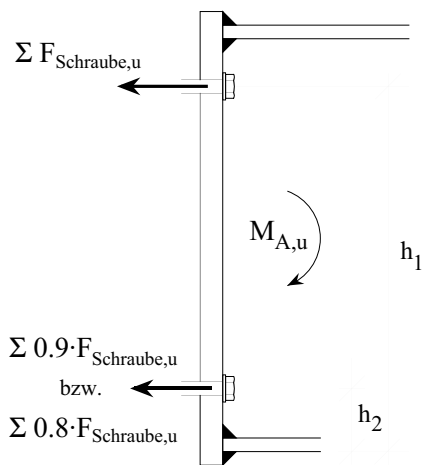
Abb. 6.34: Prinzip zur Ermittlung des Tragwiderstandes der bündigen Stirnplattenverbindung für den Fall, dass die im Druckbereich liegenden Schrauben nicht mitwirken

Schritt 2b:

Tragwiderstand der Verbindung, falls die untenliegenden Schrauben mitwirken

Der unter 2.a) ermittelte "Grund"-Tragwiderstand der Verbindung vergrössert sich um das Zusatzmoment, welches die im eigentlichen Druckbereich liegenden Schrauben zusammen mit

dem zugehörigen Hebelarm h_2 beibringen (vgl. Abb. 6.35). Der Widerstand dieser Schrauben wird im Modell sinngemäss der Verformungsannahme auf die theoretische Streckgrenze der Schraube festgelegt bzw. begrenzt.



mit:

- $\Sigma F_{\text{Schraube,y}}$: Summe der Widerstände auf Niveau Streckgrenze der im Druckbereich liegenden Schrauben mit $F_{\text{Schraube,y}} = 0.9 \cdot F_{\text{Schraube,u}}$ bei FK 10.9 bzw. $F_{\text{Schraube,y}} = 0.8 \cdot F_{\text{Schraube,u}}$ bei FK 8.8. Der zugehörige Gesamttragwiderstand $\Sigma F_{\text{Schraube,y}}$ der untenliegenden Schrauben entspricht sinngemäss dem zweifachen bzw. vierfachen Einzelwiderstand der Schraube $F_{\text{Schraube,y}}$ bei der zweireihigen bzw. vierreihigen Ausbildung.

#

- h_2 : Wirksamer innerer Hebelarm der im Druckbereich liegende Schrauben, definiert als Abstand zwischen dem Schwerpunkt dieser Schrauben und der Unterkante vom Flansch des angeschlossenen Profils.

$$M_{A,u} = \Sigma F_{\text{Schraube,u}} \cdot h_1 + \Sigma F_{\text{Schraube,y}} \cdot h_2$$

Abb. 6.35: Prinzip zur Ermittlung des Tragwiderstandes der bündigen Stirnplattenverbindung für den Fall, dass die im Druckbereich liegenden Schrauben zusätzlich mitwirken

Falls die unter Schritt 1 genannte Bedingung der Mitwirkung der untenliegenden Schrauben erfüllt ist, kann neben der dadurch ermöglichten Erhöhung des Tragwiderstandes gleichzeitig auch das Verformungsvermögen durch den zusätzlichen Anteil der sogenannten überplastischen Längung der Schraube, wie dies im vorangehenden Abschnitt erörtert wurde, vergrössert werden.

Parallel dazu müsste konsequenterweise der Tragwiderstand dieser im Zugbereich liegenden Schrauben gleichzeitig reduziert werden ($F_{\text{Schraube,u}} \searrow 0.9 \cdot F_{\text{Schraube,u}}$ bzw. $\searrow 0.8 \cdot F_{\text{Schraube,u}}$), was jedoch der Vereinfachung wegen im Modell bei der entsprechenden Bestimmung des Tragwiderstandes vernachlässigt wird. Vor dem Hintergrund der übrigen restriktiven Annahmen lässt sich die damit gemachte "Überschätzung" vertreten.

Die praktische Anwendung im Detail zur Ermittlung des Tragwiderstandes der Verbindung wird anhand eines Rechenbeispiels einer bündigen Stirnplattenverbindung mit normalen HV-Schrauben der FK 10.9 und zusätzlich bei gleicher Ausführung, jedoch mit schaftlosen Schrauben der FK 8.8 bestückt, im Anhang A4 aufgezeigt.

Wie bei der Bewertung des Rechenansatzes bezüglich des Verformungsvermögens interessiert gleichermassen auch die Qualität der Modellaussage zum Tragwiderstand der Verbindung. Der nach der oben beschriebenen Methode rechnerisch ermittelte Tragwiderstand zeigt im Vergleich zu dem im Versuch effektiv festgestellten Tragwiderstand - ohne Ausnahme - eine sehr gute Übereinstimmung (vgl. Abb. 6.36). In der Regel unterschätzt das Modell bei allen Ausführungen den effektiven Wert im Mittel um rund 3%.

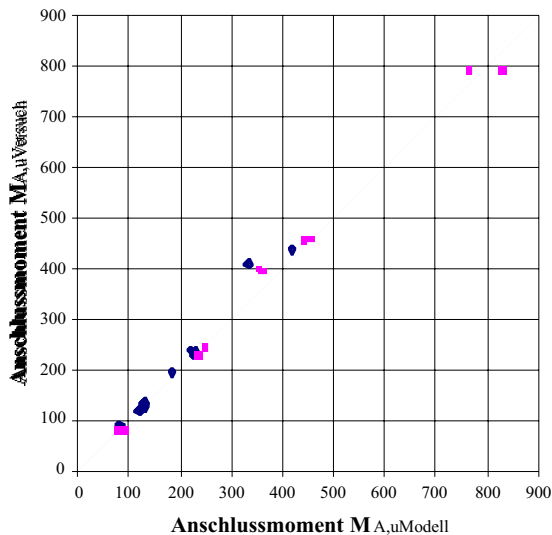


Abb. 6.36:
 Vergleich zwischen dem mit dem Modell errechneten Tragwiderstand $M_{A,u}$ der bündigen Stirnplattenverbindung und den im Kragversuch gemessenen Ergebnissen bei zwei- und vierreihige Schraubenanordnung
 Ausführung: \blacklozenge 2-reihig \blacksquare 4-reihig

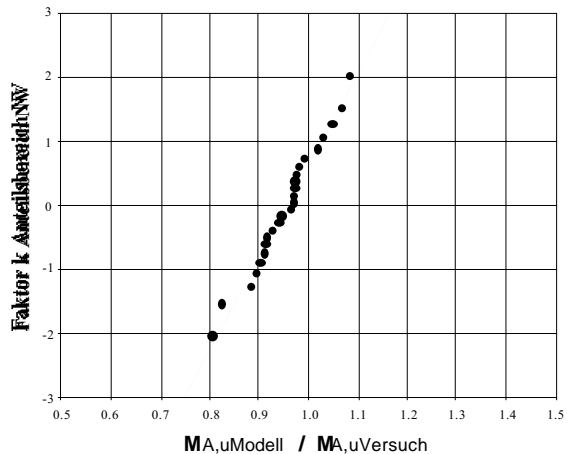


Abb. 6.37:
 Überprüfung der rechnerisch ermittelten Werte des Tragwiderstandes $M_{A,u}$ der bündigen Stirnplattenverbindung im Vergleich zu den effektiven im Kragversuch gemessenen Werte bezüglich ihrer statistischen Verteilung mittels der Darstellung des Normal Probability Plots

Die Auswertung bezüglich der Standardabweichung und die entsprechende Darstellung im Normal Probability Plot (vgl. Abb. 6.37) zeigt gegenüber dem Verhältniswert, gebildet aus dem rechnerisch ermittelten Tragwiderstand der Verbindung und dem zugehörigen Versuchswert ($M_{A,uModell}/M_{A,uVersuch}$), geringe Abweichungen zur ermittelten Geraden. Dies belegt eine Normalverteilung der Vergleichswerte, was wiederum auf den zufälligen und nicht systematischen Charakter der Abweichungen hinweist. In der vergleichsweisen steilen Neigung der Geraden drückt sich die Geringfügigkeit der bestehenden Abweichungen aus. Gleichermassen interessant ist auch hier die Feststellung, dass das Modell die verschiedenen Ausbildungsformen und Schraubentypen adäquat und zuverlässig erfasst.

6.263 Anwendung des Modells zur Ermittlung des Verformungsvermögens bei der überstehenden Stirnplattenverbindung

Die grundsätzlichen Überlegungen und getroffenen Annahmen zum Modell für die Ermittlung des Verformungsvermögens der Verbindungsausbildung mit überstehender Kopfplatte ist in den vorangehenden Abschnitten im Detail erörtert und aufgezeigt. In gleicher Art wie für die bündige Ausführung sollen diese im nachfolgenden für die praktische Anwendung zusammenfassend aufgezeigt und formuliert werden.

Der Grundgedanke zur Erfassung der maximalen Rotation dieser Ausführungsform besteht darin, dass sich die überstehende Kopfplatte aus dem "bündigen" und dem überkragenden Teil zusammensetzt und die jeweils kleinere Verformung dieser beiden Teile zusammen mit der Längung der zugehörigen Schraube die Verformungskapazität der Verbindung diktiert.

Die Bestimmung der Längung der massgebenden Schraube bei Erreichen ihres Tragwiderstandes $\delta_{Schraube,u}$ erfolgt nach den im vorangehenden Abschnitt 6.241 erläuterten Ansatz. Die Verformung des bündigen Anteils der Kopfplatte $\delta_{Platte,bündig}$ wird bestimmt, als ob der Überstand

nicht bestünde und kann folglich nach dem im vorangehenden Abschnitt 6.261 erläuterten Vorgehen erfolgen.

Die Berechnung der Verformung des überstehenden Teils der Kopfplatte $\delta_{\text{Platte, überst.}}$ schliesslich erfolgt am adäquaten, im vorangehenden Abschnitt 6.258 erörterten Kragarm-Stabmodell. Der Tragwiderstand der Schraube(n) $F_{\text{Schraube, u}}$ bildet dabei die Belastung. Von Entscheidung bezüglich der Einflussnahme ist dabei die Frage, ob diese Beanspruchung nur elastische Verformungen bewirkt oder ob sich Fliessgelenklinien ausbilden können, welche plastische Verformungen nach sich ziehen.

Das Vorgehen zur Abklärung dieser Frage kann sich gestützt auf die Verformungsfigur und die mögliche Ausbildung von Fliessgelenken (vgl. Abschnitt 6.258 und Abb. 6.18) wie folgt abwickeln, wobei entsprechend der Verformungsanteile grundsätzlich zwei Beanspruchungszustände möglich sind:

Zustand 1:

Bestimmung der Kraft $F_{\text{Platte, y1}}$, welche das erste Fliessgelenk bewirkt

Das erste Fliessgelenk tritt an der Einspannstelle auf, womit die Grenze zwischen elastischer und plastischer Verformung festgelegt ist (vgl. Abbildung 6.38). Falls die zur Ausbildung des ersten Fliessgelenks (m_7) erforderliche Belastung $F_{\text{Platte, y1}}$ grösser ist als die effektiv angreifende Kraft der Schraube(n) $F_{\text{Schraube, u}}$, dann bleiben die Verformungen am Überstand elastisch, andernfalls ergeben sich plastische Verformungen. Die im ersten Fall resultierenden elastischen Verformungen werden aufgrund der zum Einspannungsrand nahen Lastanordnung und der dadurch kleinen Deformationen vernachlässigt. Sofern sich plastische Verformungsanteile einstellen wird der Zustand 2 massgebend.

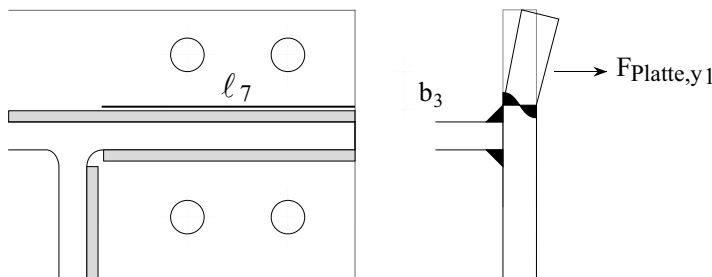


Abb. 6.38:
Prinzip zur Bestimmung der Kraft $F_{\text{Platte, y1}}$ die erforderlich ist, um an der Einspannstelle das erste Fliessgelenk auszubilden

$$F_{\text{Platte, y1}} = m_7 \cdot \ell_7 \cdot \frac{1}{b_3}$$

- falls $F_{\text{Platte, y1}} > \Sigma F_{\text{Schraube, u}}$ → nur elastische Plattenverformungen
 ↳ $\delta_{\text{Platte, überst.}} = 0$ → $\delta_{\text{tot, überst.}} = \delta_{\text{Schraube, u}}$
- falls $F_{\text{Platte, y1}} < \Sigma F_{\text{Schraube, u}}$ → plastische Plattenverformungen
 ↳ Zustand 2

Dabei sind die einzelnen Anteile wie folgt definiert:

- m_7 : Plastisches Moment der Einspannstelle ($m_7 = f_y \cdot d_p^2 / 4$)
- b_3 : Abstand zwischen angreifender Kraft (Schraubenkraft) und Einspannstelle

Zustand 2:

Bestimmen der Kraft $F_{\text{Platte},y2}$, welche die zwei möglichen Fließgelenke und damit den Mechanismus bewirkt mit Hilfe der Bruchlinientheorie in analoger Vorgehensweise zur Bestimmung der Kraft bei der bündigen Form (vgl. Abschnitt 6.261)

Die obere Grenze, als Zustand 2 bezeichnet, wird mit dem Tragwiderstand der Kragplatte festgelegt. Dieser ist bei den vorgegeben Geometrien in der Regel dadurch gegeben, dass sich nach der Ausbildung des ersten Fließgelenks (m_7) die Platte an ihrem Kragende auf dem Gegenlager abstützt und sich der Mechanismus durch das zweite Fließgelenk (m_8) bei der Lasteinleitung ausbildet. Basierend auf der Fließlinientheorie kann - in analoger Weise wie bei der bündigen Ausführung - durch das Gleichsetzen der inneren mit der äusseren Arbeit der Tragwiderstand der überstehenden Platte $F_{\text{Platte},y2}$ bestimmt werden (vgl. Abb. 6.39). Der theoretische Grenzwiderstand der Platte $F_{\text{Platte},u2}$ ist mit der "Durchplastifizierung" auf dem Niveau der Bruchspannung f_u bzw. der zugehörigen Randdehnung $\epsilon_{R,u}$ beim Fließgelenk der Einspannstelle erreicht. In analoger Weise wie bei der bündigen Platte kann die dem Tragwiderstand der Schraube(n) zugehörige Randdehnung ϵ_R durch Interpolation zwischen den Dehnungen der Platte beim Fließen und jener beim Bruch ermittelt werden (vgl. Abb. 6.40). Durch entsprechende Rotation des Fließgelenks über die Randdehnung $\epsilon'_{R,3}$ bei der Einspannstelle lässt sich schliesslich die massgebende Verformung des Überstandes $\delta_{\text{Platte},\text{überst.}}$ bestimmen.

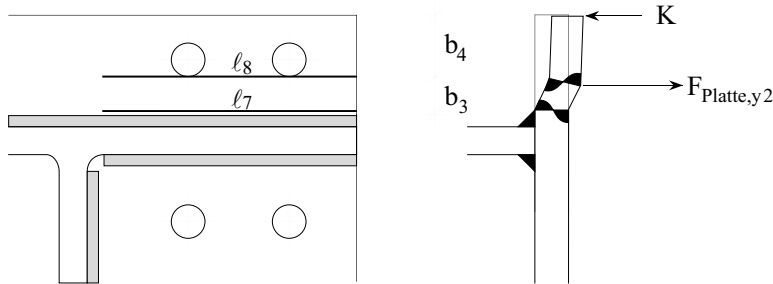


Abb. 6.39:
Prinzip zur Bestimmung der Kraft $F_{\text{Platte},y2}$ die erforderlich ist, um die zwei Fließgelenke bzw. den Fließmechanismus an der Kragplatte auszubilden

$$F_{\text{Platte},y2} = m_7 \cdot l_7 \cdot \frac{1}{b_3} + m_8 \cdot l_8 \cdot \left(\frac{1}{b_3} + \frac{1}{b_4} \right)$$

Dabei sind die einzelnen Anteile wie folgt definiert:

- m_8 : Plastisches Moment im zweiten Fließgelenk bei der Kräfteinleitung ($m_8 = m_7$)
- l_8 : Wirksame Länge des Fließgelenks bei der Kräfteinleitung ($l_8 = l_7$), Bestimmung der mitwirkenden Länge nach den Vorgaben von Abschnitt 6.257
- b_4 : Abstand zwischen angreifender Kraft (Schraubkraft) und Kragarmende

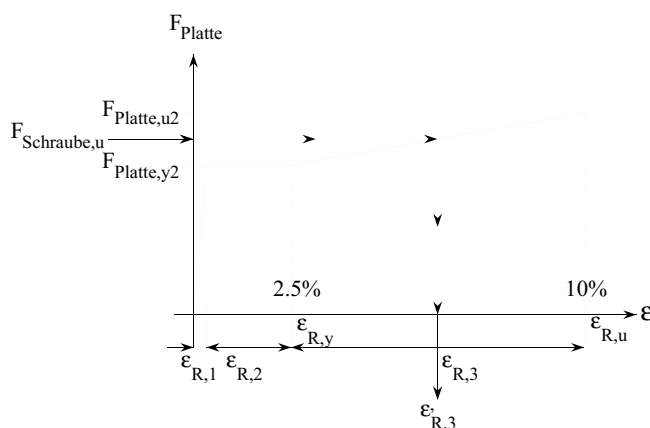


Abb. 6.40:
Prinzip zur Bestimmung der zur Schraubkraft $F_{\text{Schraube},u}$ zugehörigen Randdehnung $\epsilon'_{R,3}$ mittels Interpolation zwischen der Dehnung der Platte beim Fließen und der Dehnung beim Bruch

Die Bestimmung der Gesamtverformung der überstehenden Kopfplatte geschieht wie folgt:

$$\varepsilon'_{R,3} \approx 2.5\% + \frac{F_{\text{Schraube,u}} - F_{\text{Platte,y2}}}{F_{\text{Platte,u2}} - F_{\text{Platte,y2}}} \cdot 7.5\% \quad \text{mit } \varepsilon_R \approx \varphi \rightarrow \delta_{\text{Platte,überst.}} \approx \frac{\varepsilon'_{R,3}}{100} \cdot b_3$$

$$\rightarrow \delta_{\text{tot,überst.}} = \delta_{\text{Platte,überst.}} + \delta_{\text{Schraube,u}}$$

Nunmehr liegen mit den beiden Werten $\delta_{\text{tot,bündig}}$ und $\delta_{\text{tot,überst.}}$ die maximalen Verformungen des bündigen und überstehenden Bereichs vor. Die jeweils zugehörige Rotation lässt sich mittels dem korrespondierenden inneren Hebelarm h_1 bzw. h_3 bestimmen.

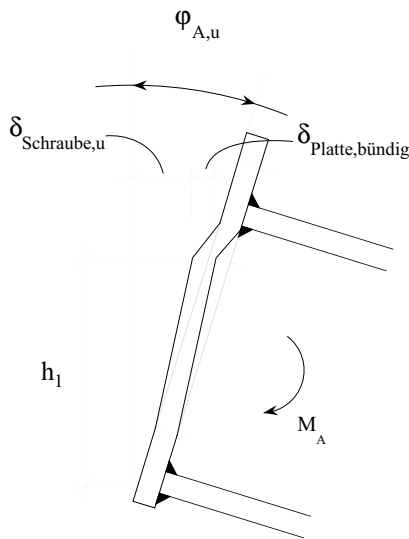


Abb. 6.41:

Ermittlung der maximalen Rotation $\varphi_{A,u}$ der überstehenden Stirnplattenverbindung, hervorgerufen durch die Gesamtverformungen des "bündigen" Anteils $\delta_{\text{tot,bündig}}$ der Kopfplatte

$$\varphi_{A,u} = \frac{\delta_{\text{tot,bündig}}}{h_1}$$

Dabei ist der Hebelarm $h_1 = e_3 + e_4 - u$ als Abstand zwischen dem Schwerpunkt der auf der Innenseite des Zugbereichs liegenden Schrauben zur Unterkante vom Druckflansch des angeschlossenen Profils definiert.

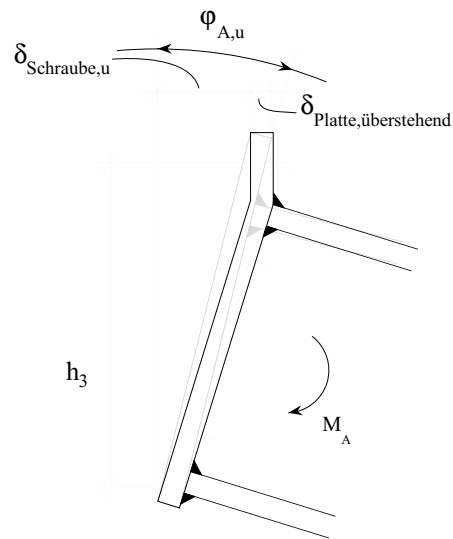


Abb. 6.42:

Ermittlung der maximalen Rotation $\varphi_{A,u}$ der überstehenden Stirnplattenverbindung, hervorgerufen durch die Gesamtverformungen des auskragenden Überstandes $\delta_{\text{tot,überst.}}$ der Kopfplatte

$$\varphi_{A,u} = \frac{\delta_{\text{tot,überst.}}}{h_3}$$

Dabei ist der Hebelarm $h_3 = e_2 + e_3 + e_4 - u$ als Abstand zwischen dem Schwerpunkt der im Plattenüberstand liegenden Schrauben zur Unterkante vom Druckflansch des angeschlossenen Profils definiert.

Der kleinere der beiden Werte bezeichnet schliesslich die grösstmögliche Rotation $\varphi_{A,u}$ der Verbindung. Die praktische Anwendung im Detail zur Ermittlung des Verformungsvermögens der Verbindung wird anhand eines Rechenbeispiels einer überstehenden Stirnplattenverbindung mit normalen HV-Schrauben der FK 10.9 und zusätzlich bei gleicher Ausführung, jedoch mit schaftlosen Schrauben der FK 8.8 bestückt, im Anhang A4 aufgezeigt.

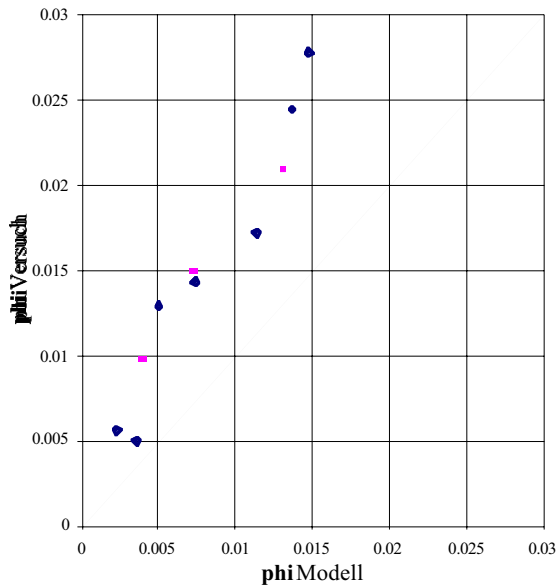


Abb. 6.43: Vergleich zwischen dem mit dem Modell errechneten Rotationsvermögen $\varphi_{A,u}$ der überstehenden Stirnplattenverbindung und den im Kragversuch gemessenen Ergebnissen bei zwei- und vierreihiger Schraubenanordnung
Ausführung: \blacklozenge 2-reihig \blacksquare 4-reihig

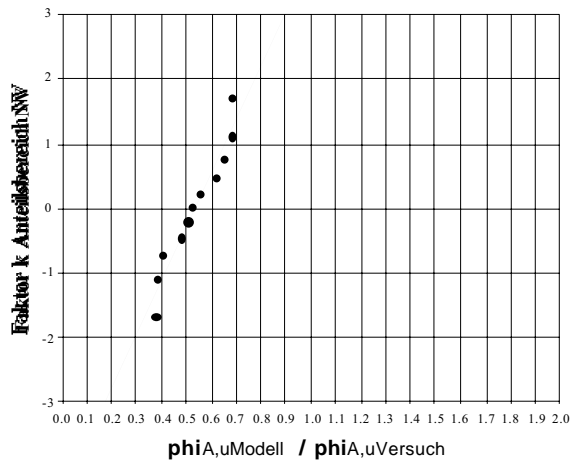


Abb. 6.44: Überprüfung der rechnerisch ermittelten Werte des Rotationsvermögens $\varphi_{A,u}$ der überstehenden Stirnplattenverbindung im Vergleich zu den effektiven, im Kragversuch gemessenen Werte bezüglich ihrer statistischen Verteilung mittels der Darstellung des Normal Probability Plots

Obwohl die Basis zu einem Vergleich mit insgesamt nur 10 Versuchen an Ausführungen mit überstehenden Kopfplatten schmal ist, interessiert gleichwohl die Spiegelung der Rechenwerte an den Versuchsergebnissen. Zahlenmässig kann sowohl für die Ausbildung mit zwei- wie auch vierreihiger Schraubenanordnung eine akzeptable Übereinstimmung konstantiert werden. Die allgemein zurückhaltende, auf der sicheren Seite liegende Formulierung lässt sich in der Gegenüberstellung deutlich ablesen, indem die rechnerisch ermittelten Werte ohne Ausnahme das effektive Verformungsvermögen unterschätzen (vgl. Abb. 6.43). Weit gewichtiger erscheint für die Bewertung die aus dem Normal Probability Plot (vgl. Abb. 6.44) resultierende Aussage, wonach die Modellwerte in gleicher Art wie bei der bündigen Ausführung einer Normalverteilung folgen. Dies deutet auf den zufälligen und nicht systematischen Charakter der bestehenden Abweichungen hin und attestiert in diesem Sinne dem Ansatz eine konsistente Struktur. Der Umstand, dass die unterschiedlichen Ausbildungsformen bezüglich Schraubenzahl und Schraubentyp gleichermassen gut erfasst werden, bestärkt diesen Befund.

6.264 Anwendung des Modells zur Ermittlung des Tragwiderstandes der überstehenden Stirnplattenverbindung

Die Überlegungen zum Verformungsvermögen der überstehenden Kopfplatte schliessen gleichermassen auch die Grundsätze zu ihrem Tragverhalten mit ein, sodass sich in analoger Form wie bei der bündigen Ausbildung auch für diese Ausführungsform ein Tragmodell ableiten lässt. Wo sich zur Bestimmung der massgebenden Verformung die beiden Plattenbereiche, "bündiger" Anteil und Überstand, getrennt betrachten liessen, besteht diese "Unabhängigkeit" verständlicherweise beim Tragwiderstand hingegen nicht. Vielmehr wirken diese beiden Teile zusammen und liefern aufgrund ihrer Steifigkeitsverhältnisse entsprechende Anteile.

Indem bei der vorliegenden Konzeption die Schrauben mehr oder weniger symmetrisch zum Zugflansch angeordnet sind, bestehen beidseitig (Überstand und Profilbereich) "Kragarme" mit ungefähr gleicher Länge aber unterschiedlichem statischen System bzw. unterschiedlicher Stei-

figkeit. Der innenliegende Bereich, d.h. der bündige Anteil verfügt offensichtlich in jedem Fall über eine deutlich höhere Steifigkeit als der Überstand. Dies bedeutet aber auch, dass die Tragwiderstände dieser beiden Teile und deren Verformungen unterschiedlich sind. Die Kraftaufteilung wird aber nicht nur über die Steifigkeitsverhältnisse der Platte, sondern gleichzeitig auch über die Steifigkeit, respektive über die Verformungscharakteristik der beteiligten Schrauben dirigiert.

Mit anderen Worten, der Gesamttragwiderstand der Verbindung hängt interaktiv vom Verformungsverhalten und vom Tragwiderstand der beteiligten Teile ab. Der eingebrachte Ansatz baut auf den vorangehend gemachten Vorschlägen zur Abschätzung des Tragverhaltens und der Verformungen der einzelnen Teile - bündige Platte, Überstand und Schraube - auf und bewertet das Zusammenwirken durch gegenseitiges Abwägen der massgebenden Zustände.

Der Ausgangspunkt des Modells bildet auch hier der Umstand, dass der Tragwiderstand der Verbindung durch den Tragwiderstand der massgebenden auf Zug beanspruchten Schrauben begrenzt ist. Damit ist aber auch als erstes über die Längung der entsprechenden Schraube im Bruchzustand im Grunde genommen die Steifigkeit zu diesem Zeitpunkt gegeben und als "fester" Wert gesetzt. Zusammen mit den zugehörigen Verformungen des jeweiligen Plattenanteils lässt sich schliesslich, wie im vorangehenden Abschnitt gezeigt, über den korrespondierenden Drehwinkel den für die Gesamtverformung der Verbindung entscheidenden Plattenteil, "bündig" oder Überstand, ausfindig machen. Damit ist aber nicht nur die Verformung definiert, sondern gleichzeitig auch die Lage der für den Tragwiderstand massgebenden Schraube lokalisiert. Die Mitwirkung der übrigen Schrauben lässt sich letztlich aufgrund der Verformungen, welche ihnen die Rotation der Verbindung abverlangt, abschätzen.

Die Steifigkeit des Überstandes übt einen grundlegenden Einfluss auf die gesamte Kraftverteilung in der Verbindung aus. In der rechnerischen Umsetzung erscheint es daher auch angebracht, auf die von den Verformungen her in Abschnitt 6.258 aufgezeigten Zustände abzustellen. Für die praktische Anwendung setzt sich das Vorgehen zur Berechnung des Tragwiderstandes daher aus den folgenden Schritten zusammen:

1. Schritt:

Abklärung der Lage der massgebenden Schraube ermittelt über das Rotationsvermögen

Die eben im vorangehenden Abschnitt 6.263 erörterte Bestimmung des Verformungsvermögens der Verbindung macht deutlich, welcher Plattenteil – "bündig" oder Überstand – die Verdrehung im Bruchzustand begrenzt. Damit ist konsequenterweise die Lage bzw. der Plattenteil bestimmt, bei welchem die volle Schraubenkraft wirkt. Die zwei möglichen Situationen sind wie folgt beschrieben:

Fall A: "Bündiger" Plattenteil massgebend:

$$(\delta_{\text{Schraube,u}} + \delta_{\text{Platte,überst.}}) / h_3 > (\delta_{\text{Schraube,u}} + \delta_{\text{Platte,bündig}}) / h_1 \rightarrow \text{Schrauben im Profil massgebend}$$

Fall B: Überstehender Plattenteil massgebend:

$$(\delta_{\text{Schraube,u}} + \delta_{\text{Platte,überst.}}) / h_3 < (\delta_{\text{Schraube,u}} + \delta_{\text{Platte,bündig}}) / h_1 \rightarrow \text{Schrauben im Überstand massgebend}$$

2. Schritt:

Bestimmung der Mitwirkung der übrigen Schrauben

In der Folge geht es einzig darum den Anteil der Mitwirkung der restlichen, "nicht massgebenden" Schrauben im Zugbereich wie auch eventuell mitwirkender Schrauben des Druckbereichs zu bestimmen. Die Festlegung der entscheidenden Verformung und damit der massgebenden

Schraube hängt im wesentlichen vom Verhalten des Überstandes ab. Dieses lässt sich grundsätzlich durch zwei Zustände kennzeichnen.

Zustand 1:

Überstand elastisch → Schrauben im Überstand massgebend

Die Kriterien und zugehörigen Anteile sind wie folgt:

- $0 < \delta_{\text{Spalt,hi}} < 2 \cdot \delta_{\text{Schraube,y}} \rightarrow F_{\text{hi}} = 0$
- $2 \cdot \delta_{\text{Schraube,y}} < \delta_{\text{Spalt,hi}} < 2 \cdot \delta_{\text{Schraube,u}} \rightarrow F_{\text{hi}} = F_{\text{Schraube,y}}$
- $\delta_{\text{Spalt,hi}} > 2 \cdot \delta_{\text{Schraube,u}} \rightarrow F_{\text{hi}} = F_{\text{Schraube,u}}$

Dabei sind die einzelnen Anteile wie folgt definiert:

- $\delta_{\text{Spalt,hi}} = \varphi_{\text{A,u}} \cdot h_i$
- $\delta_{\text{Schraube,y}}$: Elastische Längung der Schraube bei Erreichen ihrer theoretischen Streckgrenze ($0.9 \cdot F_u$ bei FK 10.9 bzw. $0.8 \cdot F_u$ bei FK 8.8) errechnet gemäss Modell (vgl. Abschnitt 3.432).
- $\delta_{\text{Schraube,u}}$: Längung der Schraube bei Erreichen ihrer Maximalkraft $F_{\text{Schraube,u}}$ errechnet gemäss Modell (vgl. Abschnitt 6.241).
- F_{hi} : Schraubenkraft in der Lage, welche dem zugehörigen wirksamen Hebelarm h_i entspricht.
- $F_{\text{Schraube,y}}$: Schraubenkraft bei Erreichen ihrer theoretischen Streckgrenze, d.h. $0.9 \cdot F_u$ bei FK 10.9 bzw. $0.8 \cdot F_u$ bei FK 8.8.
- $F_{\text{Schraube,u}}$: Tragwiderstand der Schraube auf Zug. In der Berechnung als geforderter Mindestwert (vgl. Abschnitt 6.242, Tab. 6.01) festgelegt.

Der Plattenüberstand ist im Zustand 1 derart steif, dass die angreifende maximale Schraubenkraft $F_{\text{Schraube,u}}$ nur elastische Verformungen bewirkt. Aufgrund der geometrischen Verhältnisse ist in diesem Fall immer der Überstand für die Verdrehung und demzufolge auch für die Schraubenkraft massgebend. Das heisst, die Schrauben im Überstand können ihre volle Tragkraft entwickeln. Die Schrauben im Profilbereich dagegen werden zufolge der Verdrehungsbegrenzung möglicherweise nicht voll bis zu ihrem Tragwiderstand beansprucht. Die Höhe ihrer Beanspruchung und damit letztlich den Grad ihrer Mitwirkung hängt vom Dehnweg ab, welche die maximale Rotation von diesen Schrauben verlangt. Das Kriterium im Rechenansatz lehnt sich an den Massstab der Mitwirkung der Schrauben im Druckbereich an.

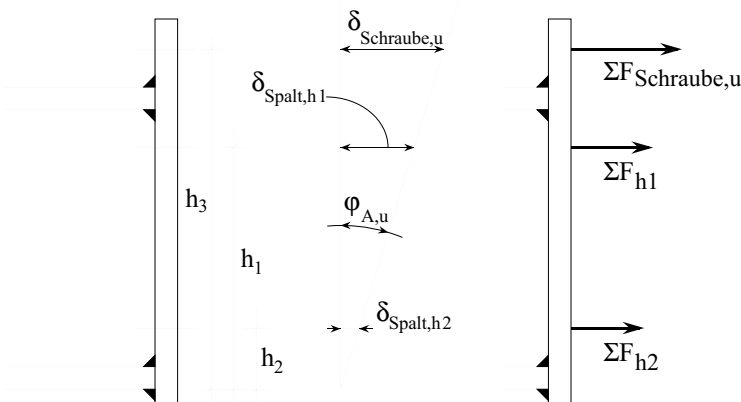


Abb. 6.45:
Bestimmung der Mitwirkung der Schrauben, falls der Überstand nur elastische Verformungen liefert

Die Schranken bilden dabei die elastische Längung $\delta_{\text{Schraube,y}}$ und die Längung der Schraube $\delta_{\text{Schraube,u}}$ bei Erreichen des Tragwiderstandes der Schraube. Falls die von der Rotation der Ver-

bindung herrührende Spaltöffnung $\delta_{\text{Spalt,hi}}$ auf der Höhe der abzuklärenden Schraube das Zweifache der elastischen Längung übersteigt, wird davon ausgegangen, dass damit die Schraube die der theoretischen Streckgrenze entsprechende Kraft $F_{\text{Schraube,y}}$ überträgt.

Um die volle Schraubenkraft übertragen zu können, wird eine Spaltöffnung von mindestens der zweifachen Längung der Schraube bei Maximalkraft verlangt. Strenggenommen ist diese obere Schranke ein fiktiver Wert. Sie ist bewusst restriktiv gewählt, um zunächst mathematisch eine klare Trennung zur ersten Grenze zu erreichen. Damit werden aber auch die rechnerisch vernachlässigte Plattenverformung zum Teil "aufgefangen" und nicht zuletzt auf Grund von Sicherheitsüberlegungen, gleichzeitig die zu Sprödverhalten neigenden Schraubenformen penalisiert.

Zustand 2:

Überstand elastisch \rightarrow \rightarrow plastisch

Die angreifende Maximalkraft der Schraube(n) bewirkt am Überstand ein Fliessgelenk bis hin zum zweiten Fliessgelenk und der Ausbildung des Mechanismus, was in beiden Fällen mit plastischen Verformungen verbunden ist. Bei den vorliegenden geometrischen Verhältnissen stellt dieser Zustand den Regelfall dar.

Im Gegensatz zum Zustand 1, lässt sich im Zustand 2 der für die Verdrehung bzw. der für den Tragwiderstand massgebende Teil nicht im voraus festlegen. Vielmehr muss über den Vergleich der einzelnen hervorgerufenen Verdrehungen abgeklärt werden, ob der "bündige" Teil oder der Überstand entscheidet, welche Schrauben das Versagen bestimmen, wie dies in den Abbildungen 6.46 und 6.47 dargestellt ist. Die weitere Abklärung des Grads der Mitwirkung der übrigen Schrauben erfolgt in gleicher Art wie beim vorangehenden Zustand 1 aufgezeigt.

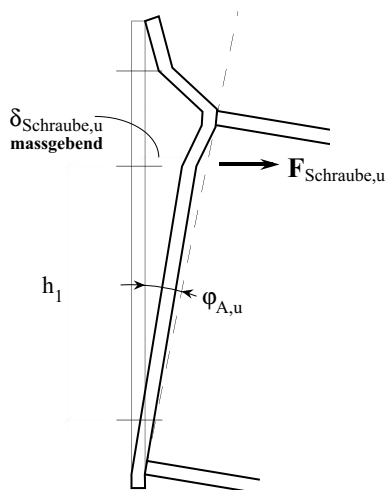


Abb. 6.46:
"Bündiger" Anteil steifer als Überstand
 \rightarrow Schraube im Profilbereich massgebend

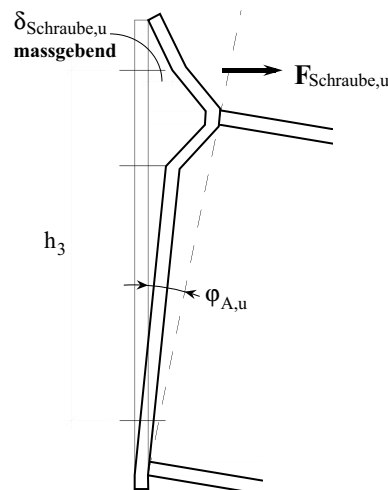


Abb. 6.47:
Überstand steifer als "bündiger" Anteil
 \rightarrow Schraube im Überstand massgebend

In Abhängigkeit der angreifenden Kraft F_{Schraube} ergibt sich nach der Ausbildung des ersten Fliessgelenks im Überstand durch entsprechendes Abstützen am Plattenrand eine "Gegenkraft", die Kantenkraft K , welche bis zur Durchplastifizierung des zweiten Gelenks auf ihren Höchstwert K_{max} anwächst (vgl. Abschnitt 6.258, Abb. 6.26). Die der jeweils effektiv angreifenden Schraubenkraft zugehörige Kantenkraft $K_{F_{\text{Schraube}}}$ hängt vom Entwicklungsstand des Plattenmechanismus ab und kann durch entsprechende Interpolation ermittelt werden (vgl. Abb. 6.48).

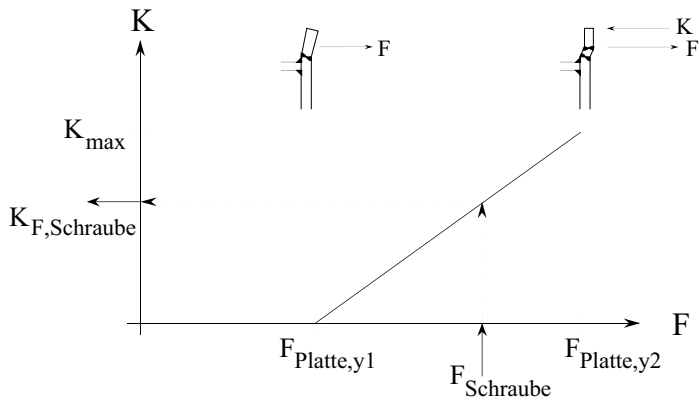


Abb. 6.48:
Ermittlung der zur an-
greifenden Schrauben-
kraft $F_{Schraube}$ gehörigen
Kantenkraft K des
Überstandes

$$K_{F_{Schraube}} = \frac{F_{Schraube} - F_{Platte,y1}}{F_{Platte,y2} - F_{Platte,y1}} \cdot K_{max}$$

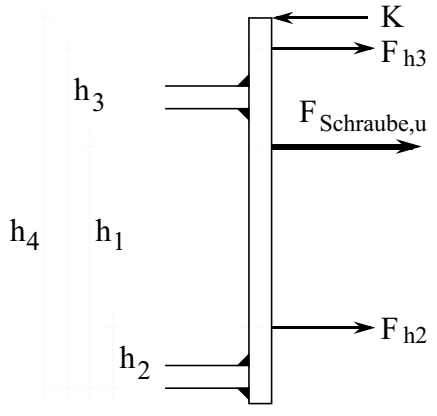
Dabei sind die einzelnen Anteile gemäss Abschnitt 6.263 wie folgt definiert:

- $F_{Platte,y1} = m_7 \cdot \ell_7 \cdot \frac{1}{b_3}$
- $F_{Platte,y2} = m_7 \cdot \ell_7 \cdot \frac{1}{b_3} + m_8 \cdot \ell_8 \cdot \left(\frac{1}{b_3} + \frac{1}{b_4} \right)$
- $K_{max} = m_8 \cdot \ell_8 \cdot \frac{1}{b_4}$

3. Schritt:

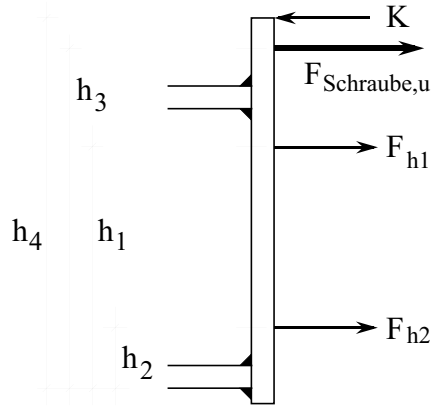
Bestimmung des Tragwiderstandes

Indem nunmehr der Mitwirkungsgrad der einzelnen Schraubenlagen - Überstand, obere und eventuell untere Schrauben im Profilbereich - sowie möglicherweise auftretende Kantenkräfte bekannt sind, lässt sich zusammen mit den zugehörigen Hebelarmen unter Einbezug einer durch die Kantenkraft bewirkten Reduktion schliesslich der Tragwiderstand der Verbindung mit überstehender Kopfplatte bestimmen.



$$M_{A,u} = F_{Schraube,u} \cdot h_1 + F_{h3} \cdot h_3 + F_{h2} \cdot h_2 - K \cdot h_4$$

Abb. 6.49:
Ermittlung des Tragwiderstandes der überstehen-
den Stirnplattenverbindung, falls die Schrauben im
Profilbereich massgebend werden



$$M_{A,u} = F_{Schraube,u} \cdot h_3 + F_{h1} \cdot h_1 + F_{h2} \cdot h_2 - K \cdot h_4$$

Abb. 6.50:
Ermittlung des Tragwiderstandes der überstehen-
den Stirnplattenverbindung, falls die Schrauben im
Überstand massgebend werden

Die praktische Anwendung im Detail zur Ermittlung des Tragwiderstandes der Verbindung wird anhand eines Rechenbeispiels einer überstehenden Stirnplattenverbindung mit normalen HV-Schrauben der FK 10.9 und zusätzlich bei gleicher Ausführung, jedoch mit schaftlosen Schrauben der FK 8.8 bestückt, im Anhang A4 aufgezeigt.

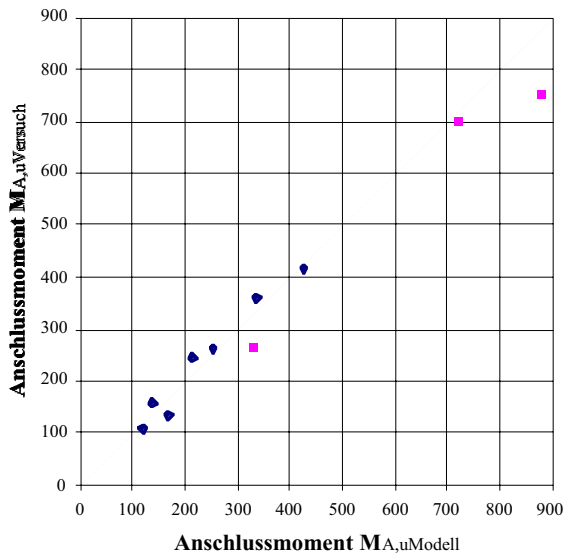


Abb. 6.51:
Vergleich zwischen dem mit dem Modell errechneten Tragwiderstand $M_{A,u}$ der überstehenden Stirnplattenverbindung und den im Kragversuch gemessenen Ergebnissen bei zwei- und vierreihiger Schraubenanordnung
Ausführung: \blacklozenge 2-reihig \blacksquare 4-reihig

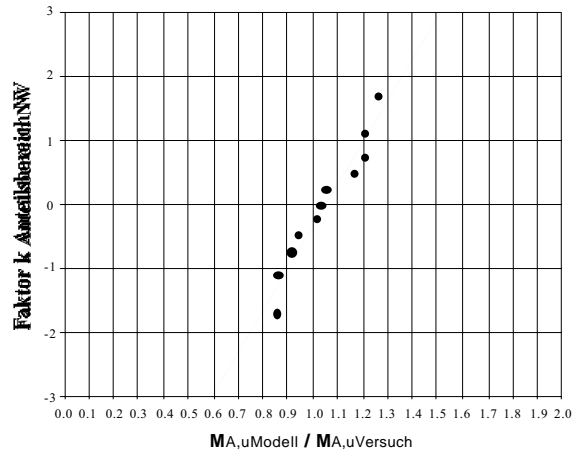


Abb. 6.52:
Überprüfung der rechnerisch ermittelten Werte des Tragwiderstandes $M_{A,u}$ der überstehenden Stirnplattenverbindung im Vergleich zu den effektiven im Kragversuch gemessenen Werte bezüglich ihrer statistischen Verteilung mittels der Darstellung des Normal Probability Plots

Von Interesse ist auch in diesem Fall die Frage nach der Qualität der Modellaussage zum Tragwiderstand der Verbindung. Der einfache Vergleich zwischen den rechnerischen Werten und den im Versuch effektiv erreichten (vgl. Abb. 6.51), zeigt als erstes ein ausgewogenes Bild und eine bemerkenswert gute Prägnanz. Natürlich erlaubt auch in diesem Fall die relativ kleine Anzahl von Vergleichswerten nicht eine abschliessende und allgemein gültige Beurteilung. Dennoch lassen sich aus der Darstellung im Normal Probability Plot (vgl. Abb. 6.52) Tendenzen ablesen, welche auch dem vorgestellten Modell zur Ermittlung des Tragwiderstandes der Stirnplattenverbindung mit überstehender Kopfplatte einen kohärenten Aufbau bescheinigen. Die Verteilung der Rechenwerte lässt auch hier darauf schliessen, dass das Modell offensichtlich die massgebenden Einflussgrössen zuverlässig erfasst. Dabei muss einem bewusst sein, dass auch in diesem Fall die verglichenen Werte verschiedene Ausführungsformen repräsentieren: Die zwei- und vierreihige Anordnung der Schrauben, verschiedene Schraubendurchmesser sowie Schrauben mit und ohne Schaft der Festigkeitsklasse 10.9 und 8.8. Insgesamt lässt sich das Modell aufgrund dieser Kriterien als differenziert und zuverlässig einschätzen.

6.27 Anwendung und Einbezug des vorgeschlagenen Ansatzes bei der Ermittlung der Schnittkräfte

Angesichts der Sachlage, dass nunmehr mit dem vorgeschlagenen Modell neben der Bestimmung des Tragvermögens gleichzeitig ein darauf abgestimmter Rechenansatz zur Ermittlung des Rotationsvermögens der geschraubten Stirnplattenverbindung vorliegt, stellt sich die Frage nach deren Verwendung und dessen Nutzen in der Praxis. In Anknüpfung an die in Abschnitt 5.33 im Zusammenhang mit der Auswertung der Versuchsergebnisse bezüglich der Anwendung

des Berechnungsverfahrens PP (plastische Schittkraftbestimmung und plastische Ermittlung des Querschnittswiderstandes) gemachten Erkenntnisse und angestellten Überlegungen liegt die unmittelbare Antwort auf der Hand: Mit der zusätzlichen Kenntnis der Rotationskapazität der Verbindung ist der neben dem Tragvermögen wohl wesentlichste Bestandteil zur Charakterisierung der Verbindung gegeben. Der Einbezug dieser Grösse in die statische Analyse bringt die Einschätzung und Beurteilung des Verhaltens von Tragsystemen einen grundlegenden Schritt weiter. Mögliche Formen der Anwendung, die sich hierfür anbieten, werden in den nachfolgenden Abschnitten ihrem Grundsatz nach entwickelt und aufgezeigt.

6.271 Nachbildung der Verbindung als starr-plastisches Element

Mit der Kenntnis des Tragwiderstands $M_{A,u}$ und des Verformungsvermögens $\varphi_{A,u}$ der Verbindung liegen als erstes die zwei Grenzwerte ihrer Moment-Rotations-Beziehung vor. Unweigerlich stellt sich die Frage, inwiefern allein diese beiden Werte, ohne weiteres Wissen zum nicht-linearen Verformungsverhalten der Verbindung, für die praktische Anwendung einen Gewinn bei der statischen Analyse darstellen. Einen ersten Hinweis dazu gab die Auswertung der Versuche am Zweifeldträger in Abschnitt 5.33. Offensichtlich lässt sich anhand des Vergleichs zwischen dem Rotationsvermögen der Verbindung und der am starr-plastischen System für eine volle Schnittkraftumlagerung errechneten erforderlichen Rotation eine generelle Unterteilung in Verbindungsausbildungen vornehmen, welche eine volle Schnittkraftumlagerung zulassen und solche, die dafür nicht geeignet sind.

Die Anwendung dieses Vorgehens lässt sich als erstes anhand der Versuchsergebnisse einschätzen. Dies geschieht, indem zunächst mit Hilfe des vorgeschlagenen Rechenansatzes das Rotationsvermögen $\varphi_{A,u,Modell}$ der Verbindung ermittelt wird. Die Bestimmung des für die Verbindung bei einer vollen Schnittkraftumlagerung erforderlichen Drehwinkels $\varphi_{A,u,erf}$ basiert auf der vereinfachten Annahme eines starr-plastischen Verhaltens der Verbindung. Inwieweit schliesslich der rechnerische Vergleich zwischen möglicher und verlangter Rotation die jeweilige Verbindung bezüglich ihres Umlagerungsvermögens qualifizieren kann, lässt sich anhand der Versuchsergebnisse prüfen. Der im Versuch erzielte Grad der Umlagerungen lässt sich zu diesem Zweck mittels dem Verhältnis von im Versuch erreichten Feldmoment $M_{Feld,Vers}$ und dem effektiven plastischen Moment des Trägers $M_{pl,Träger}$ wiedergeben (vgl. Tab. 6.03).

Auf den ersten Blick macht die Gegenüberstellung deutlich, dass zwischen der rechnerischen Aussage und der Feststellung des Versuchs eine bemerkenswerte Korrelation besteht und das vereinfachte Vorgehen für die vorliegende Situation eine zutreffende und klare Trennung vornimmt.

Interessant ist die weitergehende Frage, über welche Qualität die mit der Annahme der starr-plastischen Verbindung mit vorgegebener Rotationskapazität errechnete Traglast des Systems verfügt. Dabei wird für deren Berechnung von der klassischen Vorstellung ausgegangen, dass nach dem Erreichen des Tragwiderstands der Verbindung aufgrund ihres Steifigkeitsverlustes ein klarer Systemwechsel eintritt und die weitere Belastung beim vorliegenden Zweifeldträger über den einfachen Balken abgetragen wird (vgl. Abb. 6.53). Dies erfordert sinngemäss Auflagerverdrehungen, welche von der Verbindung aufzubringen sind. Die Traglast kann folglich bevor eine vollständige Schnittkraftumlagerung geschehen ist durch das Ausschöpfen des Rotationsvermögens der Verbindung (I) erreicht werden oder aber sie ist bei ausreichendem Rotationsvermögen der Verbindung wirklich bei voller Umlagerung durch das Erreichen des plastischen Moments des Trägers im Feld und der vollständigen Ausbildung der kinematischen Kette (II) begrenzt.

Versuch	Form	Schrauben				$\varphi_{A,u,Modell}$	$\frac{M_{F,Vers}}{M_{pl,Träger}}$	$F_{u,rech}$	$\frac{F_{u,rech}}{F_{u,Vers}}$
		Anz. x Ø	Typ	FK	Versagen	$\varphi_{A,u,erf}$		[kN]	
2D1	bündig	4xM12	HV	10.9	G	0.12	0.32	7.4	1.04 ^I
2D2			DIN 933	8.8	T	0.64	0.66	12.8	1.07 ^I
3D1	bündig	4xM20	HV	10.9	G	0.22	0.64	33.4	0.88 ^I
3D2			HV	10.9	T	0.31	0.78	35.4	0.79 ^I
3D3			HVN	10.9	T	1.13✓	1.07✓	56.4	1.01 ^I
4D1	bündig	8xM12	HV	10.9	G	0.12	0.58	23.2	0.75 ^I
4D2			DIN 933	8.8	T	0.69	0.76	37.5	1.01 ^I
5D1	überstehend	6xM16	HV	10.9	G	0.19	0.67	40.9	1.00 ^I
5D2			HVN	10.9	T	0.97✓	1.05✓	57.0	0.98 ^I
10D1	bündig	4xM20	HV	10.9	G	0.21	0.55	22.3	0.77 ^I
10D2			HV	10.9	T	0.29	0.77	24.6	0.66 ^I
10D3			DIN 933	8.8	T	1.08✓	1.08✓	43.7	0.91 ^{II}
11D1	überstehend	6xM16	DIN 933	8.8	T	0.64	1.02	36.0	0.75 ^I
13D1	bündig	4xM20	HV	10.9	G	0.20	0.45	43.0	0.77 ^I
13D2			HVN	10.9	T	1.00✓	0.95✓	108.3	1.05 ^I
14D1	bündig	4xM27	HV	10.9	G	0.28	0.71	68.5	0.75 ^I
14D2			DIN 933	8.8	T	1.49✓	0.97✓	116.3	1.01 ^{II}
15D17	bündig	8xM20	HV	10.9	T	0.62	0.91	95.9	0.84 ^I
15D18			HVN	10.9	T	1.69✓	0.99✓	126.0	1.04 ^{II}
16D1	überstehend	6xM20	HV	10.9	G	0.23	0.55	70.2	0.90 ^I
16D2			HVN	10.9	T	0.91	0.94	117.0	0.99 ^I
<i>Mittelwert:</i>								0.90	
<i>Standardabweichung:</i>								0.12	

- G: Gewindeabstreifen als Versagensart der zugbeanspruchten Schrauben
T: Trennbruch als Versagensart der zugbeanspruchten Schrauben
 $\varphi_{A,u,Modell}$: Rotationswinkel der Verbindung beim Erreichen ihres Tragwiderstandes ermittelt mit dem vorgeschlagenen Rechenansatz nach Abschnitt 6.2
 $\varphi_{A,u,erf}$: Erforderlicher Rotationswinkel der Verbindung bei voller Schnittkraftumlagerung errechnet am starr-plastischen System
✓: Volle Schnittkraftumlagerung erreicht
 $M_{F,Vers}$: Im Versuch maximal erreichtes Feldmoment
 $M_{pl,Träger}$: Plastisches Moment des angeschlossenen Trägers errechnet aus den im Materialversuch gemittelten Fließspannungen und den nominellen Querschnittswerten
 $F_{u,rech}$: Rechnerisch ermittelte Traglast des Zweifeldträgers unter Berücksichtigung des Rotationsvermögens der Verbindung $\varphi_{A,u,Mod}$ bei der Annahme starr-plastischen Verhaltens der Verbindung
 $F_{u,Vers}$: Effektiv, im Versuch erzielte Traglast
I: Traglast $F_{u,rech}$ wird bestimmt bzw. begrenzt durch Rotationsvermögen der Verbindung $\varphi_{A,u,Mod}$
II: Traglast $F_{u,rech}$ wird durch das Erreichen des plastischen Moments im Trägerfeld, d.h. durch die Bildung der kinematischen Kette bestimmt

Tab. 6.03: Beurteilung der Schnittkraftumlagerung und der Traglast des im Versuch geprüften Zweifeldträgers mit Hilfe der vereinfachten Berechnung am starr-plastischen System basierend auf dem rechnerisch ermittelten Tragwiderstand und dem rechnerisch ermittelten Verformungsvermögen der Verbindung im Vergleich zu den im Versuch erreichten Werten

Der Vergleich der in dieser Weise errechneten Traglast $F_{u,rech}$ und der im Versuch effektiv erzielten Traglast $F_{u,Vers}$ (vgl. Tab. 6.03) zeigt in Anbetracht des stark vereinfachten Berechnungsvorgehens eine beachtlich gute Übereinstimmung. Obschon aufgrund dieser Ergebnisse und der einfachen Handhabung wegen eine verallgemeinerte Anwendung verlockend erscheint, bedarf es dazu allerdings weiterer Untersuchungen und Abklärungen an anderen Systemkonfigurationen, wobei hauptsächlich zum einen der Einfluss des statischen Systems und zum anderen die

Auswirkung der Trägerhöhe und das damit zusammenhängende Verformungsvermögen der Stirnplattenverbindung (Schraubenlängung und auch die Plattenverformung sind von der Profilhöhe praktisch unabhängig) abzuklären sind.

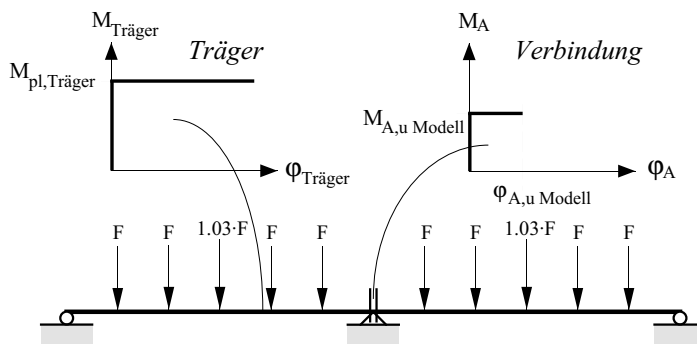


Abb. 6.53:
Grundannahmen zum Berechnungsvorgehen zur Beurteilung der möglichen Schnittkraftumlagerung am untersuchten Zweifeldträger ausgehend von den beiden rechnerisch ermittelten Kenndaten zum Tragwiderstand $M_{A,u} \text{ Modell}$ und zum Rotationsvermögen $\varphi_{A,u} \text{ Modell}$ der Verbindung

Im Detail fällt in der Gegenüberstellung der Tabelle 6.03 auf, dass die einzelnen, vergleichsweise grösseren Abweichungen bei der rechnerischen Traglast im wesentlichen bei den Verbindungsausbildungen mit herkömmlichen HV-Schrauben bestehen. Die Traglast wird dabei durchwegs unterschätzt, was zur Hauptsache auf die bewusst restriktive Modellbildung bei den verformungsarmen Schrauben, die den unerwünschten Spröbruch penalisiert, zurückzuführen ist.

In der Übersicht scheint das gewählte Vorgehen alles in allem die für die Abschätzung des Verhaltens der Tragstruktur signifikanten Einflussgrößen zu erfassen und qualitativ angemessen zu bewerten. Die festgestellte, allgemein gute Übereinstimmung verstärkt im weiteren die Vermutung, dass der mit der Annahme des starr-plastischen Verhaltens der Verbindung vernachlässigte Steifigkeitsunterschied zwischen Verbindung und angeschlossenem Träger die Ergebnisse offenbar nicht markant beeinflusst. Der Frage, wie das nichtlineare Verformungsverhalten der Verbindung in die statische Berechnung miteinbezogen werden kann und welche Ergebnisse zu erwarten sind, wird in den nachfolgenden zwei Abschnitten nachgegangen.

6.272 Nachbildung der Verbindung als nichtlineares Element in Form der wirklichen, im Versuch ermittelten Moment-Rotations Beziehung

Die Verbindung als Bestandteil der jeweiligen Tragstruktur nimmt mit ihrem zum angeschlossenen Bauteil differenten Verformungsverhalten unweigerlich Einfluss auf das Verformungs- und Tragverhalten des Tragwerks. Die Berücksichtigung dieses Sachverhaltes bei der statischen Ermittlung der Schnittkräfte lässt sich mit Hilfe einfacher, statischer Methoden bekanntlich nicht mehr mit angemessenem Aufwand vornehmen. Für die inkrementelle, nichtlineare Analyse, bei welcher die Verbindung mit der ihr zugehörigen Moment-Rotations-Charakteristik berücksichtigt wird, stehen der Praxis entsprechende Computerprogramme, wie zum Beispiel das Programm STATIK-N [6.43] zur Verfügung. Die einzige Schwierigkeit dieses Berechnungsvorgehens besteht darin, dass im allgemeinen der M - φ -Verlauf der verwendeten Verbindung nicht bekannt ist.

Indem mit den vorliegenden Ergebnissen der "Kragversuche" für die dabei untersuchten Verbindungsauführungen die tatsächlichen Moment-Rotations-Beziehungen zur Verfügung stehen, interessiert in dieser speziellen Situation zunächst die Frage über welches Mass der Koinzidenz solche Berechnungsvorgehen verfügen bzw. welche Übereinstimmung zwischen den im Versuch am Zweifeldträger effektiv erzielten Ergebnissen und denen mit dem Programm STATIK-N errechneten Werten besteht.

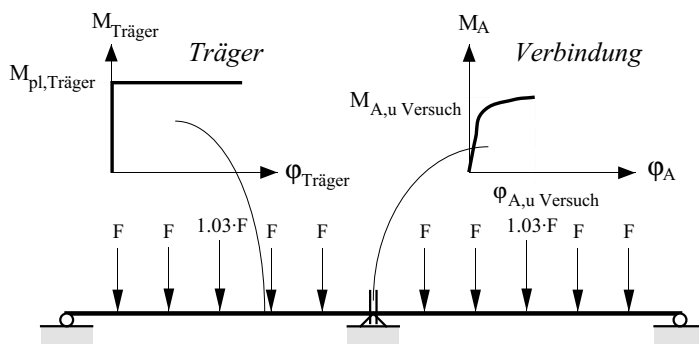


Abb. 6.54:
Ausgangsdaten für die nichtlineare, statische Berechnung mit dem STATIK-N-Programm zur Nachbildung des in den Versuchen geprüften Zweifeldträgers. Das M - φ -Verhalten der Verbindung über dem Mittelauflager wird mittels der tatsächlichen, im Kragarm-Versuch gewonnenen Beziehung berücksichtigt.

Für den Vergleich wird zunächst die Versuchsreihe "14" herangezogen. Bei ihr wurden Verbindungsausbildungen mit identischer Schraubenbestückungen (gleicher Schraubentyp und gleiche Festigkeitsklasse) sowohl als Kragarmanschluss der Reihe "K" wie auch als Stoss des Zweifeldträgers der Reihe "D" geprüft. Bei der Verbindung handelt es sich um eine zweireihige Ausführung mit bündiger Stirnplatte, die zum einen mit herkömmlichen HV-Schrauben M27 der FK 10.9 (14K1/14D1) und zum anderen mit schaftlosen Schrauben (DIN933) gleichen Durchmessers der FK 8.8 (14K2/14D2) ausgeführt ist. Für die rechnerische Ermittlung der Schnittkraftentwicklung beim Zweifeldträger mit dem STATIK-N-Programm wurde zur Beschreibung des Verbindungsverhaltens die tatsächliche, als unverfälscht angesehene, im "Kragträgerversuch" ermittelte Moment-Rotations-Kurve der Verbindung verwendet (vgl. Abb. 6.54).

Als erstes interessiert gewiss der Vergleich der jeweiligen Traglasten. Die rechnerische Traglast liegt mit 94 kN für 14D1 respektive 119 kN für die Verbindungsausbildung nach 14D2 gegenüber jener im Versuch gemessenen mit 91 kN bzw. 115 kN rund 3% über den tatsächlichen Werten. Die Gründe für die Abweichung können verschiedenerlei Ursprungs (Imperfektionen, Streuungen bei der Festigkeit der Schrauben usw.) sein, sie sind allerdings ihres geringen Ausmasses wegen nicht signifikant und eignen sich bezüglich einer weitergehenden Qualifizierung kaum. Aufschlussreicher dagegen ist die Beobachtung der Entwicklung des Anschluss- und Feldmoments bei zunehmender Belastung. Damit lässt sich die Beschaffenheit und Konsistenz der statischen Berechnung und ihre Erfassungs- und Wiedergabequalität besser beurteilen.

Der Vergleich zwischen errechnetem und im Versuch ermitteltem Verlauf der Beziehung zwischen Moment und aufgebrachtter Belastung lässt als erstes die treffende Wiedergabe der Ergebnisse der mit dem STATIK-N-Programm vorgenommenen Analyse erkennen (vgl. Abb. 6.55). Der rechnerisch ermittelte Kurvenverlauf trifft den Charakter der tatsächlichen Beziehung genau, wobei die sie kennzeichnenden Punkte ein hohes Mass an Übereinstimmung aufweisen. Die Stringenz und sensible Reaktionsfähigkeit der Berechnung lässt sich am Beispiel der Verbindungsausbildung mit grösserem Verformungsvermögen anhand der Ergebnisse des Versuchs 14D2 aufzeigen. Bei dieser Ausführung wird die Traglast des Systems primär durch das Erreichen des plastischen Feldmoments bestimmt. Da bei dieser Belastung allerdings das Rotationsvermögen der Verbindung noch nicht vollständig ausgeschöpft ist und gleichzeitig noch eine geringe Tragwiderstandsreserve der Verbindung besteht, geschieht eine Laststeigerung bis schliesslich das tatsächliche Versagen der Verbindung eintritt. Wenn diese Lastzunahme betragsmässig auch unerheblich ist, so ist interessant, wie dieser Vorgang von der Berechnung erfasst und detailtreu "nachgezeichnet" wird.

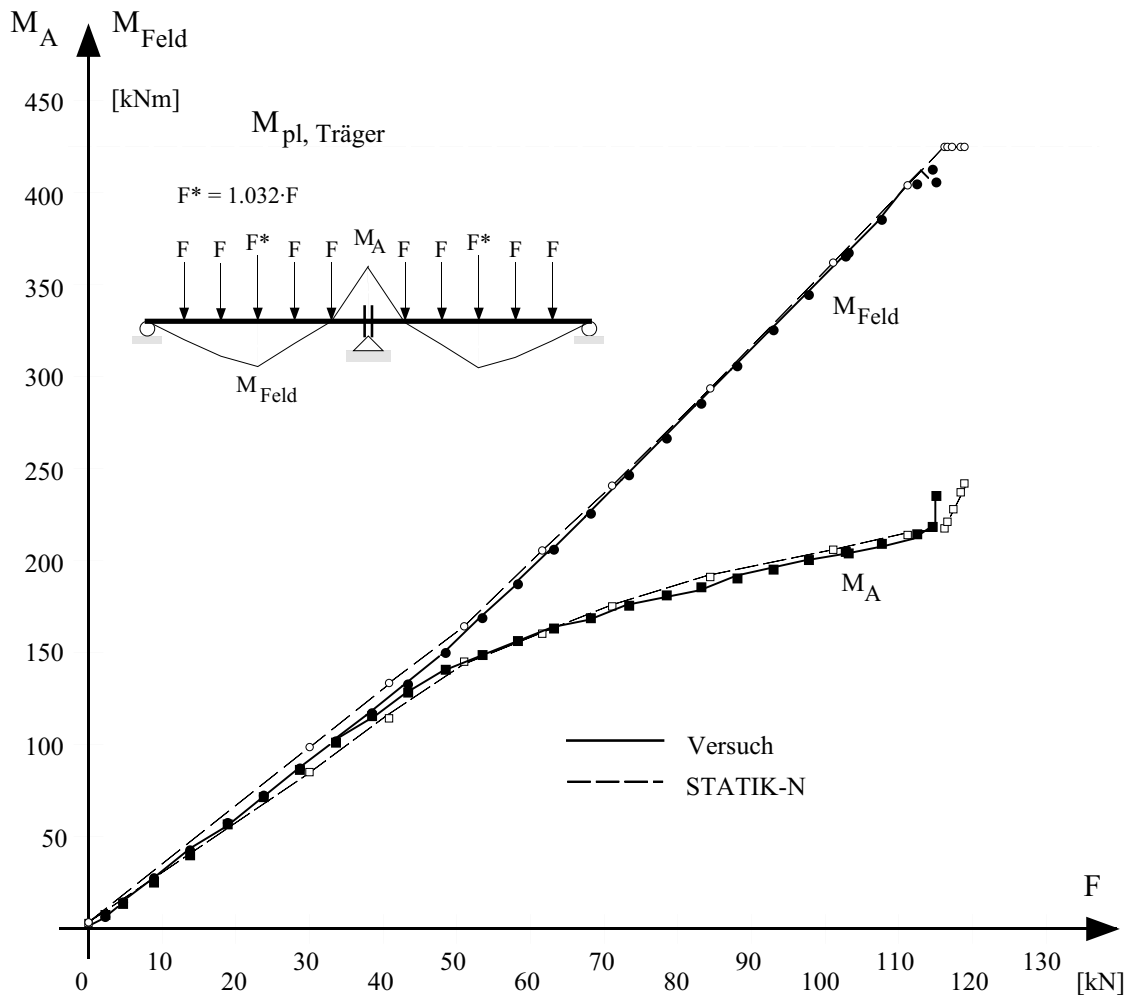


Abb. 6.55: Vergleich zwischen der im Versuch am Zweifeldträger festgestellten Entwicklung des Feld- und Stützenmoments und dem mit Hilfe des STATIK-N-Programms errechneten Momentenverlaufs bei der Verbindungsausführung mit schaftlosen Schrauben der FK 8.8, Versuch 14D2 (Nullpunktverschiebung zufolge Eigengewicht des Profilträgers)

Vom grundsätzlichen statischen Verständnis her erscheint ausserdem der Vergleich des Momentenverlaufs im Feld und in der Stossstelle bei den beiden geprüften Ausführungen interessant (vgl. Abb. 6.56). Die Gegenüberstellung führt zunächst die von der Verbindungssteifigkeit abhängige Momentenverteilung zwischen Feld- und Stützenbereich anschaulich vor Augen; die Verbindung mit höherer Anfangssteifigkeit (14D1) bewirkt ein kleineres Feldmoment als die nachgiebigere Ausführung mit schaftlosen Schrauben (14D2). Gleichzeitig manifestiert sich allerdings in diesem Vergleich auch die grundsätzliche Überlegenheit der Ausführungsform mit duktilen Schrauben mit ihrem gesamthaft grösserem Verformungsvermögen (14D2). Wenngleich die schaftlose Schraube der Festigkeitsklasse 8.8 für sich über einen kleiner Tragwiderstand als die HV-Schraube der FK 10.9 verfügt, verhilft ihr deutlich besseres Verformungsvermögen der Verbindung als erstes zu einem vergleichsweise höheren Biegetragwiderstand (Mitwirkung der im Druckbereich befindlichen Schrauben), was sich im vorliegenden Versuchsbeispiel gar durch einen leicht höheren Tragwiderstand als jener der Ausführung mit HV-Schrauben dokumentiert.

Das höhere Verformungsvermögen der Verbindung mit schaftlosen Schrauben schliesslich ermöglicht die volle Schnittkraftumlagerung, was letztlich alles in allem gegenüber der unnachgiebigeren Ausführung mit HV-Schrauben eine Steigerung der Traglast von rund 25% zur Folge hat. Zu beachten gilt freilich dabei das Faktum, dass die nachgiebigere Verbindung unwei-

gerlich auch grössere Systemverformungen nach sich zieht. Im vorliegenden Fall betragen die maximalen Durchbiegungen im Bereich der Gebrauchslastgrenze ($\sim 1/2 \cdot F_u$) rund $1/690 \cdot \ell$ bei der Ausführung mit HV-Schrauben und rund $1/440 \cdot \ell$ bei der nachgiebigeren Verbindung mit den schaftlosen Schrauben der FK 8.8. Dies veranschaulicht zunächst den deutlichen Unterschied zwischen den beiden Ausbildungen, weist gleichzeitig aber auch darauf hin, dass die Ausführung mit der nachgiebigeren Verbindung in der vorliegenden Situation gleichwohl die im Stahlhochbau normalerweise gestellten Verformungsanforderungen zu erfüllen vermag.

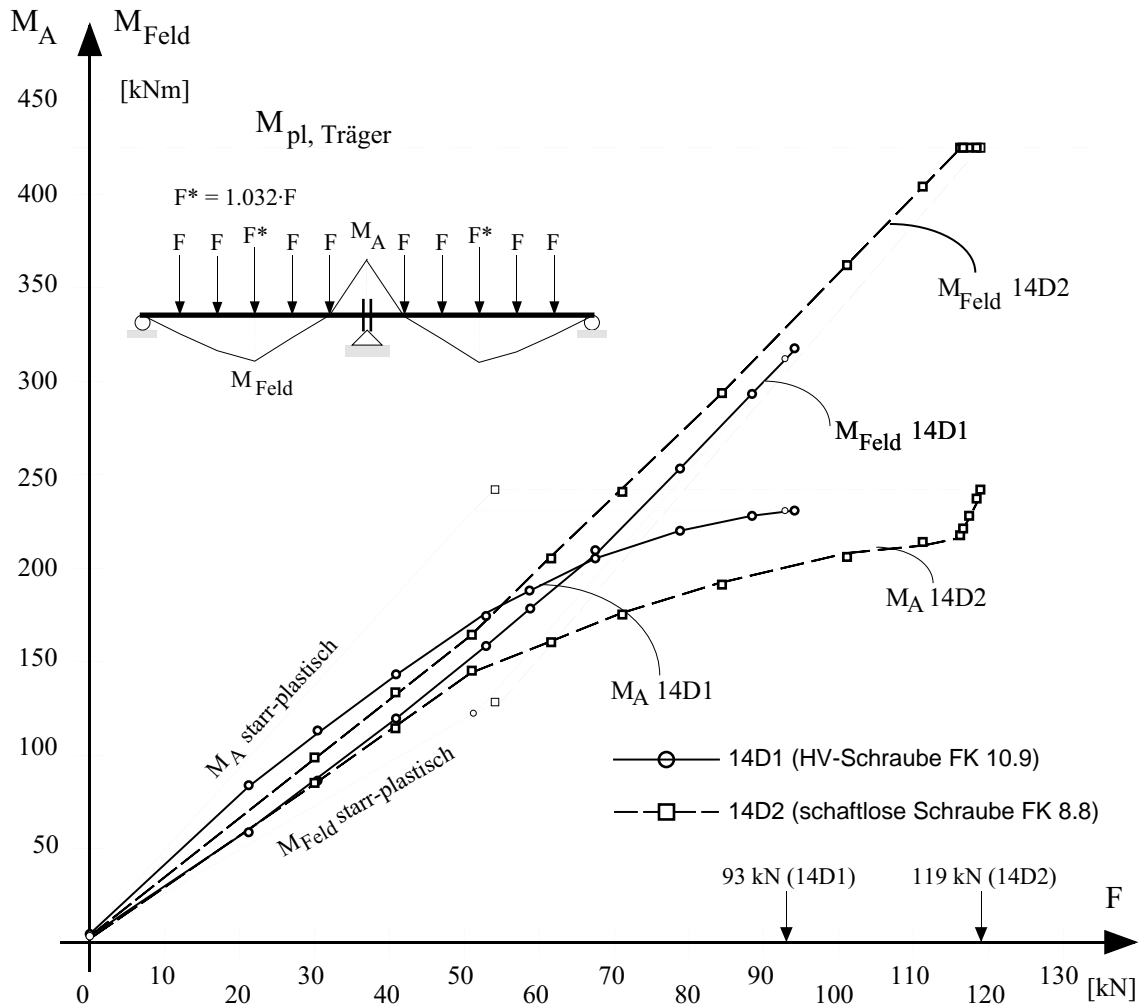


Abb. 6.56: Vergleich des aus der nichtlinearen Berechnung mit dem Programm STATIK-N errechneten Verlaufs von Feld- und Stützenmoment am Zweifeldträger bei der Verbindungsausführung mit HV-Schrauben der FK 10.9 und der Ausbildung mit schaftlosen Schrauben der FK 8.8. Als Ausgangswerte (Moment-Rotations-Beziehung) der statischen Berechnung dienen die im Kragversuch 14K1 bzw. 14K2 ermittelten Kenndaten. (Nullpunktverschiebung zufolge Eigengewicht des Profilträgers)

Zurückkommend zur Frage der Anwendung von Berechnungsprogrammen, welche das zu den angeschlossenen Bauteilen unterschiedliche und nichtlineare Verhalten der Verbindungen bei der Ermittlung der Schnittkräfte einschliessen, kann abschliessend die Feststellung gemacht werden, dass die im vorliegenden Beispiel mit STATIK-N berechneten Resultate mit den Ergebnissen der Versuche sehr gut korrespondieren. Darüber hinaus gilt wohl der allgemeine Schluss, dass der Einbezug der nichtlinearen Verbindungscharakteristik in die Schnittkraftermittlung eine wirklichkeitsnahe Einschätzung und Beurteilung des Verhaltens der Tragstruktur möglich macht. Allerdings kann in der Praxis in der Regel die $M-\phi$ -Beziehung der gewählten

Verbindung nicht wie beim vorliegenden Beispiel als tatsächlicher, aus dem Versuch gewonnen Kurvenverlauf übernommen werden. Im anschliessenden Abschnitt wird daher eine mögliche Vereinfachung skizziert, welche aufbauend auf den getroffenen Modellannahmen erlaubt den nichtlinearen Beziehungsverlauf zwischen dem Moment und der Verdrehung der Verbindung mit vergleichsweise einfachen Zusammenhängen angemessen zu erfassen.

6.273 Nachbildung der Verbindung als bilineares Element

Als Näherung lässt sich der nichtlineare Zusammenhang zwischen Momentenbeanspruchung und Rotation der Verbindung in einen elastischen und einen plastischen Bereich aufteilen und auf eine bilineare Beziehung reduzieren. Mit den vorliegenden Berechnungsmodellen zur Bestimmung des Tragwiderstands $M_{A,u \text{ Modell}}$ und der Rotationskapazität $\varphi_{A,u \text{ Modell}}$ der Verbindung liegen zu diesem Zweck bereits zwei charakteristische Grössen dazu vor. Zur definitiven Beschreibung fehlt die Angabe zur Steifigkeit, vor allen Dingen die Information zur Anfangssteifigkeit $C_{A,1}$. Sie beeinflusst neben der Schnittkraftverteilung substantiell die Verformungen im Gebrauchszustand, was letztlich bei der Beurteilung der Gebrauchstauglichkeit entscheidend sein kann. Die Festlegung des Steifigkeitswechsels auf dem Niveau des halben Biegetragwiderstandes der Verbindung orientiert sich an den Beobachtungen und Auswertungen der Versuche, wonach ab dieser Beanspruchungshöhe eine stetige Reduktion der Steifigkeit deutlich festzustellen ist (vgl. Abschnitt 6.132).

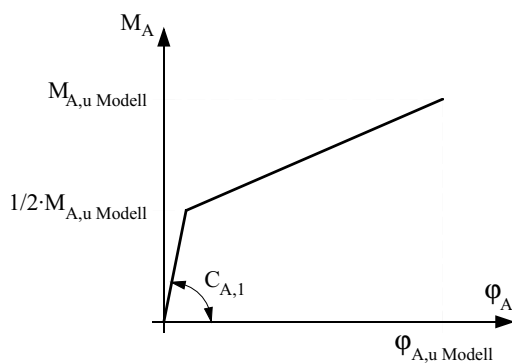


Abb. 6.57:
Vereinfachte Nachbildung der Moment-Rotations-Beziehung der geschraubten Stirnplattenverbindung durch eine bilineare Beziehung. Der rechnerisch ermittelte Tragwiderstand $M_{A,u \text{ Modell}}$ und die zugehörige Rotationskapazität $\varphi_{A,u \text{ Modell}}$ der Verbindung sowie die mit einfachen Mitteln geschätzte Anfangssteifigkeit $C_{A,1}$ bilden die charakteristischen Grössen dazu.

Um sich ein erstes Bild zu den Komponenten und Grössen, welche die Anfangssteifigkeit zustande bringen und beeinflussen, machen zu können, bieten sich die Ergebnisse und entsprechenden Auswertungen der vorliegenden Versuche an (vgl. Abschnitt 4.43 sowie Anhang A2 und A3). Sie sind in zweierlei Hinsicht aufschlussreich. Zum einen bestätigen sie die aus statischen Überlegungen erwarteten Zusammenhänge, wonach die initiale Steifigkeit der Verbindung zur Hauptsache neben der Profilhöhe vom Schraubentyp, von der Schraubenvorspannung und von der Anzahl Schrauben sowie der Ausbildungsform der Stirnplatte (Dicke der Platte, bündig oder überstehend) abhängt. Zum anderen machen die festgestellten, zum Teil grossen Streuungen bei vergleichbaren Verbindungsausführungen aber gleichzeitig auf einen nicht unbedeutenden Aspekt bei der Einschätzung dieser Kenngrösse aufmerksam. Die beteiligten Grössen stehen in einem sehr sensiblen Verhältnis zueinander, wobei die unausbleiblichen Imperfektionen diesen Umstand zusätzlich verstärken. Wenn man sich allein die möglichen Abweichungen der Kopfplatte in der Auflagefläche durch Schweissverzug oder durch Ausführungsungenauigkeiten (z.B. Winkeltreue) vor Augen hält und sich gleichzeitig den Kraftübertragungsmechanismus vergegenwärtigt, wird einem die Sensibilität der Verdrehsteifigkeit der Verbindung und die Schwierigkeit deren getreuer Bestimmung bewusst.

Gleichwohl wird versucht mit Hilfe elementarer statischer Zusammenhänge ein vereinfachtes Modell zur Erfassung der wesentlichen Einflussgrössen und groben Abschätzung der Anfangssteifigkeit herzuleiten. Dies auch vor dem Hintergrund der statischen Überlegungen, welche erwarten lassen, dass der Einfluss der Anfangssteifigkeit auf das Tragwerksverhalten nicht allzu

sensibel sein wird. Die Art der Kraftübertragung bei der geschraubten Stirnplattenverbindung, welche das Biegemoment in ein inneres Kräftepaar aus der Zugkraft der Schrauben und der resultierenden Druckkraft in der Biegedruckzone der Kopfplatte umsetzt, erinnert an den bewehrten Stahlbetonquerschnitt. Tatsächlich geht die Biegesteifigkeit der Verbindung, in ähnlicher Weise wie beim Stahlbetonquerschnitt, aus einem mit der Kopfplatte erreichten mehr oder weniger kompakten Druckbereich und aus den einzelnen Schrauben als Zugelemente der Zugzone hervor. Die Kopfplatte selber kann, was ihr direkter Beitrag an die Steifigkeit anbelangt, mit den vorliegenden Geometrien im elastischen Bereich in erster Näherung als starr angesehen werden. Um schliesslich aus dieser Vorstellung eine rechnerische Abschätzung der Verbindungssteifigkeit abzuleiten, sind zunächst Überlegungen und Annahmen zur Festlegung der Druckzone und zur Mitwirkung der Schrauben zu machen.

Angesichts der Art der Kraftübertragung kann mit gutem Grund davon ausgegangen werden, dass sich die Druckkraft der Kopfplatte auch im "elastischen" Bereich aufgrund der Steifigkeitsverhältnisse zur Hauptsache auf dem Druckflansch des angeschlossenen Trägers abstützt. Die Breite des massgebenden Druckbereichs lässt sich folglich in einer ersten Annahme als die Breite des Trägerflansches festlegen. Die Grenze der Höhe der Druckzone nach aussen bildet der Einfachheit halber und in Anlehnung an die Festlegung des Drehpunkts beim Modell zur Bestimmung des Tragwiderstands und des Verformungsvermögens die Aussenkante des Flansches.

Der Einfluss der zugbeanspruchten Schrauben auf die Verbindungssteifigkeit wird im wesentlichen durch ihre eigene Steifigkeit sowie die Steifigkeit ihrer Lagerung, d.h. in Abhängigkeit ihrer Platzierung bestimmt sein. Die Steifigkeit der einzelnen Schraube in ihrem elastischen Bereich kann abgestützt auf die bei der Auswertung der Zugversuche und bei der Modellierung der Schraube gemachten Überlegungen und Erkenntnissen bestimmt werden (vgl. Abschnitt 3.434). Die Schraube lässt sich demnach auf diesem Beanspruchungsniveau ohne gravierende Einbussen an Genauigkeit idealisieren, indem sie vereinfachend als Zylinder gleichen Durchmessers angesehen wird, dessen Länge durch die Klemmdicke und einem Zuschlag von $1.0 \cdot d$ für den Kopf- und Mutteranteil zusammen festgelegt ist. Der Steifigkeitsunterschied zwischen der Schraube mit und ohne Schaft wird über den Zylinderquerschnitt geregelt, der im ersten Fall als Schaftquerschnitt A_{Schaft} und bei der Schraube mit durchgehendem Gewinde mit dem Kernquerschnitt A_{Kern} berücksichtigt wird.

Die entscheidende Frage allerdings, in welchem Mass die einzelne Schraube am Aufbau der initialen Steifigkeit beteiligt ist, lässt sich nicht auf den ersten Blick schlüssig beantworten. Sicherlich hängt ihre Mitwirkung in erster Linie von der Nachgiebigkeit ihrer Umgebung bzw. ihrer Lagerung ab. Qualitativ kann der Einfluss folglich zunächst aufgrund der Steifigkeit der betroffenen Stirnplattenbereiche beurteilt werden. Grundsätzlich ist sie für die im Trägerprofil innenliegenden Schrauben grösser als für jene im Überstand. Der Steifigkeitsunterschied ist dabei derart gross, dass ein Grossteil der Kraft im Anfangsbereich durch die innenliegenden Schrauben, insbesondere durch jene, die dem Steg naheliegen, übertragen werden wird, weshalb diese Schrauben folglich auch den substantiellsten Anteil zur Anfangssteifigkeit liefern werden. Die Beteiligung der übrigen Schrauben wird zudem von der Nachgiebigkeit der verwendeten Schrauben abhängen.

Für die quantitative Abschätzung der Mitwirkung der Schrauben im Zugbereich kann auf die in den Versuchen gemachte Messung der Schraubenkräfte mit Dehnmessstreifen (DMS) zurückgegriffen werden (vgl. Abschnitt 4.423). Wie dort erläutert, sind die Messergebnisse an der einzelnen Schraube, sofern die Schraubenbeanspruchung (Nennbereich) den elastischen Bereich nicht verlässt, was im vorliegenden Fall mehrheitlich auch zutrifft, sehr präzise. Die weitergehende Anwendung in der Verbindung wird aufgrund zusätzlicher Einflüsse (Imperfektionen,

Biegung der Schraube) die Qualität des Resultats gewiss schmälern, doch sicherlich nicht in einem Mass, was eine grundsätzliche Information zur Verteilung verunmöglichen würde. Die in der Auswertung festgestellte Stetigkeit und Plausibilität der Ergebnisse bestätigen dies.

Bei der bündigen Stirnplatte mit vier Schraubenreihen zeigt sich bei der Auswertung der DMS-Werte der Einfluss der Schraubensteifigkeit sehr deutlich. Während bei den Ausführungen mit normalen HV-Schrauben mit Schaft die beiden direkt neben dem Steg liegenden Schrauben zwischen 90 bis 100% der Gesamtkraft und die beiden aussenliegenden Schrauben praktisch keine Kraft übernehmen, ist die Kraftverteilung bei der Verwendung von nachgiebigeren Schrauben ohne Schaft spürbar günstiger. In diesem Fall beteiligen sich die inneren Schrauben mit "nur" rund 80% und die beiden, dem Steg entfernteren, aussenliegenden Schrauben immerhin mit 15 bis 25% an der Kraftaufnahme. Bei den Ausführungen mit überstehender Kopfplatte zeigt sich der Steifigkeitsunterschied zwischen dem Überstand und dem Profil innenliegenden, "bündigen" Teil demonstrativ.

Bei der Ausbildung mit zwei Schraubenreihen beteiligen sich die beiden im Überstand befindlichen Schrauben, unabhängig ihrer Schraubenform, im Anfangsbereich praktisch nicht (0÷5%). Bei der vierreihigen Ausbildung ist eine Verteilung der Kraft und Mitwirkung der Schrauben im Überstand zu erkennen, wobei die beiden dem Steg naheliegenden Schrauben im "bündigen" Teil der Kopfplatte nach wie vor rund 2/3 der Gesamtkraft übernehmen. Im Hinblick auf die Berechnung der Anfangssteifigkeit wurde versucht die gewonnenen Erkenntnisse abzustimmen und in Werte für die Beteiligung und Wertigkeit der Schrauben umzusetzen (vgl. Tab. 6.04).

Stirnplatte Form	Schrauben		Anzahl/Anteil der mitwirkenden Schrauben			
	Anord- nung	Typ	Im Profilbereich innen		Überstand	Gesamt- Wertigkeit n
			am Steg	Aussen	im Überstand	
Bündig	2-reihig	mit Schaft	2.0	–	–	2.0
		ohne Schaft	2.0	–	–	2.0
	4-reihig	mit Schaft	2.0	0.1	–	2.1
		ohne Schaft	2.0	0.5	–	2.5
Überstehend	2-reihig	mit Schaft	2.0	–	0	2.0
		ohne Schaft	2.0	–	0	2.0
	4-reihig	mit Schaft	2.0	0.1	0.5	2.6
		ohne Schaft	2.0	0.5	0.5	3.0

Tab. 6.04: Annahme der Mitwirkung und Wertigkeit der auf Zug beanspruchten Schrauben zur Ermittlung der Anfangssteifigkeit $C_{A,1}$ unter der Voraussetzung einer vollen Schraubenvorspannung

Mit den nunmehr vorliegenden Annahmen zur Mitwirkung und Wertigkeit der Schrauben sowie der Auslegung der Druckzone lässt sich ausgehend von der Hypothese von Bernoulli (Ebenbleiben des Querschnitts, d.h. Proportionalität zwischen Dehnung und Abstand von der Nulllinie) die Modellvorstellung entwickeln, wonach auf dem Niveau der Gebrauchslasten das zu übertragende Moment in der Verbindung ein entsprechendes inneres Kräftepaar hervorruft, welches sich aus der Zugkraft der nach Tab. 6.04 beteiligten Schrauben und der resultierenden Druckkraft der wirksamen Druckzone bei dreieckförmiger Spannungsverteilung zusammensetzt. Die Nulllinie ergibt sich dabei aus der Gleichgewichtsbedingung, womit auch der zugehörige innere Hebelarm h_{elast} für die weitere Berechnung feststeht.

Mit der Annahme einer linearen Beziehung zwischen Moment und Drehwinkel der Verbindung lässt sich schliesslich über die elastische Längung der beteiligten Schrauben die Anfangssteifigkeit $C_{A,1}$ bestimmen.

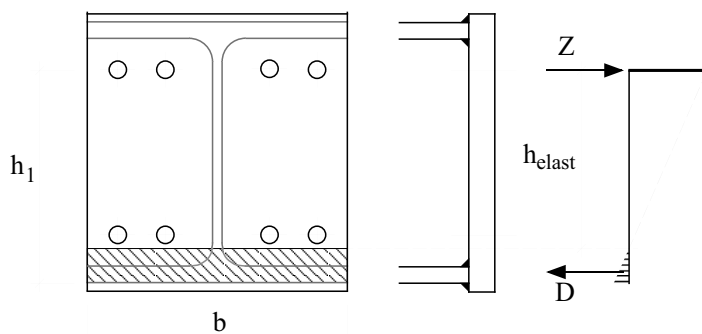


Abb. 6.58:
Grundlagen der Modellvorstellung
zur rechnerischen Abschätzung der
Anfangssteifigkeit $C_{A,1}$ geschraubter
Stirnplattenverbindungen

Die Steifigkeit der Verbindung lässt sich für den Bereich der Gebrauchslasten - mit der oberen Grenze bei $M_{A,u}/2$ - mittels folgendem Ansatz abschätzen:

$$C_{A,1} = \frac{h_{elast} \cdot (3 \cdot h_{elast} - 2 \cdot h_1) \cdot n \cdot A_{Schraube} \cdot E}{\ell_{Schraube}} \approx \frac{(0,9 \cdot h_1)^2 \cdot n \cdot A_{Schraube} \cdot E}{\ell_{Schraube}} \quad [\text{Nm/rad}]$$

n: Wertigkeit der zugbeanspruchten Schrauben, Anzahl der anrechenbaren Schrauben nach Tab. 6.04

$A_{Schraube}$: massgebende Querschnittsfläche der auf Zug beanspruchten Schrauben

- Schraube mit Schaft: $A_{Schraube} = \text{Schaftquerschnitt}$
- Schraube ohne Schaft: $A_{Schraube} = \text{Kernquerschnitt}$

$\ell_{Schraube}$: Wirksame Dehnlänge der Schraube:

- $\ell_{Schraube} = \text{Klemmdicke} + \text{Dicke der U-Scheiben} + 1,0 \cdot d$

h_{elast} : innerer Hebelarm

$$h_{elast} = h_1 - \frac{n \cdot A_{Schraube}}{3 \cdot b} \cdot \left(\sqrt{1 + \frac{2 \cdot b \cdot h_1}{n \cdot A_{Schraube}}} - 1 \right)$$

h_1 : Wirkungshöhe, entspricht dem Hebelarm beim Modell zur Bestimmung des Verformungsvermögens bei der bündigen Kopfplatte, d.h. Abstand zwischen Unterkante Trägerflansch und zugbeanspruchten Schrauben

Bei überstehender Kopfplatte kann der den anteiligen Schrauben entsprechende Hebelarm h_1' näherungsweise wie folgt bestimmt werden:

- zwei Schraubenreihen: $h_1' = h_1$
- vier Schraubenreihen: $h_1' \approx h_1 + 0,2 \cdot e_2$ (Verwendung von Schrauben mit Schaft)
 $h_1' \approx h_1 + 0,15 \cdot e_2$ (Verwendung von Schrauben ohne Schaft)

e_2 : Abstand zwischen den beiden Schraubenzeilen von Überstand und "bündigem" Teil

b: Breite des angeschlossenen Trägerprofils

Von Interesse ist nun das Mass der Übereinstimmung zwischen rechnerischer ermittelter Anfangssteifigkeit und der im Versuch ermittelten Werte. Die bereits in den Versuchsergebnissen vereinzelt festgestellten, grossen Streuungen spiegeln sich begrifflicherweise in der Gegenüberstellung und führen zu einem uneinheitlichen Gesamtbild (vgl. Abb. 6.59). Der Vergleich und die Bewertung im einzelnen deutet allerdings darauf hin, dass der Ansatz die für die Anfangssteifigkeit relevanten Grundgrössen gemeinhin adäquat erfasst. Der Einfluss von Imperfektionen hingegen ist kaum zu quantifizieren, allenfalls durch die Angabe eines gebührend grossen Streubands, welches dem Anwender den einschlägigen Einschätzungsspielraum bewusst macht.

anlasst zum erwähnten grösseren Sicherheitsabstand. Der rechnerische Tragwiderstand erreicht dabei mit $F_{u,STATIK-N} = 70 \text{ kN}$ nur gerade 77% der tatsächlichen Kraft. Interessant ist ausserdem der Vergleich zur "starr-plastischen" Berechnung, welche mit einer Traglast von 68.5 kN (75%) zum praktisch gleichen Ergebnis führt. Die in Wirklichkeit weitergehende Steigerung über fortgesetzte Schnittkraftumlagerung wird in der Rechnung durch die erwähnte, bewusst zurückhaltende Formulierung des Verformungsvermögens der mit HV-Schrauben ausgeführten Verbindung gestoppt. Das massgebende Feldmoment erreicht dabei folglich auch nur rund 50% des plastischen Profilmoments gegenüber 71% im Versuch.

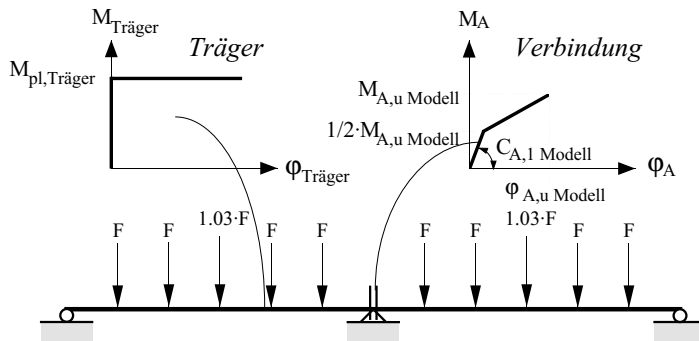


Abb. 6.60:
Statische Nachbildung des Zwei-feldträgers mit einem Trägerstoss über dem Mittenaufleger für die nichtlineare Berechnung mit dem STATIK-N-Programm. Das M - ϕ -Verhalten der geschraubten Stirnplattenverbindung wird mit Hilfe der bilinearen Beziehung, welche durch die mit den vorliegenden Rechenansätzen ermittelten Kennwerte $M_{A,u \text{ Modell}}$, $\phi_{A,u \text{ Modell}}$ und $C_{A,1 \text{ Modell}}$ definiert ist, beschrieben.

Versuch	Schraube	$M_{A,u \text{ Modell}}$ [kNm]	$\phi_{A,u \text{ Modell}}$ [rad]	$C_{A,1 \text{ Modell}}$ [kNm/rad]
14D1	HV/10.9 (mit Schaft)	224.2 (234.0)	0.0063 (0.0190)	76'000 (51'080)
14D2	DIN933/8.8 (ohne Schaft)	218.7 (235.0)	0.0339 (0.0590)	58'900 (19'880)
14DX*	HVN/10.9 (ohne Schaft)	280.0	0.0312	58'900

(): Tatsächliche im entsprechenden Versuch erreichten Werte
* Keine Versuchswerte existent

Tab. 6.05 Die der nichtlinearen, statischen Berechnung zugrunde liegenden Kennwerte der Moment-Rotations-Beziehung der untersuchten Verbindungen 14D

Die Verbindungsausführung mit schaftlosen Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 (14D2) ermöglicht indessen in der Berechnung aufgrund ihres grösseren Verformungsvermögens die volle Schnittkraftumlagerung, wie dies im Versuch auch der Fall war. Sie erreicht mit einer errechneten Systemtraglast von 116 kN mehr oder weniger genau den Tragwiderstand (115 kN) des entsprechenden Versuchs. Unabhängig der Berechnung zeigt sich beim Vergleich der beiden Verbindungsausführungen ein weiteres Mal die Überlegenheit der schaftlosen Schraube. Bei identischer Verbindungsausbildung wird mit der Verwendung der duktileren Schraube, obschon sie im vorliegenden Fall mit der Festigkeitsklasse 8.8 für sich den geringeren Tragwiderstand als die HV-Schraube der FK 10.9 aufweist, gesamthaft eine höhere Systemtraglast ($\nearrow \approx 25\%$) erzielt. Auf der Hand liegt konsequenterweise der Einsatz der duktilen HVN-Schraube der FK 10.9. Hierfür existieren für die vorliegende Verbindungsausbildung keine Versuche. Die basierend auf der zugehörigen bilinearen Verformungscharakteristik mit dem STATIK-N-Programm ermittelte Traglast ($F_{u,STATIK-N} = 123 \text{ kN}$) lässt gegenüber der Ausführung mit HV-Schrauben immerhin eine Steigerung von rund 35% erwarten. Mit Durchbiegungen in der Grössenordnung von 1/415 der Spannweite im Bereich der Gebrauchslasten sind dabei die normalerweise gestellten Anforderungen nach wie vor erfüllt.

Was generell den Systemwiderstand betrifft, so zeigen die weiteren Nachrechnungen einzelner Versuche mit verschiedenen Verbindungsausführungen ein praktisch identisches Bild: Die mit verformungsarmen HV-Schrauben bestückten Verbindungen ergeben aufgrund des konservativen Ansatzes zur Ermittlung ihres Verformungsvermögens einen durchwegs geringeren Systemtragwiderstand als der Versuch vorgibt, während bei den Ausführungen mit duktilen Schrauben eine sehr gute Übereinstimmung zu den Versuchsergebnissen besteht. Bei der weitergehenden Beurteilung des vorgeschlagenen Ansatzes zur rechnerischen Festlegung der Moment-Rotations-Beziehung interessiert die Beobachtung der Entwicklung des massgebenden Feld- und des Stützenmoments und damit verbunden der Einfluss der Festlegung bzw. der Grösse der Anfangssteifigkeit.

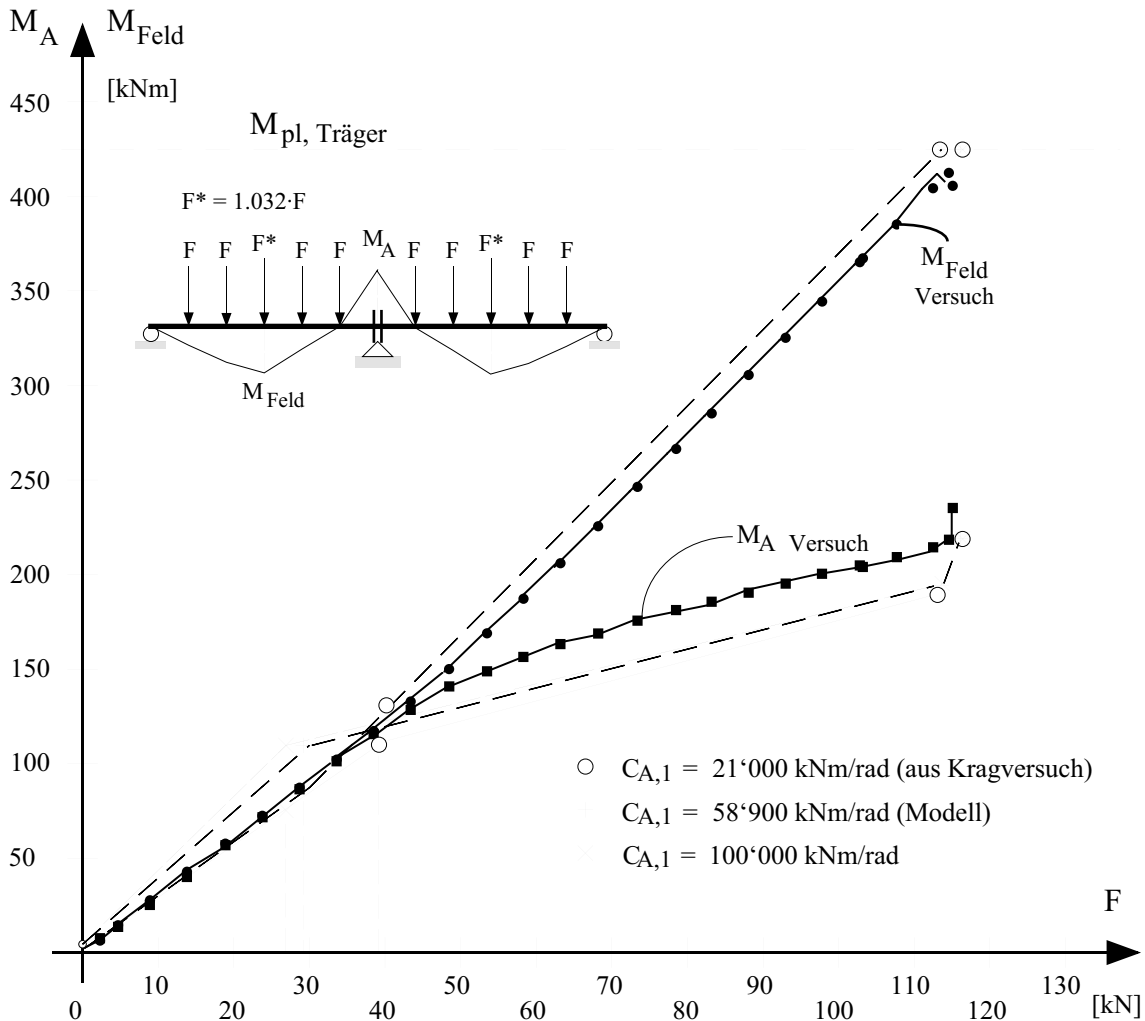


Abb. 6.61: Vergleich der bei unterschiedlicher Anfangssteifigkeit rechnerisch ermittelten Verläufe des Feld- bzw.- Stützenmoments mit dem tatsächlichen Verlauf der beiden Momente im Versuch 14D2 (Nullpunktverschiebung zufolge Eigengewicht des Profilträgers)

Der Verlauf der Momente und die mögliche Einflussnahme der Anfangssteifigkeit auf deren Entwicklung wird fortgesetzt am Beispiel des Versuchs 14D2 mit der Verbindung mit schaftlosen Schrauben der FK 8.8 visualisiert und erläutert. Ausgehend von dem über den rechnerischen Ansatz ermittelten Wert ($C_{A,1} = 58'900$ kNm/rad) wird eine Variation mit rund dem halben bzw. doppelten Wert geprüft, indem weitere Berechnungen mit der im entsprechenden Kragversuch (14K2) tatsächlich ermittelten Anfangssteifigkeit von 21'000 kNm/rad sowie einer solchen von 100'000 kNm/rad untersucht werden. Die beiden anderen Kennwerte, Tragwiderstand und Verformungsvermögen der Verbindung (vgl. Tab. 6.05), bleiben dabei unverändert.

Als erstes bestätigt sich die statische Erwartung, dass die Traglast bei den vorliegenden Gegebenheiten davon unbeeinflusst bleibt und die gleiche ist. Kurz vor dem Erreichen der Traglast bildet sich in allen drei Fällen auf gleichem Lastniveau ($F = 113 \text{ kN}$), im Gegensatz zur starrplastischen Annahme, das erste plastische Gelenk im Trägerprofil in der Feldmitte. Das zugehörige Stützenmoment allerdings ist leicht unterschiedlich, wobei logischerweise die Annahme mit der kleinsten Verbindungssteifigkeit auf diesem Belastungsniveau auch die vergleichsweise kleinste Biegebeanspruchung in der Verbindung ergibt ($0.86 \cdot M_{A,u}$), während bei der "steifsten" Vorgabe dieser Wert ($0.89 \cdot M_{A,u}$) etwas höher liegt. Von der starrplastischen Berechnung (vgl. Tab. 6.03) her ist bekannt, dass auch im Grenzfall der starren Einspannung das Verformungsvermögen der Verbindung ausreicht um das plastische Gelenk im Feld auszubilden und folglich das Verformungsvermögen der Verbindung in keinem Fall ein traglastbestimmendes Kriterium darstellt.

Aufschlussreich ist der Vergleich der Verläufe des Stützen- und Feldmoments (vgl. Abb. 6.61). In der Charakteristik der Kurven sind unabhängig der gewählten Steifigkeit im Ganzen keine signifikanten Abweichungen vom tatsächlichen, im Versuch festgestellten Verlauf zu erkennen. Das rechnerisch ermittelte Feldmoment M_{Feld} ist durchwegs leicht grösser und das Stützenmoment M_A im allgemeinen kleiner, was aufgrund der vorliegenden Konsequenz darauf schliessen lässt, dass die der Berechnung zugrunde gelegte Trägersteifigkeit (nomineller Wert) in Wirklichkeit kleiner sein wird. Innerhalb der gewählten Anfangssteifigkeiten selber sind die Abweichungen beim Feldmoment belanglos. Bei der Entwicklung des Stützenmoments sind allerdings abhängig von den verschiedenen Steifigkeitsannahmen Unterschiede auszumachen. Die (unabhängig der jeweiligen Steifigkeit) fixe Vorgabe des "Teilungspunktes" zwischen elastischem und plastischem Verhalten bei halbem Tragwiderstand der Verbindung in der bilinearen Moment-Rotations-Beziehung führt dazu, dass die Näherung den tatsächlichen Verlauf im einen Fall mehrheitlich umschreibt, im anderen Fall mehrheitlich einschreibt. Dies äusserst sich schliesslich auch in den beiden untersuchten Grenzfällen ($C_{A,1} = 21'000$ bzw. $100'000 \text{ kNm/rad}$) mit einer entsprechenden Über- bzw. Unterschätzung des Stützenmoments im angezeigten Bereich. Die Differenz ist somit am Übergangspunkt von elastischem zu plastischem Bereich am grössten, was sich auch darin äussert, dass zum Erreichen des halben Biegeverstandes der Verbindung abhängig der gewählten Anfangssteifigkeit unterschiedlich grosse Belastungen F erforderlich sind.

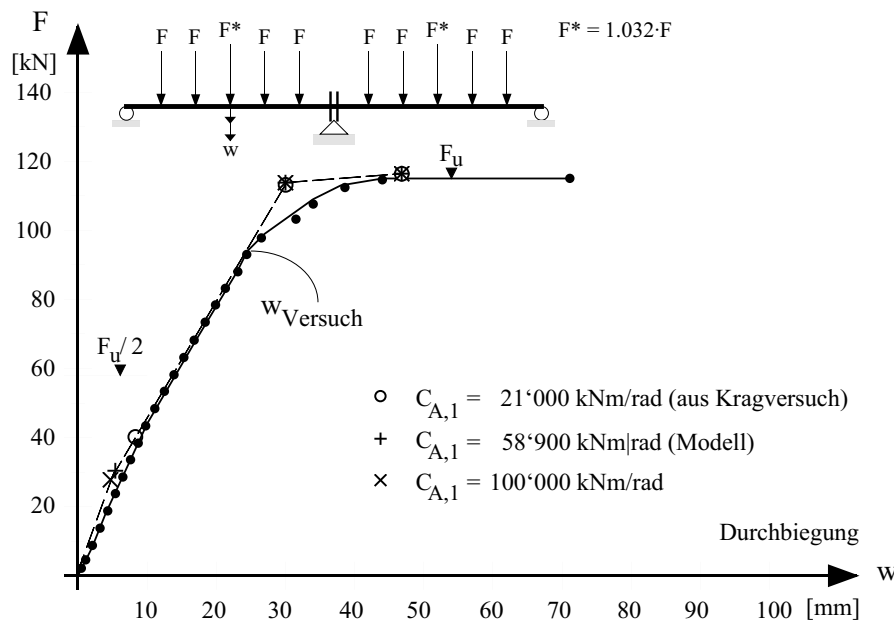


Abb. 6.62:
 Vergleich der bei unterschiedlicher Anfangssteifigkeit rechnerisch ermittelten Durchbiegungen in Feldmitte mit dem tatsächlichen Verlauf der Durchbiegung im Versuch 14D2

Die Durchbiegung im Feld beim Erreichen der Traglast bleibt von der Annahme der Anfangssteifigkeit unbeeinflusst (vgl. Abb. 6.62). Dieser Endwert ist allerdings wenig aufschlussreich, von Interesse ist vielmehr der Vergleich im Bereich der Gebrauchslasten. In diesem Zusammenhang stellt sich die grundsätzliche Frage nach der Aus- und Festlegung der Sicherheit; die Frage nämlich, wie die Verbindung als Bestandteil des Gesamtsystems zu bewerten und welchen Abstand dabei gegenüber dem Versagen der Verbindung einzuhalten ist. Der Umstand, dass die nachgiebigste Verbindung im in Frage kommenden Bereich am wenigsten beansprucht wird, respektive eine kleinere Anfangssteifigkeit grundsätzlich eine grössere Kraft F zum Erreichen eines bestimmten Verbindungs- bzw. Stützmoments verlangt (im Beispiel für $M_A = 0.5 \cdot M_{A,u}$ bei $C_{A,1} = 21'000 \text{ kNm/rad} \rightarrow F = 39 \text{ kN}$, bei $C_{A,1} = 100'000 \text{ kNm/rad} \rightarrow F = 27 \text{ kN}$, vgl. Abb. 6.61), macht die Bedeutung dieser Frage und gleichzeitig die Bedeutung der Annahme der Steifigkeit in diesem Zusammenhang bewusst. Hierzu sind sorgfältige Abklärungen und Abwägungen unabdingbar.

Um den Einfluss der Anfangssteifigkeit auf die Verformungen gleichwohl einschätzen zu können, wird der Vergleich einstweilen auf dem pragmatisch festgelegten Niveau der halben Traglast ($F = 58 \text{ kN}$) angestellt. Auf den ersten Blick erstaunt, dass die Durchbiegungen mit maximalen Abweichungen der Berechnung von 3% praktisch gleich sind (vgl. Abb. 6.62). Die grundsätzlich grösseren Verformungen bei der nachgiebigeren Verbindung werden durch die im Vergleich kleinere Biegebeanspruchung der Verbindung in der vorliegenden Situation kompensiert. Mit anderen Worten, bei gleicher Systemlast wird die Verbindung mit der grösseren Anfangssteifigkeit auch höher beansprucht als die nachgiebigere Verbindung, was insgesamt zur gleichen Verdrehung der Verbindung und schliesslich zu gleichen Durchbiegungen führt. Zu erwähnen ist dabei, dass das benutzte STATIK-N-Programm den Einfluss der Querkraft einbezieht, womit der Träger gegenüber der Berechnung ohne Querkraft dementsprechend etwas weicher wird und die Durchbiegungen im Bereich der Gebrauchslasten folglich geringfügig grösser ausfallen.

Abgesehen von der angesprochenen Frage zur Sicherheitskonzeption, bestätigen die angestellten Vergleichsrechnungen alles in allem die anfänglich vermutete Unempfindlichkeit bei der Annahme der Anfangssteifigkeit der eingesetzten Verbindung zur Beurteilung des Verhaltens der Tragstruktur. Der Ansatz als Ganzes scheint insgesamt die für die Beurteilung der Tragstruktur wesentlichen Grössen angemessen und zuverlässig zu erfassen. Eine Verallgemeinerung bedarf allerdings weiterer Abklärungen und Untersuchungen. Neben der Analyse zur Systemrelevanz und der Einflussnahme der Belastungskonfiguration, sind auch die Konsequenzen des mit zunehmender Profilgrösse abnehmenden Verformungsvermögens der Verbindungen und die dadurch mutmasslich erhöhte Systemsensibilität zu klären.

Die exemplarisch vorgenommene Berechnung eines Zweifeldträgers mit Profilen grösserer Höhe lassen eine gebührende Umsetzung und gute Kongruenz erwarten. Untersucht wurde ein HEB 500-Profil, welches sinngemäss der vorgängigen Gegebenheiten entsprechend einem Verhältnis von $h/\ell = 1/20$ über 10m gespannt, über dem Mittenaufleger mit der fraglichen Verbindung gestossen und mit Einzellasten pro Meter belastet ist. Als Verbindung wurde die in den Kragversuchen geprüfte bündige Ausführung, vierreihig mit M27-HV-Schrauben der FK 10.9 (22.2K1) bzw. mit schaftlosen Schrauben DIN 933 der FK 8.8 (22.2K2) gewählt. Davon liegt aus dem Versuch die tatsächliche Moment-Rotationskurve vor, welche als Basis für die nichtlineare Berechnung mit dem STATIK-N-Programm genutzt werden kann. Deren Ergebnisse schliesslich dienen in Ermangelung entsprechender Versuchsergebnisse als Gradmesser für einen ersten Vergleich mit den Resultaten aus der Berechnung mit der vereinfachten Vorgabe der vorgeschlagenen $M-\phi$ -Beziehung.

Die Traglast wird dabei sowohl bei der Ausführung mit HV-Schrauben wie bei jener mit den duktileren Schrauben mit 87% bzw. 94% des "Basiswerts" grundsätzlich unterschätzt. Obschon im ersten Fall der rechnerisch zugrunde gelegte Tragwiderstand der Verbindung leicht grösser ist (4%) als der im Versuch erreichte, hindert das vom Rechenansatz gewollt deutlich geringer angesetzte Verformungsvermögen der Verbindung eine weitere Laststeigerung durch Umlagerungen ins Trägerfeld, was sich auch rechnerisch durch eine entsprechend geringere Nutzung der plastischen Profilreserve ($0.82 \cdot M_{pl}$ gegenüber $\approx 1.0 \cdot M_{pl}$) ausdrückt.

Bei der Ausführung mit den schaftlosen Schrauben führt die rechnerisch höher angesetzte Anfangssteifigkeit dazu, dass der Tragwiderstand der Verbindung erreicht wird und ihr gegenüber der tatsächlichen Rotation rechnerisch geringeres Verformungsvermögen eine weitere Laststeigerung begrenzt. Der "Kalibrierversuch" dagegen zeigt kurz vor dem Erreichen der Traglast ein anderes Verhalten. Die Traglast wird nämlich durch die Ausbildung zweier Fliessgelenke im Feld, bevor der Tragwiderstand der Verbindung voll genutzt ist, bestimmt. Die Unterschiede in der Schnittkraftentwicklung und im Ergebnis im Ganzen gesehen sind allerdings klein. Was die Verformungen betrifft, so liegen die maximalen Abweichungen bei den Durchbiegungen, abgesehen vom Versagensbereich, in der Grössenordnung von $\pm 5\%$.

Die vergleichsweise gute Übereinstimmung bei den Verformungen ist ein weiteres Anzeichen für die insgesamt recht konsistente Erfassungsqualität des gezeigten Vorgehens. Wiederholt lässt sich sagen, dass der vorgeschlagene Ansatz in der rechnerischen Anwendung das Verhalten der Tragstruktur alles in allem gut wiedergibt, ein darüber hinausgehender Gebrauch allerdings weiterer Abklärungen bedarf.

Über alles gesehen zeichnet sich aufgrund der angestellten Untersuchungen gleichwohl eine praktikable und vergleichsweise einfache Lösung für den Praxisalltag ab. Indem die nachgiebige Verbindung zunächst als starr-plastisch idealisiert wird und ihr Verformungsvermögen und ihr Tragwiderstand über den vorgeschlagenen Berechnungsansatz vorliegt, lässt sich mit den gebräuchlichen Berechnungsverfahren das Tragverhalten der zu untersuchenden Tragstruktur adäquat beurteilen. Entscheidend dabei ist die Kenntnis der Rotationskapazität der Verbindung. Sie bestimmt in den meisten Fällen den Grad möglicher Schnittkraftumlagerungen und ist folglich auch für den Tragwiderstand des Systems verantwortlich. Ein alles in allem einfaches Berechnungsvorgehen, dass allerdings erst durch das nunmehr vorliegende Modell zur rechnerischen Ermittlung des Verformungsvermögens möglich wurde.

Literaturverzeichnis

Kapitel 1

- [1.1] GEBBEKEN N., BINDER B., ROTHERT H.: *Zur numerischen Analyse von Kopfplattenverbindungen*. Der Stahlbau, 61. Jahrgang, Heft 9, 1992
- [1.2] WEYNAND K., FELDMANN M., SEDLACEK G.: *Nachgiebige Anschlüsse im Stahlbau: Modell nach Eurocode 3, Sicherheits- und Wirtschaftlichkeitsuntersuchungen*. Der Stahlbau, 66. Jahrgang, Heft 11, 1997
- [1.3] SZS: *C9.1 Stahlbaupraxis. Stirnplattenverbindungen mit hochfesten Schrauben*. Verlag Schweizerische Zentralstelle für Stahlbau, 8034 Zürich, 1983
- [1.4] SIA 161: *Stahlbauten*. SIA-Norm, Ausgabe 1990, Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, Zürich, 1990
- [1.5] EUROCODE 3/ENV – 1993-1-1: *Design of steel structures*. Commission of the European Communities, European Pre-norm, Brussels, Belgium, 1995
- [1.6] JASPART J.P.: *Etude de la semi-rigidité des noeuds poutre-colonne et son influence sur la résistance et la stabilité des ossatures en acier*. Département MSM, Université de Liège, 1991
- [1.7] ATAMAZ S.: *Semi-rigid joint modelling for nonlinear analysis of flexibility connected frames*. Thèse N° 967 (1991), Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, Lausanne, 1991
- [1.8] HUMER CHR.: *Das Moment-Rotationsverhalten von steifenlosen Rahmenknoten mit Kopfplattenanschlüssen*. Dissertation, Universität Innsbruck, 1987
- [1.9] BACKGROUND DOCUMENTATION 6.09 TO EUROCODE 3: *Background Information 6.09 to Eurocode 3, ECCS Committee 10, Beam to Column Connections*. TH Delft, March, 1989
- [1.10] SZS: TSCHEMMERNEGG F., TAUTSCHNIG A., KLEIN H., BRAUN C., HUMER C.: *Rahmentragwerke in Stahl unter besonderer Berücksichtigung der steifenlosen Bauweise. Theoretische Grundlagen, Beispiele, Bemessungstabellen*. Publikation A4, Schweizerische Zentralstelle für Stahlbau, 8034 Zürich und Österreichischer Stahlbauverband (ÖSTV), 1130 Wien, 1987
- [1.11] KUHLMANN U.: *Rotationskapazität biegebeanspruchter I-Profile unter Berücksichtigung des plastischen Beulens*. Technisch-wissenschaftliche Mitteilung Nr. 86-5. Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Ruhr-Universität Bochum, Juni, 1985
- [1.12] STÜSSI F.: *Gegen das Traglastverfahren*. Schweizerische Bauzeitung, 80. Jahrgang, 1962
- [1.13] SPANGEMACHER R.: *Zum Rotationsnachweis von Stahlkonstruktionen, die nach dem Traglastverfahren berechnet werden*. Dissertation RWTH Aachen, 1992
- [1.14] KEMP A. R.: *Slenderness Limits Normal to the Plane of Bending for Beam-Columns in Plastic Design*. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 4, No. 2, 1984

Kapitel 2

- [2.1] SZS-STAHLBAUPRAXIS C9.1: *Stirnplattenverbindungen mit hochfesten Schrauben*. Verlag Schweizerische Zentralstelle für Stahlbau, 8034 Zürich, 1983
- [2.2] DStV/DASSt: *Biegesteife Stirnplattenverbindungen mit hochfesten vorgespannten Schrauben. Typisierte Verbindungen im Stahlhochbau (Ringbuch)*. 2. Auflage, Deutscher Stahlbau-Verband DStV und Deutscher Ausschuss für Stahlbau DASSt, Köln, 1978
- [2.3] SIA 161: *Stahlbauten*. SIA-Norm, Ausgabe 1979, Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, Zürich, 1979
- [2.4] STEURER A.: *Trag- und Verformungsverhalten von auf Zug beanspruchten Schrauben*. Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zürich. IBK Bericht Nr. 217, Birkhäuser Verlag Basel, Mai, 1996
- [2.5] SAHMEL P.: *Berechnung geschraubter Rahmenecken und Konsolanschlüsse*. Der Stahlbau, 23. Jahrgang, Heft 3, 1954
- [2.6] BEER H.: *Einige Gesichtspunkte zur Anwendung hochfester, vorgespannter Schrauben*. Schlussbericht zum 6. Kongress der IVBH, S.157.172, Stockholm, 1960
- [2.7] FEDER D.: *Vereinfachte Bemessung von biegebeanspruchten HV-Kopfplattenstössen*. Der Stahlbau, 39. Jahrgang, Heft 6, 1970
- [2.8] SCHUBERT J.: *Rechnerische Nachweis eines HV-Kopfplattenstosses und Versuch*. Der Stahlbau, 41. Jahrgang, Heft 1, 1972 und Der Stahlbau, 42. Jahrgang, Heft 12, 1973
- [2.9] WÖLLER G.: *Vorschriftsmässige Berechnung biege- und längskraftbeanspruchter, mehrreihig verschraubter Kopfplattenstösse*. Der Stahlbau, 48. Jahrgang, Heft 12, 1979
- [2.10] SURTEES J.O., MANN A.P.: *End Plate Connections in Plastically Designed Structures*. Proceedings Conference on Joints in Structures, Vol. 1, Paper 5, University of Sheffield, Sheffield, July, 1970
- [2.11] ZOETEMEIJER P.: *A design method for the tension side of statically loaded, bolted beam-to-column connections*. Heron, vol. 20, No. 1, 1974
- [2.12] AGERSKOV H.: *Behavior of connections using prestressed high strength bolts loaded in tension*. Rapport Nr. R.55, Structural Research Laboratory, Technical University of Denmark, 1974
- [2.13] STEINHARDT O., MÖHLER K.: *Versuche zur Anwendung vorgespannter Schrauben im Stahlbau*. Teil III, Berichte des DASSt, Heft 24, Köln, 1962
- [2.14] VALTINAT G.: *Regelanschlüsse im Stahlbau, Teil 2, Biegesteife HV-Stirnplatten-Verbindungen*. Bericht der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Karlsruhe (TH), 1974
- [2.15] SHERBOURNE A.N.: *Bolted Beam to Column Connections*. The structural Engineer 91, No. 6, 1961
- [2.16] DOUTY.T., McGUIRE W.: *High strength bolted moment connections*. Proceedings ASCE, Journal of the Structural Division 91, 1965
- [2.17] DELESQUES R.: *Le calcul des assemblages boulonnées par platine d'extrémité*. Construction Métallique 4, Dec., 1972
- [2.18] NAIR R. S., BIRKEMOE P. C., MUNSE W. H.: *Behavior of bolts in tree-connections subjected to prying action*. Proceedings ASCE, Journal of the Structural Division 100, 1974

- [2.19] AGERSKOV H., THOMSON K.: *Versuche zur Ermittlung des Tragverhaltens von Kopfplattenstößen in biegebeanspruchten gewalzten IPE- und HEB-Profil-Trägern*. Der Stahlbau, 42. Jahrgang, Heft 8, 1973
- [2.20] OXFORT J.: *Eine Bemessungsmethode für die Zugseite von statisch beanspruchten geschraubten Trägeranschlüssen an Stützen*. Der Stahlbau, 44. Jahrgang, Heft 6, 1975
- [2.21] ROTHE H.: *Vereinfachte Näherungsberechnung zur Berechnung von Kopfplattenverbindungen mit Berücksichtigung der Hebelwirkung*. Bauingenieur 52, 1977
- [2.22] STARK J.W.B., WITTEVEEN J., BIJLAARD F.S.K., ZOTEMEIJER P.: *Design Rules for Welded and Bolted Beam-to-column Connections in Non-Sway Frames*. Rapport Nr. B1-80-11/63.1.0410, Stevin Laboratory, Delft University of Technology, 1980
- [2.23] GRANSTRÖM A.: *Bolted End-plate Connections. EHS Steel+Beam-To-Column Application*. Report 80.3, Swedish Institute of Steel Constructions, Stockholm, 1980
- [2.24] DIN 18800: *Stahlbauten. Teil 1: Bemessung und Konstruktion*. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, 1990
- [2.25] EN 1993 Eurocode 3: *Entwurf, Berechnung und Bemessung von Tragwerken aus Stahl. Teil 1.1: Allgemeine Bemessungsregeln, Bemessungsregeln für den Hochbau, Anhang J: Träger/Stützen-Verbindungen*. Europäisches Komitee für Normung, Brüssel, 1992
- [2.26] EUROCODE 3, ENV – 1993-1-1: *Revised Annex J, Design of Steel Structures*. CEN, European Committee for Standardization, Document CEN/TC250/SC3-N 419 E, Brussels, June, 1994
- [2.27] FISHER J.W., STRUIK J.H.A.: *Guide to design criteria for bolted and riveted joints*. Verlag John Wiley & Sons, New York-London-Sydney-Toronto, 1974
- [2.28] PACKER J.A., MORRIS L.J.: *A limit state design method for tension region of bolted beam-column connections*. The structural engineer, October, 1977
- [2.29] MIAZZON A., PIAZZA M., TURRINI G.: *La giunzione a flangia con bulloni presollecitati nella trave inflessa*. Estratto dagli atti dell' istituto di scienza delle costruzioni, Università di Padova, Vol. iV, 1979
- [2.30] AGERSKOV H.: *Analysis of High Strength Bolted Connections Subject to Prying*. Report Nr. R 68, Structural Research Laboratory, Technical University of Denmark, Lyngby, Dec., 1975
- [2.31] KATO B., McGUIRE W.: *Analysis of T-Stub Flange to Column Connections*. Journal of Structural Division, ASCE, Vol. 99, No. ST5 May, 1973
- [2.32] BOUWMAN L.P.,: *Fatigue of bolted connections and bolts loaded in tension*. Report 6-79-9, Stevin Laboratory, Delft University of Technology, 1979
Bolted connections dynamically loaded in tension. Proc. ASCE, Journal of the Structural Division 108, ST9, 1982
- [2.33] GEHRI E., MÜLLER P.: *Stirnplattenverbindungen mit hochfesten Schrauben*. Institut für Baustatik und Stahlbau, ETH Zürich, unveröffentlicher Bericht, Zürich, 1982
- [2.34] GRANSTRÖM A.: *The strength of bolted end-plate connections, ultimate design method & lamellar tearing consideration*. Report 15:13, Swedish Institute of Steel Construction, Stockholm, 1979
- [2.35] CAMPUS F.: *La flexion elasto-plastique de l'acier doux*. Annales belges, Université de Liège, 1979

Kapitel 3

- [3.1] STEURER A.: *Trag- und Verformungsverhalten von auf Zug beanspruchten Schrauben*. Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zürich. IBK Bericht Nr. 217, Birkhäuser Verlag Basel, Mai, 1996
- [3.2] SIA 161: *Stahlbauten*. SIA-Norm, Ausgabe 1974, Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, Zürich, 1974
- [3.3] DIN 18 800: *Stahlbauten, Bemessung und Konstruktion*. Ausgabe 1981, Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1981
- [3.4] DIN 7990: *Sechskant-Schrauben für Stahlkonstruktionen*. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1971
- [3.5] DIN 7968: *Sechskant-Passschrauben für Stahlkonstruktionen*. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1971
- [3.6] DIN 6914: *Sechskantschrauben mit grossen Schlüsselweiten für HV-Verbindungen in Stahlkonstruktionen*. Ausgabe 1979, Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1979
- [3.7] DIN 7999: *Sechskant-Passschrauben, hochfest mit grossen Schlüsselweiten für Stahlkonstruktionen*. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1983
- [3.8] SIA 161: *Stahlbauten*. SIA-Norm, Ausgabe 1979, Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, Zürich, 1979
- [3.9] DIN 18 800: Teil 1: *Stahlbauten, Bemessung und Konstruktion*. Ausgabe 1990, Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1990
- [3.10] SIA 161: *Stahlbauten*. SIA-Norm, Ausgabe 1990, Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, Zürich, 1990
- [3.11] SIA V161.001: *Europäische Vornorm: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten*. Ausgabe 1993, Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, Zürich, 1993
- [3.12] DIN 931: Teil 1: *Sechskantschrauben mit Schaft*. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1982
- [3.13] DIN 933: Teil 1: *Sechskantschrauben mit Gewinde bis Kopf*. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1987
- [3.14] DIN 601: *Sechskantschraube mit Schaft*. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1983
- [3.15] DIN 912: *Zylinderschraube mit Innensechskant*. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1983
- [3.16] DIN 975: *Gewindestangen, stud bolts*. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1970
- [3.17] DIN ISO 898: Teil 1: *Mechanische Eigenschaften von Verbindungselementen - Schrauben*. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1979
- [3.18] ASTM/American Society for Testing and Materials: *Bolts for Structural Steel Joints, Including Suitable Nuts and Plain Hardened Washers*. American Society for Testing and Materials, 1916 Race Street, Philadelphia, Pennsylvania 19103, USA

- A307: Standard Specification for Carbon Steel Bolts and Studs, 60*000 PSI Tensile Strength, 1997
 - A325: Standard Specification for Structural Bolts, Steel, Heat Treated, 120/105 ksi Minimum Tensile Strength, 1997
 - A325M: Standard Specification for High-Strength Bolts for Structural Steel Joints [Metric], 1997
 - A354: Standard Specification for Quenched and Tempered Alloy Steel Bolts, Studs, and Other Externally Threaded Fasteners, 1998
 - A449: Standard Specification for Quenched and Tempered Steel Bolts and Studs, 1993
 - A490: Standard Specification for Heat-Treated Steel Structural Bolts, 150 ksi Minimum Tensile Strength, 1997
- [3.19] DEGENKOLBE J., HANEKE M., SCHLÜTER W.: *Stähle und Stahlerzeugnisse*. In: Stahlbau Handbuch, Stahlbau-Verlags-GmbH Köln, 1982
- [3.20] KLOOS K.H.: *Spannungsbedingungen und Zähigkeitseigenschaften*. VDI-Berichte Nr. 318, 1978
- [3.21] THOMALA W.: *Beitrag zur Dauerhaltbarkeit von Schraubenverbindungen*. Dissertation im Fachbereich Maschinenbau, Technische Hochschule Darmstadt, 1978
- [3.22] DIN 267, Blatt 4: *Festigkeitsklassen und Prüfverfahren für Muttern aus unlegierten oder niedrig legierten Stählen*. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1983
- [3.23] SCHNEIDER W.: *Schäden an Schraubenverbindungen*. Kongressband Verbindungstechnik, Köln, 1980
- [3.24] PETERSON, R.E.: *Stress Concentration Factors*. John Wiley & Sons, New York, London, Sidney, Toronto, 1974
- [3.25] BART, J., NEUBER, H., SCHNACK, E.: *Kerbfaktordiagramme nach numerischen Berechnungsverfahren*. Konstruktion 28, 1976
- [3.26] KULLMER, G.: *Tragfähigkeitsvorhersage für Bauteile mit Kerben*. Fortschrittberichte VDI Reihe 18 Nr. 152., Düsseldorf, 1994
- [3.27] WYSS, TH.: *Untersuchungen an gekerbten Körpern, insbesondere am Kraftfeld der Schraube unter Berücksichtigung der Vergleichsspannung*. Eidgenössische Materialprüfungs- und Versuchsanstalt für Industrie, Bauwesen und Gewerbe, Zürich, Bericht Nr. 151, Zürich, Dezember, 1945
- [3.28] CHRISTOPHER R.J., KULAK G.L., FISHER J.W.: *Calibration of Alloy Steel Bolts*. Journal of the Structural Division, Vol. 92, ST2, April, 1966
- [3.29] RUMPF J.L., FISHER J.W.: *Calibration of A325 Bolts*. Journal of the Structural Division, Vol. 89, ST6, December, 1963
- [3.30] KLOOS K.H., SCHNEIDER W.: *Haltbarkeit exzentrisch beanspruchter Schraubenverbindungen*. VDI-Z Bd. 126, Nr. 19, Oktober, 1984
- [3.31] ILLGNER K.-H., BEELICH K.H.: *Einfluss überlagerter Biegung auf die Haltbarkeit von Schraubenverbindungen*. Konstr. Masch. Appar. Gerätebau 18, 1966
- [3.32] RICHTER G.: *Versprödung metallischer Werkstoffe*. Maschinenschaden 30, 1957 und 37, 1964
- [3.33] BOSSARD: *Handbuch der Verschraubungstechnik*. Expert Verlag, Verlag Industrielle Organisation, Graffenau, Württemberg, 1982

- [3.34] KLOOS K.H., DIEHL H.: *Einfluss der Kerbgeometrie auf das Zeitstandverhalten des Stahls 21CrMoV 5 7 in unterschiedlichen Wärmebehandlungszuständen.* Arch. Eisenhüttenwes. 50, 1979
- [3.35] WIEGAND H., KLOOS K.H., THOMALA W.: *Schraubenverbindungen: Grundlagen, Berechnung, Eigenschaften, Handhabung.* Konstruktionsbücher Bd.5, Springer Verlag Berlin, Heidelberg, New York, 4. Auflage, 1988
- [3.36] ILLGNER K.H., BLUME D.: *Schrauben Vademecum.* Veröffentlichung von Bauer & Schaurte Karcher GmbH, 5. Auflage, 1983
- [3.37] DIN 76, Teil 1: *Gewindeausläufe, Gewindefreistriche für metrische ISO-Gewinde nach DIN13.* Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1983
- [3.38] KELLERMANN R., KLEIN H.-CH.: *Untersuchungen über den Einfluss der Reibung auf Vorspannung und Anzugsmoment von Schraubenverbindungen.* Konstruktion, 7. Jahrgang, Heft 2, 1955
- [3.39] SEIKA M., SASAKI S., HOSONO K.: *Measurement of Stress Concentrations in Threaded Connections.* Bulletin of the JSME, Vol. 17, No. 111, 1974
- [3.40] SCHNEIDER W., THOMALA W.: *Hinweise zur Anwendung des Spannungsquerschnitts von Schraubengewinden.* VDI-Z Bd. 126, Nr. 20, Oktober, 1984
- [3.41] DIETMANN H.: *Berechnung von Fließkurven von Bauelementen bei kleinen Verformungen.* Technisch-wissenschaftliche Berichte der Staatlichen Materialprüfungsanstalt an der Universität Stuttgart, Heft 69-01, 1969
- [3.42] SCHNEIDER W., THOMALA W.: *Hinweise zur Anwendung des Spannungsquerschnittes von Schraubengewinden.* VDI-Z. 126, 1984
- [3.43] LORREK W.: *Einfluss von hydrostatischem Druck auf Fließspannung und Formänderungsvermögen metallischer Werkstoffe.* Dissertation, Technische Universität Clausthal, 1972
- [3.44] WIEGAND H., ILLGNER K.-H., JUNKER G.: *Neuere Ergebnisse und Untersuchungen über die Dauerhaltbarkeit von Schraubenverbindungen.* Konstruktion Bd. 5, 1961
- [3.45] KLOOS K.H., SCHNEIDER W.: *Dauerhaltbarkeit hochvorgespannter Schraubenverbindungen.* In VDI-Berichte Nr. 766 Schraubenverbindungen, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf 1989
- [3.46] HEYWOOD R.B.: *Tensile Fillet Stresses in Load Projections.* Journal of Mechanical Engineers, 1949
- [3.47] NEUBER H.: *Über die Spannungsverteilung in der Zahnstange.* Forsch.-Ing.-Wesen 29, 6, 1963
- [3.48] MADUSCHKA L.: *Beanspruchung von Schraubenverbindungen und zweckmäßige Gestaltung der Gewindeträger.* Forsch.Ing.Wesen, 7, 1936
- [3.49] MARUYAMA K.: *Stress Analysis of a Bolt-Nut Joint by the Finite Element Method and the Copper-Electroplating Method.* 1st Report: Bulletin of the JSME, Vol.16, 94, 1973
- [3.50] JEHLE H.: *Polarisationsoptische Spannungsuntersuchungen an einer Schraubenverbindung und an einzelnen Gewindezähnen.* Forschung 7, Nr. 1, 1936
- [3.51] HETENYI M.: *A Photoelastic Study of Bolt and Nut Fastenings.* Journal Appl. Mechanics 10, 1943
- [3.52] PALAND E. G.: *Gewindelastverteilung in der Schrauben-Mutter-Verbindung.* Konstruktion 19, 1967

- [3.53] MEYER G., STRELOW D.: *Simple diagrams aid in analyzing forces in bolted joints.* Assembly Engineering, January, 1972
- [3.54] ISO 4032: *Sechskantmutter Typ 1, Produktklasse A und B.* International Organization, 1979
- [3.55] EUROCODE 3/ENV – 1993-1-1: *Design of steel structures.* Commission of the European Communities, European Pre-norm, Brussels, Belgium, 1995
- [3.56] VDI 2230: *Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen.* VDI-Richtlinien 2230, Verein Deutscher Ingenieure, VDI-Handbuch Konstruktion, Register Nr.3, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf, 1986
- [3.57] BICKFORD JOHN H.: *An introduction to the design and behavior of bolted joints.* 2nd ed., Mechanical Engineering, Marcel Dekker, Inc., 1990
- [3.58] SAWA T., MARUYAMA K.: *On the deformation of the bolt head and nut in a bolted joint.* Bulletin JSME, vol. 19, no. 128, February, 1976

Kapitel 4

- [4.1] SZS: *Stahlbaupraxis C9.1. Stirnplattenverbindung mit hochfesten Schrauben.* Verlag Schweizerische Zentralstelle für Stahlbau, 8034 Zürich, 1983
- [4.2] DIN 6914: *Sechskantschrauben mit grossen Schlüsselweiten für HV-Verbindungen in Stahlkonstruktionen.* Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1979
- [4.3] DIN 6916: *Scheiben rund für HV-Verbindungen in Stahlkonstruktionen.* Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1979
- [4.4] DIN 6915: *Sechskantmuttern mit grossen Schlüsselweiten für HV-Verbindungen in Stahlkonstruktionen.* Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1979
- [4.5] STEURER A.: *Trag- und Verformungsverhalten von auf Zug beanspruchten Schrauben.* Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zürich, IBK Bericht Nr. 217, Birkhäuser Verlag Basel, Mai, 1996
- [4.6] DIN 934: *Sechskantmuttern, metrische Gewinde, Produktklassen A und B.* Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1982
- [4.7] DIN 912: *Zylinderschrauben mit Innensechskant.* Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1983
- [4.8] DIN 933: *Teil 1: Sechskantschrauben mit Gewinde bis Kopf.* Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1987
- [4.9] SIA 161: *Stahlbauten.* SIA-Norm, Ausgabe 1979. Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, Zürich, 1979

Kapitel 5

- [5.1] SZS-STAHLBAUPRAXIS C9.1: *Stirnplattenverbindung mit hochfesten Schrauben.* Verlag Schweizerische Zentralstelle für Stahlbau, 8034 Zürich, 1983
- [5.2] STEURER A.: *Trag- und Verformungsverhalten von auf Zug beanspruchten Schrauben.* Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zürich, IBK Bericht Nr. 217, Birkhäuser Verlag Basel, Mai, 1996

- [5.3] KNOBLOCH M., SCHMIDT H.: *Statistische Tragfähigkeitsdaten industriell gefertigter Schrauben unter vorwiegend ruhender Zug- und Abscherbeanspruchung im Gewinde*. Forschungsbericht aus dem Fachbereich Bauwesen, Heft 52, Universität-Gesamthochschule-Essen, Oktober, 1990
- [5.4] STEINHARDT O., MÖHLER K.: *Versuche zur Anwendung vorgespannter Schrauben im Stahlbau*. Berichte des Deutschen Ausschusses für Stahlbau, Heft 24, Stahlbau Verlag, Köln, 1962
- [5.5] GRANSTRÖM A.: *Bolted End-plate Connections II; EHS Steel & Asymmetric Bolt locations*. Swedish Institute of Steel Construction, Report 86:5, September, 1984
- [5.6] GRUNDY P., THOMAS I.R., BENNETTS I.D.: *Beam-to-Column Moment Connections*. Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 106, No. ST1, January, 1980
- [5.7] DASt-RINGBUCH: *Biegesteife Stirnplattenverbindungen mit hochfesten vorgespannten Schrauben*. Typisierte Verbindungen im Stahlhochbau. 2. Auflage, Deutscher Stahlbau Verband DStV und Deutscher Ausschuss für Stahlbau DASt, Köln, 1978
- [5.8] FISHER J. W., STRUIK J. H. A., KULAK G. L.: *Guide to design criteria for bolted and riveted joints*. John Wiley & Sons, 2. Edition, New York-London-Sydney-Toronto, 1987
- [5.9] JENKINS W.M., TONG C.S., PRESCOTT A.T.: *Moment-transmitting endplate connections in steel constructions, and a proposed basis for flush endplate design*. The Structural Engineer, Volume 64A, No.5, May, 1986
- [5.10] MANN A.P., MORRIS L.J.: *Limit Design of Extended End-plate Connections*. Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 105, No. ST3, March, 1979
- [5.11] GRANSTRÖM A.: *Methods of Assessing the Risk for Lamellar Tearing*. The relevance of laboratory tests in assessing the strength of large structures. Publ. 58, Swedish Institute of Steel Construction, Stockholm, 1977
- [5.12] DIN 6914: *Sechskantschrauben mit grossen Schlüsselweiten für HV-Verbindungen in Stahlkonstruktionen*. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1979
- [5.13] DIN 931 Teil 1: *Sechskantschrauben mit Schaft*. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1982
- [5.14] DIN 912: *Zylinderschrauben mit Innensechskant*. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1983
- [5.15] DIN 6915: *Sechskantmuttern mit grossen Schlüsselweiten für HV-Verbindungen in Stahlkonstruktionen*. Deutsches Institut für Normung e. V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1979
- [5.16] DIN 933: *Teil 1: Sechskantschrauben mit Gewinde bis Kopf*. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1987
- [5.17] KLOOS K.H., W. SCHNEIDER W.: *Haltbarkeit exzentrisch beanspruchter Schraubenverbindungen*. VDI-Z Bd. 126, Nr. 19. Oktober, 1984
- [5.18] ILLGNER K.-H., BEELICH K.H.: *Einfluss überlagerter Biegung auf die Haltbarkeit von Schraubenverbindungen*. Konstr. Masch. Appar. Gerätebau 18, 1966
- [5.19] RICHTER G.: *Versprödung metallischer Werkstoffe*. Maschinenschaden 30, 1957 und Maschinenschaden 37, 1964

- [5.20] WEBER H.: *Die Ermüdungsfestigkeit von Schrauben bei kombinierter Zug- und Biegebeanspruchung*. Konstruktion 23, 1971
- [5.21] WIEGAND H., KLOOS K.H., THOMALA W.: *Schraubenverbindungen. Grundlagen, Berechnung, Eigenschaften, Handhabung*. Springer Verlag, 4. Auflage, 1988
- [5.22] DIN ISO 898: *Teil 1: Mechanische Eigenschaften von Verbindungselementen-Schrauben*. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1979
- [5.23] DOUTY R. T., McGUIRE W.: *High Strength Bolted Moment Connections*. Proceedings ASCE, Vol. 85, No. ST3, March, 1959
- [5.24] HELLQUIST T.I.: *The Behaviour of End Plate Connections*. Master's Thesis at the University of Saskatchewan, 1966
- [5.25] ANDERHEGGEN E., DESPOT Z.: *STATIK-N, ein Computerprogramm für die nichtlineare Berechnung von Stabtragwerken*. Schweizer Ingenieur und Architekt SI+A, 112. Jahrgang, Heft 34, 1994

Kapitel 6

- [6.1] EN 1993 EUROCODE 3: *Entwurf, Berechnung und Bemessung von Tragwerken aus Stahl. Teil 1.1: Allgemeine Bemessungsregeln, Bemessungsregeln für den Hochbau, Anhang J: Träger/Stützen-Verbindungen*. Europäisches Komitee für Normung, Brüssel, 1992
- [6.2] DASt-RINGBUCH: *Biegesteife Stirnplattenverbindungen mit hochfesten vorgespannten Schrauben. Typisierte Verbindungen im Stahlhochbau*. 2. Auflage, Deutscher Stahlbau Verband DStV und Deutscher Ausschuss für Stahlbau DASt, Köln 1978
- [6.3] SZS-STAHLBAUPRAXIS C9.1: *Stirnplattenverbindung mit hochfesten Schrauben*. Verlag Schweizerische Zentralstelle für Stahlbau, 8034 Zürich, 1983
- [6.4] SIA 161: *Stahlbauten*. SIA-Norm, Ausgabe 1990, Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, Zürich, 1990
- [6.5] CHEN W.F.: *Joint Flexibility in Steel Frames*. Elsevier Applied Science Publishers LTD, London, 1987
- [6.6] BJORHOVDE R., BROZZETTI J., COLSON A.: *Connections in Steel Structures*. Elsevier Applied Science Publishers LTD, London, 1988
- [6.7] TSCHEMMERNEGG F., TAUTSCHNIG A., KLEIN H., BRAUN C., HUMER C.: *Zur Nachgiebigkeit von Rahmenknoten*. Der Stahlbau, 56. Jahrgang, Heft 10, 1987 sowie Teil 2 in Der Stahlbau, 58. Jahrgang, Heft 2, 1989
- [6.8] BACKGROUND DOCUMENTATION 6.09 TO EUROCODE 3: *Background Information 6.09 to Eurocode 3, ECCS Committee 10, Beam to Column Connections*. TH Delft, March, 1989
- [6.9] INTERNATIONAL COLLOQUIUM: *Bolted and special structural connections*. Proceedings, Vol.3: Influence of the bolted connections on the behavior of steel structures, Moskau, 1989
- [6.10] COST C1: *Semi-rigid Behaviour of Civil Engineering Structural Connections*. Proceedings of the Second State of the Art Workshop, Prague, 1994
- [6.11] GODVERDHAM A.V.: *A Collection of Experimental Moment-Rotation Curves and the Evaluation of Predicting Equations for Semi-rigid Connection*. Vanderbilt University, Nashville, Tennessee, 1984

- [6.12] NETHERCOT D.A.: *Steel Beam-to-column Connections. A Review of Test Data and its Applicability to the Evaluation of Joint Behavior in the Performance of Steel Frames.* CIRIA Project Study, 1985
- [6.13] KISHI N., CHEN W.F.: *Steel Connection Data Bank Programm.* Structural Engineering Report No. CE-STR-86-18, School of Civil Engineering, Purdue University, West Lafayette, Indiana, May, 1986
- [6.14] FRYE M.J., MORRIS G.A.: *Analysis of Flexibly Connected Steel Frames.* Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 2, No. 3, September, 1975
- [6.15] SOMMER W.H.: *Behavior of Welded Header Plate Connections.* University of Toronto, Toronto, Ontario, 1969
- [6.16] OSTRANDER J.R.: *An Experimental Investigation of End Plate Connections.* Department of Civil Engineering, University of Saskatchewan, Saskatoon, Canada, July, 1970
- [6.17] COLSON A., LOUVEAU J.M.: *Connections Incidence on the Inelastic Behavior of Steel Structures.* Euromech Colloquium 174, October, 1983
- [6.18] ANG K.M., MORRIS G.A.: *Analysis of three-dimensional frames with flexible beam-column connections.* Canadian Journal of Civil Engineers, Vol. 11, No.2, 1984
- [6.19] RAMBERG W., OSGOOD W.R.: *Description of Stress-Strain Curves by three Parameters.* Technical Note No. 902, National Advisory Committee for Aeronautics, Washington, D.C. Rathbun, J. C., 1936
- [6.20] KRISHNAMURTHY N., HUANG H.-T., JEFFREY P.K., AVERY L.K.: *Analytical $M-\phi$ Curves for End-Plate Connections.* Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 105, No. ST1, January, 1979
- [6.21] KRISHNAMURTHY N., GRADY D.E.: *Correlation between 2- and 3-Dimensional Finite Element Analysis of Steel Bolted End-Plate Connections.* Computers and Structures, Vol. 6, Nos. 4/5, August/October, 1976
- [6.22] KRISHNAMURTHY N., OSWALT R.E.: *Bolt Head and Weld Effects in Steel Connection Behaviour.* Joints in Structural Steelwork, Proceedings of the International Conference, Teeside Polytechnic, Middlesbrough, England, April, 1981
- [6.23] HÖB P.: *Optimierung von Stockwerkrahmen aus Stahl mit biegesteifen und biegeweichen Rahmenknoten.* Dissertation, Universität Karlsruhe, 1994
- [6.24] ZOETEMEIJER P.: *A design method for the tension side of statically loaded, bolted beam-to-column connections.* Heron, Vol. 20, No. 1, Technische Hogeschool Delft, 1974
- [6.25] SZS: *Rahmentragwerke in Stahl unter besonderer Berücksichtigung der steifenlosen Bauweise. Theoretische Grundlagen, Beispiele, Bemessungstabellen.* Publikation A4, Schweizerische Zentralstelle für Stahlbau, 8034 Zürich und Österreichischer Stahlbauverband (ÖSTV), 1130 Wien, 1987
- [6.26] BRAUN CH.: *Das Moment-Rotationsverhalten von geschweissten, steifenlosen Rahmenknoten bei Querkraftbeanspruchung.* Dissertation, Universität Innsbruck, 1987
- [6.27] KRAWINKLER H., BERTERO V.V., POPOV E.P.: *Shear Behaviour of Steel Frame Joints.* Journal of Structural Division, ASCE, Vol. 101, ST. 11, 1975
- [6.28] WEYNAND K., JASPART J.P., STEENHUIS M.: *The stiffness model of revised Annex J to Eurocode 2.* Beitrag in "Connections in Steel Structures III: Behaviour, Strength and Design", Proceedings of the Third International Workshop, Trento, Italy, 1995

- [6.29] EUROCODE 3, ENV – 1993-1-1: *Revised Annex J, Design of Steel Structures*. CEN, European Committee for Standardization, Document CEN/TC250/SC3-N 419 E, Brussels, June, 1994
- [6.30] BOSE B., HUGHES A.F.: *Verifying the performance of standard ductile connections for semi-continuous steel frames*. Proceedings Institute of Civil Engineers, Structures and Buildings, 110, November, 1995
- [6.31] DIN ISO 898: *Teil 1: Mechanische Eigenschaften von Verbindungselementen – Schrauben*. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin, Köln, 1979
- [6.32] THOMSON K., AGERSKOV H.: *Versuche zur Ermittlung des Tragverhaltens von Kopfplattenstössen in biegebeanspruchten gewalzten IPE- und HEB-Profil-Trägern*. Der Stahlbau, 42. Jahrgang, Heft 8, 1973
- [6.33] DAST-Ringbuch: *Biegesteife Stirnplattenverbindungen mit hochfesten vorgespannten Schrauben. Typisierte Verbindungen im Stahlhochbau*. 2. Auflage, Deutscher Stahlbau Verband DStV und Deutscher Ausschuss für Stahlbau DAST, Köln, 1978
- [6.34] GEBBEKEN N., BINDER B., ROTHERT H.: *Zur numerischen Analyse von Kopfplatten-Verbindungen*. Der Stahlbau, 61. Jahrgang, Heft 9, 1992
- [6.35] HORNE M.R., MORRIS L.J.: *Plastic Design of Low-rise Frames*. Granada Publishing Limited-Technical Books Division Frogmore, St Albans, Herts AL2 2NF and London, Toronto, Sydney, New York, 1981
- [6.36] BIJLAARD F.S.K., NETHERCOT D.A., STARK J.W.B., TSCHEMMERNEGG F., ZOETEMEIJER P.: *Structural Properties of Semi-Rigid Joints in Steel Frames*. IABSE Surveys, S-42/98, IABSE Periodica 2/1989, May, 1989
- [6.37] ROIK K., KUHLMANN U.: *Ermittlung von Flanschschlankheiten zur Gewährleistung einer ausreichenden Rotationsfähigkeit. Forschungsvorhaben "Rotationskapazität von I-Profilen aus Stahl"*. Minister für Wissenschaft und Forschung des Landes Nordrhein-Westfalen, Aktenzeichen IV B 5 – FA 9860, 1986
- [6.38] PETERSEN CH.: *Stahlbau, Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten*. Friedrich Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig/Wiesbaden, 1988
- [6.39] KREUTZ J.S., NATHER F.: *Ein Beitrag zur Biegeknickbemessung von Stahlblechkonstruktionen mit IPE- und HE-Profilen unter Berücksichtigung sekundärer Effekte*. Mitteilungen aus dem Lehrstuhl für Stahlbau, Technische Universität München, München 1984
- [6.40] DAHL W., REES H.: *Die Spannungs-Dehnungskurve von Stahl*. Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1966
- [6.41] MAIER A.F.: *Einfluss des Spannungszustandes auf das Formänderungsvermögen der metallischen Werkstoffe*. Technische Hochschule Stuttgart, 1934
- [6.42] CAMPUS F.: *La flexion elasto-plastique de l'acier doux*. Annales belges, Université de Liège, 1979
- [6.43] ANDERHEGGEN E., DESPOT Z.: *STATIK-N, ein Computerprogramm für die nichtlineare Berechnung von Stabtragwerken*. Schweizer Ingenieur und Architekt SI+A, 112. Jahrgang, Heft 34, 1994

Bezeichnungen und Abkürzungen

Lateinische Grossbuchstaben

A	Querschnittsfläche; Arbeit; Konstante; Versuchsbezeichnung für Versuche "Trägerstoss"
A _{Sp}	Spannungsquerschnitt der Schraube
ASTM	American Society for Testing and Materials
C	Verschiebemodul
C _{A,1}	Anfangssteifigkeit der Verbindung
C _{A,2}	Steifigkeit der Verbindung im plastischen Bereich
D	Versuchsbezeichnung für Versuche "Durchlaufträger"
DAS _t	Abkürzung für "Deutscher Ausschuss für Stahlbau"
DIN	Deutsches Institut für Normung
DMS	Dehnmessstreifen
E	Elastizitätsmodul; Versuchsbezeichnung für Versuche "Trägerstoss"
EA	Dehnsteifigkeit der zugbeanspruchten Schraube als ganzes Bauteil
EC	Abkürzung für "Eurocode"
EP	Berechnungsverfahren: Elastische Schnittkraftberechnung und Plastische Ermittlung des Querschnittswiderstands
F	Kraft allgemein; Schraubenkraft; Einzelkraft
F _b	Last beim Trennbruch der Schraube
F _u	Maximallast
F _y	Streckgrenze
FK	Festigkeitsklasse der Schraube oder der Mutter
G	Schubmodul; Gewindeabstreifen als Versagensart der zugbeanspruchten Schraube
HAG	Code für Regelanschluss eines HEA-Profiles mit bündiger Kopfplatte nach SZS
HAU	Code für Regelanschluss eines HEA-Profiles mit überstehender Kopfplatte nach SZS
HBG	Code für Regelanschluss eines HEB-Profiles mit bündiger Kopfplatte nach SZS
HBU	Code für Regelanschluss eines HEB-Profiles mit überstehender Kopfplatte nach SZS
HV	Hochfest als herkömmliche Bezeichnung der hochfesten Schraube in der Regel der FK 10.9
HVN	Speziell entwickelte Schraube als modifizierte HV-Schraube ohne Schaft mit durchgehendem Gewinde
K	Zusatzkraft bei der überstehenden Kopfplatte aufgrund der Hebelwirkung; Konstante; Versuchsbezeichnung für Versuche "Kragarmträger"
NPP	Normal Probability Plot
M	Biegemoment
M _A	Biegetragwiderstand der Verbindung
M _{pl}	Plastisches Moment des Walzprofils
PP	Berechnungsverfahren: Plastische Schnittkraftberechnung und Plastische Ermittlung des Querschnittswiderstands

Prying Force	Hebelkraft hervorgerufen durch die Verformung der Kopfplatte
P	Mass der Gewindesteigung – Höhe pro einem Gewindeumgang
PEG	Code für Regelanschluss eines IPE-Profiles mit bündiger Kopfplatte nach SZS
PEU	Code für Regelanschluss eines IPE-Profiles mit überstehender Kopfplatte nach SZS
R	Bewertungsgrösse der Rotationskapazität
S	Anschlusssteifigkeit der Verbindung; Kraft; Bezeichnung für die Versuchsreihen der Zugversuche an Schrauben
SZS	Abkürzung für "Schweizerische Zentralstelle für Stahlbau" bzw. seit 1999 "Stahlbau Zentrum Schweiz"
T	Trennbruch als Versagensart der zugbeanspruchten Schraube
US	Unterlagsscheibe; Gewinde mit Unterschnitt
V	Querkraft
VK	Vorderkante
W	elastisches Widerstandsmoment; Arbeitsvermögen der Schraube als Integral der Last-Längungs-Kurve aus Zugversuch
WG	Weggeber
X	Ausgleichskraft bei Versuchsreihe "Kragarmträger"
Z	Zugkraft; Brucheinschnürung

Lateinische Kleinbuchstaben

a	Abmessung
a _F	Kehlnahtstärke (Wurzelmass) der Anschlussnaht "Flansch-Kopfplatte"
a _w	Kehlnahtstärke (Wurzelmass) der Anschlussnaht "Steg-Kopfplatte"
b	Breite; Kragarmlänge bei Kopfplatte zur Bestimmung des Drehwinkels nach der Fließlinientheorie
b _p	Gesamtbreite der Kopfplatte
c	Halbe Flanscbreite
d	Stegdicke; Schraubendurchmesser
d _p	Dicke der Kopfplatte
e	Exzentrizität; vertikales Abstandsmass der Schrauben bei der Kopfplatte; Dehnung bei Schrauben
f _u	Zugfestigkeit
f _y	Fliessgrenze
h	Höhe; Hebelarm der inneren Kräfte
h _i	Rechnerischer Hebelarm als Abstand zwischen der Unterkante des angeschlossenen Walzprofils und der jeweiligen Schraubenzeile "i"
h _p	Gesamthöhe der Kopfplatte

Lateinische Kleinbuchstaben

(Fortsetzung)

k	Faktor zur Angabe der Grösse der Standardabweichung vom Mittelwert im Zusammenhang mit der Bestimmung des Anteilsbereichs an der Normalverteilung
ℓ	Länge; Spannweite
ℓ_b	Belastungslänge der Schraube (Klemmdicke, freie belastete Schraubenlänge)
ℓ_i	Länge des Fließgelenks "i" bei der Kopfplatte
ℓ_s	Schaftlänge der Schraube: Länge zwischen Unterkant Schraubenkopf und Gewindeanfang exklusive Gewindeauslauf
ℓ_p	Länge des plastifizierenden Bereichs bei der Ausbildung des Fließgelenks in der Kopfplatte
m	Moment pro Länge
n	Anzahl; Schraubenwertigkeit im Zusammenhang mit der Berechnung der Anfangssteifigkeit $C_{A,1}$
s	Längung der Schraube unter reiner Zugbeanspruchung
s_b	Längung der Schraube beim Erreichen der Bruchlast F_b
s_f	Längung der Schraube beim Erreichen der Fließlast F_f
s_u	Längung der Schraube beim Erreichen der Maximallast F_u
$s_{0.9}$	Elastische Längung der Schraube bei Erreichen der theoretischen Proportionalitätsgrenze der Schraube der Festigkeitsklasse 10.9
$s_{0.8}$	Elastische Längung der Schraube bei Erreichen der theoretischen Proportionalitätsgrenze der Schraube der Festigkeitsklasse 8.8
t	Flanschdicke; Dicke der Zwischenplatte bei den Versuchsreihen "Kragarmträger" und "Durchlaufträger" (entspricht t_z in den Berechnungsbeispielen von Anhang A4)
u	Randabstand der Kopfplatte zum Flansch
w	Horizontales Abstandsmass der Schrauben bei der Kopfplatte

Griechische Kleinbuchstaben

α	Winkel; Reduktionsfaktor
α_K	Kerbfaktor, $\alpha_{K\delta} = \delta_{\max}/\delta_{\text{nenn}}$ bzw. $\alpha_{K\epsilon} = \epsilon_{\max}/\epsilon_{\text{nenn}}$
$\alpha_{10.9}$	Abminderungsfaktor des E-Moduls für die Berechnung der plastischen Längung der Schraube der Festigkeitsklasse 10.9
$\alpha_{8.8}$	Abminderungsfaktor des E-Moduls für die Berechnung der plastischen Längung der Schraube der Festigkeitsklasse 8.8
ϵ	Dehnung
ϵ_R	Randdehnung beim Fließgelenk der Kopfplatte
δ	Verformung als Längung der zugbeanspruchten Schraube oder als Durchbiegung der Kopfplatte
$\delta_{\text{üpl}}$	"überplastische" Längung der Schraube, Schraubenlängung nach Erreichen der Maximallast bis zum eigentlichen Bruch
γ	Verschiebung

Griechische Kleinbuchstaben

(Fortsetzung)

φ	Verdrehung, Rotation; Auflagerdrehwinkel
φ_A	Verdrehung der Verbindung
σ	Normalspannung
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Hauptspannungen
σ_{nenn}	Nenn- oder Bezugsspannung

Fusszeiger (Indices)

0.8	Angabe zur theoretischen Proportionalitätsgrenze der Schraube als 80% der nominellen Maximallast
0.9	Angabe zur theoretischen Proportionalitätsgrenze der Schraube als 90% der nominellen Maximallast
A	Anschluss, Verbindung
b	Schraube; Versagen der Schraube
eff	Effektiv, wirklich im Versuch erzielt; wirksam, mitwirkend
elast	elastisch
erf	erforderlich
f	Flansch
G	Gelenk
g	Eigenlast
H	Horizontal
i	Ordnungszahl
Loch	Schraubenlochdurchmesser in Kopfplatte
max	Maximal, Grösst-
min	Minimal, Kleinst-
nom	Nominell, Nennwert
rech	Rechnerisch, mit Modell ermittelter Wert
p	Profilträger
pl bzw. plast	plastisch
Platte	Kopfplatte
prop	Proportionalitätsgrenze
R	(Trag-)Widerstand
rad	radial
S	Schraube
tan	tangential
theo	theoretisch
u	Bruch; Versagenszustand; Maximallast
V	Vertikal
Vers	Im Versuch erzielter Wert
w	Wurzel (Kehlnaht); Steg
y	Fließen

Einheiten / Konversion

inch	1 inch = 25.400 mm
kip	1 kip = 4'448 N
ksi	1 ksi = 6.8947 N/mm ²
rad	Radiant, 1 rad = 180°/π = 57.29578°

Zusammenfassung

Mit der vorliegenden Arbeit wird versucht den vermehrten Einbezug des nichtlinearen Verhaltens von geschraubten Stirnplattenverbindungen für die Bemessung von Tragwerken in Stahl zu fördern. Im Zusammenhang mit der Einführung der plastischen Berechnungsmethoden ist die nachgiebige und teiltragfähige Verbindung in neuster Zeit in den Mittelpunkt der Fachdiskussion gerückt. Hinzu kommt, dass aus fertigungstechnischen Gründen immer mehr nachgiebige Verbindungen zur Anwendung gelangen.

Von besonderer Bedeutung ist dabei die Berücksichtigung der Anschlussnachgiebigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen, die durch drei typische Charakteristika (Biegetragwiderstand, Rotationsvermögen und Anfangssteifigkeit) zusätzlich zu den Grenzfällen des starren und gelenkigen Anschlusses erfasst wird. Deren Verformbarkeit darf bei geometrisch nichtlinearen Berechnungen in der Regel nicht vernachlässigt werden, insbesondere dann nicht, wenn rechnerische Versagenszustände zu betrachten sind. In Stabwerksprogrammen ist das Tragverhalten von Anschlussausbildungen mit Hilfe von Biegefedern als Makroelemente erfassbar, deren Kennlinien die Moment-Rotations-Kurven der Verbindungen bilden.

Die Zusammenhänge, welche das Verhalten der Stirnplatte beeinflussen sind äusserst komplex. Dies führte in der Praxis zu einer Situation, bei welcher die fehlenden Kenntnisse zur Verbindung durch entwerferische "Intuition" kompensiert werden. Mit der Etablierung der plastischen Bemessungsmethode muss sich allerdings der Ingenieur der Konsequenzen getroffener Vereinfachungen bewusst sein, was nichts anders bedeutet, als dass die Kenntnisse der Grössen, die das Verhalten der Verbindung signifikant beeinflussen, unabdingbar sind.

Allgemein besteht ein breites Wissen zum Tragverhalten von Stirnplattenverbindungen. Die existierenden Rechenmodelle weisen über eine gute und adäquate Genauigkeit auf. Das Verformungsverhalten dieser Verbindungen ist dagegen praktisch unbekannt, obschon ihr Verformungsvermögen einen deutlichen Einfluss auf das Tragwerksverhalten ausübt. Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich daher zur Hauptsache mit dem Aspekt des Verformungsverhaltens der geschraubten Stirnplattenverbindung.

Die wenigen, einschlägigen Experimente aus der Literatur wie auch die eigenen vorgenommenen theoretischen und experimentellen Untersuchungen ergeben alle das gleiche Bild: Das Rotationsvermögen wird zur Hauptsache durch die folgenden zwei Grössen diktiert:

- die Längung und das Bruchverhalten der Schraube
- die Verformungen der Kopfplatte

Zunächst wird basierend auf den durchgeführten umfangreichen Versuchen an zugbeanspruchten Schrauben ein Rechenansatz zur Ermittlung der Schraubenlängung entwickelt. Das vorgeschlagene Modell deckt den ganzen Verformungsbereich ab, während sich die bestehenden Methoden zur Berechnung der Schraubenverformungen einzig auf den elastischen Bereich beschränken. Mit dem neuen Modell lässt sich nun aber auch der für das Verformungsverhalten der Verbindung nicht unwesentliche, plastische Anteil der Schraubenlängung erfassen.

Insgesamt kommt dabei dem Gewinde und dessen Länge eine zentrale Bedeutung zu. Die neu entwickelte und geprüfte hochfeste Schraube mit durchgehendem Gewinde (HVN) weist daher auch deutlich duktileres Verhalten wie auch über ein grösseres Verformungsvermögen als die herkömmliche HV-Schraube auf. Dies hat letztlich auch dementsprechende Auswirkungen auf das Verformungsvermögen der Stirnplattenverbindung als Ganzes zur Folge.

Im zweiten Teil der Arbeit wird das Verformungsverhalten der Kopfplatte erörtert und untersucht. Mit Hilfe der Bruchlinientheorie wird dabei ein Berechnungsansatz zur Bestimmung der relevanten Verformungen der Kopfplatte erarbeitet.

Die nunmehr vorliegenden Modelle zur Bestimmung der Schraubenlängung und zur Ermittlung der Kopfplattenverformungen ermöglichen schliesslich die Bestimmung des Verformungsvermögens der Verbindung als Ganzes. Der Vergleich zwischen der Berechnung und den Ergebnissen der eigenen, an Stirnplattenverbindungen mit bündigen und überstehenden Kopfplatten durchgeführten Versuchen, zeigt eine bemerkenswerte Übereinstimmung.

Ein Berechnungsvorschlag zur Abschätzung der Anfangssteifigkeit der Verbindung erlaubt letztlich, zusammen mit den beiden weiteren vorliegenden Werten zur Tragfähigkeit und zum Verformungsvermögen der Verbindung, eine einfache bilineare Beschreibung der Moment-Rotations-Beziehung.

Die rechnerische Anwendung dieses Ansatzes und der angestellte Vergleich mit den Ergebnissen der Versuche am Zweifeldträger, welcher über dem Mittenaufleger mit Stirnplattenverbindungen gestossen ist, kommt für die Umsetzung in der Praxis zu folgendem Schluss: Mit der Nachbildung der Stirnplattenverbindung als starr-plastisches Element und den beiden Werten Biegetragwiderstand und Verformungsvermögen als Grenzen, lässt sich eine angemessene Beurteilung sowohl über den Grad möglicher Schnittkraftumlagerungen als auch zum Tragwiderstand der Tragstruktur vornehmen.

Summary

The goal of this publication is to contribute to an increased consideration of the nonlinear behaviour of bolted end-plate connections in the design of steel structures. The load carrying behaviour of semi-rigid connections has gained a crucial role in the technical discussion ever since the safety philosophy defined the ultimate limit analysis. Semi-rigid connections were applied more and more due to economical reasons.

Of special interest is the consideration of the moment-rotation curve of flexible end-plate connections, from which three typical characteristics (moment capacity, rotation capacity and initial stiffness) of more or less stiff joints additional to the special cases rigid and pinned joints are derived. Not only the strength, but also the deformation of these connections has to be taken into account if geometrically nonlinear computations of structural steelwork are to be carried out. In those the rotational spring as a macro element is used as a physical model. Its characteristic property is appropriately expressed by the moment-rotation curve of the connection.

End-plate connections are very complex in their behaviour. This has led to a situation where a certain amount of "intuition" has been used in the design of this type of structures. Usually the lack of information regarding the behaviour of those connections under different conditions accounted for this. The designer must become aware of the consequence of his design decisions as one moves towards limit-state-design, i.e. understanding the probable behaviour of his connection details.

In the past, most theoretical and experimental investigations dealt with the moment capacity of the end-plate connection. As a result, the knowledge in this field has a broad base and the existing mathematical models have a good and adequate accuracy. By contrast, the deformation behaviour of those connections is practically unknown even though its influence has a distinct effect on the behaviour of the structure. That's why the present investigation for the main part deals with the aspect of the rotation behaviour of bolted end-plate connections.

The few relevant experiments in the literature as well as the author's experimental and theoretical investigations give the same conclusion. The rotation capacity is mainly influenced by the following two parameters:

- the elongation and fracture of the bolts
- the deformation of the end-plate

First, a method to analytically determine the elongation of bolts under tension is developed on the basis of extensive series of tests on bolts. In contrast to the existing methods which are limited to the elastic part, the proposed model covers the full range of the deformations. Now the new model registers also the plastic range of the deformations which is substantial.

Altogether the elongation of a bolt is significantly governed by the thread and its length. Therefore the deformation behaviour of the newly developed and tested high-strength bolt without shank (HVN) is clearly more ductile than the conventional high strength bolt. As a result of this the deformation capacity will also be remarkably larger. In consequence of this the rotation behaviour of the end-plate connection is also affected by such improved ductility of the bolts.

In the second part the deformation behaviour of the end-plate is discussed and investigated. By using the yield line theory of slabs a calculation method to determine the relevant deformations

of an end-plate is developed. The rotation capacity of the end-plate connection as a whole can be determined by combining the model for the elongation of the bolts and the model for the deformations of the end-plate. Compared to the results of the author's tests on end-plate connections with flush and extended end-plates the analytical calculations show a remarkable agreement.

Together with the moment capacity and the deformation capacity of the connection a proposed method to estimate the initial stiffness of the end-plate connection finally allows a simple bilinear model for the moment-rotation relationship.

The application of this method compared with the results of the tests of two-span beams, connected at the central support, leads to the following conclusion: For the use in practice the modelling of the end-plate connection as a rigid-plastic element with the two governing capacities - moment capacity and rotation capacity - allows an adequate assessment of the degree of possible moment redistribution and also the collapse load of the structure.

Résumé

Le but de la présente publication est de motiver l'ingénieur à prendre en compte lors du dimensionnement la réponse non-linéaire d'assemblages par plaques frontales boulonnées. Surtout à cause de l'introduction du calcul plastique, le comportement des assemblages semi-rigides à résistance limitée a gagné de l'importance dans les discussions techniques. De plus, les assemblages semi-rigides sont facilement réalisables, dès lors économiques et largement utilisés.

Il est très important d'introduire dans les calculs les déformations des assemblages par plaques frontales boulonnées définies par trois propriétés typiques (résistance à la flexion, capacité de rotation et rigidité initiale), en plus des cas limites de l'attache rigide et de l'articulation. Dans un calcul à géométrie non-linéaire, on ne saurait ignorer cette déformabilité, ceci surtout lorsque l'on considère les états de ruine. Pour les systèmes formés de barres, on introduira à cet effet des ressorts avec des caractéristiques données par les relations moment-rotation.

Le comportement des plaques frontales est très complexe. On a dès lors souvent tenté de remplacer lors du dimensionnement les connaissances manquantes par "l'intuition". En calcul plastique, l'ingénieur doit toutefois être conscient de l'influence des hypothèses introduites. Il faut donc connaître les facteurs qui exercent une influence prépondérante sur la réponse de l'assemblage.

Pour les assemblages par plaques frontales, les recherches effectuées précédemment concernaient surtout la résistance limite à la flexion; les modèles existants garantissent ainsi une bonne précision des résultats. Bien que la capacité de rotation des assemblages influence fortement le comportement du système porteur, cette caractéristique est très mal connue. L'auteur traite donc principalement cet aspect de la déformabilité des assemblages par plaques frontales.

Tant les rares essais décrits dans les publications existantes que les recherches théoriques et expérimentales menées par l'auteur conduisent au même résultat: la capacité de rotation est dictée avant tout par les deux facteurs suivants:

- l'allongement et le comportement à la ruine du boulon
- les déformations de la plaque frontale

En partant des nombreux essais faits sur des boulons sollicités en traction, l'auteur développe des formules permettant de calculer l'allongement du boulon. Alors que les méthodes à disposition se limitent au domaine élastique, le modèle proposé inclut tout spécialement les allongements plastiques puisque ceux-ci influencent largement les déformations de l'assemblage.

La longueur de la partie filetée joue un rôle prépondérant. Le boulon à haute résistance à filetage continu (HRN) que l'auteur a développé et testé présente dès lors une ductilité nettement plus élevée et des allongements limites supérieurs à ceux des boulons HR usuels. En conséquence, la capacité de rotation de l'assemblage par plaques frontales s'améliore très nettement.

En deuxième partie, on étudie la déformabilité des plaques frontales. La méthode des lignes de rupture fournit un procédé de calcul fixant les déformations déterminantes de la plaque.

Ces nouveaux modèles fixant tant l'allongement du boulon que les déformations de la plaque permettent finalement de calculer la déformabilité de l'assemblage dans son ensemble. Les résultats des calculs correspondent très bien à ceux découlant des essais entrepris sur des assemblages comportant des plaques frontales débordantes et à fleur.

En plus de la résistance limite et de la capacité de rotation de l'assemblage, une proposition permettant d'estimer sa rigidité initiale conduit finalement à un modèle bilinéaire pour le diagramme moment-rotation.

En comparant les résultats ainsi obtenus à ceux d'essais menés sur des poutres à deux travées continues, avec un joint à plaques frontales sur l'appui médian, on arrive à la conclusion suivante pour le dimensionnement: en introduisant deux valeurs caractéristiques, soit la résistance à la flexion et la capacité de rotation, une modélisation simulant l'assemblage par plaques frontales comme élément plastique-rigide permet d'estimer congrûment tant le degré possible de redistribution des moments que la résistance ultime de la structure.

Anhang A1: Versuchsreihe A und E: «Trägerstoss»

Wie bereits im Abschnitt 4.31 erläutert, handelt es sich bei der Versuchsreihe A und E um frühere Untersuchungen, welche nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit sind. Da sie jedoch zur bearbeiteten Fragestellung eine enge Beziehung haben, wurde die Gelegenheit genutzt, die bis heute unveröffentlichten Ausgangsdaten und Ergebnisse aufzuarbeiten und in konzentrierter Form in diesem Teil der Arbeit vorzustellen. Im folgenden sind zunächst die Grundlagen zum Versuchsprinzip, zum Versuchsprogramm und zur Versuchsdurchführung erläutert und daran anschliessend sind die wesentlichen Ergebnisse in Tabellenform und Diagrammen festgehalten. Die Veranlassung und Zielsetzung der Versuchsreihe ist in Abschnitt 4.31 aufgezeigt.

A1.1 Versuchsprinzip

Um den Biegetragwiderstand der geschraubten Stirnplattenverbindung versuchstechnisch zu ermitteln, wurde die zu prüfende Verbindung als Direktstoss eines Biegebalken eingesetzt.

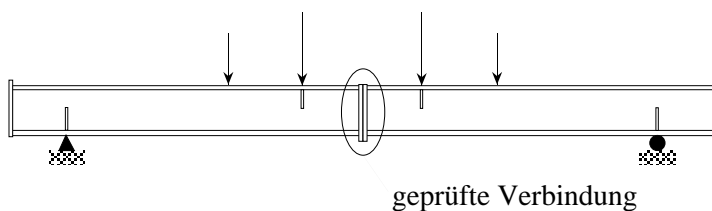


Abb. A1.01:
Versuchsprinzip der Versuchsreihe A und E «Trägerstoss»

Das Versuchsprinzip basiert auf einem statisch einfachen Balken, welcher in seiner Spannweitenmitte mittels der zu prüfenden Verbindung gestossen ist. Der Träger selbst ist symmetrisch zum Stoss mit insgesamt vier Einzellasten belastet (vgl. Abb. A1.01). Die Verbindung ist folglich "querkraftfrei" und gilt als reiner Biegestoss.

A1.2 Versuchsprogramm

Der Schwerpunkt der Versuchsreihe A und E liegt in der experimentellen Verifizierung angestellter Überlegungen und davon abgeleiteter Berechnungsansätze zum Tragvermögen geschraubter Stirnplattenverbindungen. Das Versuchsziel war demnach primär das Bestimmen des effektiven Biegetragwiderstands der Verbindung. Die Ergebnisse und die Auswertung der Versuche bilden die Verifikationsgrundlage für den Berechnungsansatz der Regelanlüsse der SZS-Publikation Stahlbaupraxis C9.1 "Stirnplattenverbindungen mit hochfesten Schrauben".

Die Mehrheit der untersuchten Verbindungen bilden Anschlussausbildungen mit überstehender Stirnplatte. Der Grund dafür liegt darin, dass die Unwägbarkeiten in der Nachbildung bei der Ausführungsform mit überstehender Kopfplatte (unterschiedliche Plattensteifigkeiten, Zusatzkräfte-"Prying Force" usw.) deutlich ausgeprägter sind als dies bei der bündigen Form der Fall ist. Die untersuchten Verbindungen sind als Anschluss zweier Profiltypen bzw. -höhen ausgelegt, weshalb zwischen den zwei Versuchsreihen A und E unterschieden wird. Die Versuche der Reihe A umfassen die überstehende wie auch die bündige Anschlussausbildung für das Profil HEA 500 mit vier Schraubenreihen. Der Ausgangspunkt der Versuchsreihe E ist die überste-

hende Stirnplattenverbindung für das Profil IPE 600. Geprüft wird dabei die Verbindung mit zwei oder vier Schraubenreihen (vgl. Abb. A.1.02).

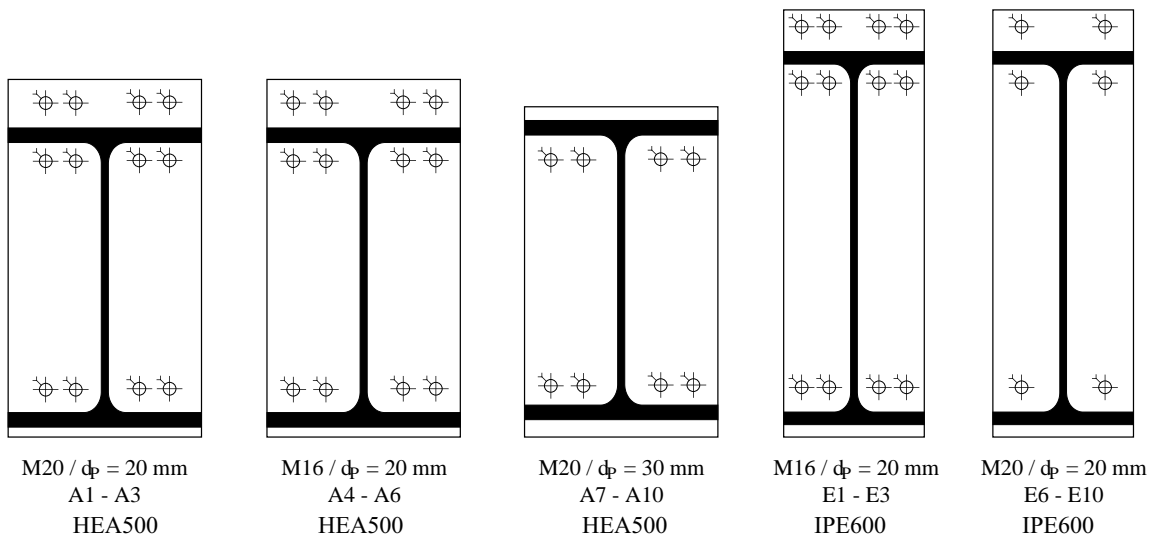


Abb. 1.02: Untersuchte Verbindungstypen der Versuchsreihe A und E

Die Anschlussausbildungen sind hinsichtlich des zu erwartenden Biege widerstands als sogenannte Kraftstösse ausgelegt, womit das Versagen immer von der Verbindung ausgeht und das plastische Moment des angeschlossenen Profils nicht erreicht wird. Das rechnerische Anschlussmoment variiert dabei zwischen einem Drittel und zwei Drittel des plastischen Moments des angeschlossenen Trägers.

Die Begrenzung des Versuchsumfangs lässt nur eine ausgewählte Variation der das Tragverhalten der Verbindung beeinflussenden Grössen zu. Die Zusammenhänge der als wesentlich angesehenen Parameter (Kopfplattenform und -dicke, Durchmesser, die Anzahl und die Anordnung der Schrauben) wurden versucht über gezielte Verknüpfungen zu qualifizieren (vgl. Tab. A1.01).

Einflussgrösse		Variation
▪ angeschlossenes Profil	→ Profilgrösse	- HEA500 - IPE600
▪ Anschlussausbildung	→ Stirnplattenform	- bündig - überstehend
	→ Anzahl Schraubenreihen	- zweireihig - vierreihig
	→ Stirnplattendicke	- $d_p = 20$ mm - $d_p = 25$ mm - $d_p = 30$ mm
▪ Schrauben	→ Schraubendurchmesser	- M20 - M16
	→ Schraubenvorspannung	- 100% - 50%

Tab. A1.01: Variierte Einflussgrössen der Versuchsreihe A und E

Was die eigentliche Materialwahl bzw. die mechanischen Festigkeiten der Bestandteile der Verbindung betrifft, gilt die Normalausführung der Praxis für die Versuchskörper als Vorgabe. Die

Stirnplatten sind folglich in S235 ausgeführt. Von jedem der dafür verwendeten Flachstähle wurden die Festigkeitseigenschaften mittels einer Zugprobe bestimmt. Die dabei gemessene Fließspannung variiert zwischen 237 und 248 N/mm², während die Bruchdehnung im Mittel 32% beträgt. Die auf diese Weise ermittelten Materialkennwerte sind in den nachfolgenden Zusammenstellungen der einzelnen Versuche jeweils aufgeführt. Die Kehlnähte sind mit Elektrodmaterial hergestellt, welches die Mindestwerte von S355 garantiert.

Für die Versuche wurden normale, feuerverzinkte HV-Schrauben-Garnituren nach DIN 6914-6915-6916 der FK 10.9 verwendet. Bei der Beschaffung der jeweiligen Schraubengröße wurde auf gleiche Herstellungs-Charge geachtet. Von jedem Fertigungslos wurde vorgängig an 10 Schrauben mittels Zugversuch die Bruchlast bestimmt. Erwähnenswert in diesem Zusammenhang ist die auch bei diesen Versuchen gemachte Feststellung zur Versagensart: Bei den 30 durchgeführten Versuche versagten 29 Schrauben durch Gewindeabstreifen und nur eine Schraube durch den im allgemeinen gewünschten Trennbruch. Bis auf eine Schraube ($\sigma_u = 993$ N/mm²) erfüllten alle Schrauben, wenn auch zum Teil sehr knapp, die geforderte nominelle Zugfestigkeit von 1000 N/mm². Die nach DIN ISO 898, Teil 1 verlangte Mindestzugfestigkeit von 1040 N/mm² erreichten die Hälfte der geprüften Schrauben nicht, wenn auch wiederum sehr knapp.

In den Versuchen wurden die Schrauben auf die rechnerische Vorspannkraft (70% der Zugfestigkeit des Schraubenwerkstoffes) vorgespannt, was mit 100% Vorspanngrad bzw. "volle" Vorspannung bezeichnet wird. Um den Einfluss einer geringeren Vorspannkraft auf das Verhalten der Verbindung zu untersuchen, wurden bei einigen Versuchen die Schrauben über ein entsprechend reduziertes Anziehmoment auf nur 50% der rechnerisch erforderlichen Kraft bzw. "halb" vorgespannt.

Bei den eigentlichen Versuchen wurde die Traglast der Verbindung letztlich ausnahmslos durch das Versagen der Schrauben im Zugbereich erreicht. Auch hier war als Bruchart durchwegs Gewindeabstreifen zu beobachten. Obwohl bei einzelnen Versuchen auch deutliche, lokale plastische Verformungen der Stirnplatte im Zugbereich festzustellen waren, boten sich die sonst unbeschädigten Verbindungen durch Umdrehen für eine weitere Prüfung an. Bei den Verbindungen mit überstehender Stirnplattenausbildung wurden dafür die überstehenden Enden unter Berücksichtigung eines entsprechenden Überstands (u) abgetrennt. Der Träger wird gedreht und die ehemalige, eventuell leicht deformierte Zugseite wird zur Druckseite und umgekehrt. Die derart geschaffene bündige Verbindungsausbildung lässt gewisse Vergleiche zu ihrem ansonsten unveränderten geometrischen Pendant mit überstehender Form zu. Die Stirnplattendicke ist durch den ursprünglich vorgesehenen Einsatz als überstehende Platte für die bündige Stirnplattenausbildung vergleichsweise dünn. Bei der bereits anfänglich bündigen Ausbildung (Serie A7-10) wird die 30 mm starke Stirnplatte durch Abfräsen auf 25 mm Dicke reduziert. Die Versuchsbezeichnung dieser "Umkehrversuche" geschieht durch die Addition von 10 zur Nummerierung der Ursprungsversuche: A1 beispielsweise wird so im "Umkehrversuch" zu A11.

Durch die Wiederverwendung der Verbindung als "Umkehrstoss" unter Inkaufnahme zum Teil deformierter Stirnplatten muss man sich im klaren sein, dass die damit zusätzlich gewonnenen Werte nur mit Einschränkungen weiterverwendet werden dürfen und mögliche Folgerungen daraus sorgfältig und mit Vorbehalt abzuleiten sind.

Die ganze Versuchsreihe setzt sich aus insgesamt 40 Versuchen zusammen, wovon 20 Versuche die regulären Verbindungsausbildungen ausmachen und sich daraus die weiteren 20 Versuche als "Umkehrversuche" ergeben. Der jeweils untersuchte Verbindungstyp wurde mit mindestens drei, zum Teil vier gleichen Versuchskörpern geprüft. Das detaillierte Versuchsprogramm

mit den untersuchten Grössen und zugehörigen Bezeichnungen ist in der Zusammenstellung der nachfolgenden Tabelle A.1.02 aufgezeigt.

Bez.	Versuch		Stirnplatte		Schraube				Mutter	M_A/M_{pl}
	SZS-Code	Profile	Form	d_p [mm]	\emptyset	Anz.	Typ	FK	Typ/Anzahl/Höhe	
A1, A2, A3	≈ HAU 441	HEA 500	überstehend	20	M20	12	HV	10.9	HV/1/0.8-d	(95%)
A4, A5, A6	abweichend	HEA 500	überstehend	20	M16	12	HV	10.9	HV/1/0.8-d	
A7, A8, A9, A10	≈ HAG 449	HEA 500	bündig	30	M20	8	HV	10.9	HV/1/0.8-d	(37%)
E1, E2, E3, E4, E5	≈ PEU 418	IPE 600	überstehend	20	M16	12	HV	10.9	HV/1/0.8-d	(60%)
E6, E7, E8, E9, E10	≈ PEU 261	IPE 600	überstehend	20	M20	6	HV	10.9	HV/1/0.8-d	(47%)
"Umkehrversuche"										
A11, A12, A13	≈ HAG 449	HEA 500	bündig	20	M20	8	HV	10.9	HV/1/0.8-d	(37%)
A14, A15, A16	abweichend	HEA 500	bündig	20	M16	8	HV	10.9	HV/1/0.8-d	-
A17, A18, A19, A20	≈ HAG 449	HEA 500	bündig	25	M20	8	HV	10.9	HV/1/0.8-d	(37%)
E11, E12, E13, E14, E15	abweichend	IPE 600	bündig	20	M16	8	HV	10.9	HV/1/0.8-d	-
E16, E17, E18, E19, E20	≈ PEG 261	IPE 600	bündig	20	M20	4	HV	10.9	HV/1/0.8-d	(26%)

M_A/M_{pl} : Verhältnis von Anschlussmoment der Verbindung zum plastischen Moment des angeschlossenen Profils, errechnet aufgrund der theoretischen Ausgangsdaten (SZS-Publikation C9.1 bzw. min. Fließgrenze nach Norm $f_y = 235 \text{ N/mm}^2$)

Tab. A1.02: *Versuchsprogramm der Versuchsserie A und E "Trägerstoss"*

Die Ausgangsdaten und geometrischen Hauptgrössen sowie die Versuchsergebnisse und einzelne charakteristische Auswertungsgrössen sind zusammen mit den ermittelten Anschlussmoment-Rotations-Diagrammen und Anschlussmoment-Spaltöffnungs-Diagrammen am Schluss dieses Anhangs A1 aufgeführt.

A1.3 Versuchsdurchführung

Im nachfolgenden sind die kennzeichnenden Daten zur Versuchsdurchführung erläutert. Dabei werden zum einen die spezifischen Angaben zur Versuchsanordnung und zur zugehörigen Messeinrichtung sowie zur Messdatenerfassung gemacht und zum anderen der Versuchsablauf und die Messgrössen selber sowie das Vorgehen zur Weiterverarbeitung dieser Daten beschrieben.

A1.31 Versuchsanordnung

Der einfache Balken mit einer Spannweite von 6 Metern und einer Vertikalbelastung durch vier Einzellasten bildet die Basis des Versuchsaufbaus. Die zu prüfende Verbindung ist der Biegestoss in Spannweitenmitte, welcher die zwei Trägerhälften zum Balken verbindet (vgl. Abb. A.1.03 und Abb. A1.04).

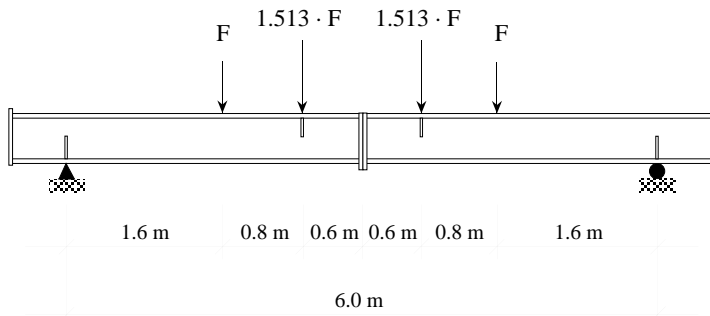


Abb. A.1.03:
Prinzip zum Versuchsaufbau mit Angabe der wesentlichen Systemmasse

Die vier Einzellasten sind symmetrisch zur Balkenmitte angeordnet. Die einzelne Kraft selber wird durch einen hydraulischen Zylinder aufgebracht. Die vier Zylinder sind über einen Ölkreislauf in Serie geschaltet. Sie werden mittels der hydraulischen Pumpe, dem AMSLER Pendelmanometer versorgt. Die zwei mittleren Pressen weisen gegenüber den aussenliegenden Zylindern grössere Kolbenflächen auf, woraus im Verhältnis der Kolbenflächen für den grösseren Zylinder eine 1.513-fach höhere Last resultiert. Im Bereich grösserer Krafteinleitungen, wie eben an dieser Stelle und den Auflagern, sind zur Gewährleistung der lokalen Stabilitätskriterien bei den Trägerprofilen der Versuchskörper zusätzliche Rippen eingeschweisst.



Abb. A.1.04:
Gesamtansicht der Versuchsanordnung:
Im Versuchsrahmen eingebauter Prüfkörper mit zu prüfender Verbindung in Spannweitenmitte, vier hydraulische Zylinder zur Lastaufbringung und Kipphalterungen

Zwei horizontale Halterungen, jeweils beidseitig mit 0.75 m Abstand von der Verbindung angeordnet, gewährleisten eine klare, seitliche Führung des Versuchsträgers und schliessen eine Beinträchtigung des Versuchsablaufs durch vorzeitiges Kippen des Profils aus (vgl. Abb. A1.04).

A1.32 Messtechnische Instrumentierung

Wie bereits erwähnt, liegt der Schwerpunkt dieser Versuchsreihe in der Bestimmung des Tragverhaltens der untersuchten Verbindung. So interessiert in erster Linie die mit der jeweiligen Verbindung erreichte Bruchkraft. Durch das Ablesen des hydraulischen Drucks an der Förderpumpe lässt sich die jeweils aktuelle Höhe der Zylinderkraft und damit die Trägerbelastung bestimmen.

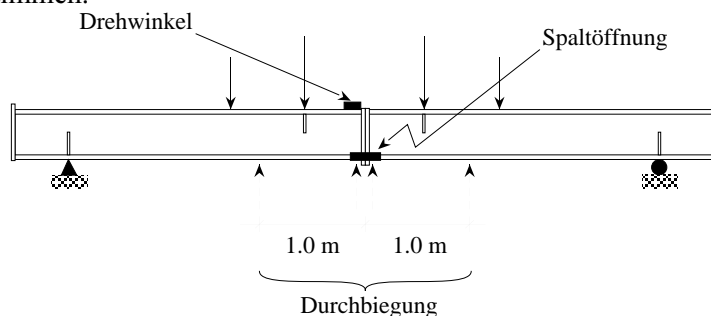
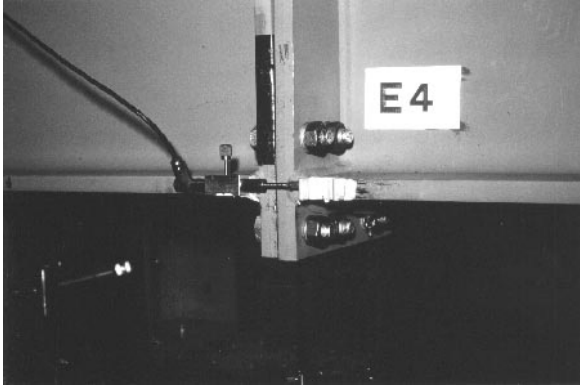


Abb. A1.05:
Prinzip der messtechnischen Instrumentierung

Um einen ersten Einblick zum Einfluss der Verbindung auf die Steifigkeit der Gesamtstruktur zu erhalten, wurde die vertikale Durchbiegung des Versuchsträgers an vier Punkten des Trägeruntergurtes mittels elektronischen Weggebern gemessen. Diese sind symmetrisch zum Trägerstoss angeordnet, wobei die zwei mittleren Wegaufnehmer direkt angrenzend an die Stirnplatte der Verbindung positioniert sind (vgl. Abb. A1.05). Zudem registriert ein elektronisches Inklinometer, unmittelbar beim Stoss auf dem Obergurt des Trägers plaziert, den Verlauf des Drehwinkels an dieser Stelle.



*Abb. A1.06:
Messung der Spaltöffnung im Zugbereich der
Verbindung auf der Höhe des Zugflansches*

Um einen ersten Aufschluss über das lokale Verhalten der Verbindung zu erhalten, wurde die Kontaktfuge des Trägerstosses beobachtet. Ein elektronischer Weggeber mass auf der Höhe des Zugflansches die Öffnung des Spaltes zwischen den beiden Stirnplatten (vgl. Abb. A1.06).

A1.33 Messdatenerfassung

Das Verhalten der Verbindung respektive des Trägerstosses wird, wie oben aufgeführt, durch das Erfassen der Belastungsgrösse, der vertikalen Durchbiegung, der Rotation des Profils bei der Verbindung sowie der Spaltgrösse im Zugbereich der Verbindung dokumentiert. Die Bestimmung der aktuellen Belastung erfolgt durch die Anzeige des zugehörigen hydraulischen Druckes bzw. durch Ablesen der analogen Anzeige des Pendelmanometers. Bei allen anderen Grössen wurden die Messdaten dagegen digital, mittels einer computergesteuerten Messdatenerfassungsanlage registriert.

A1.34 Versuchsablauf

Grundsätzlich geschieht die Lastaufbringung schrittweise. Auf der jeweiligen Stufe wurde die Last während rund zwei Minuten konstant gehalten und die Messung durchgeführt, bevor die Lasterhöhung zur nächsten Stufe erfolgte. Das Belastungsprogramm war derart konzipiert, dass der Träger zunächst schrittweise bis zur rechnerisch erwarteten Gebrauchslast belastet, anschliessend vollkommen entlastet, erneut - jedoch in einem Schritt - bis zum Niveau der mutmasslichen Gebrauchslast belastet und von dort weg wiederum schliesslich schrittweise die Last bis zum eigentlichen Versagen der Verbindung hochgefahren wurde. Das jeweilige Niveau der Gebrauchslast wurde als die Hälfte der nach vorgeschlagenem Rechenmodell errechneten Versagenslast definiert. Diese Überlegung stützte sich auf die der SIA 161 zugrunde gelegte Sicherheitsphilosophie für Verbindungen, wonach für Verbindungen eine erhöhte Sicherheit, im vorliegenden Fall eine solche von $\gamma = 1.6 \cdot 1.25 = 2.0$, einzurechnen ist (vgl. Abschnitt 1.23).

A1.35 Weiterverarbeitung und Darstellung der Versuchsdaten

Grundsätzlich ist der jeweilig durchgeführte Versuch zur Bestimmung des Biegetragwiderstands der Verbindung durch die Angabe der Bruchlast und die Beschreibung der Versagensart

dokumentiert. Aus der Bruchlast F_u lässt sich über die statische Beziehung der zugehörige Biege-
widerstand M_A der Verbindung rechnen. Das Eigengewicht der Träger einschliesslich der
Anteile der Stirnplatten ist in den aufgeführten Werten der nachfolgenden Zusammenstellungen
und Datenblätter der Versuche eingerechnet.

Die weiteren erfassten Grössen, nämlich die Durchbiegung einzelner Punkte des Trägers, die
Rotation des Verbindungsbereichs und die Öffnung der Verbindungsfuge im Zugbereich sind
zusätzliche Angaben, welche das Verhalten der Tragstruktur unter Belastung ergänzend be-
schreiben und unmittelbare Rückschlüsse auf die Verbindung ermöglichen. All diese Grössen
sind direkt oder indirekt mit dem Verformungsverhalten bzw. der Steifigkeit der Verbindung
gekoppelt.

Dieser Aspekt war im Nachhinein zur weiteren und zusätzlichen Nutzung der Versuchsergeb-
nisse von besonderem Interesse. Logischerweise stand dabei der Zusammenhang zwischen der
Momentenbeanspruchung und der Verdrehung der Verbindung, die M_A - φ_A -Beziehung im Vor-
dergrund. Die nachträgliche Aufarbeitung und Auswertung der Daten zeigte, dass einzig die di-
rekte Erfassung der Grösse φ_A , wie dies bei der Messung der Verdrehung durch das Inklinome-
ter der Fall ist, zu eindeutigen und verlässlichen Aussagen verhilft. Jegliche rechnerische Rück-
bestimmung von φ_A über Zwischengrössen, d.h. mit Hilfe der Durchbiegung oder dem Mass
der Spaltöffnung, ist aus dieser Sicht zu ungenau und besitzt bestenfalls qualitativen Charakter.

Der Grund hierfür liegt zur Hauptsache im verhältnismässig kleinen erreichten Rotationswinkel
der Verbindung. Dementsprechend reagiert diese Grösse bei der Ermittlung über Zwischengrös-
sen auch äusserst sensibel auf Unwägbarkeiten in der rechnerischen Annahme oder auf geringe
geometrische Abweichungen der beteiligten Elemente.

Auf die Durchbiegungsmessung bezogen heisst dies konkret, dass die durch die Verbindung
hervorgerufene Diskontinuität der Biegesteifigkeit der Tragstruktur wohl feststellbar ist, dem-
gegenüber aber die nicht direkt verifizierbaren Abweichungen im Elastizitätsmodul wie auch im
Trägheitsmoment des Profilträgers (Querschnittstoleranzen allgemein und zusätzlich über die
Trägerlänge variierende Querschnittsabmessungen) die rechnerische Ermittlung des zugehöri-
gen Rotationswinkels φ_A stark beeinträchtigen und die Aussage verschleiern. Die klare, repro-
duzierbare Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Momentenbeanspruchung und dem
Rotationsverhalten der Verbindung über die Messung der Trägerdurchbiegung ist nicht mög-
lich.

In ähnlicher Art bereiten die entsprechenden Auswertungen über gemessene Werte der Spaltöff-
nung der Verbindung Schwierigkeiten. Die Unwägbarkeiten bei der Festlegung des dem Bela-
stungszustands adäquaten inneren Hebelarms der jeweiligen Belastungsstufe sind wohl dafür
verantwortlich.

Bei all den Auswertungsanstrengungen der in diesem Bericht vorgestellten Versuche musste in
Bezug auf die Grösse φ_A die gleiche Erfahrung gemacht werden: Sie ist grundsätzlich eine äus-
serst sensible Grösse. Wenn immer möglich, sollte die Erfassung des Drehwinkels der Verbin-
dung, soll sie verlässlich und aussagefähig sein, über eine direkte Messung erfolgen. Dement-
sprechend kommt der M_A - φ_A -Beziehung abgeleitet aus der direkten Rotationsmessung mit In-
klinometern bei den in den nachfolgenden Zusammenstellungen und Datenblätter zu den Ver-
suchsergebnissen der Vorrang zu.

Da das Verdrehverhalten der Verbindung bei der Versuchsreihe «Trägerstoss» nicht primäres
Versuchsziel war, wurden diesem Aspekt in der Versuchsdurchführung auch nicht oberste Pri-
orität zugemessen, weshalb bei einzelnen Versuchen die Messung mit dem Inklinometer fehlen.

Bei der Auswertung dieser Versuche wurde die M_A - φ_A -Beziehung ersatzweise über die Messung der Spaltöffnung hergeleitet, worauf in den entsprechenden Diagrammen auch speziell hingewiesen ist. Diese Darstellung lässt eine erste qualitative Aussage zu, jede weitergehende Nutzung ist jedoch nur unter dem Gesichtspunkt der gemachten Vorbehalte möglich.

Im Hinblick einer zusätzlichen vergleichenden Information zu den Verformungseigenschaften der Verbindung wurde die M_A - φ_A -Beziehung weiter ausgewertet. Über die Neigung der Verformungskurve wurde für den linear-elastischen Bereich die Verdrehsteifigkeit der Verbindung $C_{A,1}$ und für den Bereich oberhalb der "Proportionalitätsgrenze" die entsprechende Steifigkeit im Sinne eines Sekantenmoduls $C_{A,2}$ ermittelt. Das Vorgehen zur Bestimmung dieser Größen und die Festlegung der zugehörigen kennzeichnenden Werte wurde in Anlehnung an die in Abschnitt 4.43 im Detail beschriebenen Art und Weise vorgenommen.

A.1.4 Darstellung der Versuchsergebnisse der Versuche A1÷A10, A11÷A20, E1÷E10 und E11÷E20

- Angaben zur Geometrie der Verbindungsausbildung
- Materialkennwerte
- Versuchsergebnisse
 - Biegetragwiderstand $M_{A,u}$
 - Gesamtverdrehung des Trägerstosses bei Erreichen des Tragwiderstandes $\varphi_{A,u}$
 - Verbindungssteifigkeit elastischer Bereich $C_{A,1}$
 - Verbindungssteifigkeit plastischer Bereich $C_{A,2}$
 - Diagramm Anschlussmoment M_A – Rotation φ_A
 - Diagramm Anschlussmoment M_A – Spaltöffnung δ_A

Stoss																
SZS-Code	Schrauben		Stirnplatte				Lochbild								Schweissnähte	
	n [Stk.]	d _s	b _p [mm]	d _p [mm]	h _p [mm]	u [mm]	e ₁ [mm]	e ₂ [mm]	e ₃ [mm]	e ₄ [mm]	w ₁ [mm]	w ₂ [mm]	w ₃ [mm]	a ₁ [mm]	a _F [mm]	a _w [mm]
~HAU 441	12	M20	300	20	580	~20	30	105	360	85	100	45	55	40	9	5

Träger				Stirnplatte			
Profil	Material	Biege widerstand		Materialkennwerte (Resultate Zugversuch)			
		M _{pl,theo} [KNm]	M _{pl,theo} [KNm]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]		
HEA 500	S 235	926	-	237	402		

Tab. A1.03: Grunddaten Probekörper

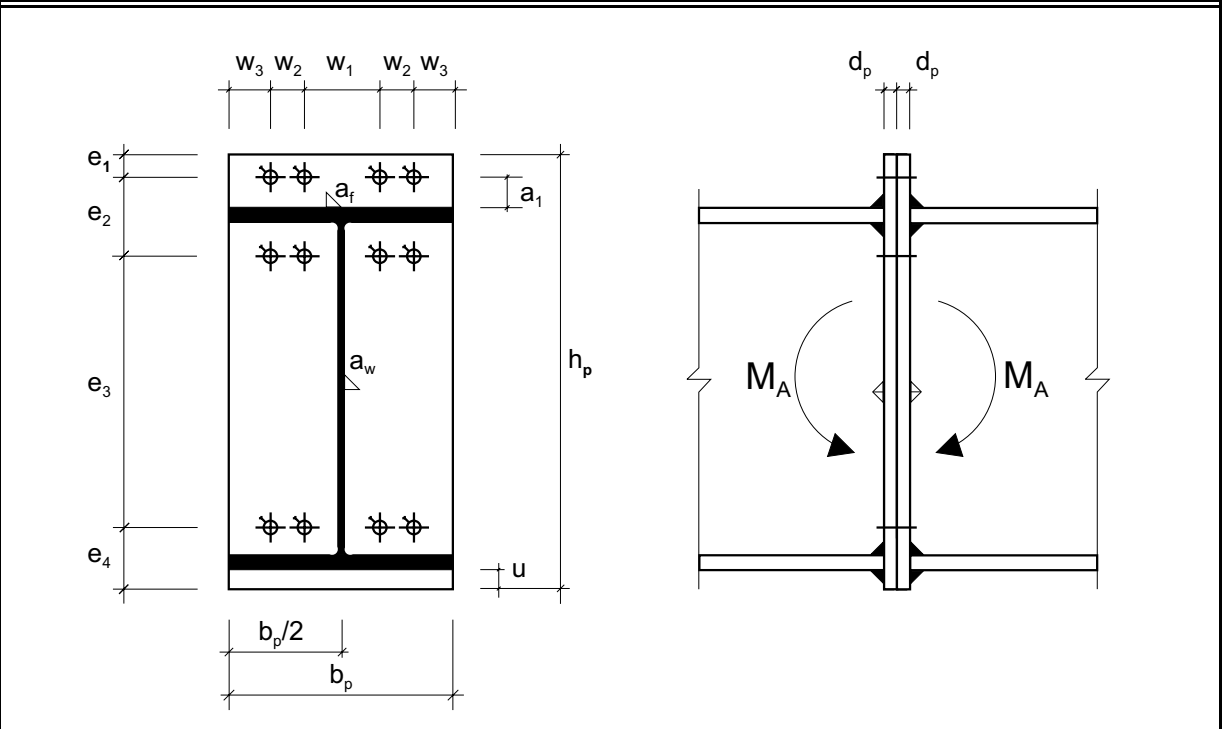


Abb. A1.07: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch		Schraube							Mutter				US	Vorspannung
Bez.	Mat. Pos.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l _b [mm]	l _b - l _s [mm]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe	Norm		
A1	Z1	12	M20-70	DIN 6914	10,9	48	11	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916		voll
A2	Z1	12	M20-70	DIN 6914	10,9	48	11	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916		halb
A3	Z1	12	M20-70	DIN 6914	10,9	48	11	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916		voll

Tab. A1.04: Anordnung Probekörper

Versuch								Bemerkungen
Versuch Bez.	System F _u [kN]	Stoss C _{A,1} [kNm/rad]	C _{A,2} [kNm/rad]	M _{A,u} [kNm]	φ _{A,u} [rad]	Bruchcode		
A1	153	332174	32597	807	0.0136	-		
A2	141	124678	31291	745	0.0149	-		
A3	155	763583	31793	818	0.0134	-	φ _{A,u} aus Spaltöffnung	

Tab. A1.05: Resultate

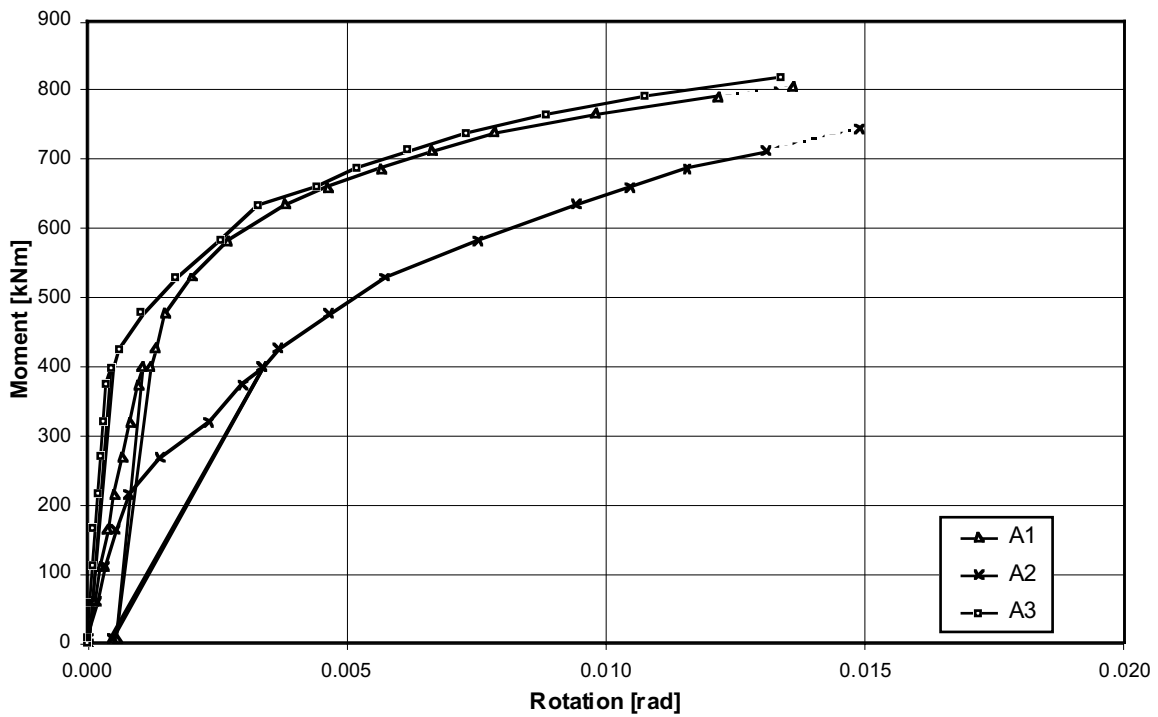


Abb. A1.08: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm

(A1, A2: φ_A aus Messung Inklinometer; A3: φ_A aus Messung Spaltöffnung berechnet)

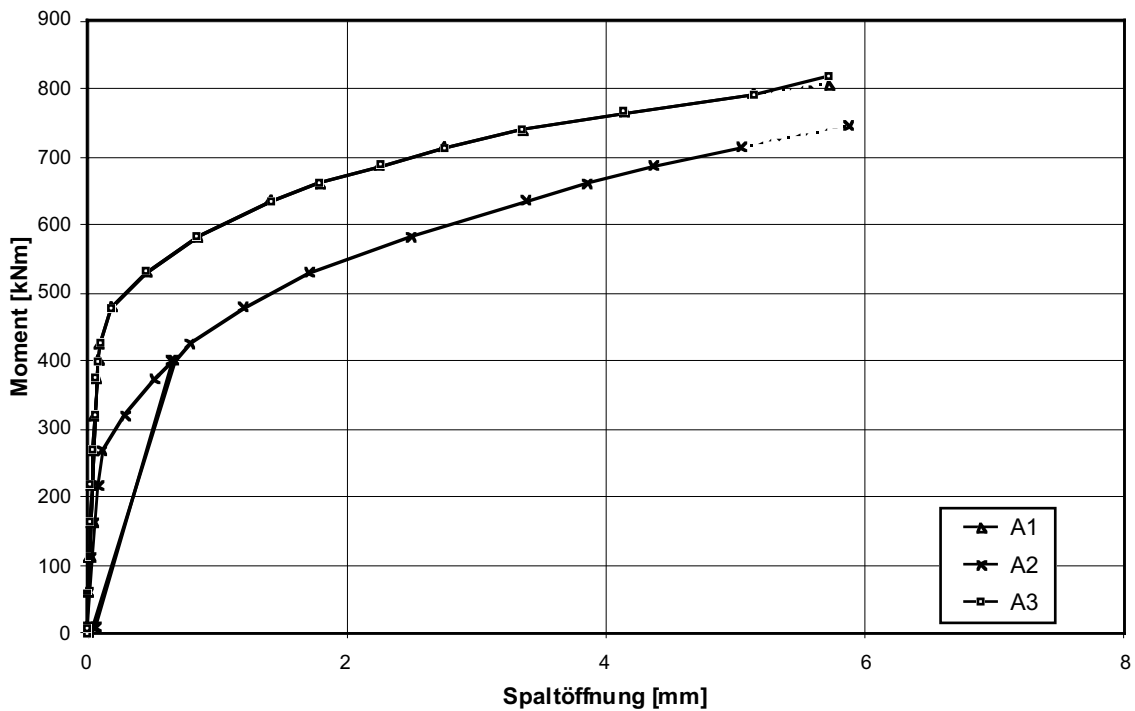


Abb. A1.09: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																	
SZS-Code	Schrauben		Stirnplatte				Lochbild								Schweißnähte		
	n [Stk.]	d _s	b _p [mm]	d _p [mm]	h _p [mm]	u [mm]	e ₁ [mm]	e ₂ [mm]	e ₃ [mm]	e ₄ [mm]	w ₁ [mm]	w ₂ [mm]	w ₃ [mm]	a ₁ [mm]	a _F [mm]	a _w [mm]	
-	12	M16	300	20	570	~20	25	95	370	80	120	55	35	35	6	3	

Träger				Stirnplatte			
Profil	Material	Biege­wider­stand		Materialkennwerte (Resultate Zugversuch)			
		M _{pl,theo} [KNm]	M _{pl,theo} [KNm]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]		
HEA 500	S 235	926	-	237	402		

Tab. A1.06: Grunddaten Probekörper

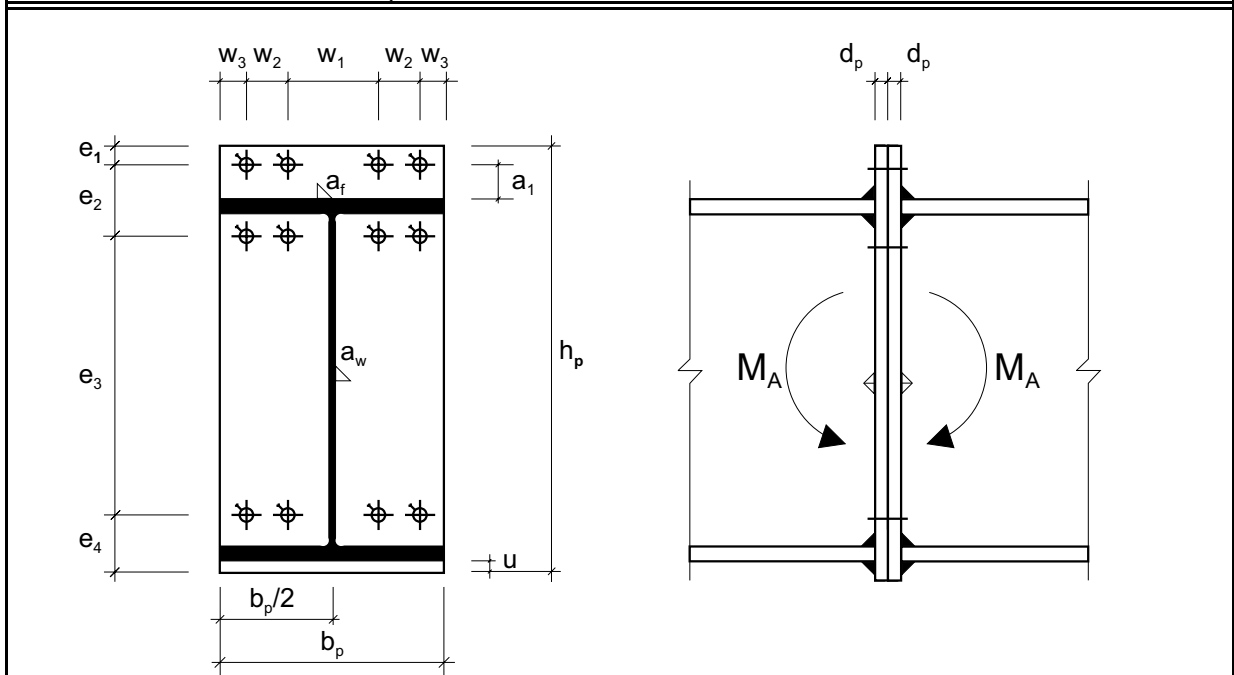


Abb. A1.10: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur													
Versuch		Schraube						Mutter				US	Vorspannung
Bez.	Mat. Pos.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l _b [mm]	l _b - l _s [mm]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe	Norm	
A4	Z4	12	M16-70	DIN 6914	10,9	48	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
A5	Z4	12	M16-70	DIN 6914	10,9	48	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
A6	Z4	12	M16-70	DIN 6914	10,9	48	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	halb

Tab. A1.07: Anordnung Probekörper

Versuch								Bemerkungen
Versuch Bez.	System F _u [kN]	Stoss C _{A,1} [kNm/rad]	C _{A,2} [kNm/rad]	M _{A,u} [kNm]	φ _{A,u} [rad]	Bruchcode		
A4	104	2446290	69093	551	0.0041	-	φ _{A,u} aus Spaltöffnung	
A5	105	202918	57597	556	0.0062	-		
A6	111	227473	39184	588	0.0088	-		

Tab. A1.08: Resultate

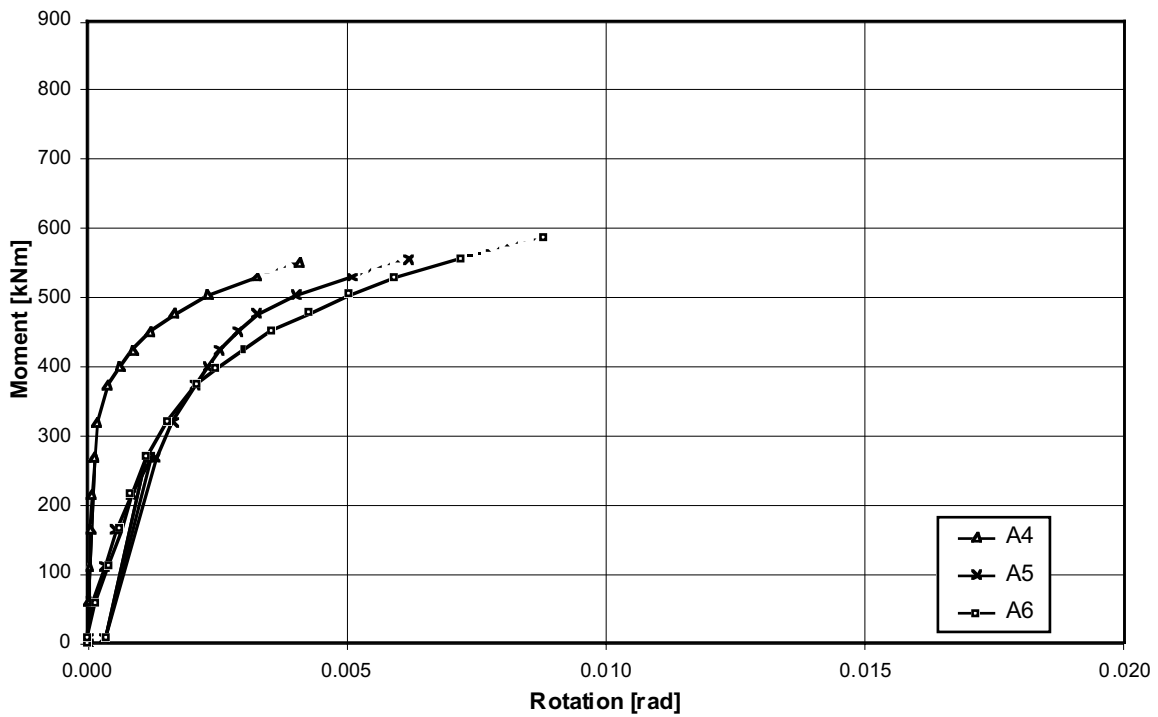


Abb. A1.11: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm

(A4: φ_A aus Spaltöffnung berechnet; A5, A6: φ_A aus Messung Inklinometer)

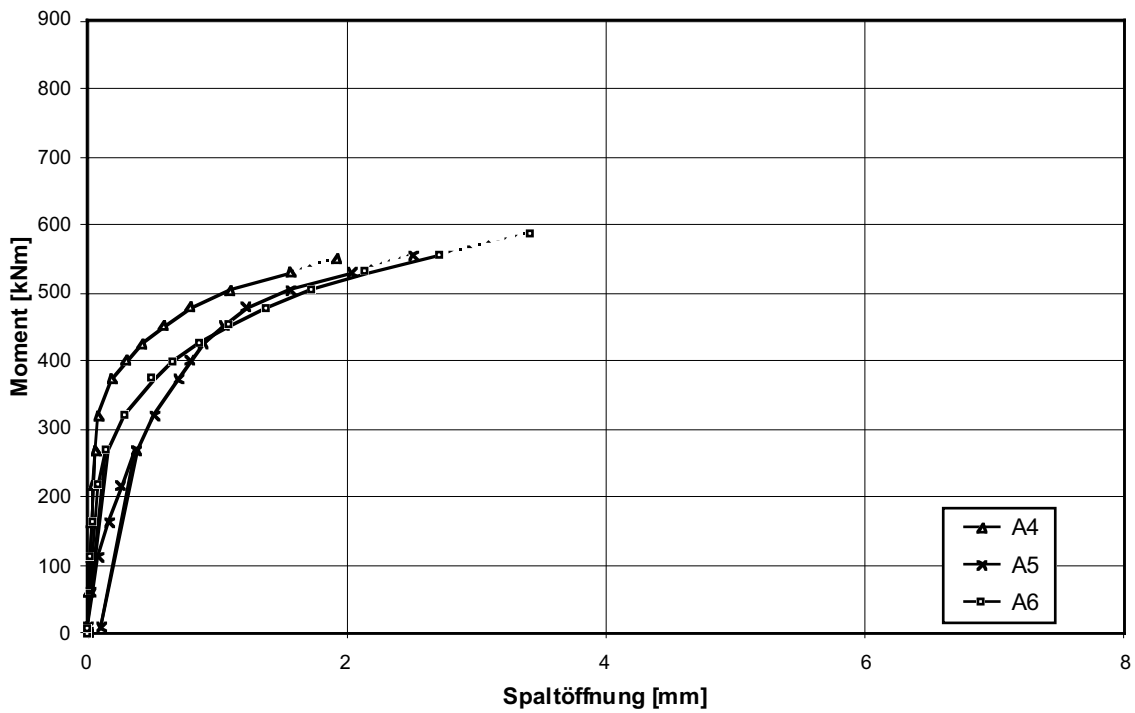


Abb. A1.12: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																
SZS-Code	Schrauben		Stirnplatte				Lochbild							Schweissnähte		
	n [Stk.]	d _s	b _p [mm]	d _p [mm]	h _p [mm]	u [mm]	e ₁ [mm]	e ₂ [mm]	e ₃ [mm]	e ₄ [mm]	w ₁ [mm]	w ₂ [mm]	w ₃ [mm]	a ₁ [mm]	a _F [mm]	a _w [mm]
~HAG 449	8	M20	300	30	530	~20	-	-	360	85	120	55	35	-	6	3

Träger				Stirnplatte			
Profil	Material	Biege­wider­stand		Materialkennwerte (Resultate Zugversuch)			
		M _{pl,theo} [kNm]	M _{pl,theo} [kNm]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]		
HEA 500	S 235	926	-	247	423		

Tab. A1.09: Grunddaten Probekörper

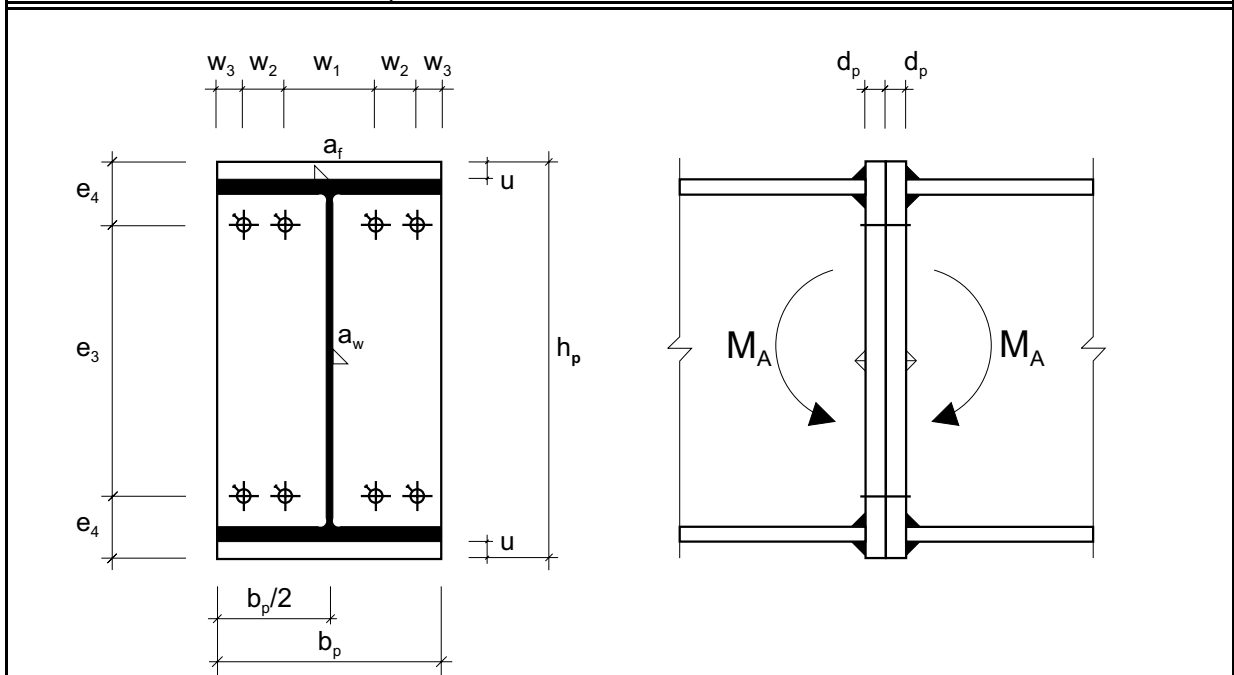


Abb. A1.13: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur													
Versuch Bez.	Schraube							Mutter			US Norm	Vor- spannung	
	Mat. Pos.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l _b [mm]	l _b - l _s [mm]	n [Stk.]	Norm	FK			Höhe
A7	Z2	8	M20-90	DIN 6914	10,9	68	13	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
A8	Z2	8	M20-90	DIN 6914	10,9	68	13	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
A9	Z2	8	M20-90	DIN 6914	10,9	68	13	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	halb
A10	Z2	8	M20-90	DIN 6914	10,9	68	13	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll

Tab. A1.10: Anordnung Probekörper

Versuch								Bemerkungen
Versuch Bez.	System F _u [kN]	Stoss C _{A,1} [kNm/rad]	C _{A,2} [kNm/rad]	M _{A,u} [kNm]	φ _{A,u} [rad]	Bruch- code		
A7	85,0	232694	41695	453	0,0064	G		
A8	83,5	264381	43871	444	0,0059	G		
A9	84,0	141829	42732	447	0,0068	G		
A10	83,0	233099	37131	442	0,0069	G		

Tab. A1.11: Resultate

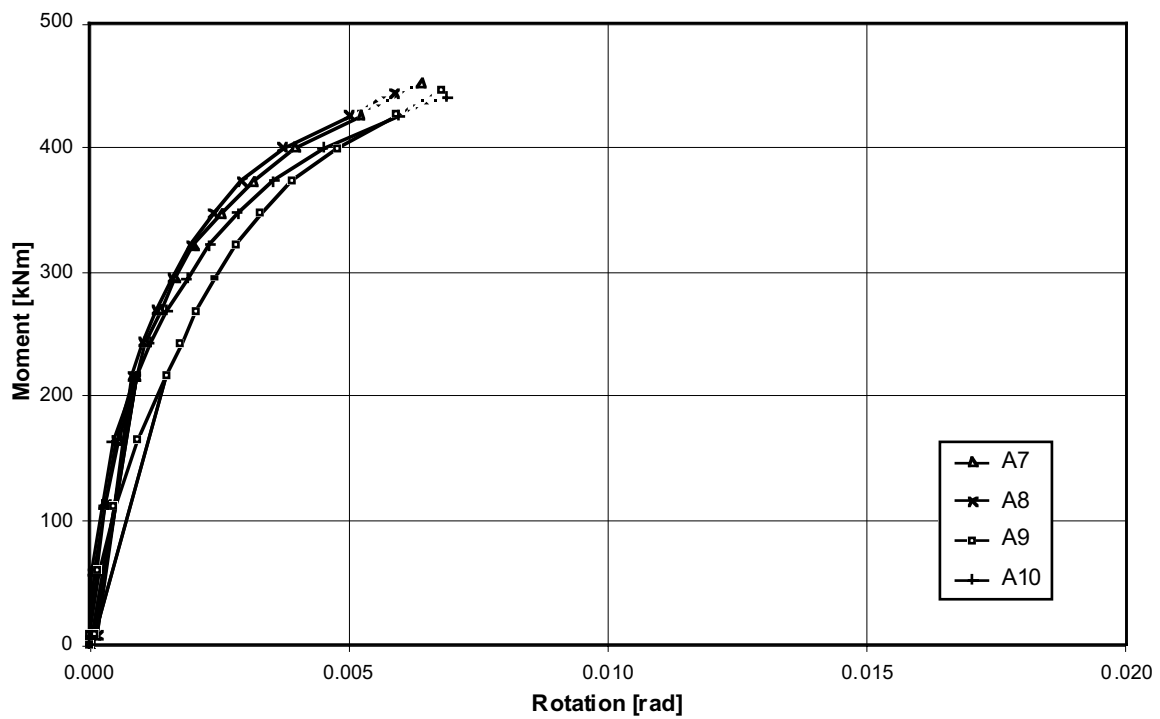


Abb. A1.14: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

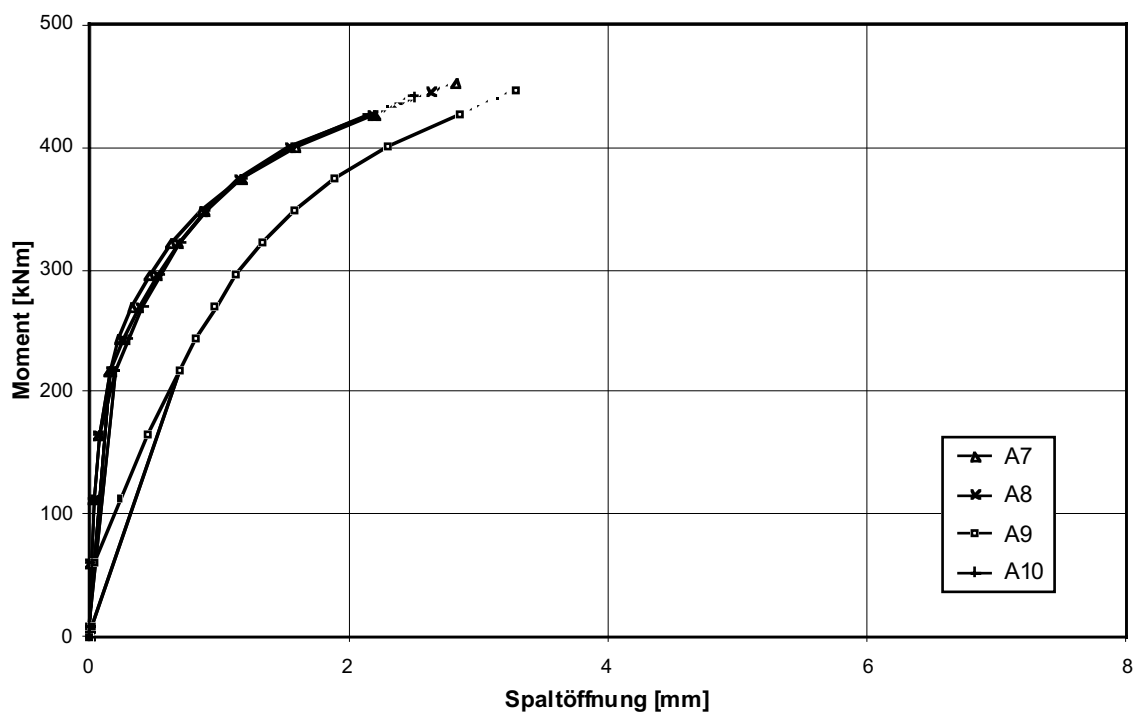


Abb. A1.15: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																
SZS-Code	Schrauben		Stirnplatte				Lochbild							Schweissnähte		
	n [Stk.]	d _s	b _p [mm]	d _p [mm]	h _p [mm]	u [mm]	e ₁ [mm]	e ₂ [mm]	e ₃ [mm]	e ₄ [mm]	w ₁ [mm]	w ₂ [mm]	w ₃ [mm]	a ₁ [mm]	a _F [mm]	a _w [mm]
~HAG 449	8	M20	300	20	530	~20	-	-	360	85	100	45	55	-	9	5

Träger				Stirnplatte			
Profil	Material	Biege­wider­stand		Materialkennwerte (Resultate Zugversuch)			
		M _{pl,theo} [KNm]	M _{pl,theo} [KNm]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]		
HEA 500	S 235	926	-	237	402		

Tab. A1.12: Grunddaten Probekörper

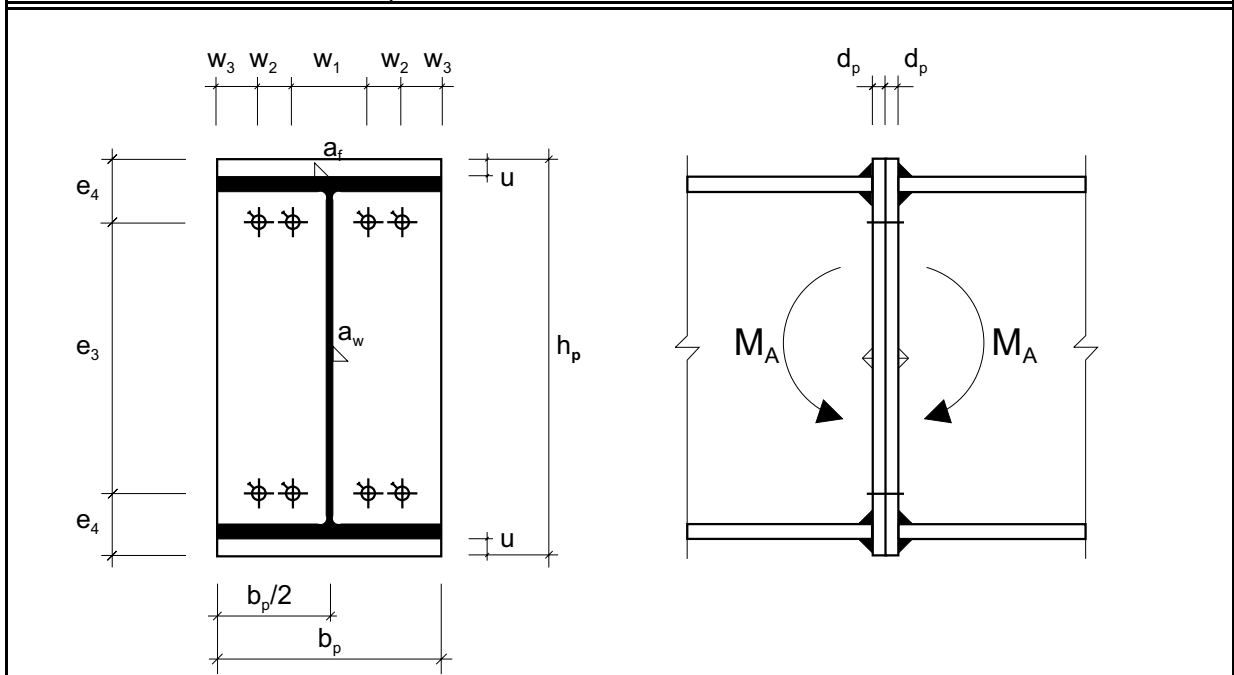


Abb. A1.16: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur													
Versuch	Schraube								Mutter			US	Vor­spannung
	Bez.	Mat. Pos.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l _b [mm]	l _b - l _s [mm]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe	
A11	-	8	M20-70	DIN 6914	10,9	48	11	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
A12	-	8	M20-70	DIN 6914	10,9	48	11	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
A13	-	8	M20-70	DIN 6914	10,9	48	11	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll

Tab. A1.13: Anordnung Probekörper

Versuch								Bemerkungen
Versuch Bez.	System F _u [kN]	Stoss C _{A,1} [kNm/rad]	C _{A,2} [kNm/rad]	M _{A,u} [kNm]	φ _{A,u} [rad]	Bruchcode		
A11	74,0	104994	35030	394	0,0075	-	φ _{A,u} aus Spaltöffnung	
A12	74,0	117521	36322	394	0,0071	-	φ _{A,u} aus Spaltöffnung	
A13	70,0	61331	23774	374	0,0109	-	φ _{A,u} aus Spaltöffnung	

Tab. A1.14: Resultate

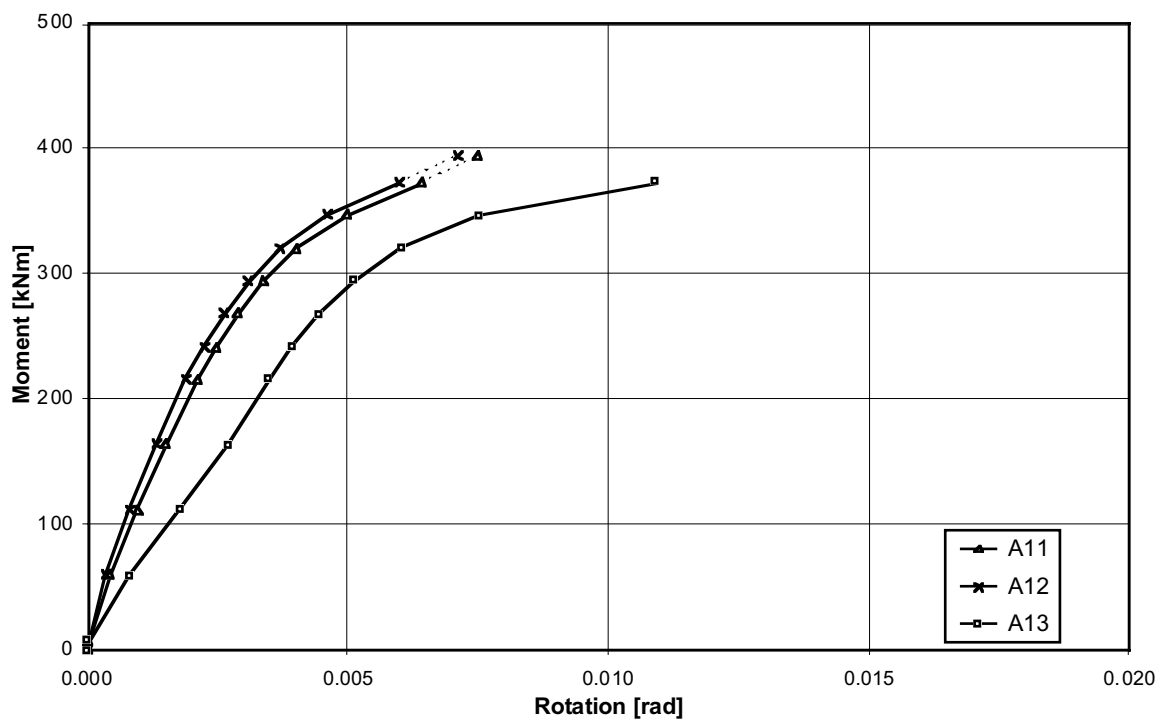


Abb. A1.17: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Spaltöffnung berechnet)

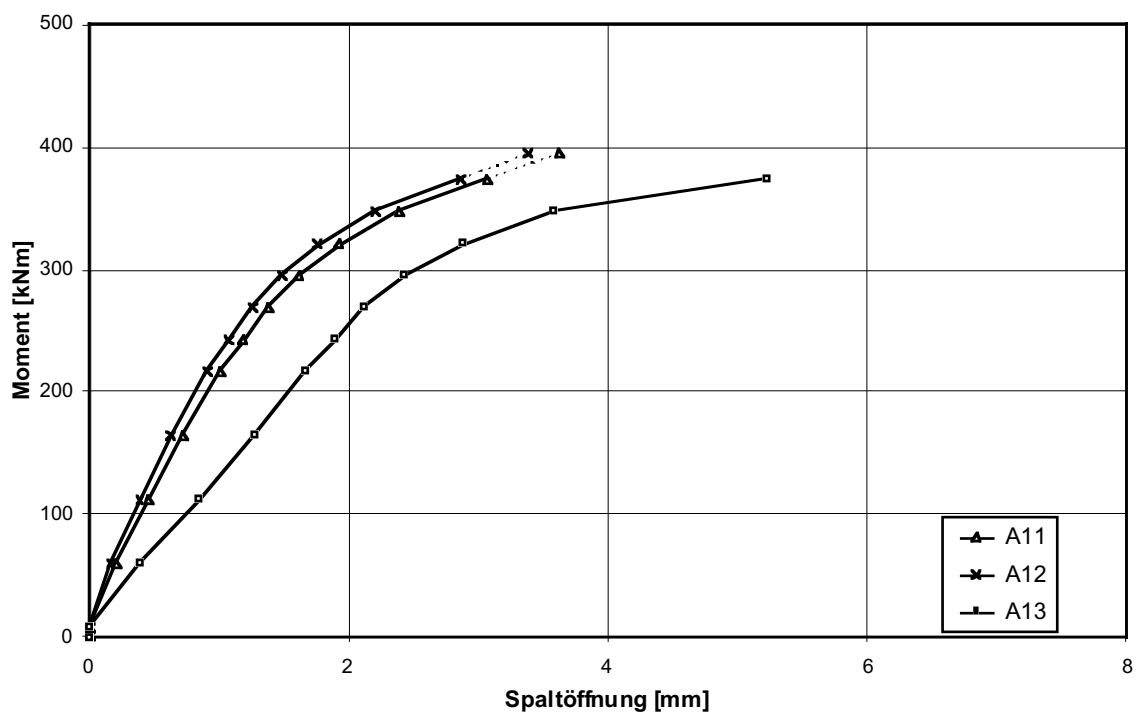


Abb. A1.18: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																
SZS-Code	Schrauben		Stirnplatte				Lochbild							Schweißnähte		
	n [Stk.]	d _s	b _p [mm]	d _p [mm]	h _p [mm]	u [mm]	e ₁ [mm]	e ₂ [mm]	e ₃ [mm]	e ₄ [mm]	w ₁ [mm]	w ₂ [mm]	w ₃ [mm]	a ₁ [mm]	a _F [mm]	a _w [mm]
-	8	M16	300	20	530	~20	-	-	370	80	120	55	35	-	6	3

Träger				Stirnplatte			
Profil	Material	Biege­wider­stand		Materialkennwerte (Resultate Zugversuch)			
		M _{pl,theo} [kNm]	M _{pl,theo} [kNm]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]		
HEA 500	S 235	926	-	237	402		

Tab. A1.15: Grunddaten Probekörper

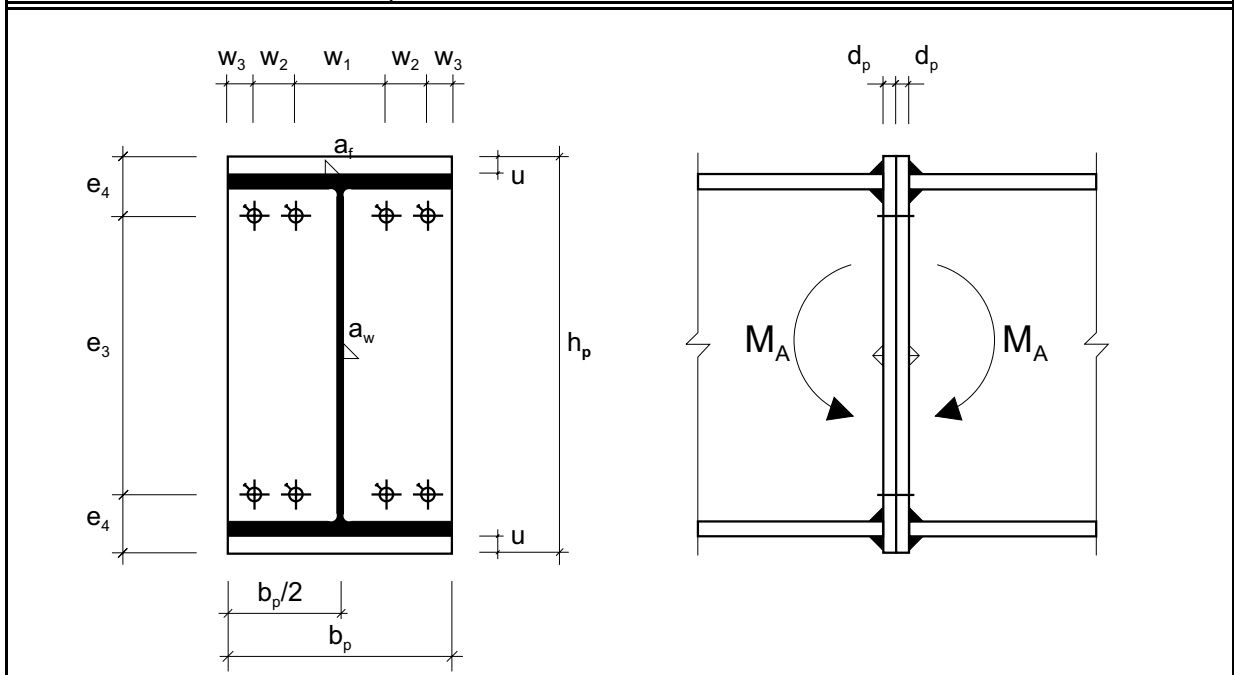


Abb. A1.19: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur													
Versuch Bez.	Schraube							Mutter			US Norm	Vorspannung	
	Mat. Pos.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l _b [mm]	l _b - l _s [mm]	n [Stk.]	Norm	FK			Höhe
A14	-	8	M16-70	DIN 6914	10,9	48	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
A15	-	8	M16-70	DIN 6914	10,9	48	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
A16	-	8	M16-70	DIN 6914	10,9	48	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll

Tab. A1.16: Anordnung Probekörper

Versuch							Bemerkungen
Versuch Bez.	System F _u [kN]	Stoss C _{A,1} [kNm/rad]	C _{A,2} [kNm/rad]	M _{A,u} [kNm]	φ _{A,u} [rad]	Bruchcode	
A14	55,0	737500	37821	295	0,0041	-	φ _{A,u} aus Spaltöffnung
A15	51,0	173667	30363	274	0,0053	-	φ _{A,u} aus Spaltöffnung
A16	54,0	153761	34881	290	0,0051	-	φ _{A,u} aus Spaltöffnung

Tab. A1.17: Resultate

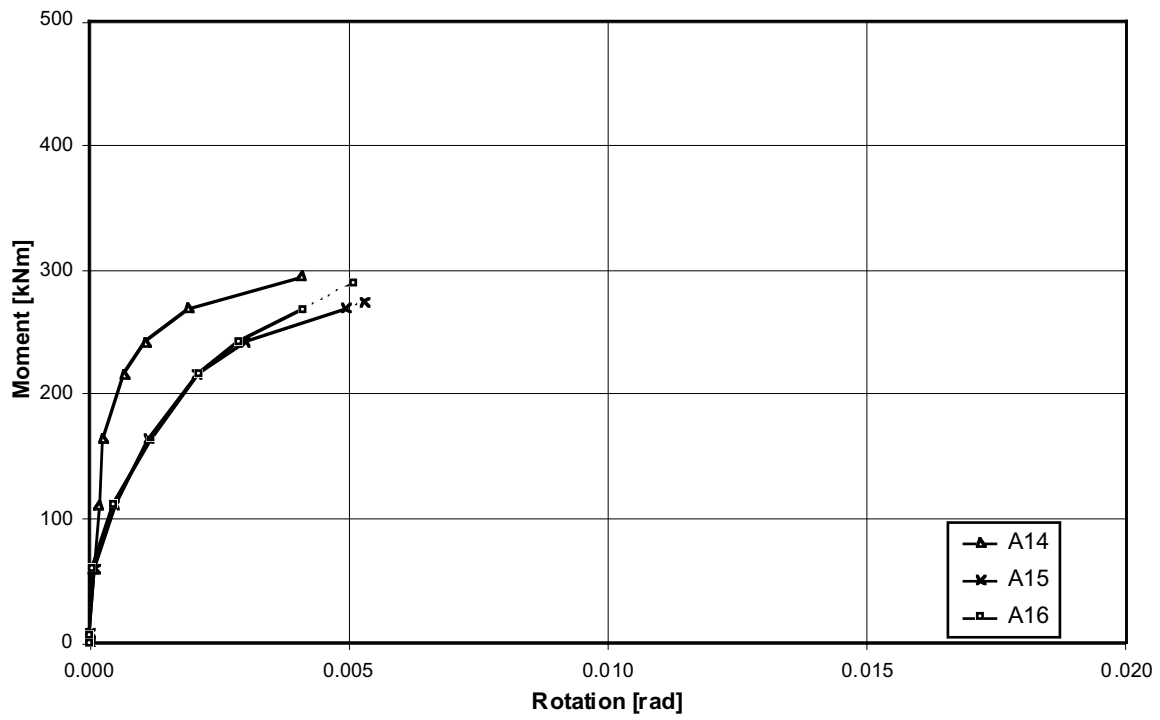


Abb. A1.20: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Spaltöffnung berechnet)

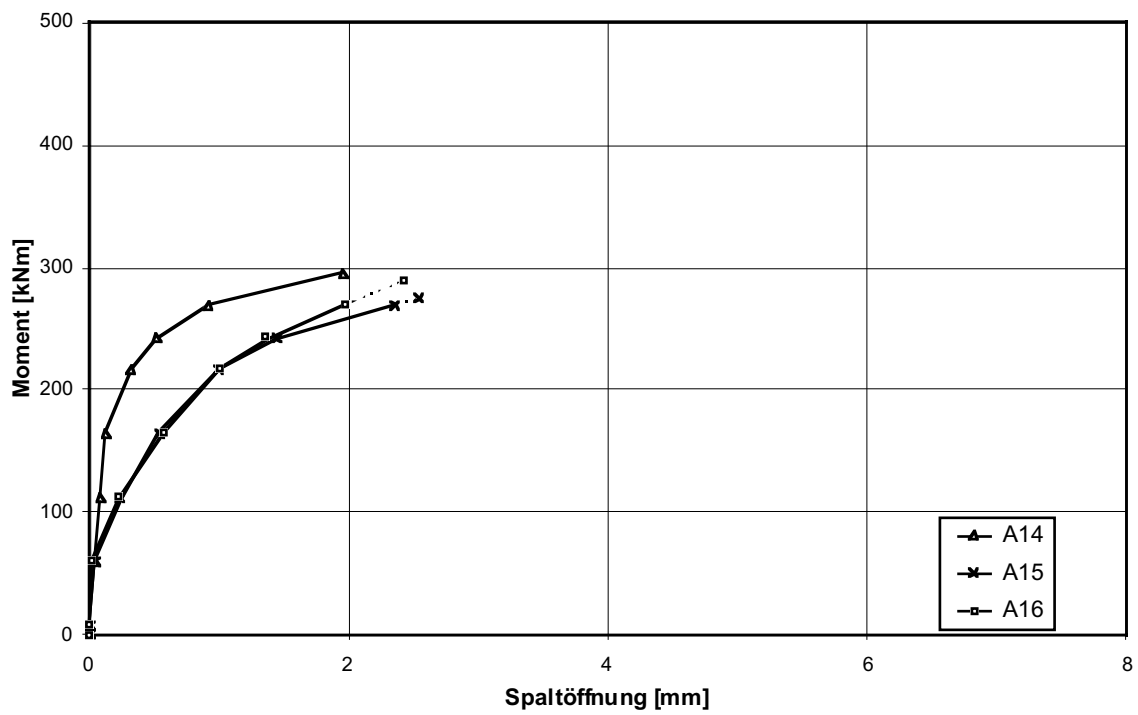


Abb. A1.21: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																
SZS-Code	Schrauben		Stirnplatte				Lochbild							Schweissnähte		
	n [Stk.]	d _s	b _p [mm]	d _p [mm]	h _p [mm]	u [mm]	e ₁ [mm]	e ₂ [mm]	e ₃ [mm]	e ₄ [mm]	w ₁ [mm]	w ₂ [mm]	w ₃ [mm]	a ₁ [mm]	a _F [mm]	a _w [mm]
~HAG 449	8	M20	300	25	530	~20	-	-	360	85	120	55	35	-	6	3

Träger				Stirnplatte			
Profil	Material	Biege­wider­stand		Materialkennwerte (Resultate Zugversuch)			
		M _{pl,theo} [KNm]	M _{pl,theo} [KNm]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]		
HEA 500	S 235	926	-	247	423		

Tab. A1.18: Grunddaten Probekörper

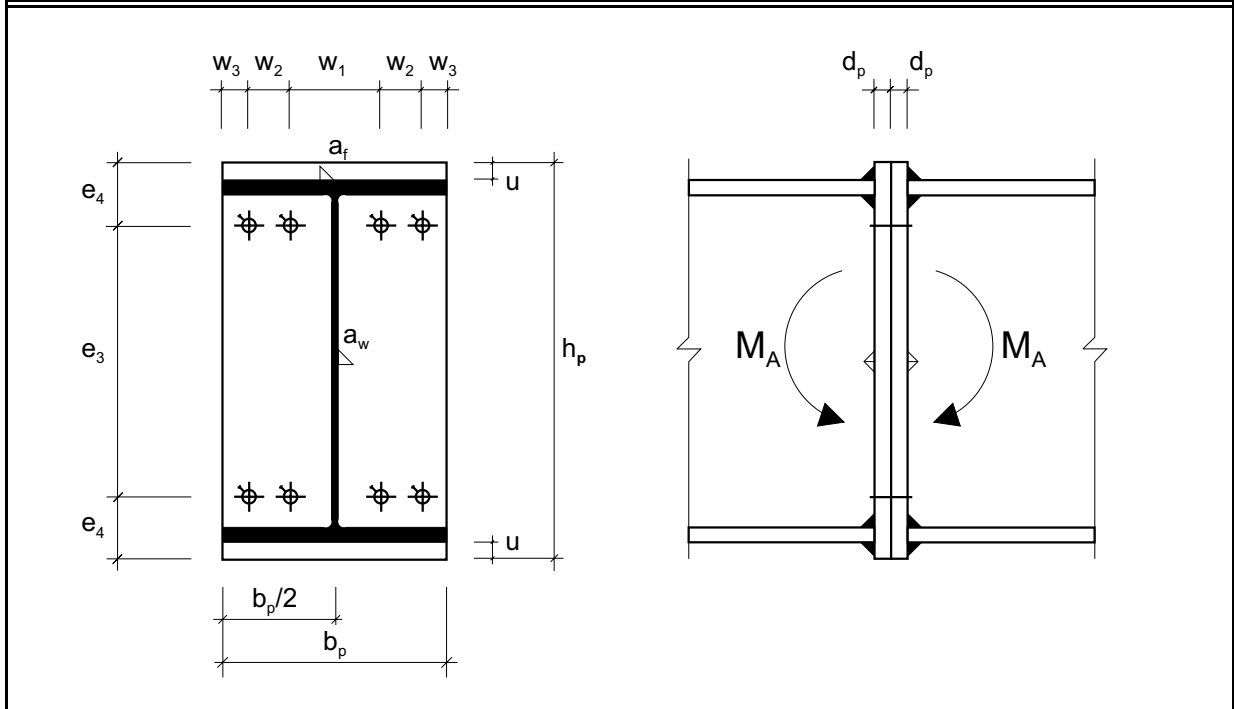


Abb. A1.22: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur													
Versuch		Schraube						Mutter			US	Vorspannung	
Bez.	Mat. Pos.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l _b [mm]	l _b - l _s [mm]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe	Norm	
A17	-	8	M20-90	DIN 6914	10.9	58	3	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
A18	-	8	M20-90	DIN 6914	10.9	58	3	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
A19	-	8	M20-90	DIN 6914	10.9	58	3	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
A20	-	8	M20-90	DIN 6914	10.9	58	3	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll

Tab. A1.19: Anordnung Probekörper

Versuch							Bemerkungen
Versuch Bez.	System F _u [kN]	Stoss C _{A,1} [kNm/rad]	C _{A,2} [kNm/rad]	M _{A,u} [kNm]	φ _{A,u} [rad]	Bruchcode	
A17	77.0	225146	41927	410	0.0058	-	φ _{A,u} aus Spaltöffnung
A18	77.0	202866	36676	410	0.0066	-	φ _{A,u} aus Spaltöffnung
A19	78.0	171198	41600	415	0.0062	-	φ _{A,u} aus Spaltöffnung
A20	75.0	152856	40067	400	0.0063	-	φ _{A,u} aus Spaltöffnung

Tab. A1.20: Resultate

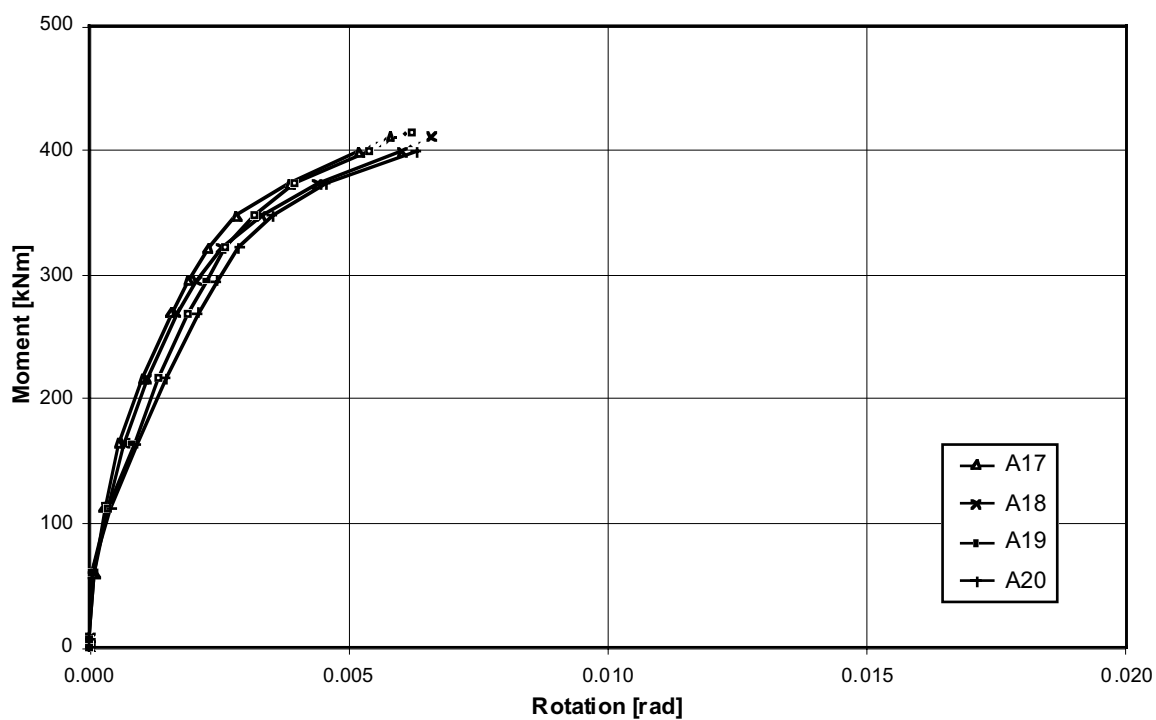


Abb. A1.23: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Spaltöffnung berechnet)

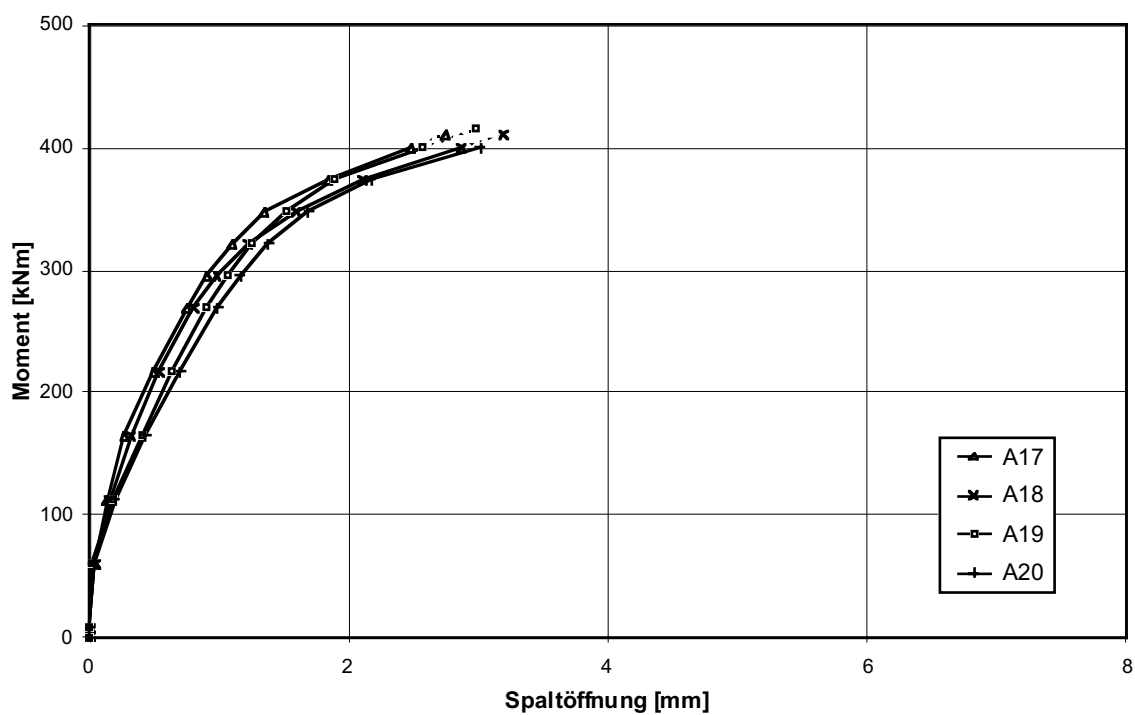


Abb. A1.24: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																
SZS-Code	Schrauben		Stirnplatte				Lochbild							Schweissnähte		
	n [Stk.]	d _s	b _p [mm]	d _p [mm]	h _p [mm]	u [mm]	e ₁ [mm]	e ₂ [mm]	e ₃ [mm]	e ₄ [mm]	W ₁ [mm]	W ₂ [mm]	W ₃ [mm]	a ₁ [mm]	a _F [mm]	a _W [mm]
~PEU 418	12	M16	220	20	680	~20	25	90	490	75	90	40	25	35	7	5

Träger				Stirnplatte			
Profil	Material	Biege­wider­stand		Materialkennwerte (Resultate Zugversuch)			
		M _{pl,theo} [kNm]	M _{pl,theo} [kNm]	Versuch E1, E3, E5		Versuch E2, E4	
				f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]
IPE 600	S 235	827	-	248	383	240	382

Tab. A1.21: Grunddaten Probekörper

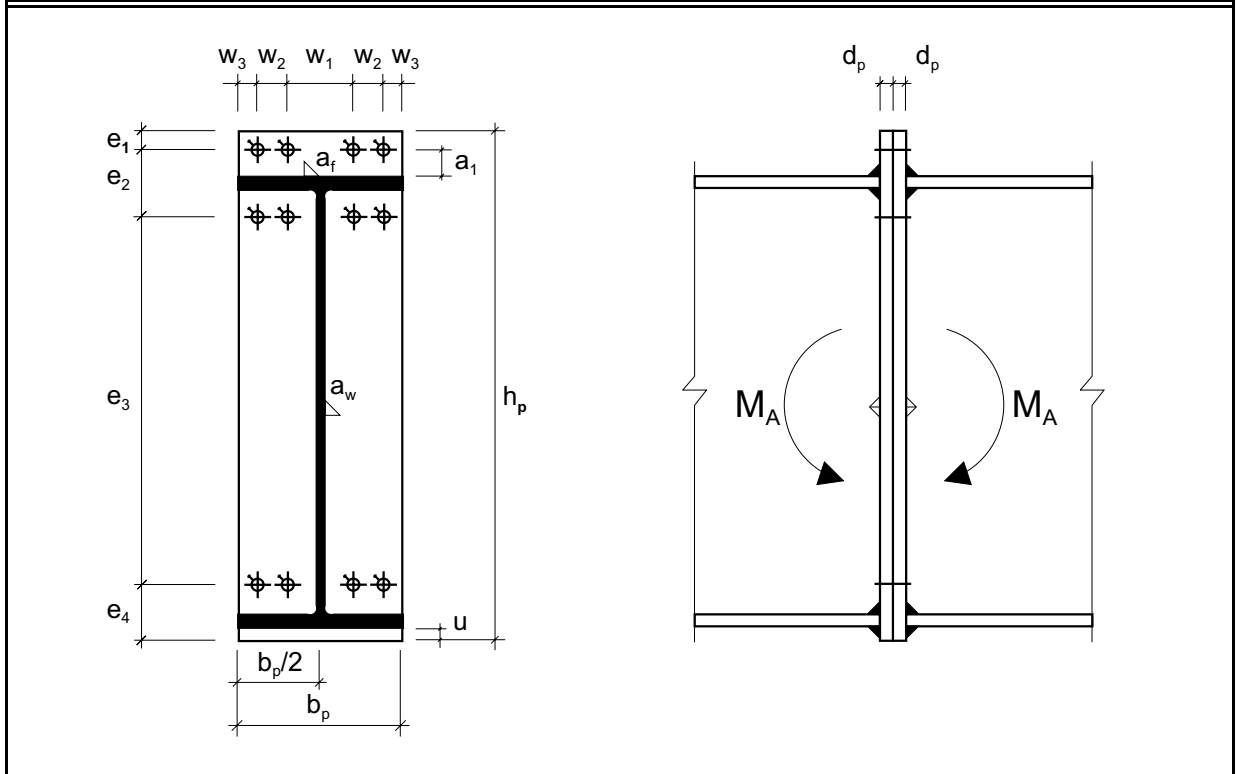


Abb. A1.25: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch Bez.	Mat. Pos.	n [Stk.]	Schraube						n [Stk.]	Mutter			US Norm	Vorsp.
			Bez.	Norm	FK	l _b [mm]	l _b - l _s [mm]	Norm		FK	Höhe			
E1	Z4	12	M16-70	DIN 6914	10,9	48	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
E2	Z4	12	M16-70	DIN 6914	10,9	48	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
E3	Z4	12	M16-70	DIN 6914	10,9	48	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	halb	
E4	Z4	12	M16-70	DIN 6914	10,9	48	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	halb	
E5	Z4	12	M16-70	DIN 6914	10,9	48	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	

Tab. A1.22: Anordnung Probekörper

Versuch								
Versuch Bez.	System F _u [kN]	Stoss					Bruchcode	Bemerkungen
		C _{A,1} [kNm/rad]	C _{A,2} [kNm/rad]	M _{A,u} [kNm]	φ _{A,u} [rad]			
E1	125	1100000	57895	660	0.0060	-	φ _{A,u} aus Spaltöffnung	
E2	120	459636	90305	634	0.0042	-		
E3	125	393143	61560	660	0.0062	-		
E4	116	226632	94294	613	0.0044	-		
E5	120	320307	98744	634	0.0042	-		

Tab. A1.23: Resultate

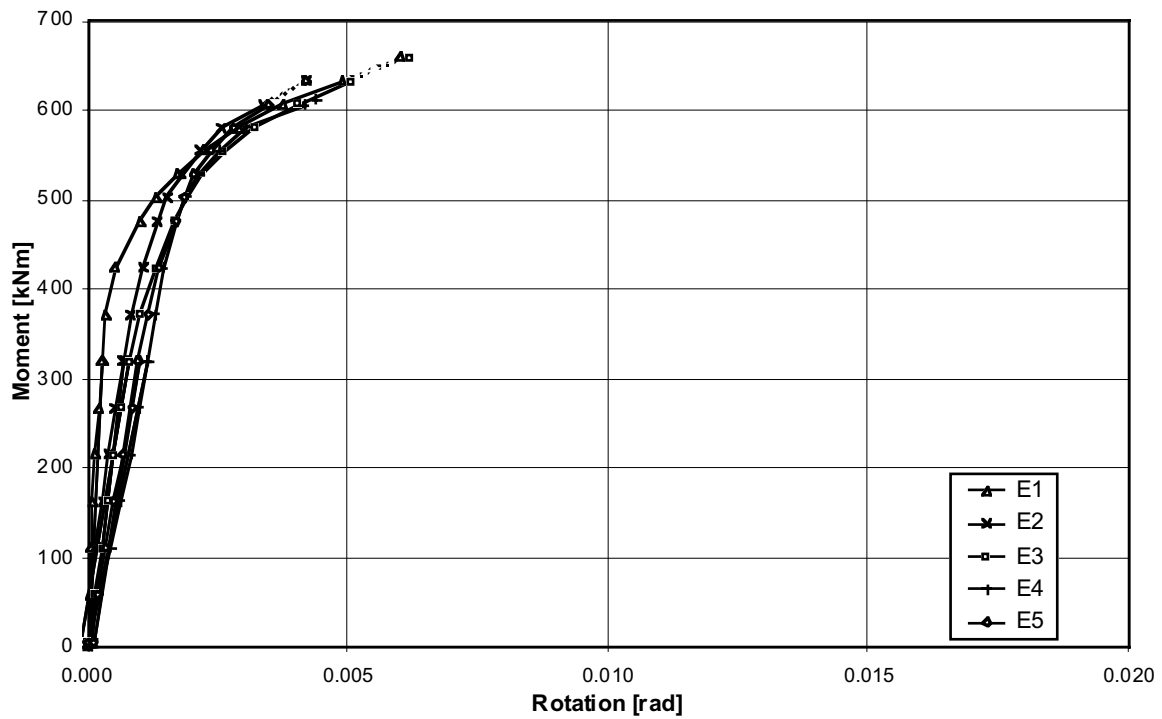


Abb. A1.26: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm

(E1: φ_A aus Spaltöffnung berechnet; E2, E3, E4, E5: φ_A aus Messung Inclinometer)

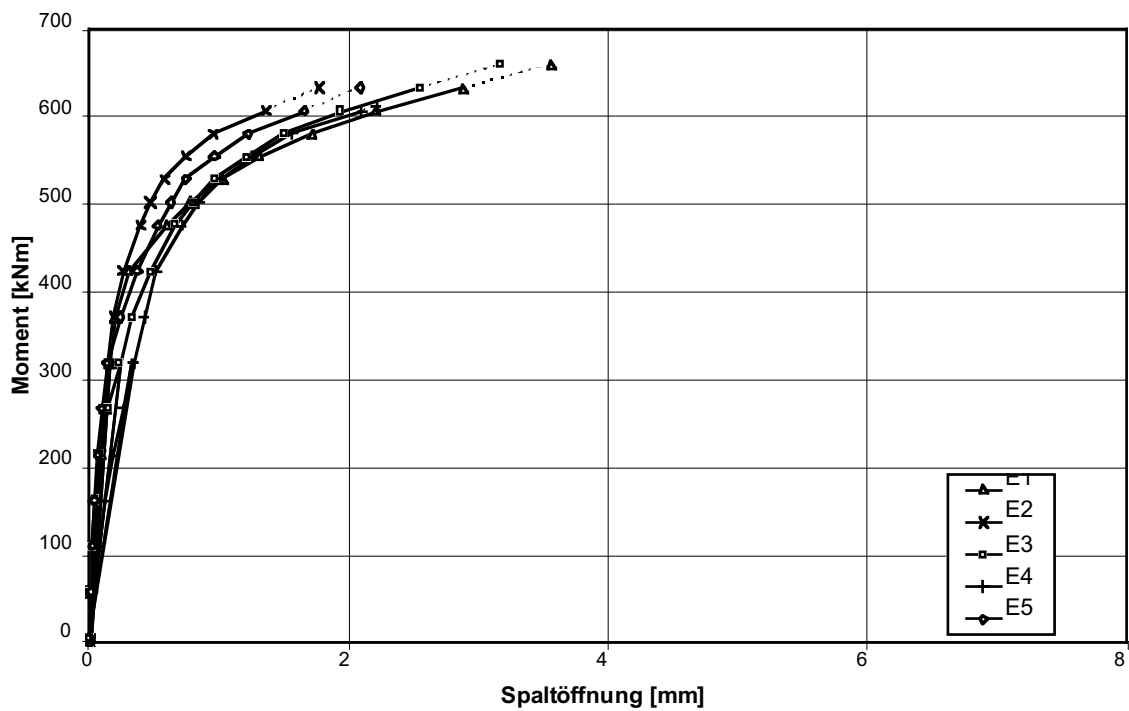


Abb. A1.27: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																
SZS-Code	Schrauben		Stirnplatte				Lochbild								Schweissnähte	
	n [Stk.]	d _s	b _p [mm]	d _p [mm]	h _p [mm]	u [mm]	e ₁ [mm]	e ₂ [mm]	e ₃ [mm]	e ₄ [mm]	w ₁ [mm]	w ₂ [mm]	w ₃ [mm]	a ₁ [mm]	a _F [mm]	a _w [mm]
~PEU 261	6	M20	220	20	690	~20	30	100	480	80	140	-	40	40	6	4

Träger				Stirnplatte					
Profil	Material	Biege­wider­stand		Materialkennwerte (Resultate Zugversuch)					
		M _{pl,theo} [kNm]	M _{pl,theo} [kNm]	Versuch E6		Versuch E7, E8		Versuch E9, E10	
				f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]
IPE 600	S 235	827	-	240	382	242	382	239	388

Tab. A1.24: Grunddaten Probekörper

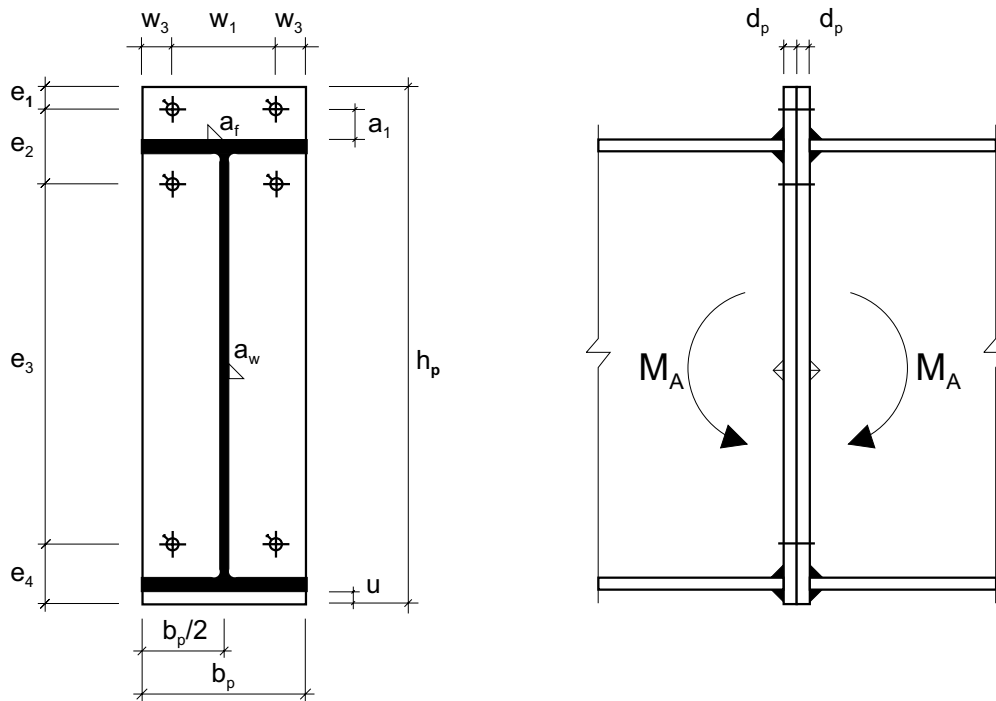


Abb. A1.28: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur													
Versuch Bez.	Schraube							Mutter				US Norm	Vor- spannung
	Mat. Pos.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l _b [mm]	l _b - l _s [mm]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe		
E6	Z1	6	M20-70	DIN 6914	10.9	48	11	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
E7	Z1	6	M20-70	DIN 6914	10.9	48	11	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
E8	Z1	6	M20-70	DIN 6914	10.9	48	11	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
E9	Z1	6	M20-70	DIN 6914	10.9	48	11	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	halb
E10	Z1	6	M20-70	DIN 6914	10.9	48	11	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	halb

Tab. A1.25: Anordnung Probekörper

Versuch								
Versuch Bez.	System F _u [kN]	Stoss			M _{A,u} [kNm]	φ _{A,u} [rad]	Bruch- code	Bemerkungen
		C _{A,1} [kNm/rad]	C _{A,2} [kNm/rad]					
E6	93.0	474609	88436	492	0.0033	-		
E7	89.5	308618	106179	474	0.0030	-		
E8	89.5	790000	91154	474	0.0029	-		
E9	90.0	243519	91009	477	0.0036	-		
E10	90.0	271210	78958	477	0.0039	-		

Tab. A1.26: Resultate

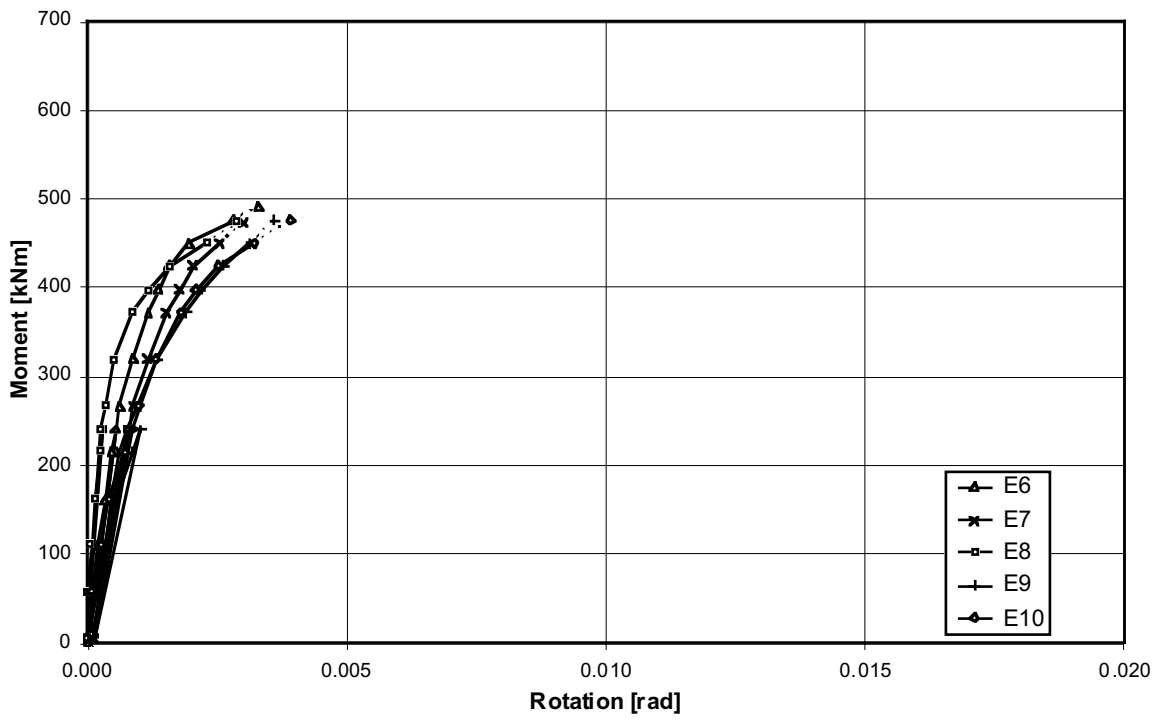


Abb. A1.29: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

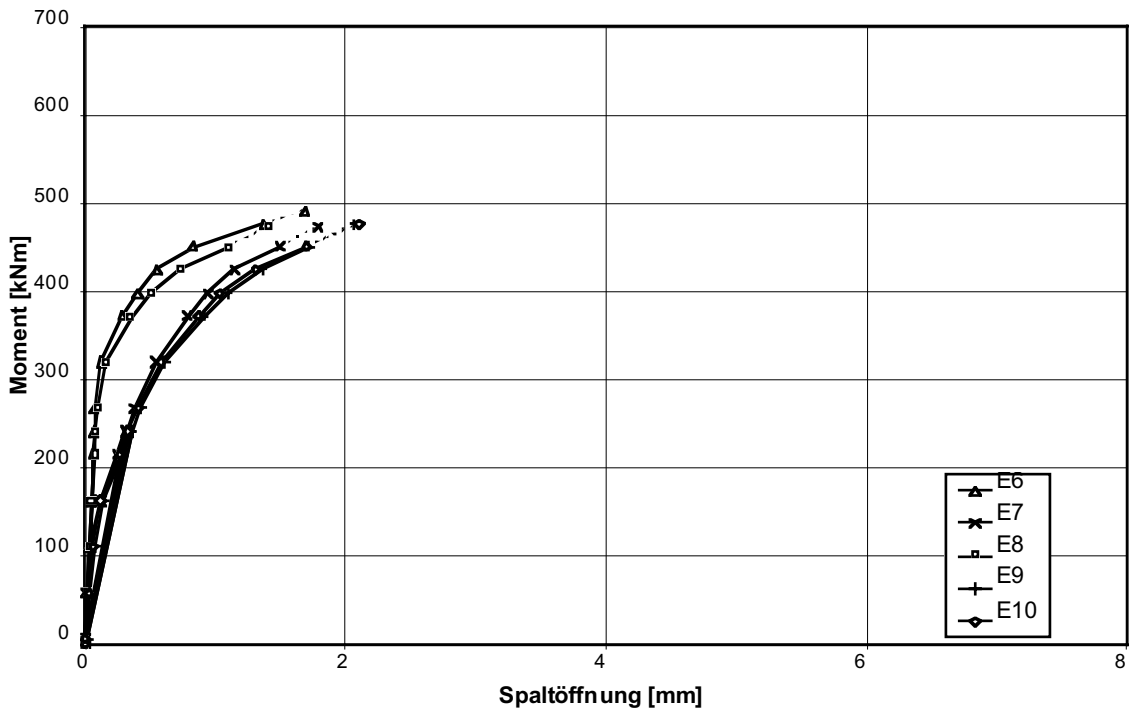


Abb. A1.30: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																
SZS-Code	Schrauben		Stirnplatte				Lochbild							Schweissnähte		
	n [Stk.]	d _s	b _p [mm]	d _p [mm]	h _p [mm]	u [mm]	e ₁ [mm]	e ₂ [mm]	e ₃ [mm]	e ₄ [mm]	w ₁ [mm]	w ₂ [mm]	w ₃ [mm]	a ₁ [mm]	a _F [mm]	a _w [mm]
-	8	M16	220	20	640	~20	-	-	490	75	90	40	25	-	7	5

Träger				Stirnplatte				
Profil	Material	Biege­wider­stand		Materialkennwerte (Resultate Zugversuch)				
		M _{pl,theo} [kNm]	M _{pl,theo} [kNm]	Versuch E11, E13, E15		Versuch E12, E14		
f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]					
IPE 600	S 235	827	-	248	383	240	382	

Tab. A1.27: Grunddaten Probekörper

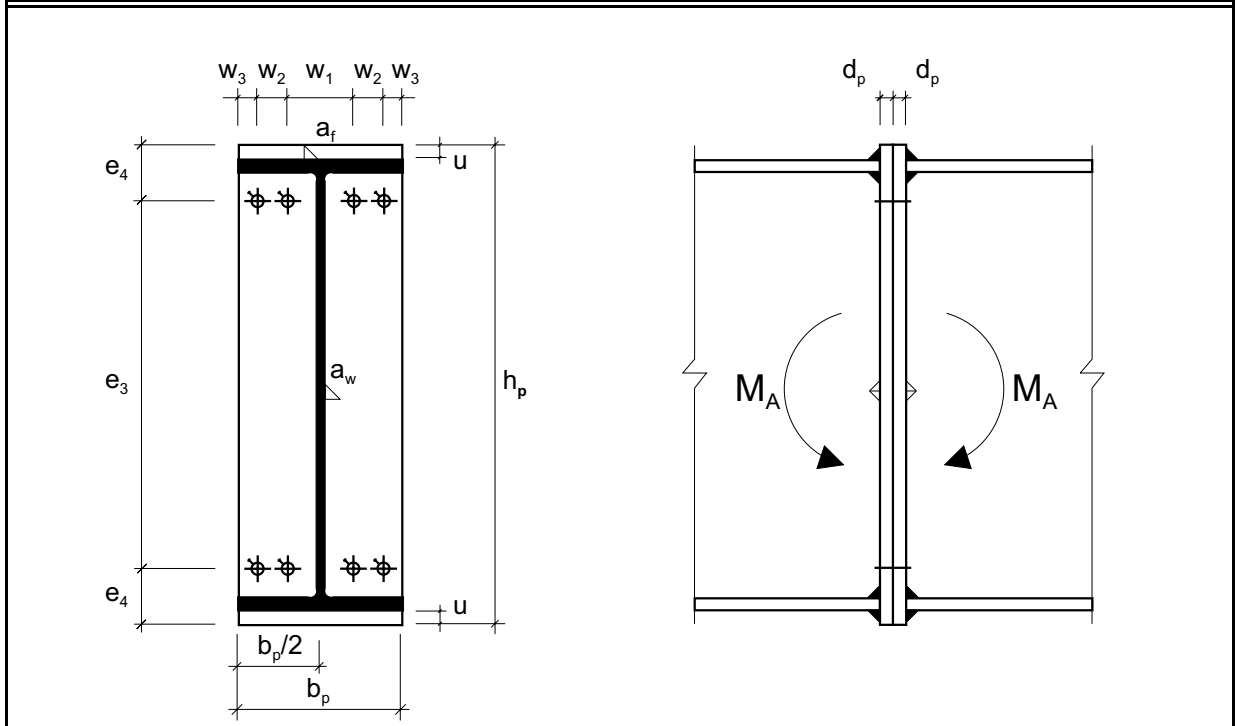


Abb. A1.31: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur													
Versuch	Schraube							Mutter			US	Vorspannung	
Bez.	Mat. Pos.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l _b [mm]	l _b - l _s [mm]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe	Norm	
E11	-	8	M16-70	DIN 6914	10,9	48	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
E12	-	8	M16-70	DIN 6914	10,9	48	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
E13	-	8	M16-70	DIN 6914	10,9	48	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
E14	-	8	M16-70	DIN 6914	10,9	48	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
E15	-	8	M16-70	DIN 6914	10,9	48	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll

Tab. A1.28: Anordnung Probekörper

Versuch							Bemerkungen
Versuch Bez.	System F _u [kN]	Stoss C _{A,1} [kNm/rad]	C _{A,2} [kNm/rad]	M _{A,u} [kNm]	φ _{A,u} [rad]	Bruchcode	
E11	60,0	90710	35272	320	0,0063	-	
E12	65,0	105625	38771	346	0,0061	-	
E13	65,0	115451	54037	346	0,0047	-	
E14	70,0	99609	40149	372	0,0065	-	
E15	65,0	216664	37596	346	0,0054	-	φ _{A,u} aus Spaltöffnung

Tab. A1.29: Resultate

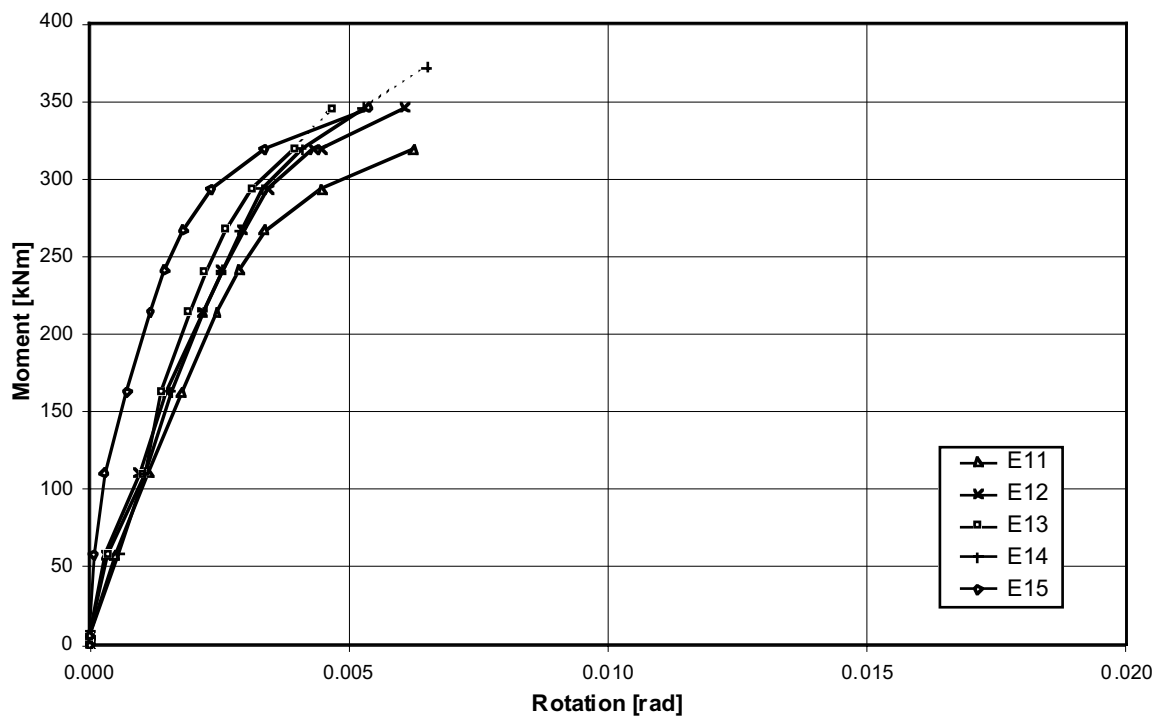


Abb. A1.32: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm

(E11, E12, E13, E14: φ_A aus Messung Inklinometer; E15: φ_A aus Spaltöffnung berechnet)

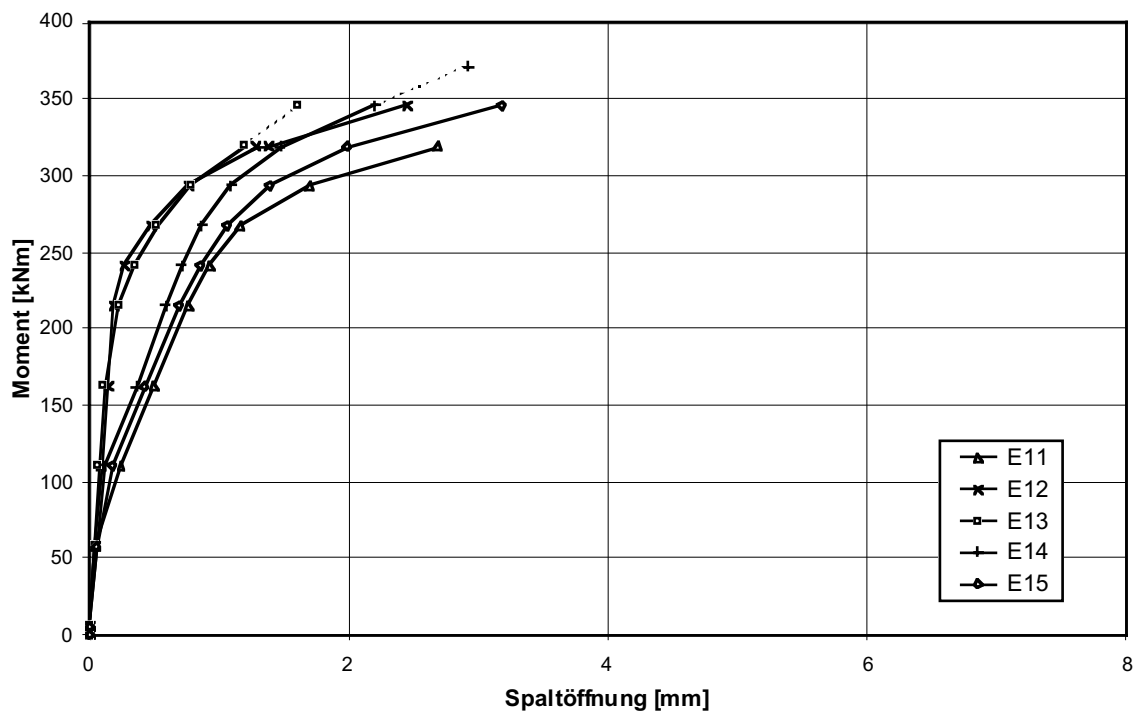


Abb. A1.33: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																
SZS-Code	Schrauben		Stirnplatte				Lochbild							Schweissnähte		
	n [Stk.]	d _s	b _p [mm]	d _p [mm]	h _p [mm]	u [mm]	e ₁ [mm]	e ₂ [mm]	e ₃ [mm]	e ₄ [mm]	w ₁ [mm]	w ₂ [mm]	w ₃ [mm]	a ₁ [mm]	a _F [mm]	a _w [mm]
~PEG 251	4	M20	220	20	640	~20	-	-	480	80	140	-	40	-	6	4

Träger				Stirnplatte					
Profil	Material	Biege­wider­stand		Materialkennwerte (Resultate Zugversuch)					
		M _{pl,theo} [kNm]	M _{pl,theo} [kNm]	Versuch E16		Versuch E17, E18		Versuch E19, E20	
				f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]
IPE 600	S 235	827	-	240	382	242	382	239	388

Tab. A1.30: Grunddaten Probekörper

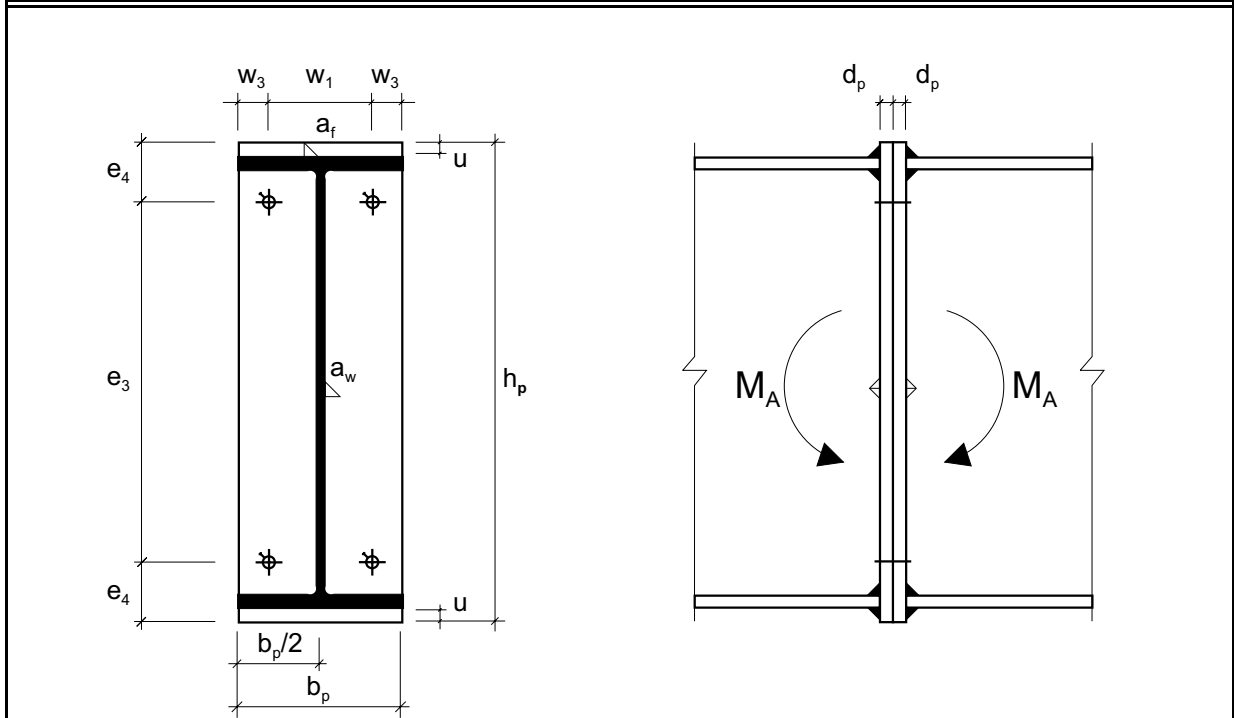


Abb. A1.34: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur													
Versuch	Schraube							Mutter			US	Vorspannung	
Bez.	Mat. Pos.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l _b [mm]	l _b - l _s [mm]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe	Norm	
E16	-	4	M20-70	DIN 6914	10,9	48	11	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
E17	-	4	M20-70	DIN 6914	10,9	48	11	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
E18	-	4	M20-70	DIN 6914	10,9	48	11	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
E19	-	4	M20-70	DIN 6914	10,9	48	11	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
E20	-	4	M20-70	DIN 6914	10,9	48	11	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll

Tab. A1.31: Anordnung Probekörper

Versuch								Bemerkungen
Versuch Bez.	System F _u [kN]	Stoss C _{A,1} [kNm/rad]	C _{A,2} [kNm/rad]	M _{A,u} [kNm]	φ _{A,u} [rad]	Bruchcode		
E16	49.0	655000	109166	262	0.0014	-	φ _{A,u} aus Spaltöffnung	
E17	53.0	646786	71420	283	0.0022	-	φ _{A,u} aus Spaltöffnung	
E18	50.0	193993	94556	267	0.0021	-		
E19	50.0	138413	52652	267	0.0035	-		
E20	51.0	341902	47057	273	0.0033	-	φ _{A,u} aus Spaltöffnung	

Tab. A1.32: Resultate

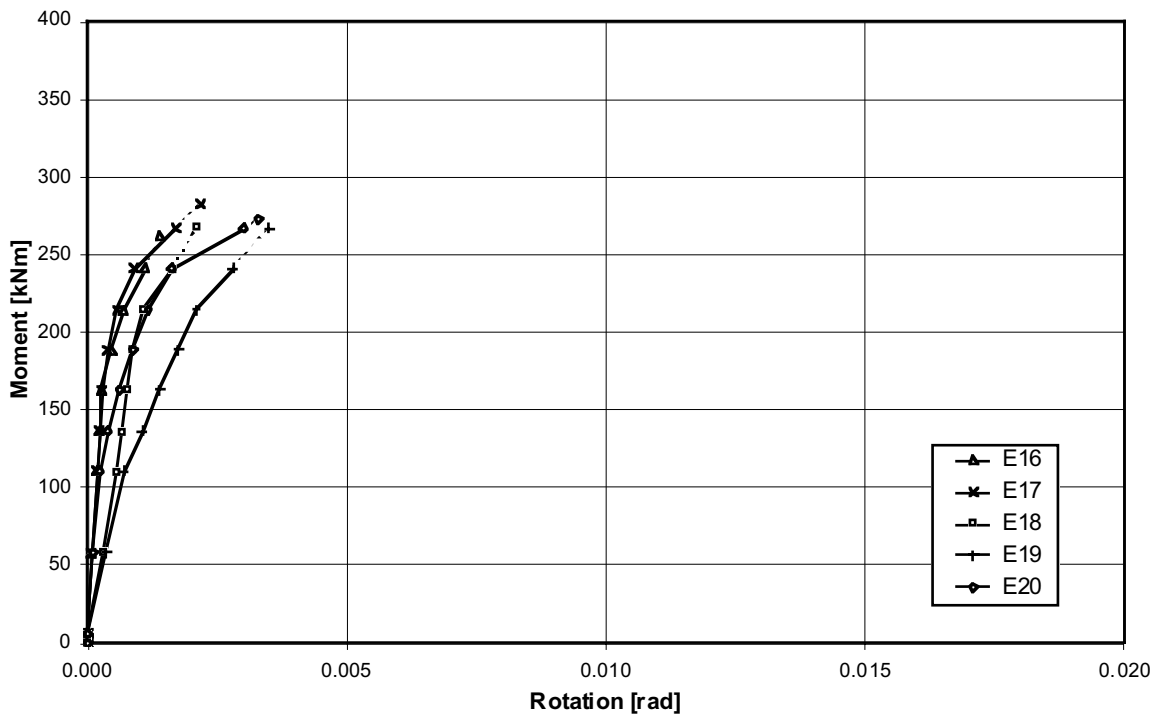


Abb. A1.35: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm

(E16, E17, E20: φ_A aus Spaltöffnung berechnet; E18, E19: φ_A aus Messung Inklinometer)

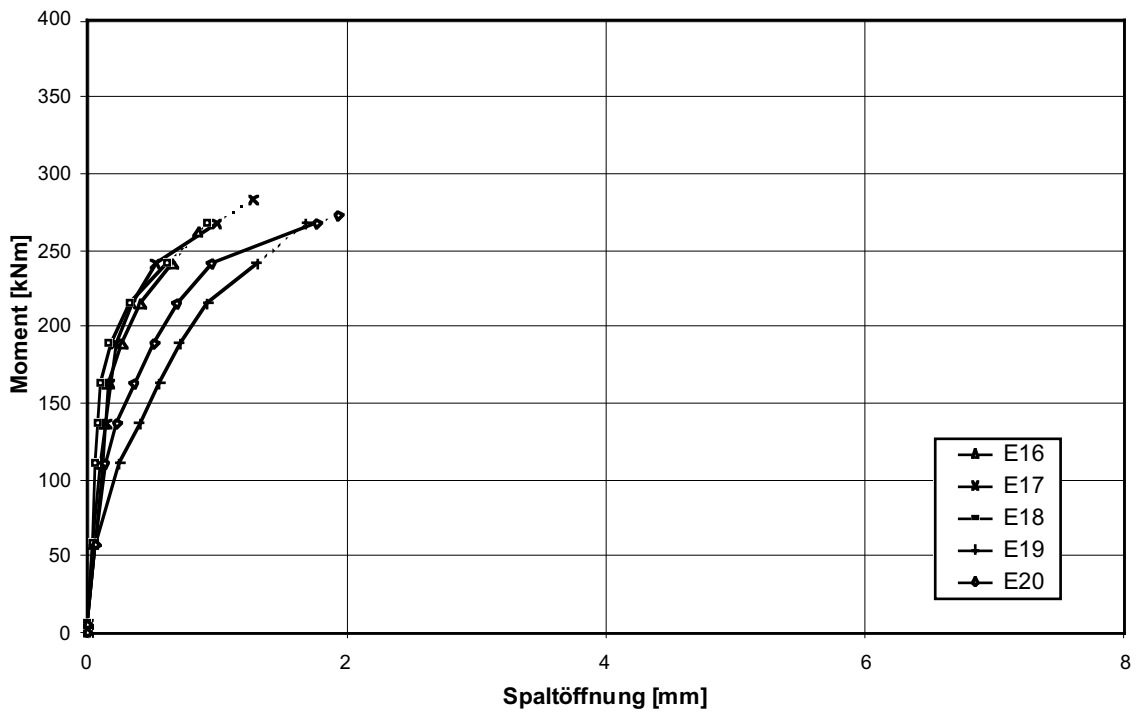


Abb. A1.36: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Anhang A2: Versuchsreihe K «Kragarmträger»

Darstellung der Versuchsergebnisse der Versuchsserien 3K, 4K, 5K, 7.1K, 7.2K, 8.1K, 8.2K, 10K, 11K, 13K, 14K, 15K, 16K, 17K, 22.1K, 22.2K und 23K

- Angaben zur Geometrie der Verbindungsausbildung
- Materialkennwerte
- Versuchsergebnisse
 - Biegetragwiderstand $M_{A,u}$
 - Gesamtverdrehung des Trägerstosses bei Erreichen des Tragwiderstandes $\varphi_{A,u}$
 - Verbindungssteifigkeit elastischer Bereich $C_{A,1}$
 - Verbindungssteifigkeit plastischer Bereich $C_{A,2}$
 - Diagramm Anschlussmoment M_A – Rotation φ_A
 - Diagramm Anschlussmoment M_A – Spaltöffnung δ_A

Stoss																			
SZS-Code		Schrauben			Stirnplatte				Lochbild							Schweissnähte		Auf-lager	
MA,SZS [kNm]	n [Stk.]	ds	bp [mm]	dp [mm]	hp [mm]	u [mm]	e1 [mm]	e2 [mm]	e3 [mm]	e4 [mm]	w1 [mm]	w2 [mm]	w3 [mm]	a1 [mm]	aF [mm]	aw [mm]	t [mm]		
PEG 230	98.0	4	M20	150	30	320	10	-	-	200	60	90	-	30	-	4	3	10	

Träger				Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)							
Profil	Material	Biege-widerstand		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		Mpl,theo [kNm]	Mpl,eff [kNm]	fy [N/mm²]	fu [N/mm²]	fy [N/mm²]	fu [N/mm²]	fy [N/mm²]	fu [N/mm²]	fy [N/mm²]	fu [N/mm²]
IPE 300	S 355	148	171	274	410	271	412	268	421	268	422

Tab. A2.01: Grunddaten Probekörper

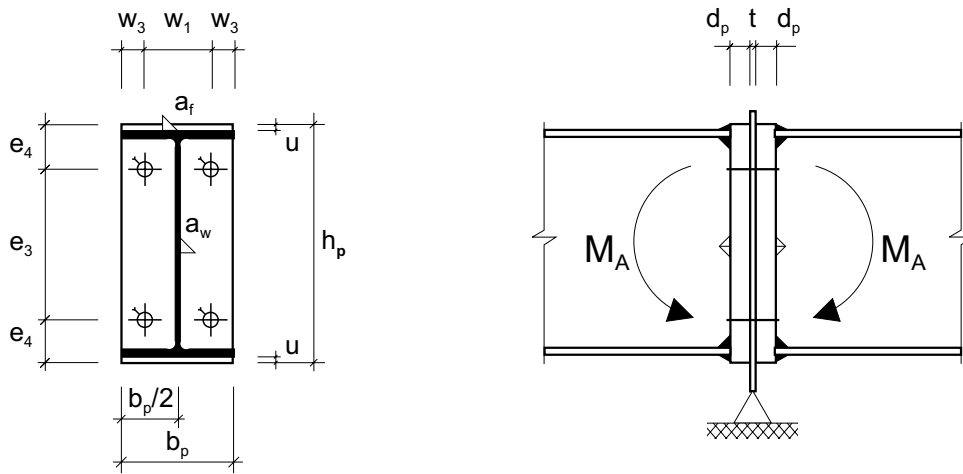


Abb. A2.01: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch	Schraube							Mutter				US	Vor-spannung	
Bez.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	lb [mm]	lb - ls [mm]	DMS [Stk.]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe	Norm		
3K1	4	M20-100	DIN 6914	10.9	78	11	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
3K2	4	M20-100	DIN 6914	10.9	78	11	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
3K3	4	M20-120	DIN 933	8.8	78	78	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
3K4	4	M20-120	DIN 912	12.9	78	78	4	2	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	

Tab. A2.02: Anordnung Probekörper

Versuch								Bemerkungen
Versuch Bez.	System Fu [kN]	Stoss CA,1 [kNm/rad]	CA,2 [kNm/rad]	MA,u [kNm]	φA,u [rad]	Bruch-code		
3K1	40.0	*	*	130	0.0045	G	* Fehlmessung im Anfangsbereich	
3K2	43.0	21379	9049	139	0.0109	G		
3K3	37.0	26591	2666	121	0.0250	T		
3K4	50.0	19731	7506	159	0.0146	T		

Tab. A2.03: Resultate

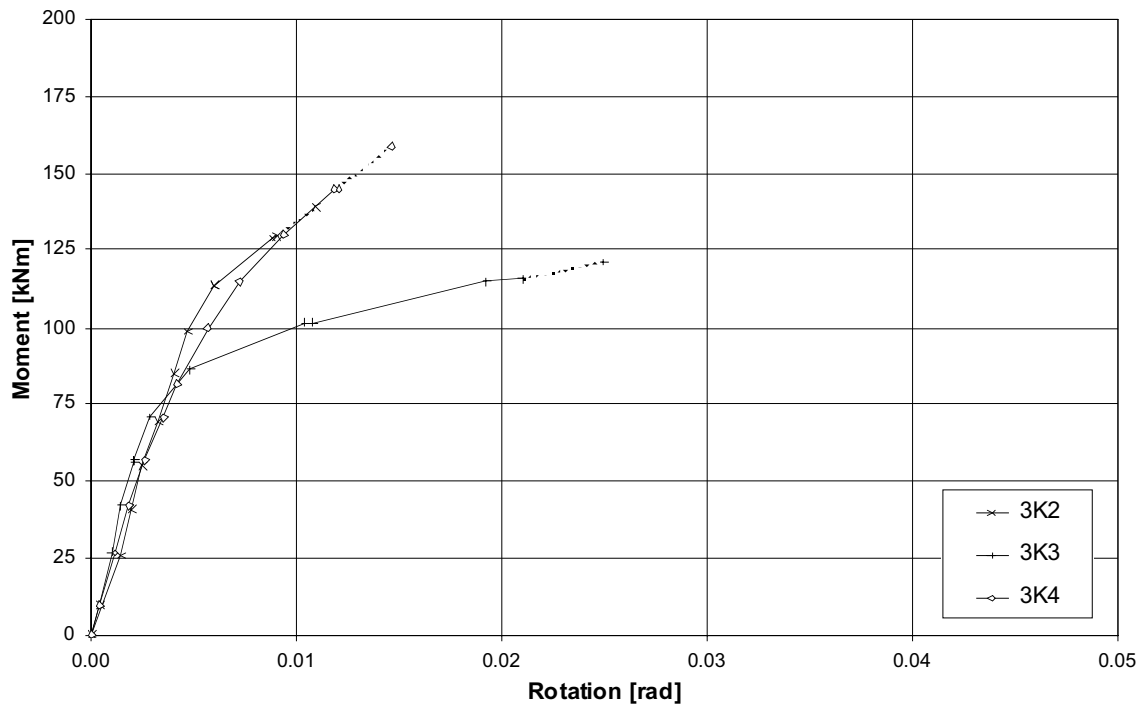


Abb. A2.02: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

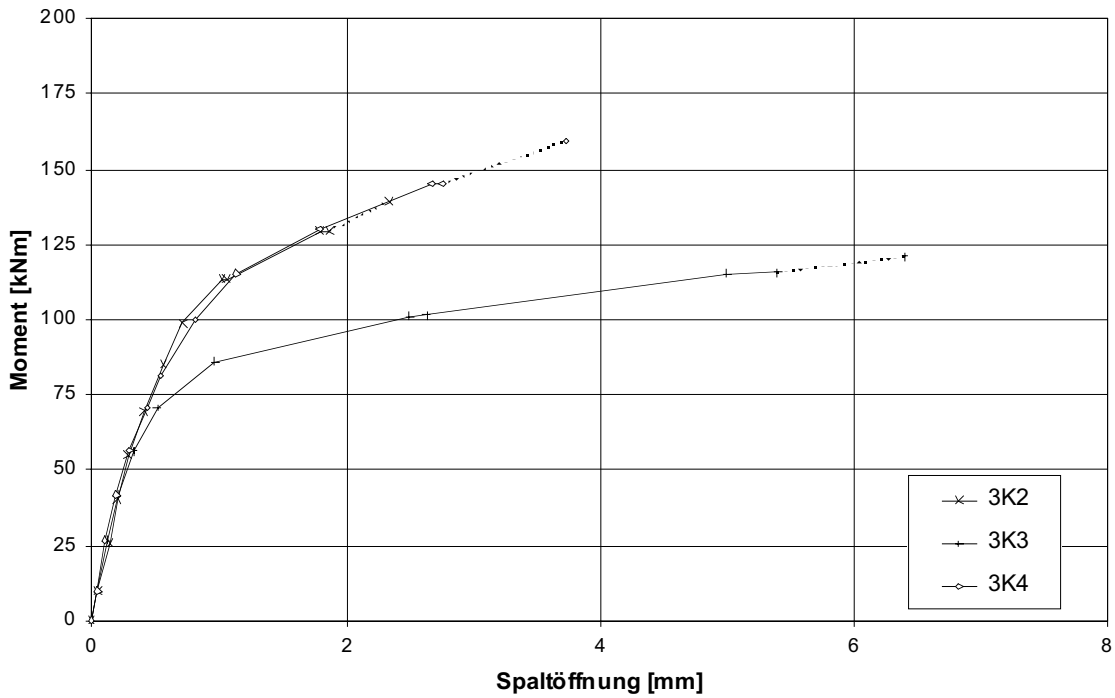


Abb. A2.03: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																		
SZS-Code		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild						Schweiss-nähte		Auf-lager		
	$M_{A,SZS}$ [kNm]	n	d_s	b_p	d_p	h_p	u	e_1	e_2	e_3	e_4	w_1	w_2	w_3	a_1	a_F	a_w	t
PEG 404	66.0	8	M12	180	20	320	10	-	-	210	55	70	35	20	-	3	3	10

Träger			Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)								
Profil	Material	Biege-widerstand		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		$M_{pl,theo}$ [kNm]	$M_{pl,eff}$ [kNm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]
IPE 300	S 355	148	175	279	410	278	417	253	414	252	415

Tab. A2.04: Grunddaten Probekörper

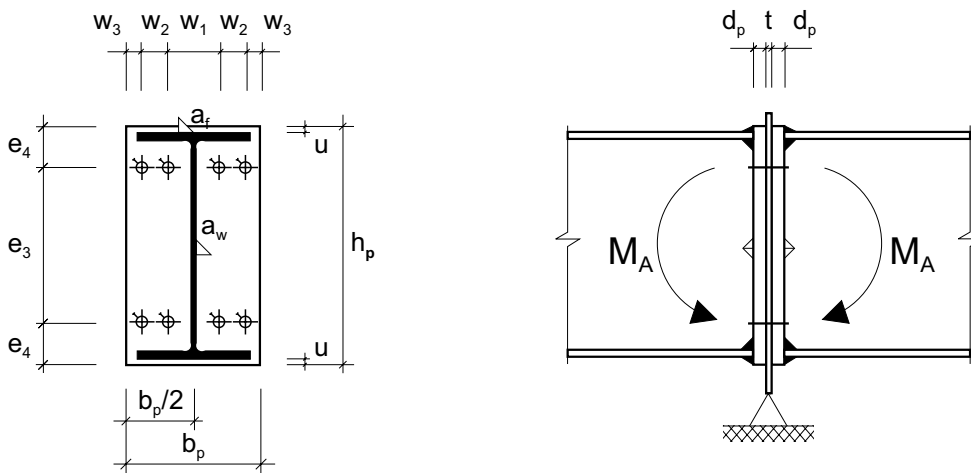


Abb. A2.04: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch	Schraube							Mutter			US	Vor-spannung		
	Bez.	n	Bez.	Norm	FK	l_b	$l_b - l_s$	DMS	n	Norm			FK	Höhe
4K1	8	M12-70	DIN 6914	10.9	56	9	8	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
4K2	8	M12-70	DIN 6914	10.9	56	9	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	ohne	
4K3	8	M12-70	DIN 933	8.8	56	56	8	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
4K4	8	M12-70	DIN 912	12.9	56	56	8	2	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	

Tab. A2.05: Anordnung Probekörper

Versuch								Bemerkungen
Versuch	System	Stoss			$\phi_{A,u}$	Bruch-code		
Bez.	F_u	$C_{A,1}$	$C_{A,2}$	$M_{A,u}$				
	[kN]	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[kNm]	[rad]			
4K1	25.0	34711	10908	82.0	0.0049	G		
4K2	25.0	16232	11846	83.0	0.0061	G/T		
4K3	24.0	20826	2586	80.0	0.0174	T		
4K4	35.0	25383	7058	111	0.0101	T		

Tab. A2.06: Resultate

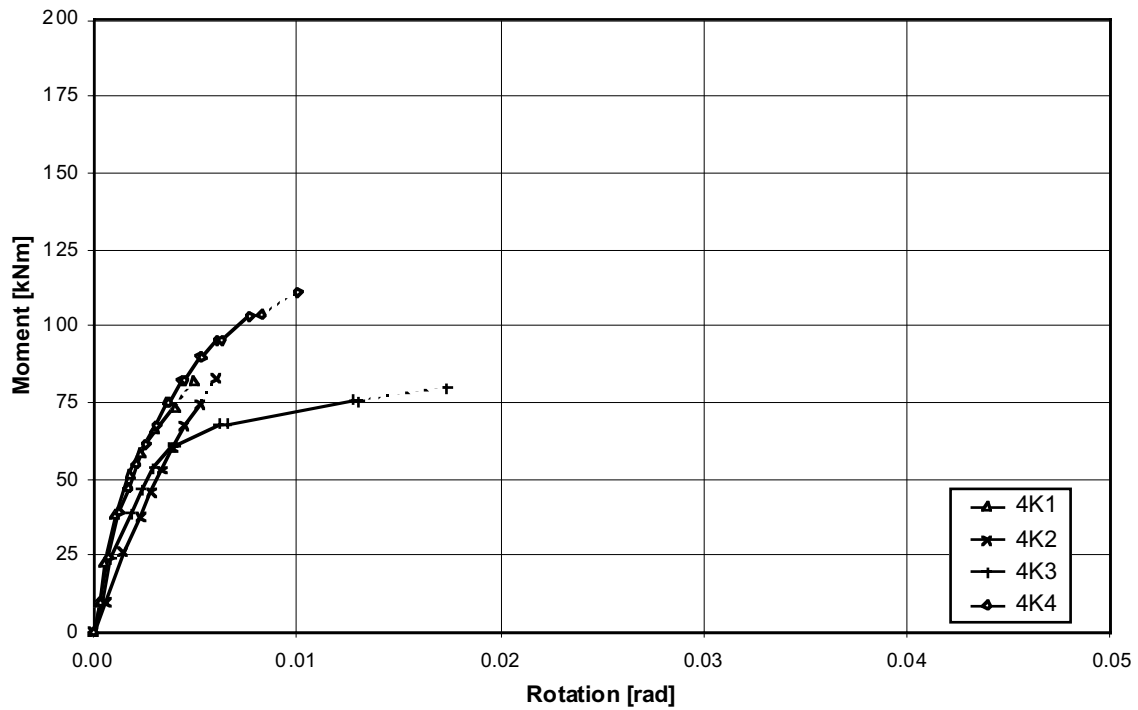


Abb. A2.05: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

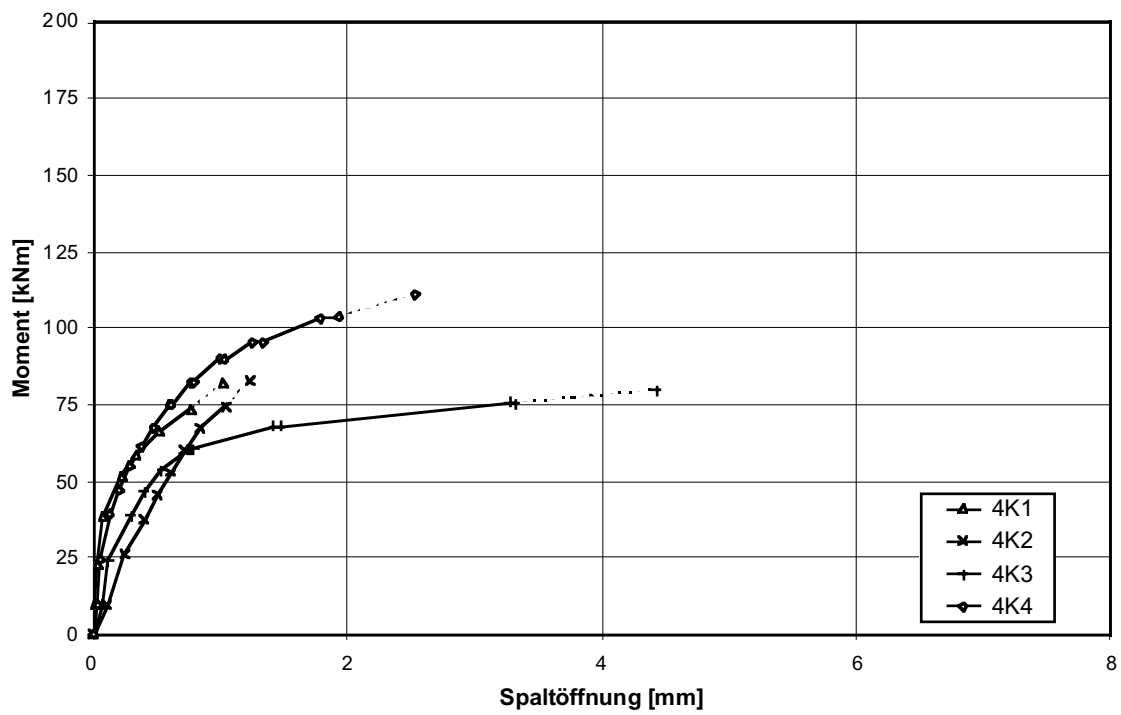


Abb. A2.06: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																		
SZS-Code		Schrauben			Stirnplatte				Lochbild							Schweissnähte		Auf-lager
	$M_{A,SZS}$ [kNm]	n	d_s	b_p	d_p	h_p	u	e_1	e_2	e_3	e_4	w_1	w_2	w_3	a_1	a_f	a_w	t
PEU 224	121	6	M16	150	20	370	~10	25	85	200	60	90	-	30	35	5	3	10

Träger				Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)							
Profil	Material	Biege-widerstand		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		$M_{pl,theo}$ [kNm]	$M_{pl,eff}$ [kNm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]
IPE 300	S 355	148	173	277	413	274	415	253	414	252	415

Tab. A2.07: Grunddaten Probekörper

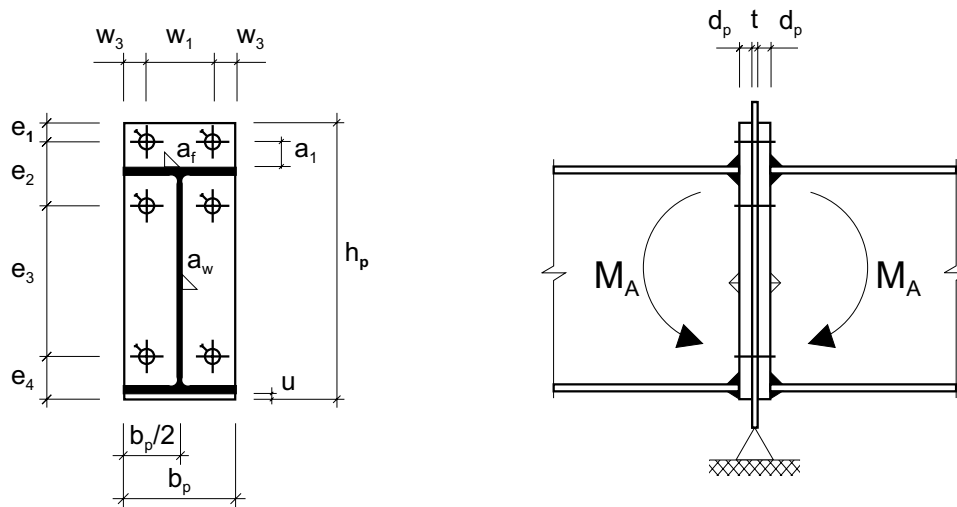


Abb. A2.07: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch	Schraube								Mutter			US	Vorspannung	
	Bez.	n	Bez.	Norm	FK	l_b	$l_b - l_s$	DMS	n	Norm	FK			Höhe
5K1	6	M16-80	DIN 6914	10.9	58	6	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
5K2	4	M16-80	DIN 933	8.8	58	58	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
	2	M16-80	DIN 6914	10.9	58	6	2	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	

Tab. A2.08: Anordnung Probekörper

Versuch								Bemerkungen
Versuch	System	Stoss			$M_{A,u}$	$\phi_{A,u}$	Bruchcode	
Bez.	F_u	$C_{A,1}$	$C_{A,2}$					
5K1	45.0	40290	20490	138	0.0051	G		
5K2	50.0	18433	6122	159	0.0173	T	S91, S92, S93, S94: FK 8.8; S95, S96: FK 10.9	

Tab. A2.09: Resultate

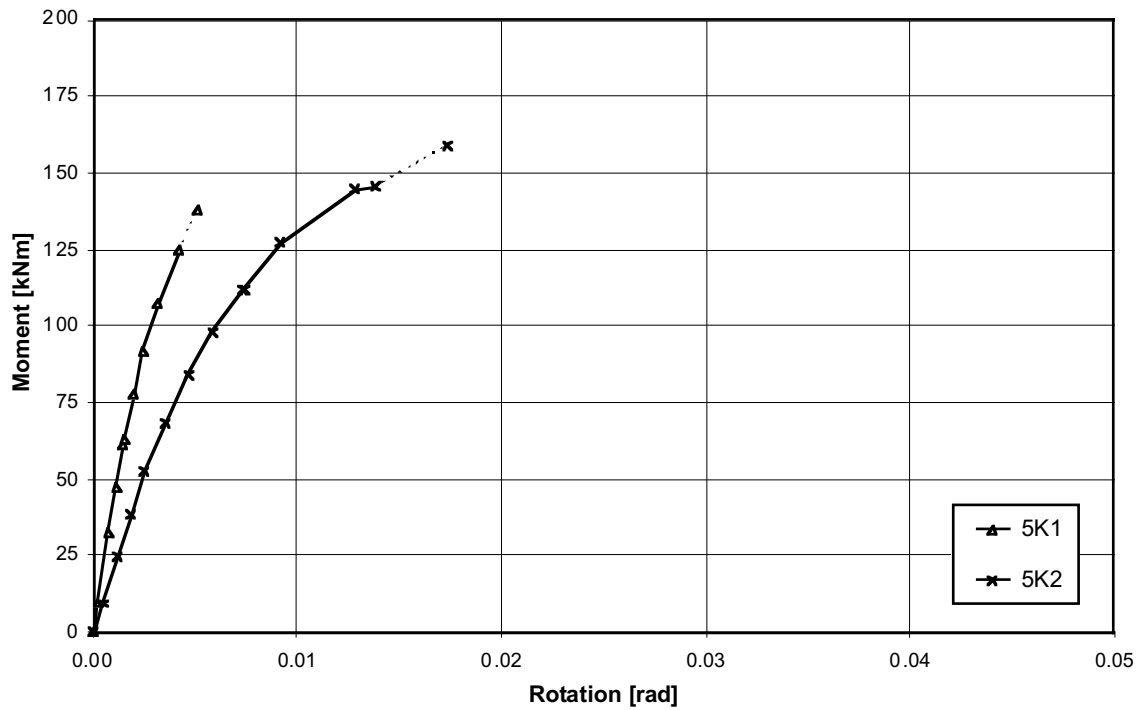


Abb. A2.08: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inclinometer)

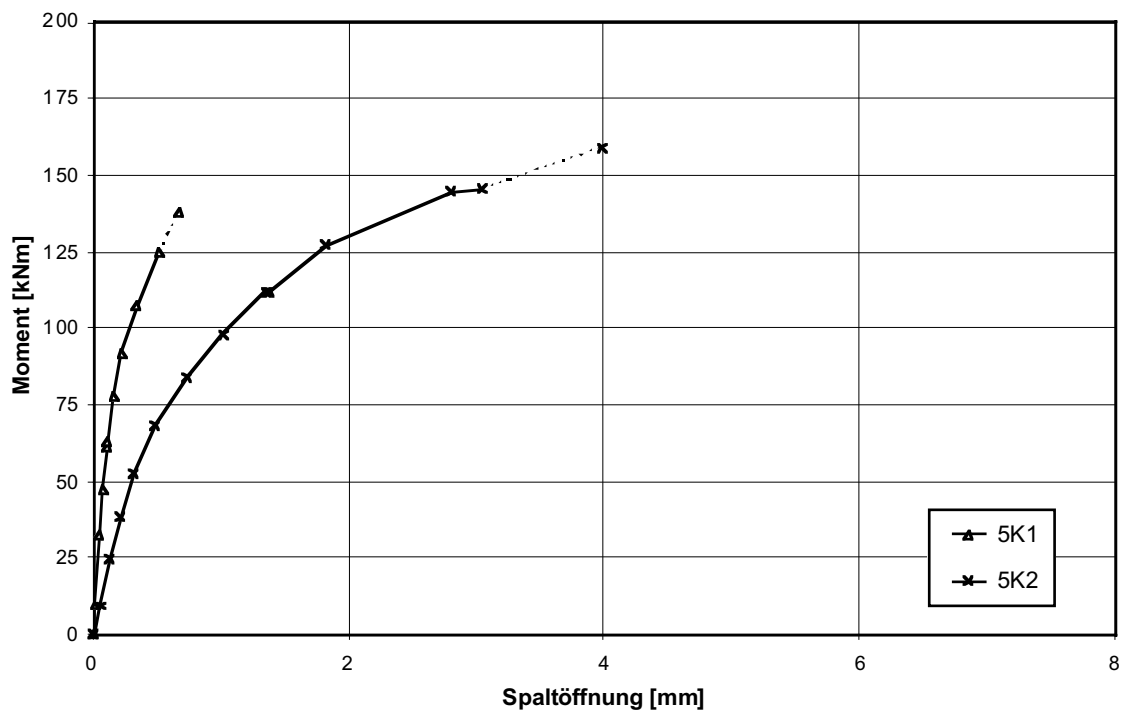


Abb. A2.09: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																		
SZS-Code		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild						Schweissnähte		Auf-lager		
$M_{A,SZS}$ [kNm]	n	d_s	b_p	d_p	h_p	u	e_1	e_2	e_3	e_4	w_1	w_2	w_3	a_1	a_f	a_w	t	
PEG 251	175	4	M20	200	30	520	10	-	-	390	65	120	-	40	-	3	3	15

Träger			Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)								
Profil	Material	Biege-widerstand $M_{pl,theo}$ [kNm]	$M_{pl,eff}$ [kNm]	Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
				f_y	f_u	f_y	f_u	f_y	f_u	f_y	f_u
				[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
IPE 500	S 355	517	-	-	-	-	-	268	421	268	422

Tab. A2.10: Grunddaten Probekörper

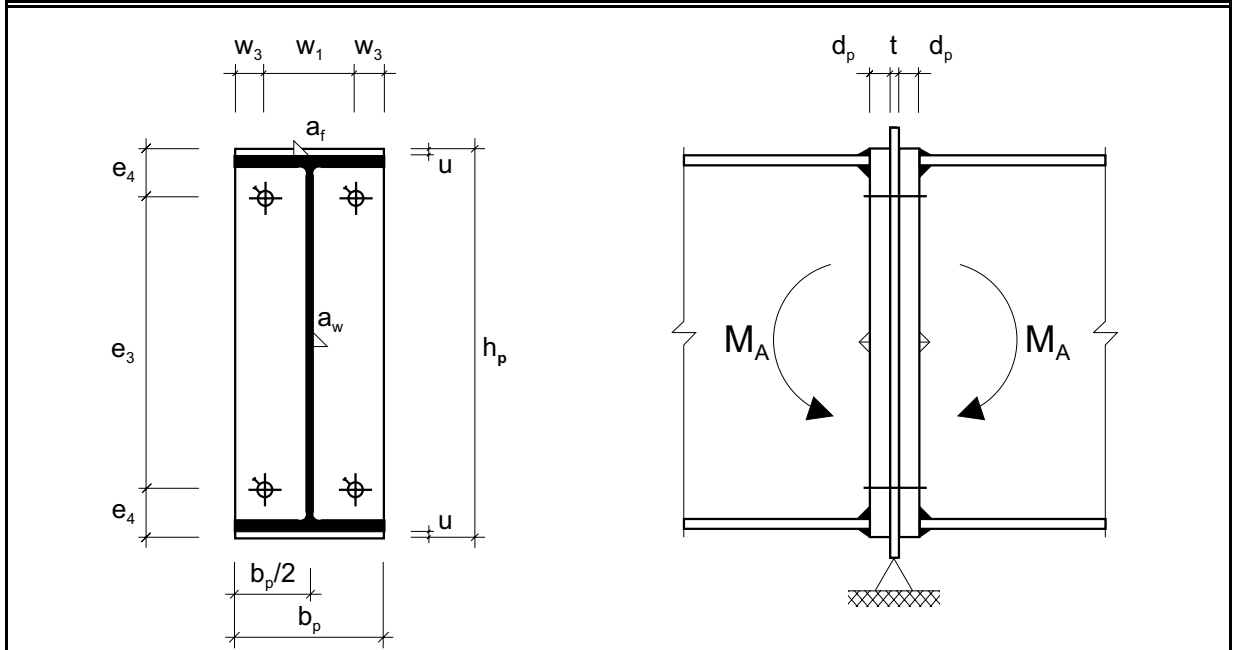


Abb. A2.10: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch		Schraube							Mutter			US	Vor-spannung	
Bez.	n	Bez.	Norm	FK	l_b	$l_b - l_s$	DMS	n	Norm	FK	Höhe	Norm		
	[Stk.]				[mm]	[mm]	[Stk.]	[Stk.]						
7.1K1	4	M20-110	DIN 6914	10.9	83	~10	2	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
7.1K2	4	M20-120	DIN 933	8.8	83	83	2	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
7.1K3	4	M20-120	DIN 912	12.9	83	83	-	2	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	

Tab. A2.11: Anordnung Probekörper

Versuch								Bemerkungen
Versuch Bez.	System F_u	Stoss $C_{A,1}$		$C_{A,2}$	$M_{A,u}$	$\phi_{A,u}$	Bruch-code	
	[kN]	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[kNm]	[rad]		
7.1K1	80.0	130220	55084	240	0.0031	G		
7.1K2	65.0	166268	11779	198	0.0090	T		
7.1K3	95.0	122478	15421	289	0.0106	T		

Tab. A2.12: Resultate

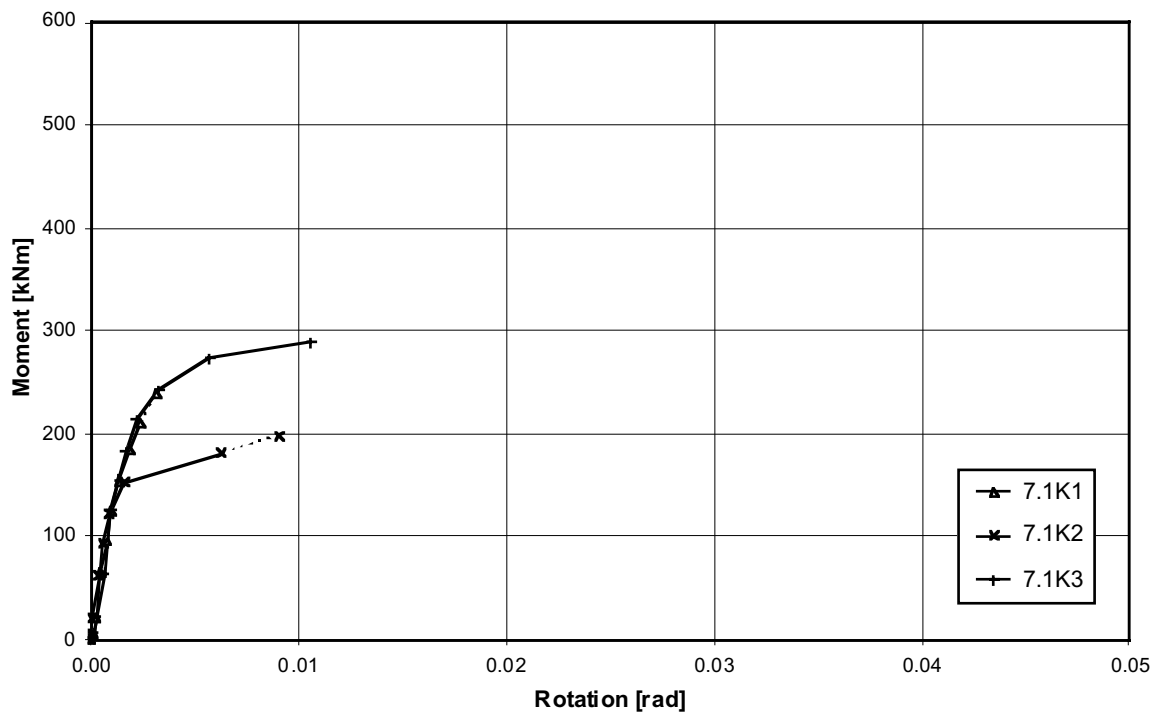


Abb. A2.11: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

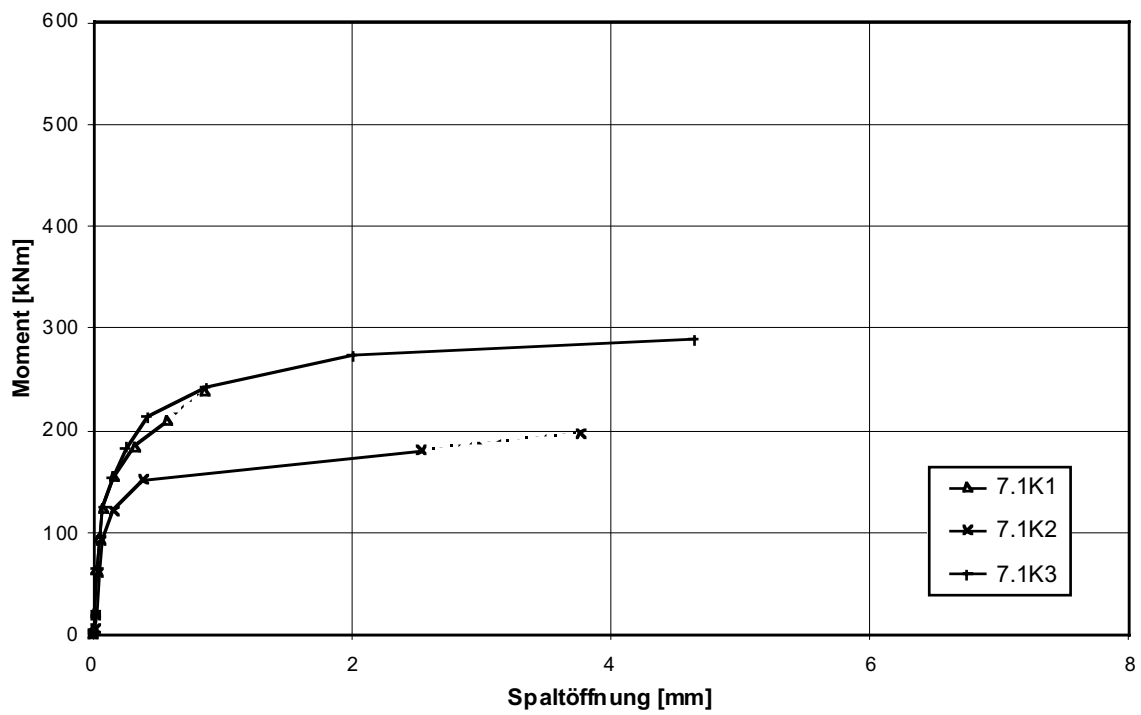


Abb. A2.12: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																			
SZS-Code		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild						Schweissnähte		Auf-lager			
$M_{A,SZS}$ [kNm]	n	d_s	b_p	d_p	h_p	u	e_1	e_2	e_3	e_4	w_1	w_2	w_3	a_1	a_f	a_w	t		
PEG 249	319	4	M27	220	40	520	10	-	-	370	75	140	-	40	-	5	4	15	

Träger			Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)								
Profil	Material	Biege-widerstand	Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2		
		$M_{pl,theo}$ [kNm]	f_y	f_u	f_y	f_u	f_y	f_u	f_y	f_u	
			[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	
IPE 500	S 355	517	-	-	-	-	-	276	435	277	434

Tab. A2.13: Grunddaten Probekörper

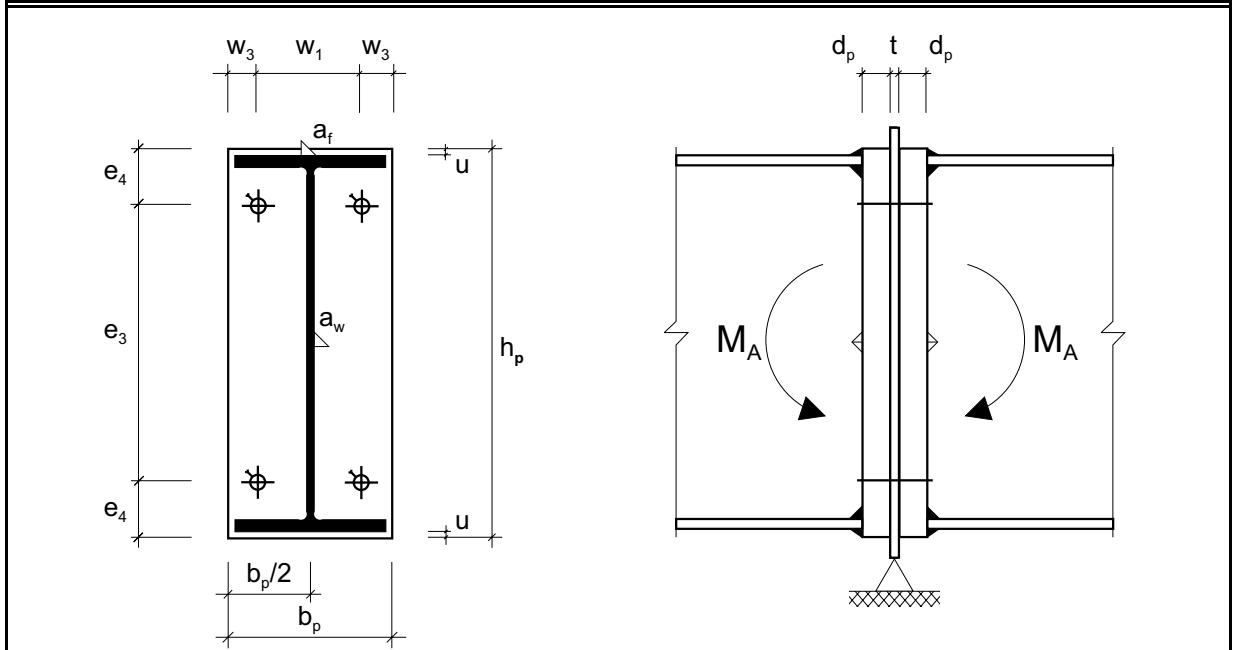


Abb. A2.13: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch	Schraube							Mutter				US	Vor-spannung	
Bez.	n	Bez.	Norm	FK	l_b	$l_b - l_s$	DMS	n	Norm	FK	Höhe	Norm		
	[Stk.]				[mm]	[mm]	[Stk.]	[Stk.]						
7.2K1	4	M27-140	DIN 6914	10.9	105	~12	2	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
7.2K2	4	M27-160	DIN 933	8.8	105	105	2	2	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
7.2K3	4	M27-160	DIN 912	12.9	105	105	2	2	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	

Tab. A2.14: Anordnung Probekörper

Versuch								Bemerkungen
Versuch	System	Stoss			$M_{A,u}$	$\phi_{A,u}$	Bruch-code	
Bez.	F_u	$C_{A,1}$	$C_{A,2}$					
	[kN]	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[kNm]	[rad]			
7.2K1	145	160584	45682	441	0.0062	G		
7.2K2	135	92986	11551	411	0.0200	T		
7.2K3	180	91880	26296	552	0.0135	T		

Tab. A2.15: Resultate

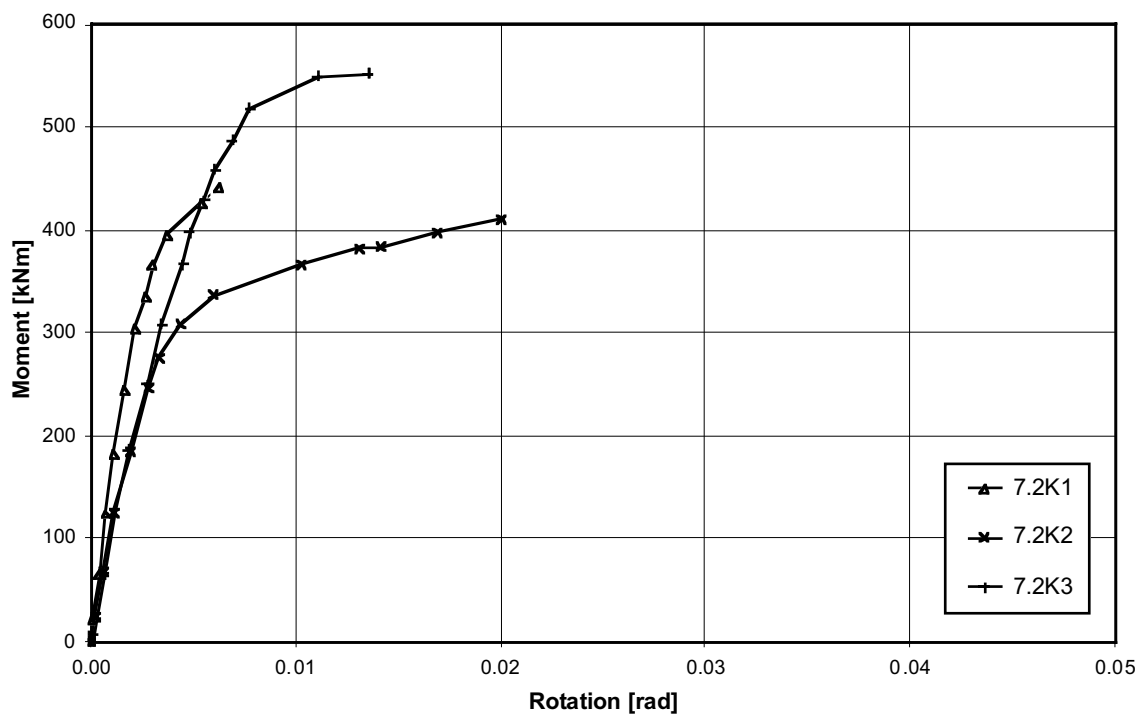


Abb. A2.14: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

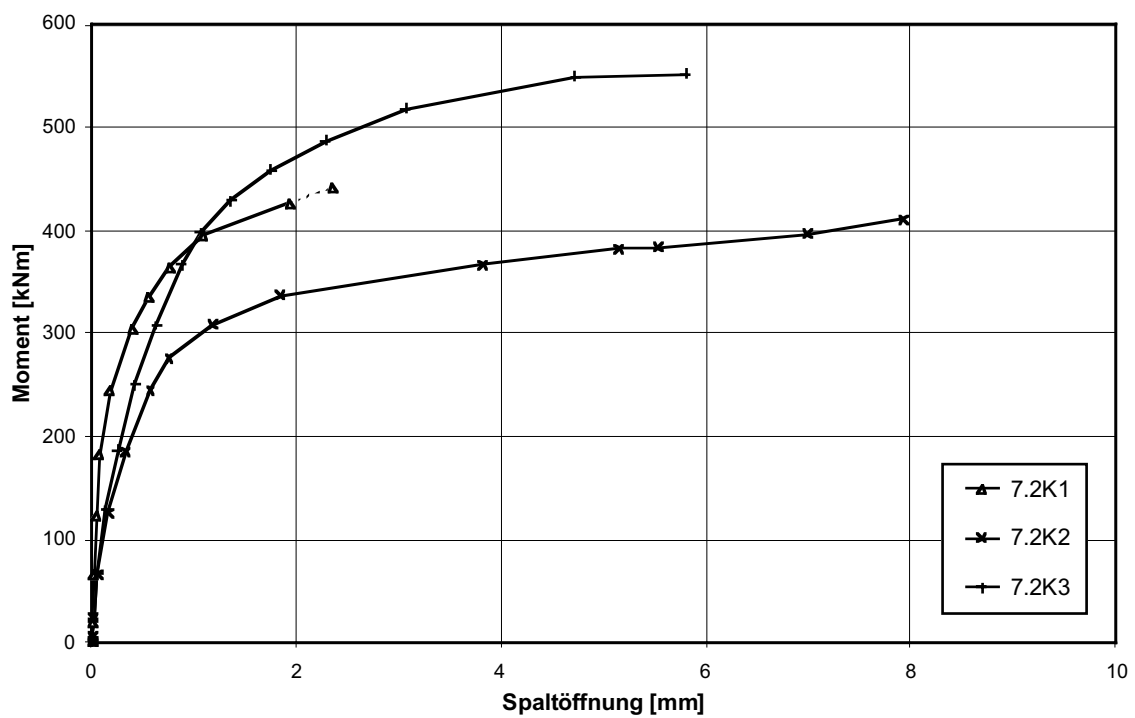


Abb. A2.15: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																			
SZS-Code		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild							Schweissnähte		Auf-lager		
MA,SZS [kNm]	n [Stk.]	ds	bp [mm]	dp [mm]	hp [mm]	u [mm]	e1 [mm]	e2 [mm]	e3 [mm]	e4 [mm]	w1 [mm]	w2 [mm]	w3 [mm]	a1 [mm]	af [mm]	aw [mm]	t [mm]		
PEU 251	319	6	M20	200	20	580	~10	30	95	390	65	120	-	40	40	5	4	15	

Träger			Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)								
Profil	Material	Biege-widerstand M _{pl,theo} [kNm]	M _{pl,eff} [kNm]	Oberflansch fy [N/mm ²] fu [N/mm ²]		Unterflansch fy [N/mm ²] fu [N/mm ²]		Stirnplatte 1 fy [N/mm ²] fu [N/mm ²]		Stirnplatte 2 fy [N/mm ²] fu [N/mm ²]	
IPE 500	S 355	517	-	-	-	-	-	253	414	252	415

Tab. A2.16: Grunddaten Probekörper

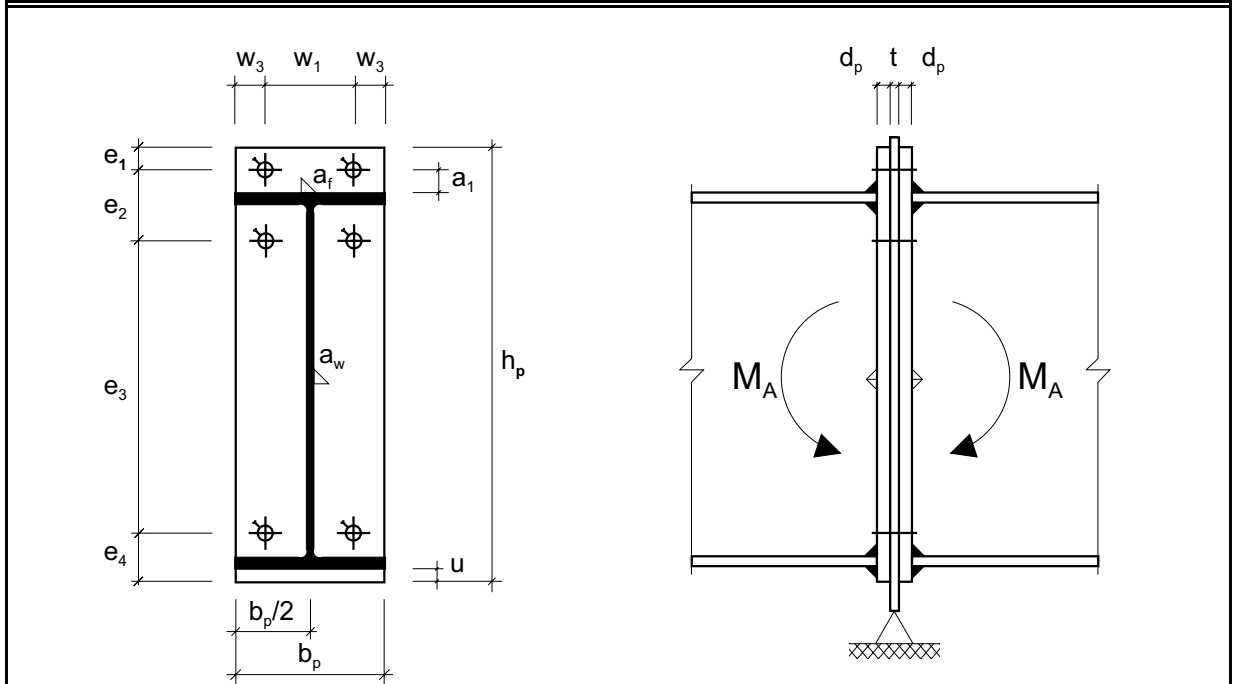


Abb. A2.16: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch	Schraube								Mutter			US	Vor-spannung	
Bez.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	lb [mm]	lb - ls [mm]	DMS [Stk.]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe	Norm		
8.1K1	6	M20-90	DIN 6914	10.9	63	~11	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
8.1K2	6	M20-120	DIN 933	8.8	63	63	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	

Tab. A2.17: Anordnung Probekörper

Versuch							
Versuch Bez.	System Fu [kN]	Stoss CA,1 [kNm/rad]	CA,2 [kNm/rad]	MA,u [kNm]	φA,u [rad]	Bruch-code	Bemerkungen
8.1K1	140	159898	47872	420	0.0057	G	
8.1K2	120	111163	14234	363	0.0144	T	

Tab. A2.18: Resultate

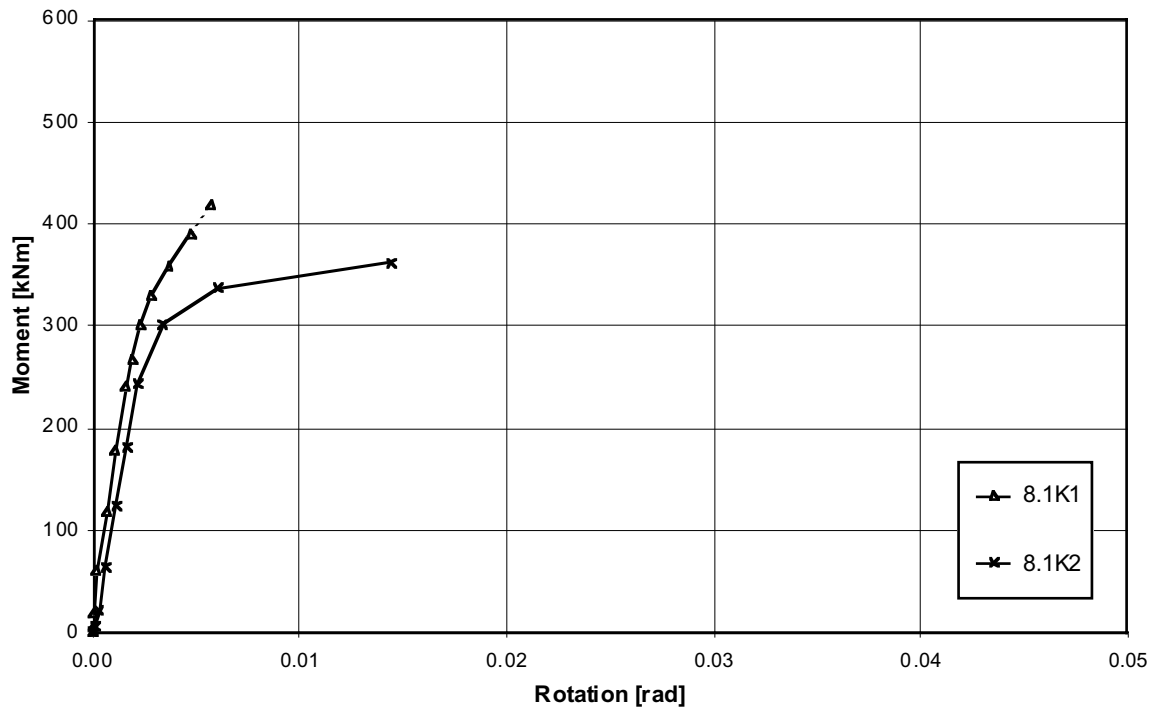


Abb. A2.17: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

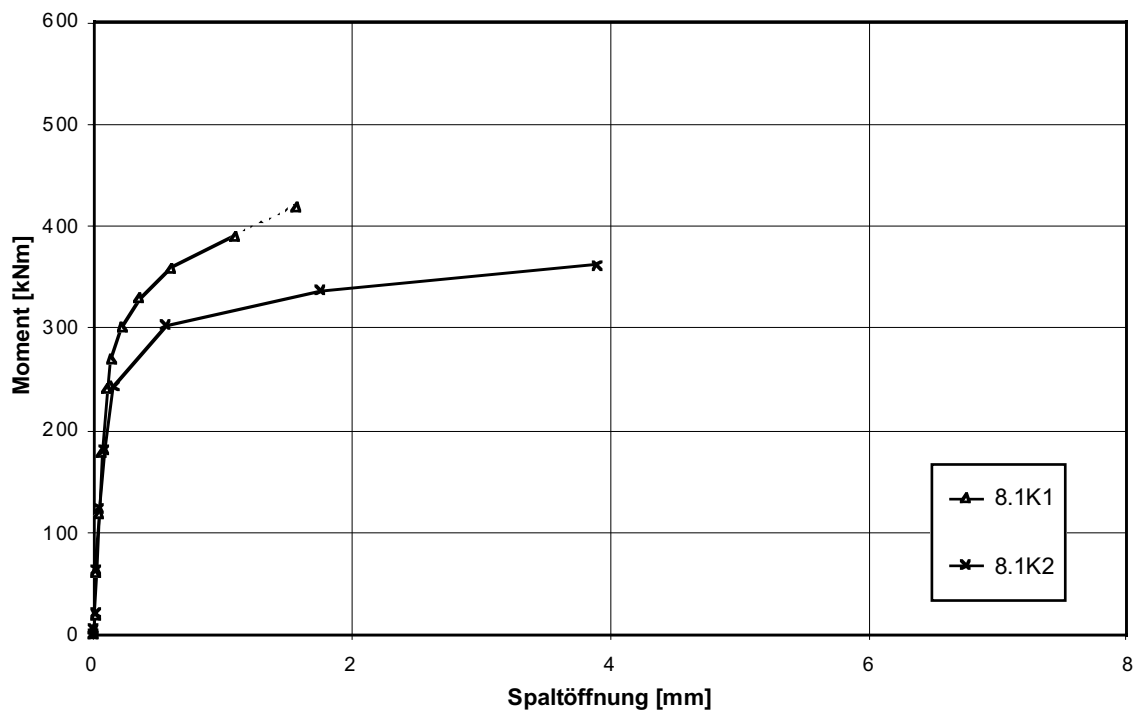


Abb. A2.18: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild						Schweissnähte		Auf-lager		
SZS-Code	$M_{A,SZS}$ [kNm]	n	d_s	b_p	d_p	h_p	u	e_1	e_2	e_3	e_4	w_1	w_2	w_3	a_1	a_f	a_w	t
PEG 422	349	8	M20	250	30	520	10	-	-	390	65	100	45	30	-	6	4	15

Träger			Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)								
Profil	Material	Biege-widerstand $M_{pl,theo}$ [kNm]	$M_{pl,eff}$ [kNm]	Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
				f_y	f_u	f_y	f_u	f_y	f_u	f_y	f_u
				[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
IPE 500	S 355	517	-	-	-	-	-	268	421	268	422

Tab. A2.19: Grunddaten Probekörper

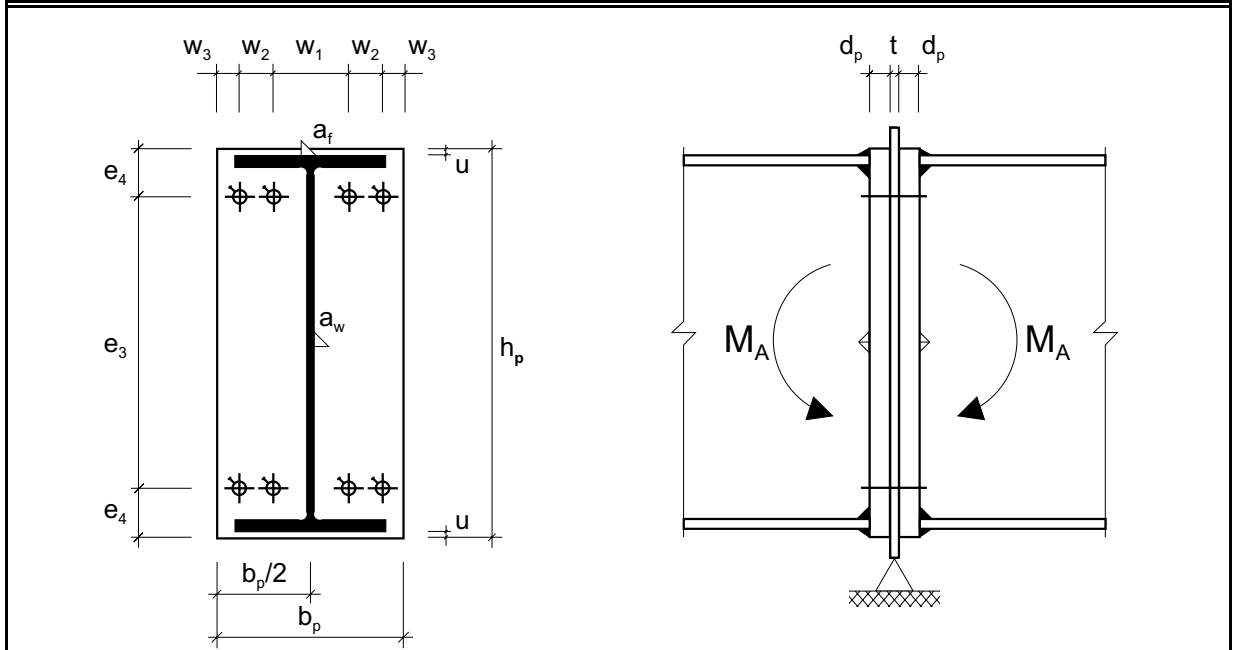


Abb. A2.19: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur													
Versuch	Schraube							Mutter			US	Vor-spannung	
Bez.	n	Bez.	Norm	FK	l_b	$l_b - l_s$	DMS	n	Norm	FK	Höhe	Norm	
	[Stk.]				[mm]	[mm]	[Stk.]	[Stk.]					
8.2K1	8	M20-110	DIN 6914	10.9	83	~10	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
8.2K2	8	M20-120	DIN 933	8.8	83	83	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
8.2K3	8	M20-120	DIN 912	12.9	83	83	-	2	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll

Tab. A2.20: Anordnung Probekörper

Versuch							Bemerkungen
Versuch	System	Stoss		$M_{A,u}$	$\phi_{A,u}$	Bruch-code	
Bez.	F_u	$C_{A,1}$	$C_{A,2}$	[kNm]	[rad]		
	[kN]	[kNm/rad]	[kNm/rad]				
8.2K1	150	240462	49365	458	0.0056	G	
8.2K2	130	221858	13520	396	0.0155	T	
8.2K3	180	82294	31938	543	0.0118	T	

Tab. A2.21: Resultate

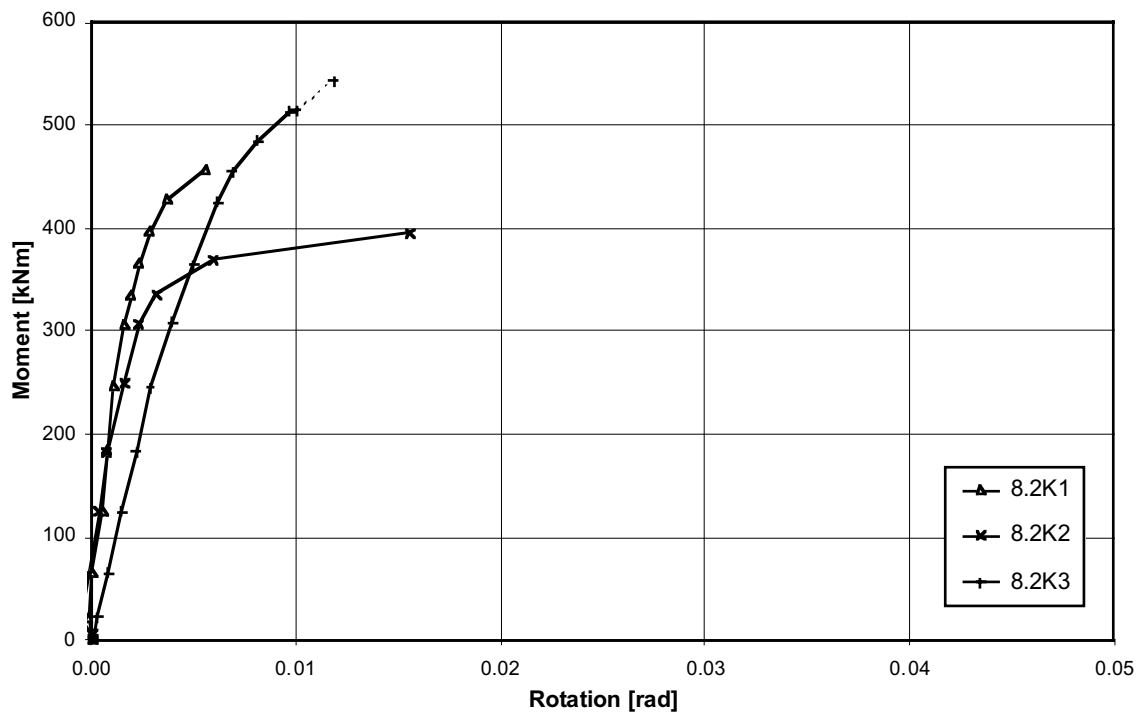


Abb. A2.20: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

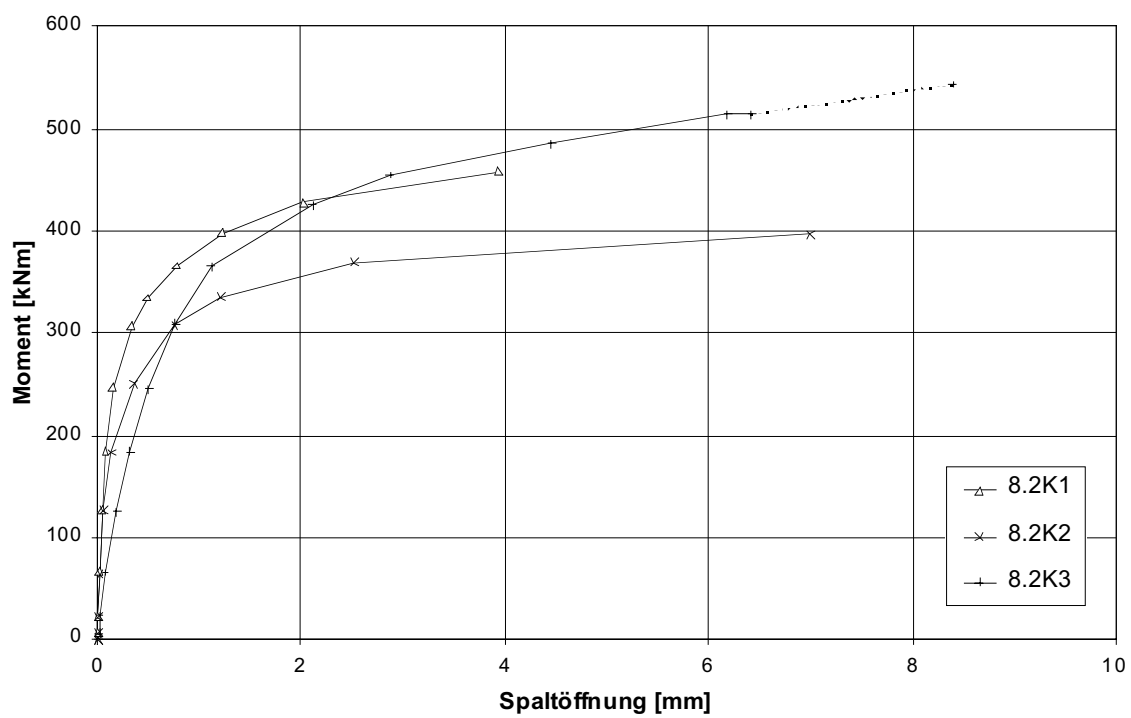


Abb. A2.21: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																		
SZS-Code		Schrauben			Stirnplatte				Lochbild							Schweissnähte		Auf-lager
	$M_{A,SZS}$ [kNm]	n	d_s	b_p	d_p	h_p	u	e_1	e_2	e_3	e_4	w_1	w_2	w_3	a_1	a_f	a_w	t
HBG 209	58.8	4	M20	200	30	220	10	-	-	100	60	120	-	40	-	3	3	10

Träger			Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)								
Profil	Material	Biegesteifigkeit		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		$M_{pl,theo}$ [kNm]	$M_{pl,eff}$ [kNm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]
HEB 200	S 355	151	163	254	403	255	403	268	421	268	422

Tab. A2.22: Grunddaten Probekörper

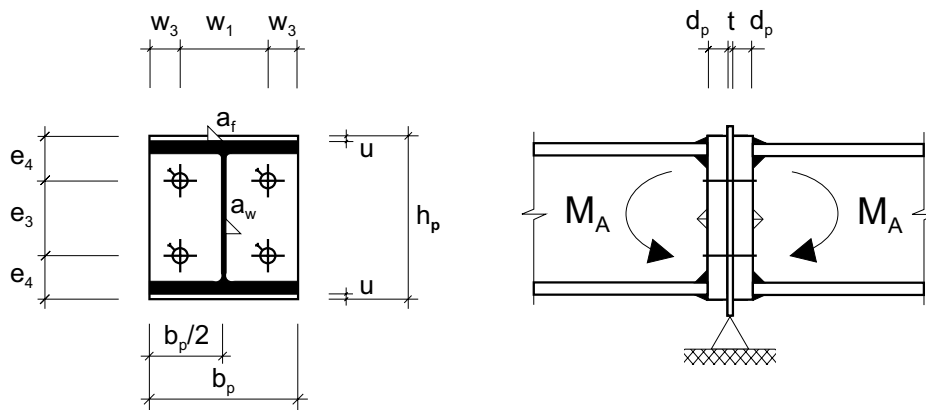


Abb. A2.22: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch	Schraube								Mutter			US	Vorspannung	
Bez.	n	Bez.	Norm	FK	l_b	$l_b - l_s$	DMS	n	Norm	FK	Höhe	Norm		
	[Stk.]				[mm]	[mm]	[Stk.]	[Stk.]						
10K1	4	M20-100	DIN 6914	10.9	78	~16	2	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
10K2	4	M20-100	DIN 933	8.8	78	78	2	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	

Tab. A2.23: Anordnung Probekörper

Versuch							Bemerkungen
Versuch	System	Stoss			Bruchcode		
Bez.	F_u	$C_{A,1}$	$C_{A,2}$	$M_{A,u}$		$\phi_{A,u}$	
	[kN]	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[kNm]	[rad]		
10K1	42.5	15118	3116	93.0	0.0180	G	
10K2	38.5	6454	1183	86.0	0.0430	T	

Tab. A2.24: Resultate

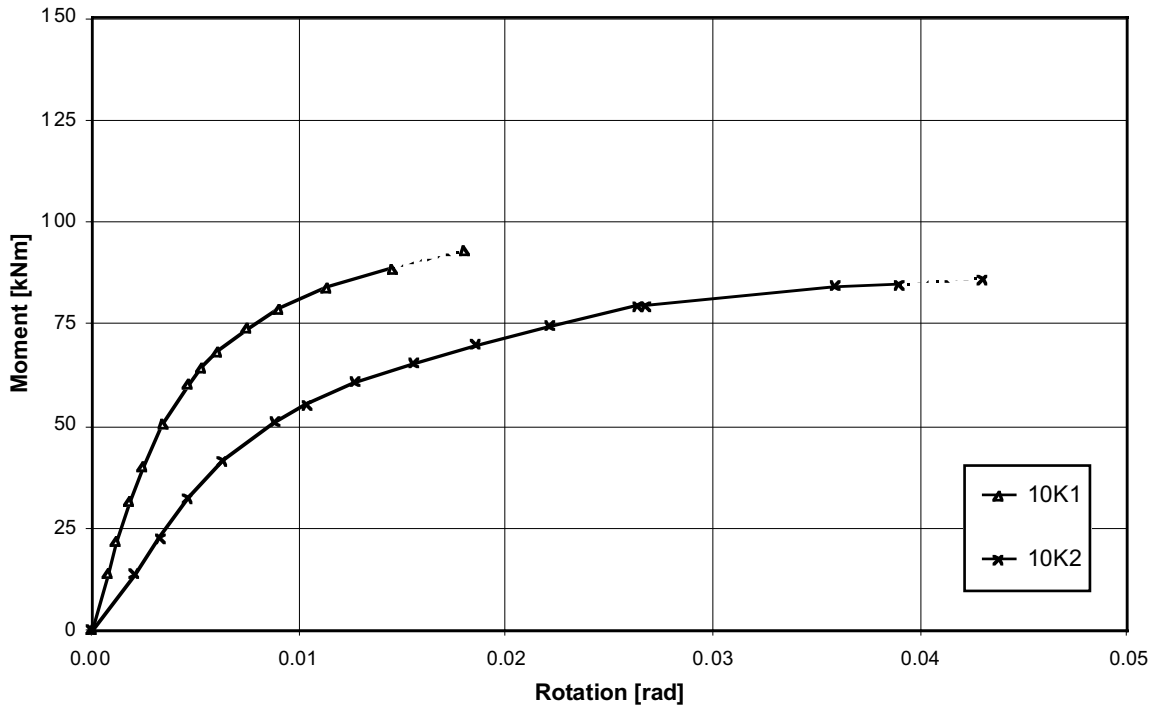


Abb. A2.23: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

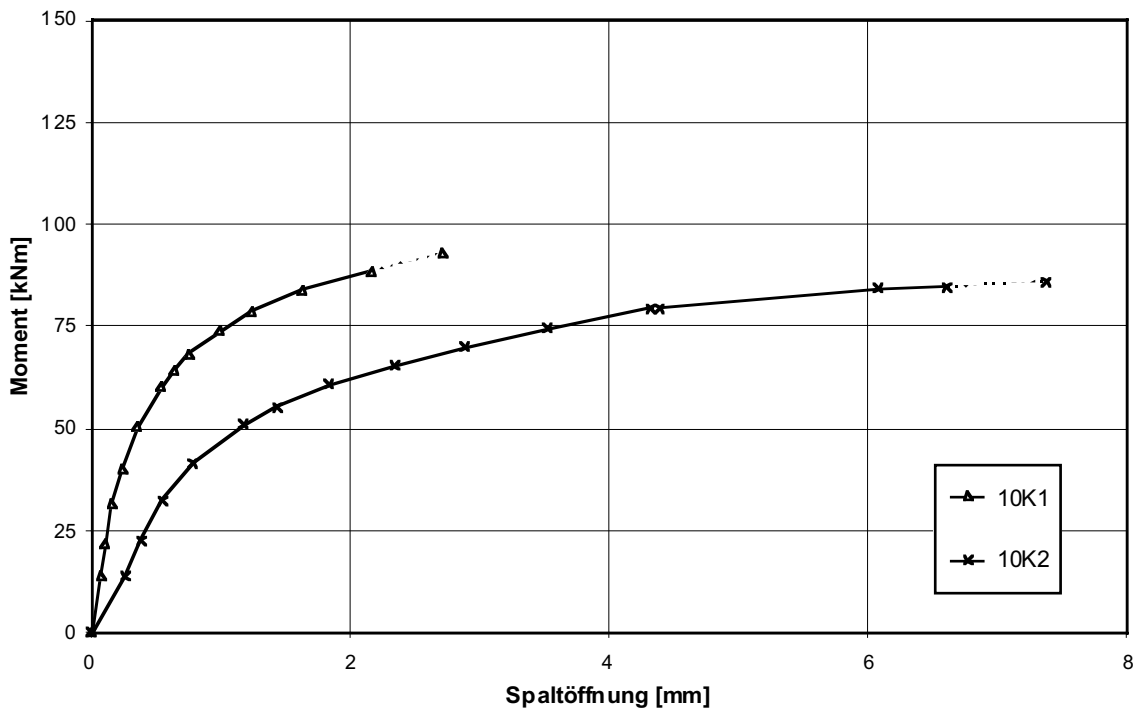


Abb. A2.24: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																		
SZS-Code		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild						Schweissnähte		Auf-lager		
	$M_{A,SZS}$ [kNm]	n	d_s	b_p	d_p	h_p	u	e_1	e_2	e_3	e_4	w_1	w_2	w_3	a_1	a_f	a_w	t
HBU 216	77.6	6	M16	200	15	270	~10	25	85	100	60	120	-	40	35	4	3	10

Träger			Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)								
Profil	Material	Biege-widerstand		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		$M_{pl,theo}$ [kNm]	$M_{pl,eff}$ [kNm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]
HEB 200	S 355	151	168	266	410	259	410	252	417	253	414

Tab. A2.25: Grunddaten Probekörper

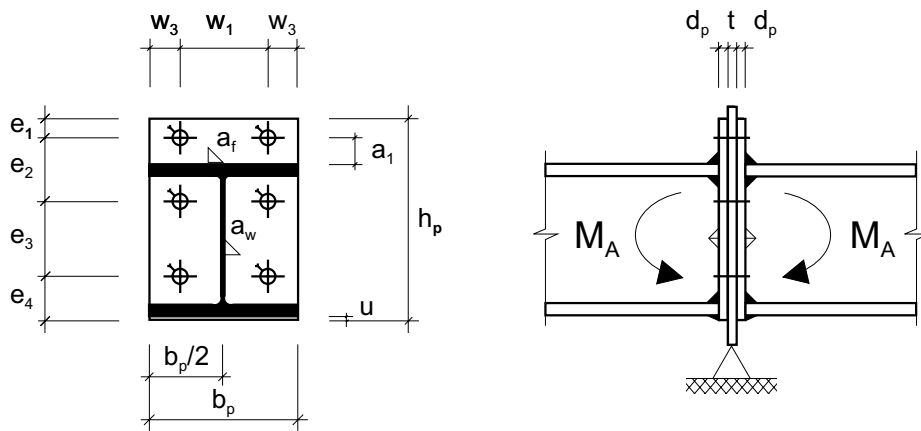


Abb. A2.25: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch	Schraube								Mutter			US	Vor-spannung	
Bez.	n	Bez.	Norm	FK	l_b	$l_b - l_s$	DMS	n	Norm	FK	Höhe	Norm		
	[Stk.]				[mm]	[mm]	[Stk.]	[Stk.]						
11K1	6	M16-70	DIN 6914	10.9	48	~8	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	

Tab. A2.26: Anordnung Probekörper

Versuch							Bemerkungen
Versuch Bez.	System F_u	Stoss $C_{A,1}$	$C_{A,2}$	$M_{A,u}$	$\varphi_{A,u}$	Bruch-code	
	[kN]	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[kNm]	[rad]		
11K1	50.0	19214	2219	111	0.0279	T	

Tab. A2.27: Resultate

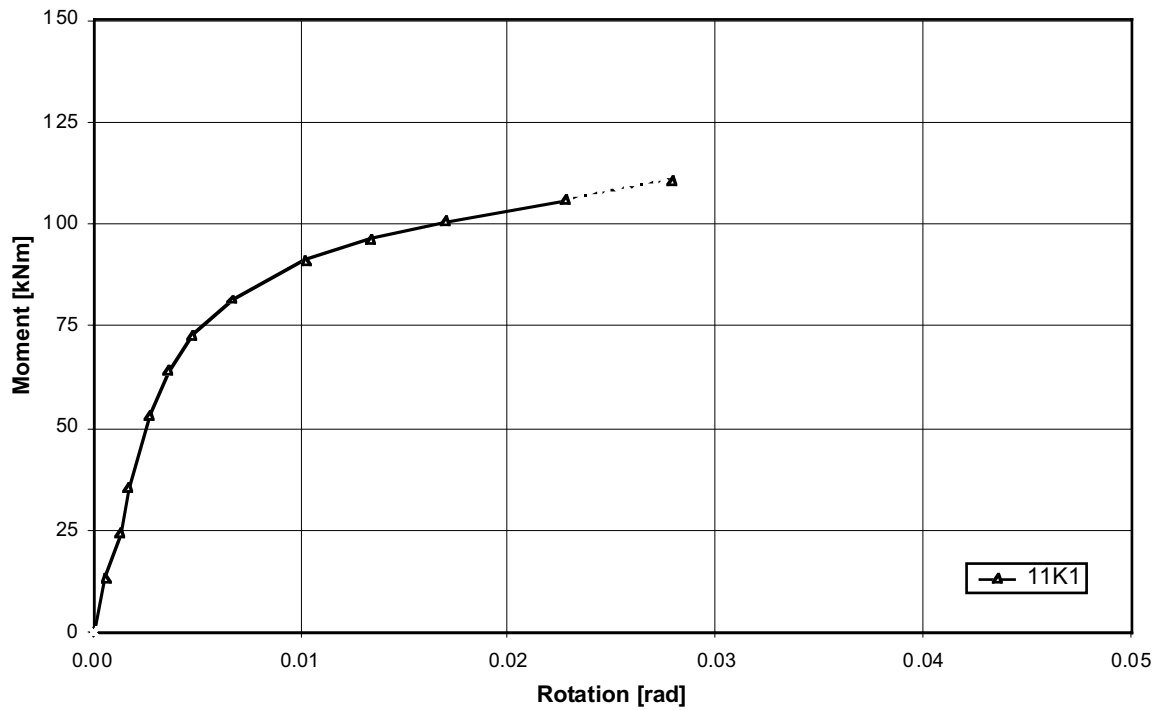


Abb. A2.26: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inclinometer)

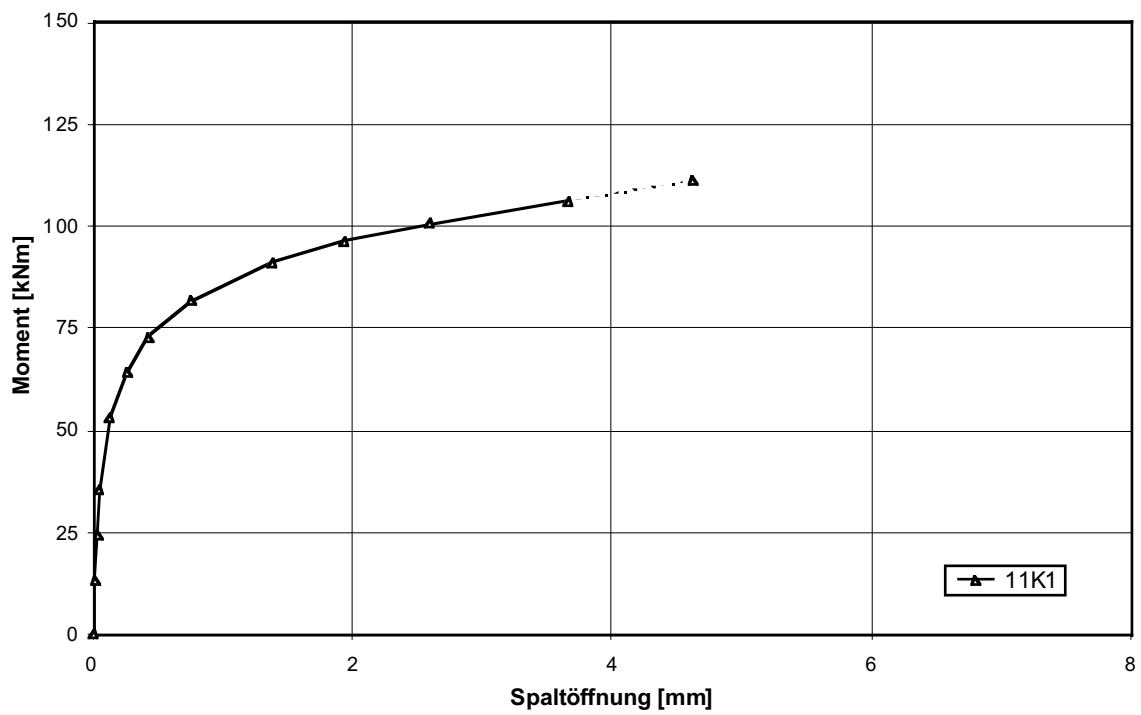


Abb. A2.27: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																		
SZS-Code		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild							Schweissnähte		Auf-lager	
	$M_{A,SZS}$ [kNm]	n	d_s	b_p	d_p	h_p	u	e_1	e_2	e_3	e_4	w_1	w_2	w_3	a_1	a_f	a_w	t
HBG 237	96.6	4	M20	300	30	320	10	-	-	190	65	180	-	60	-	3	3	20

Träger				Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)							
Profil	Material	Biege-widerstand		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		$M_{pl,theo}$ [kNm]	$M_{pl,eff}$ [kNm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]
HEB 300	S 355	439	423	228	385	224	382	268	421	268	422

Tab. A2.28: Grunddaten Probekörper

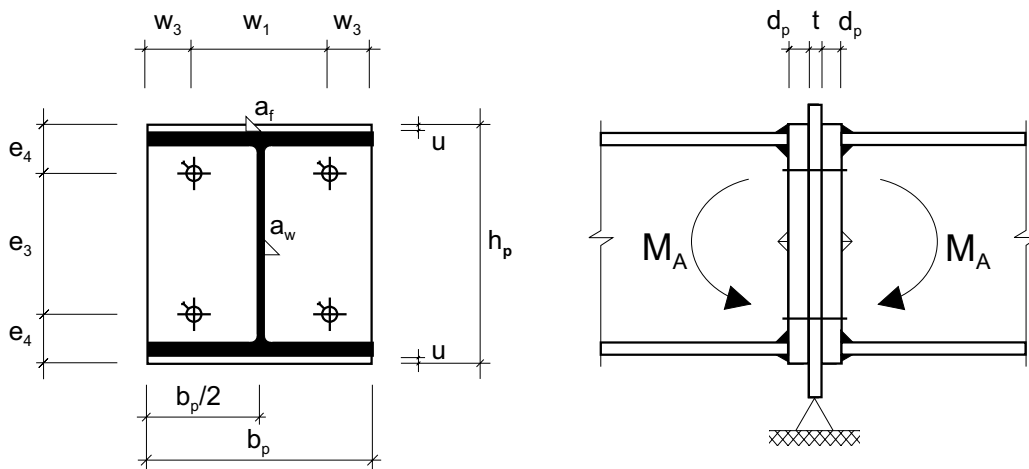


Abb. A2.28: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch	Schraube								Mutter			US	Vor-spannung	
Bez.	n	Bez.	Norm	FK	l_b	$l_b - l_s$	DMS	n	Norm	FK	Höhe	Norm		
	[Stk.]				[mm]	[mm]	[Stk.]	[Stk.]						
13K1	4	M20-110	DIN 6914	10.9	88	~16	2	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
13K2	4	M20-120	DIN 933	8.8	88	88	2	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	

Tab. A2.29: Anordnung Probekörper

Versuch							Bemerkungen
Versuch	System	Stoss			Bruch-		
Bez.	F_u	$C_{A,1}$	$C_{A,2}$	$M_{A,u}$	$\phi_{A,u}$	code	
	[kN]	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[kNm]	[rad]		
13K1	37.5	74723	10552	135	0.0073	G	
13K2	32.5	29738	2900	121	0.0229	T	

Tab. A2.30: Resultate

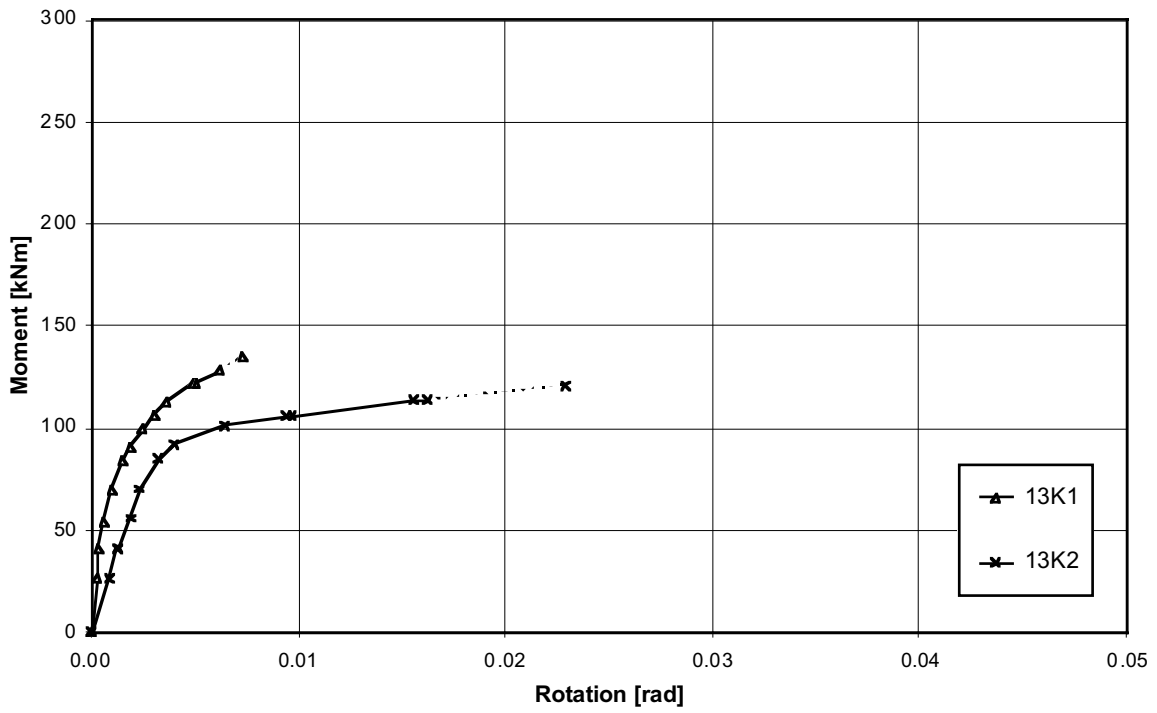


Abb. A2.29: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

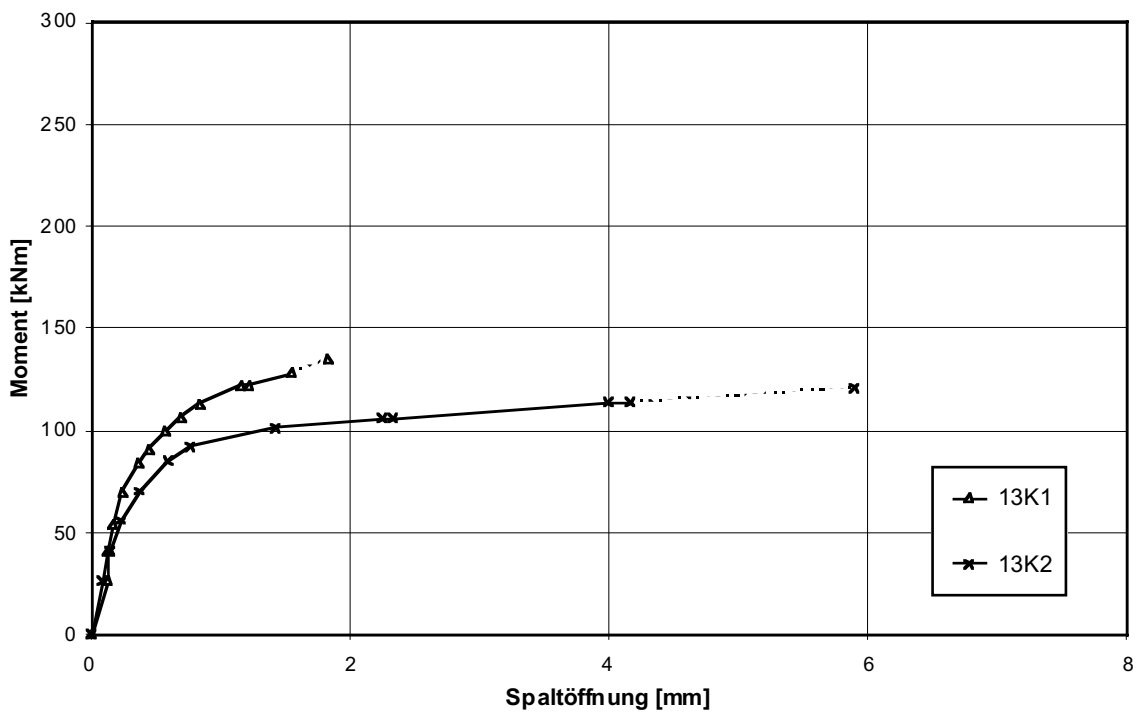


Abb. A2.30: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																		
SZS-Code		Schrauben			Stirnplatte				Lochbild						Schweissnähte		Auf-lager	
	$M_{A,SZS}$ [kNm]	n	d_s	b_p	d_p	h_p	u	e_1	e_2	e_3	e_4	w_1	w_2	w_3	a_1	a_F	a_w	t
HBG 235	173	4	M27	300	40	320	10	-	-	170	75	180	-	60	-	4	3	20

Träger				Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)							
Profil	Material	Biegesteifigkeit		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		$M_{pl,theo}$ [kNm]	$M_{pl,eff}$ [kNm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]
HEB 300	S 355	439	425	226	387	229	387	276	435	277	434

Tab. A2.31: Grunddaten Probekörper

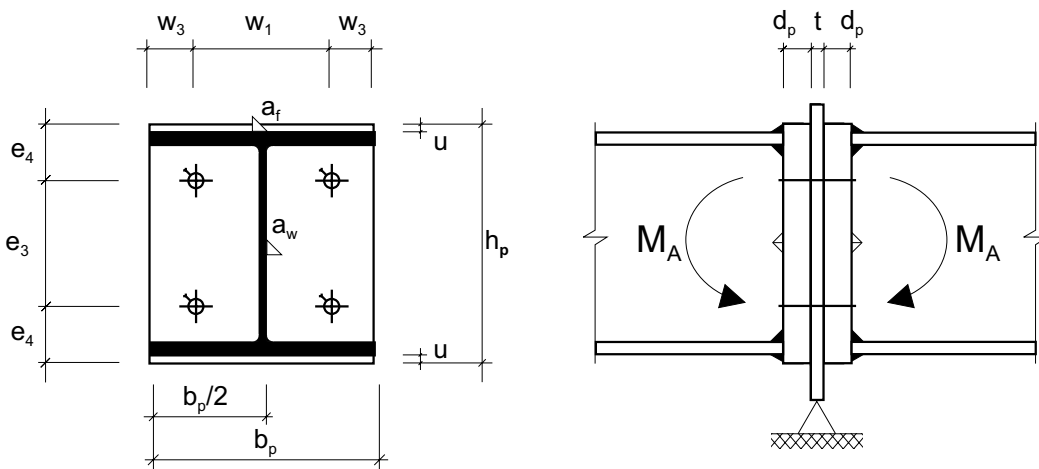


Abb. A2.31: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch		Schraube							Mutter				US	Vor-spannung
Bez.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l_b [mm]	$l_b - l_s$ [mm]	DMS [Stk.]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe	Norm		
14K1	4	M27-140	DIN 6914	10.9	110	~17	2	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
14K2	4	M27-160	DIN 933	8.8	110	110	2	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
14K3	4	M27-140	DIN 6914	10.9	100	~7	-	2	DIN 6915	10	0,8*d	-	ohne	

Tab. A2.32: Anordnung Probekörper

Versuch							
Versuch Bez.	System F_u [kN]	Stoss $C_{A,1}$ [kNm/rad]	$C_{A,2}$ [kNm/rad]	$M_{A,u}$ [kNm]	$\phi_{A,u}$ [rad]	Bruch-code	Bemerkungen
14K1	69.0	59811	9650	231	0.0139	G	
14K2	72.0	21289	3125	242	0.0444	T	
14K3	75.0	18175	7345	249	0.0238	T	

Tab. A2.33: Resultate

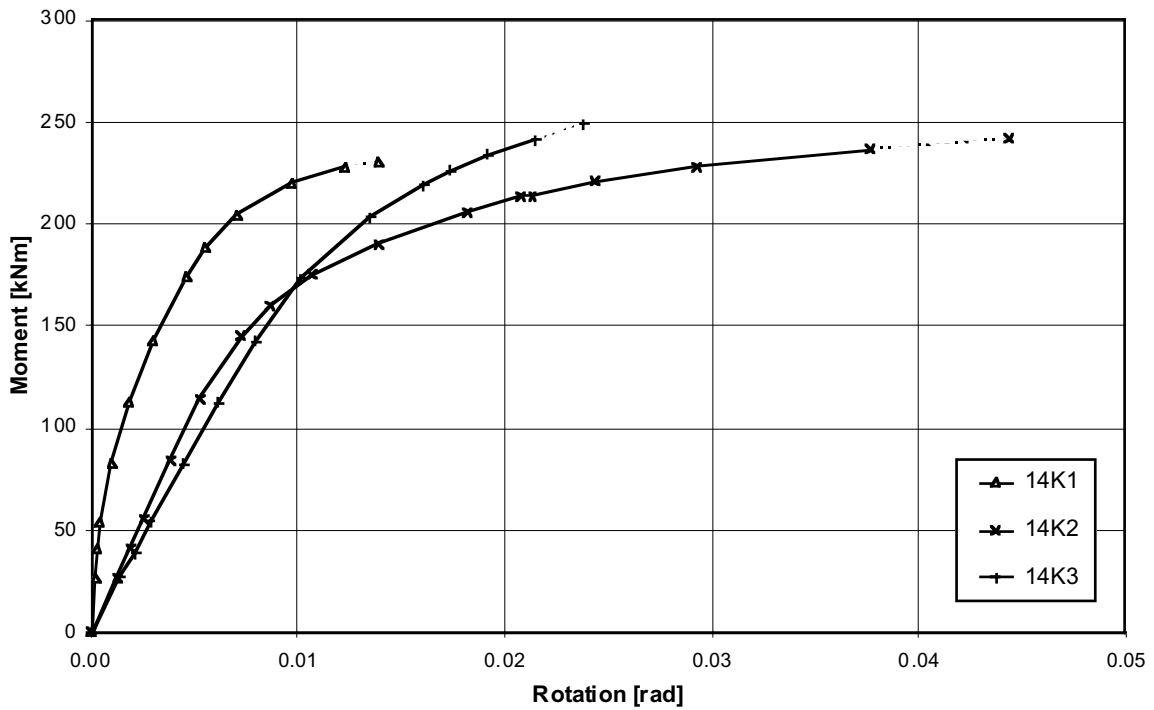


Abb. A2.32: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

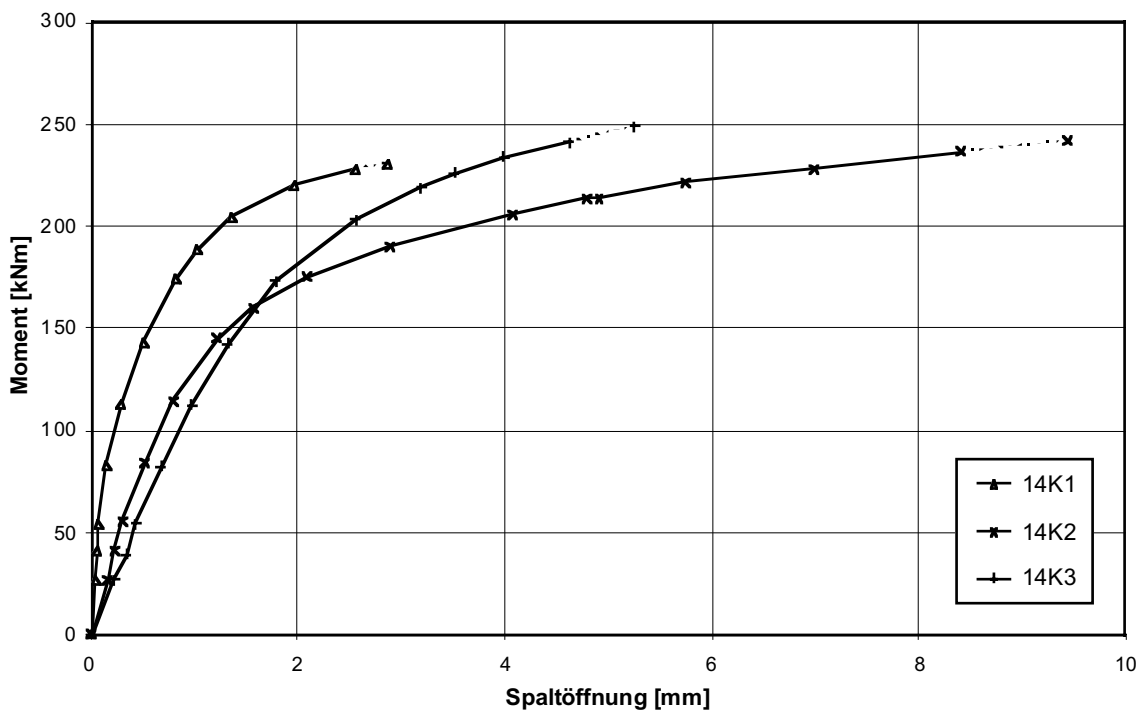


Abb. A2.33: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																		
SZS-Code		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild						Schweiss-nähte		Auf-lager		
M _{A,SZS} [kNm]	n	d _s	b _p [mm]	d _p [mm]	h _p [mm]	u	e ₁ [mm]	e ₂ [mm]	e ₃ [mm]	e ₄ [mm]	w ₁ [mm]	w ₂ [mm]	w ₃ [mm]	a ₁ [mm]	a _F [mm]	a _w [mm]	t	
HBG 422	193	8	M20	300	30	320	10	-	-	190	65	120	55	35	-	5	3	20

Träger				Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)							
Profil	Material	Biegesteifigkeit		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		M _{pl,theo} [kNm]	M _{pl,eff} [kNm]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]
HEB 300	S 355	439	428	232	387	226	389	268	421	268	422

Tab. A2.34: Grunddaten Probekörper

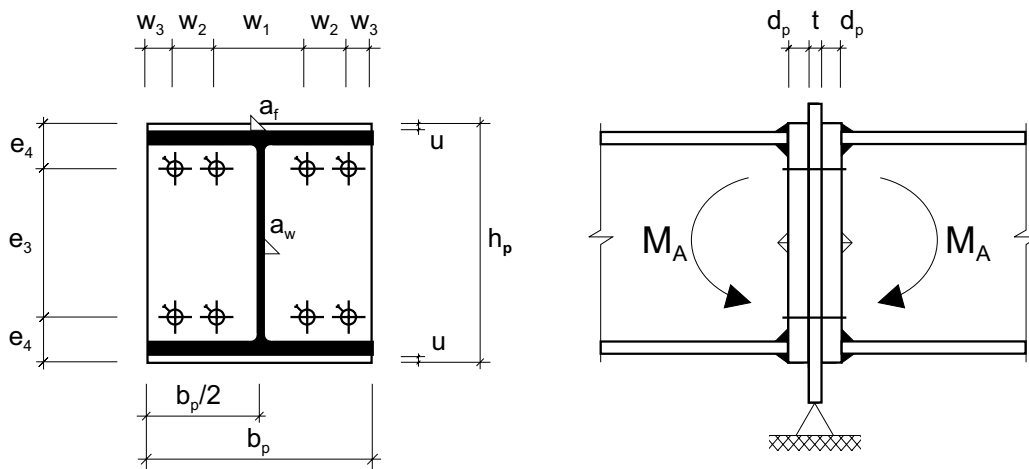


Abb. A2.34: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch	Schraube								Mutter			US	Vor-spannung	
	Bez.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l _b [mm]	l _b - l _s [mm]	DMS [Stk.]	n [Stk.]	Norm	FK			Höhe
15K1	8	M20-110	DIN 6914	10.9	88	~17	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
15K2	8	M20-120	DIN 933	8.8	88	88	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	

Tab. A2.35: Anordnung Probekörper

Versuch							Bemerkungen
Versuch	System	Stoss		M _{A,u}	φ _{A,u}	Bruch-code	
Bez.	F _u [kN]	C _{A,1} [kNm/rad]	C _{A,2} [kNm/rad]	[kNm]	[rad]		
15K1	74.0	51632	11636	245	0.0129	G	
15K2	67.5	25999	3876	228	0.0338	T	

Tab. A2.36: Resultate

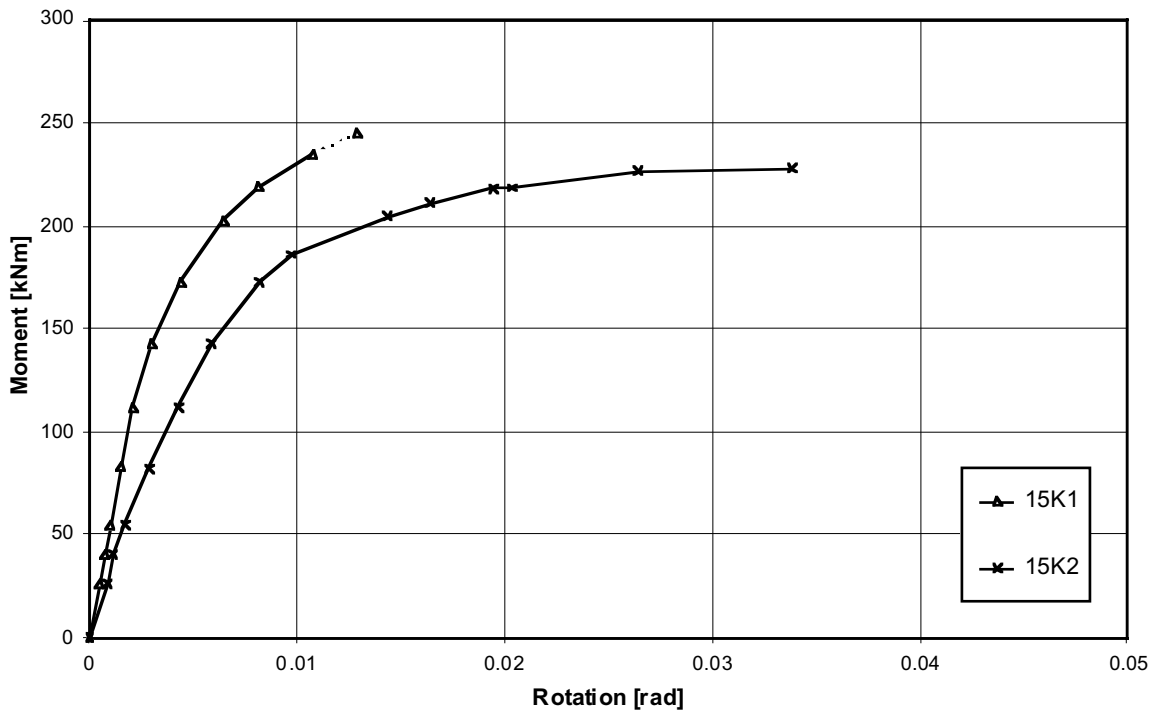


Abb. A2.35: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

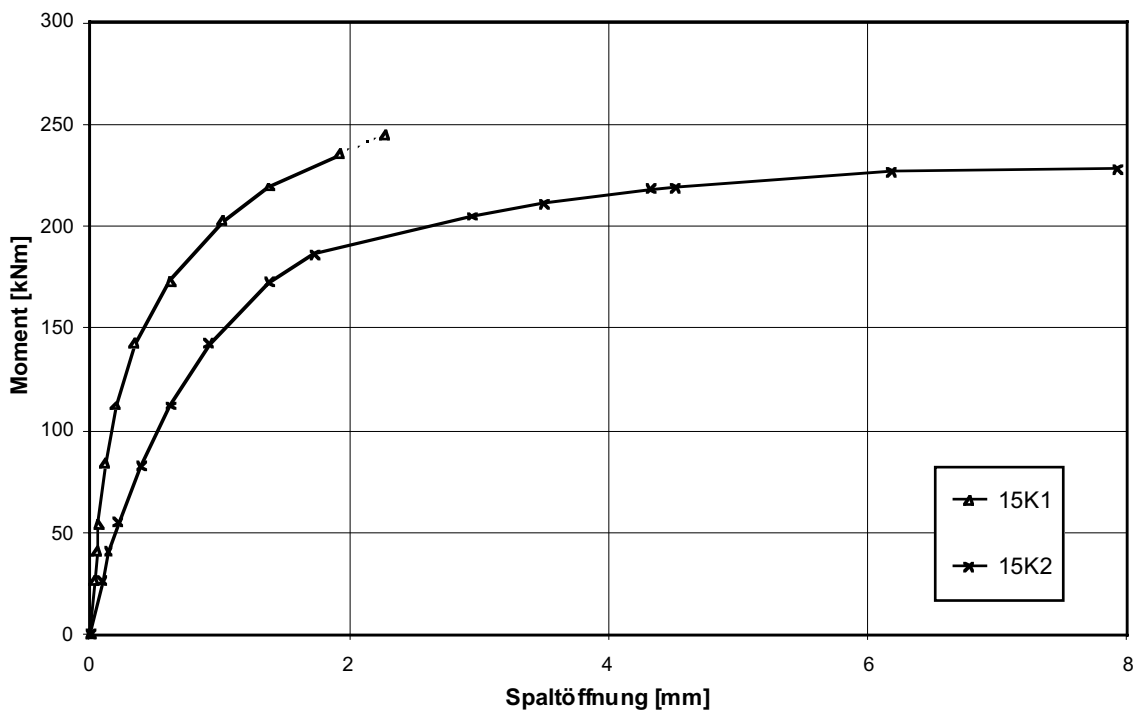


Abb. A2.36: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																		
SZS-Code		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild							Schweissnähte		Auf-lager	
	$M_{A,SZS}$ [kNm]	n	d_s	b_p	d_p	h_p	u	e_1	e_2	e_3	e_4	w_1	w_2	w_3	a_1	a_f	a_w	t
HBU 241	186	6	M20	300	20	380	~10	30	95	190	65	180	-	60	40	4	3	20

Träger				Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)							
Profil	Material	Biegesteifigkeit		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		$M_{pl,theo}$ [kNm]	$M_{pl,eff}$ [kNm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]
HEB 300	S 355	439	426	230	384	226	381	253	414	252	415

Tab. A2.37: Grunddaten Probekörper

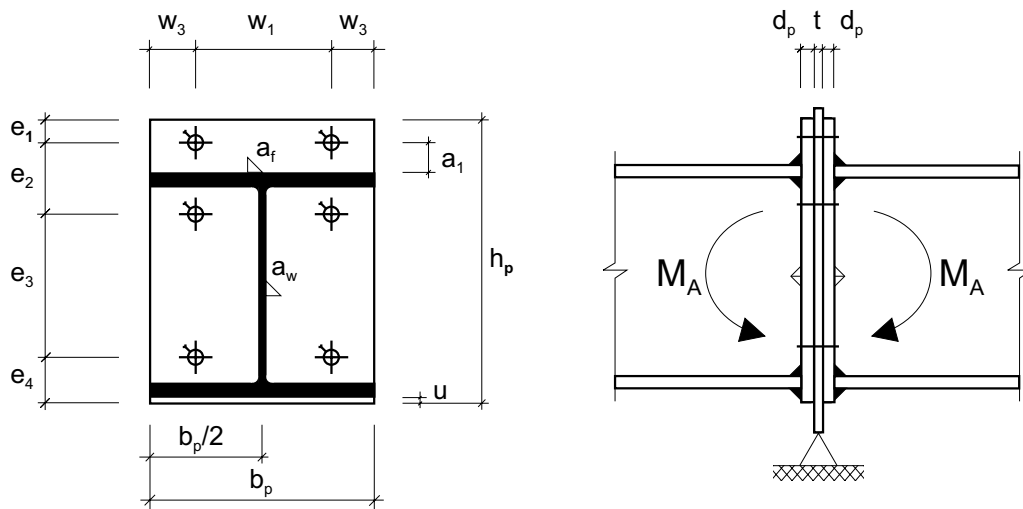


Abb. A2.37: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch	Schraube								Mutter			US	Vor-spannung	
Bez.	n	Bez.	Norm	FK	l_b	$l_b - l_s$	DMS	n	Norm	FK	Höhe	Norm		
	[Stk.]				[mm]	[mm]	[Stk.]	[Stk.]						
16K1	6	M20-90	DIN 6914	10.9	68	~16	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
16K2	6	M20-120	DIN 933	8.8	68	68	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	

Tab. A2.38: Anordnung Probekörper

Versuch							Bemerkungen
Versuch	System	Stoss			Bruch-		
Bez.	F_u	$C_{A,1}$	$C_{A,2}$	$M_{A,u}$	$\phi_{A,u}$	code	
	[kN]	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[kNm]	[rad]		
16K1	80.0	76829	11774	265	0.0130	G	
16K2	75.0	37692	5804	247	0.0246	T	

Tab. A2.39: Resultate

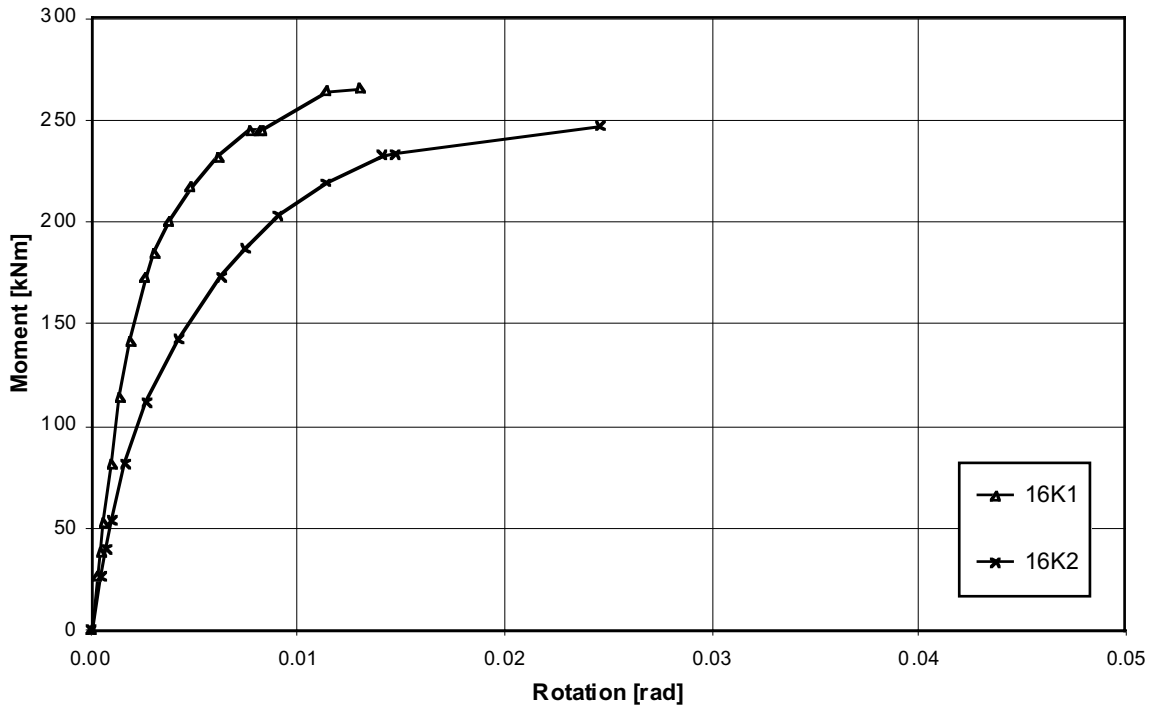


Abb. A2.38: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

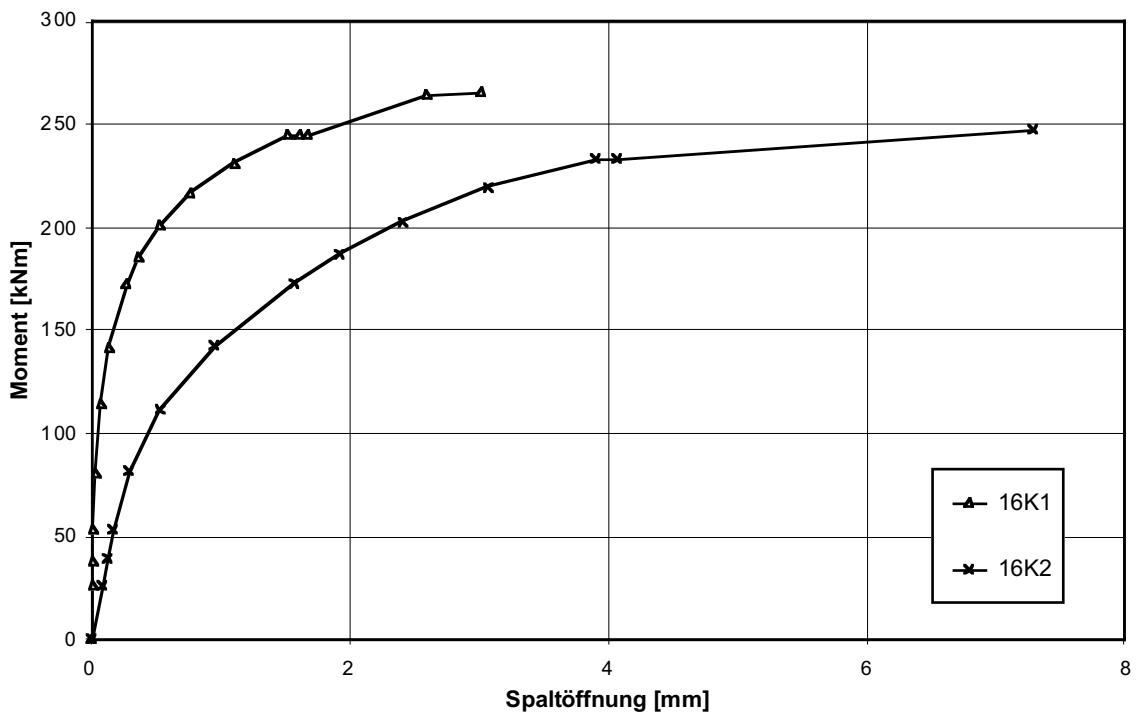


Abb. A2.39: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																		
SZS-Code		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild						Schweissnähte		Auf-lager		
$M_{A,SZS}$ [kNm]	n [Stk.]	d_s [mm]	b_p [mm]	d_p [mm]	h_p [mm]	u [mm]	e_1 [mm]	e_2 [mm]	e_3 [mm]	e_4 [mm]	w_1 [mm]	w_2 [mm]	w_3 [mm]	a_1 [mm]	a_f [mm]	a_w [mm]	t [mm]	
HBU 417	239	12	M16	300	15	370	~10	25	90	190	65	120	55	35	35	6	3	20
Träger				Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)														
Profil	Material	Biege-widerstand		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2								
		$M_{pl,theo}$ [kNm]	$M_{pl,eff}$ [kNm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]							
HEB 300	S 355	439	418	226	389	221	385	252	417	253	414							

Tab. A2.40: Grunddaten Probekörper

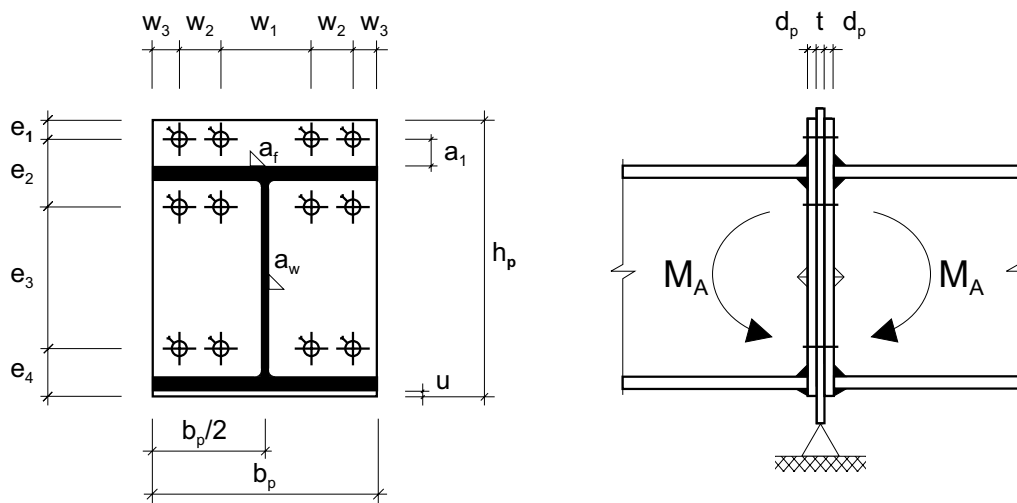


Abb. A2.40: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur													
Versuch	Schraube							Mutter			US	Vor-spannung	
Bez.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l_b [mm]	$l_b - l_s$ [mm]	DMS [Stk.]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe	Norm	
17K1	12	M16-80	DIN 6914	10.9	58	~11	8	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll

Tab. A2.41: Anordnung Probekörper

Versuch							Bemerkungen
Versuch Bez.	System F_u [kN]	Stoss $C_{A,1}$ [kNm/rad]	$C_{A,2}$ [kNm/rad]	$M_{A,u}$ [kNm]	$\varphi_{A,u}$ [rad]	Bruch- code	
17K1	80.0	84655	6734	262	0.0210	G	

Tab. A2.42: Resultate

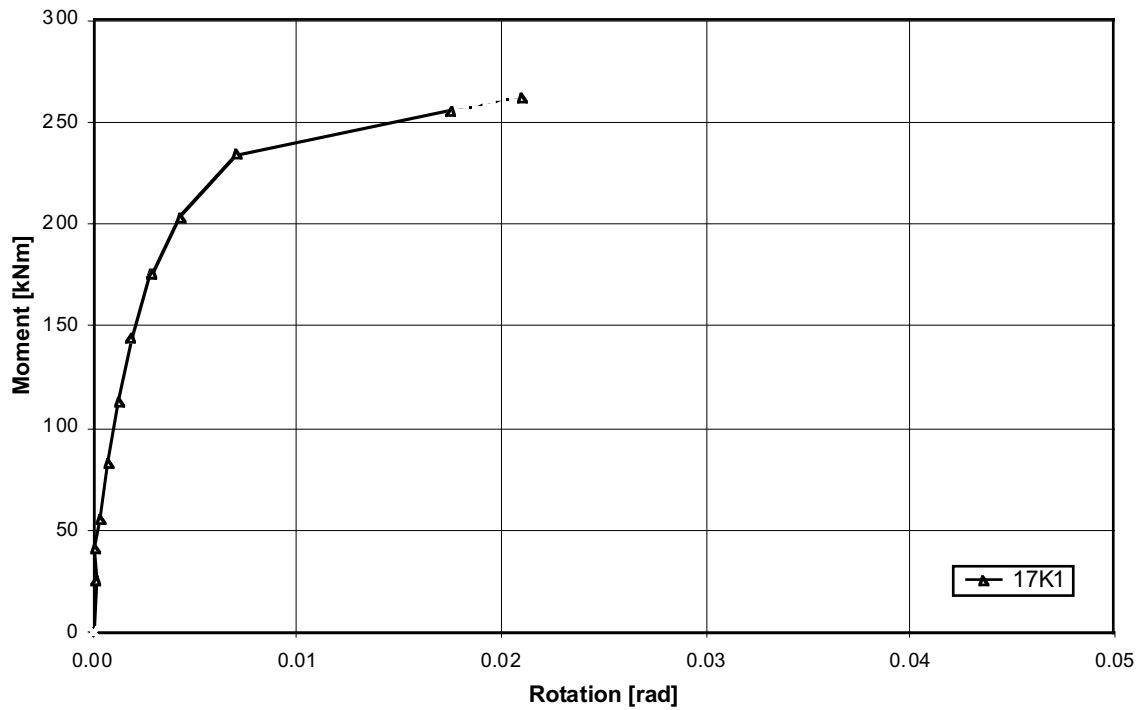


Abb. A2.41: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

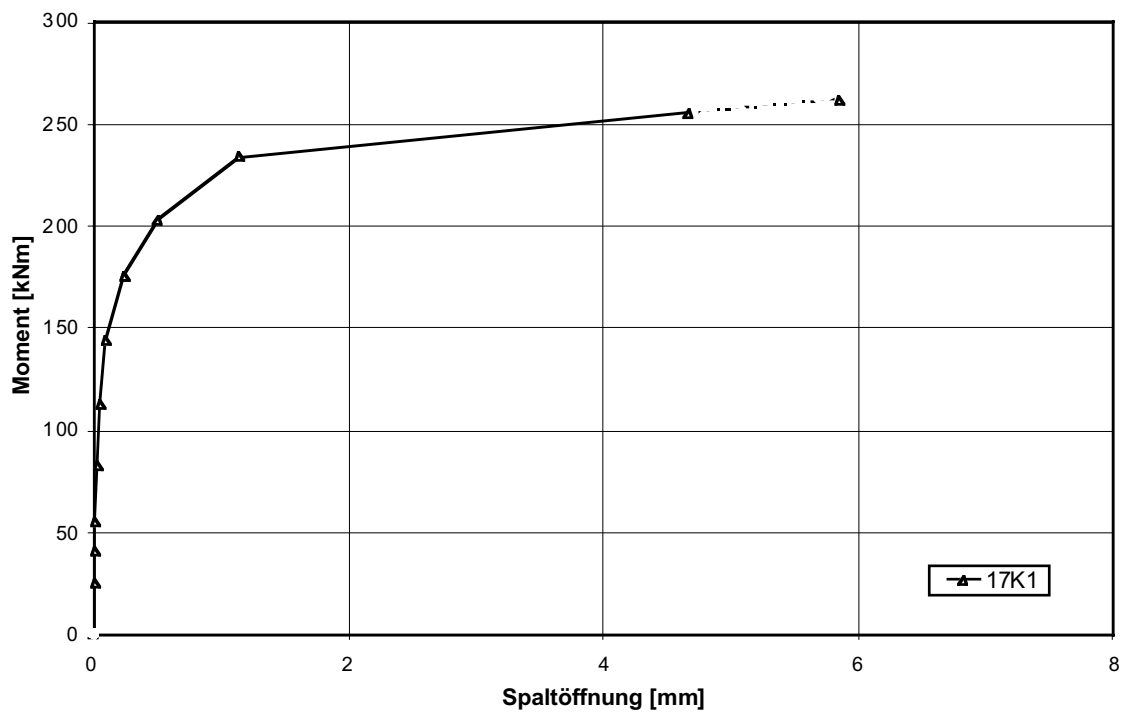


Abb. A2.42: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																			
SZS-Code		Schrauben			Stirnplatte				Lochbild						Schweissnähte		Auf-lager		
M _{A,SZS} [kNm]	n	d _s	b _p	d _p	h _p	u	e ₁	e ₂	e ₃	e ₄	w ₁	w ₂	w ₃	a ₁	a _F	a _w	t		
HBG 446	342	8	M20	300	30	520	10	-	-	370	75	120	55	35	-	5	3	15	
Träger						Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)													
Profil	Material	Biege-widerstand		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2									
		M _{pl,theo} [kNm]	M _{pl,eff} [kNm]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]						
HEB 500	S 355	1133	-	-	-	-	-	-	-	268	421	268	422						

Tab. A2.43: Grunddaten Probekörper

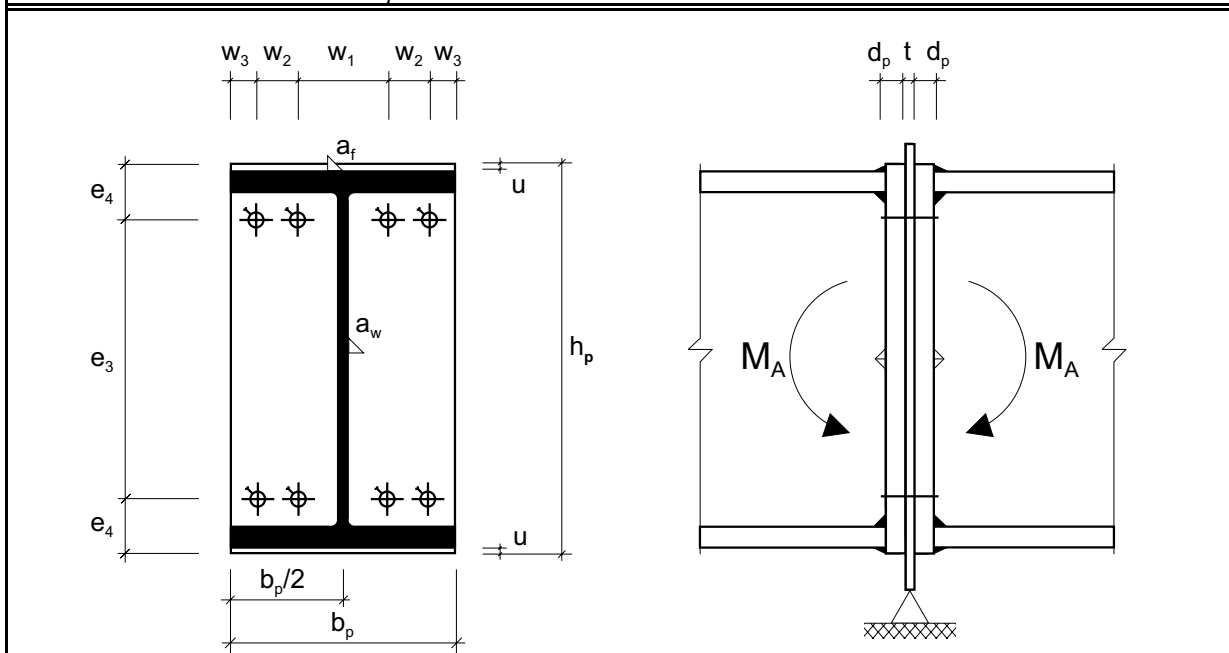


Abb. A2.43: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch	Schraube								Mutter			US	Vor-spannung	
Bez.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l _b [mm]	l _b - l _s [mm]	DMS [Stk.]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe	Norm		
22.1K1	8	M20-110	DIN 6914	10.9	83	~11	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
22.1K2	8	M20-120	DIN 933	8.8	83	83	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
22.1K3	8	M20-120	DIN 912	12.9	83	83	-	2	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	

Tab. A2.44: Anordnung Probekörper

Versuch								Bemerkungen
Versuch Bez.	System F _u [kN]	Stoss C _{A,1} [kNm/rad]	C _{A,2} [kNm/rad]	M _{A,u} [kNm]	φ _{A,u} [rad]	Bruch- code		
22.1K1	150	167544	31536	457	0,0086	G		
22.1K2	128	204111	14645	399	0,0146	T		
22.1K3	190	98140	20734	582	0,0170	T		

Tab. A2.45: Resultate

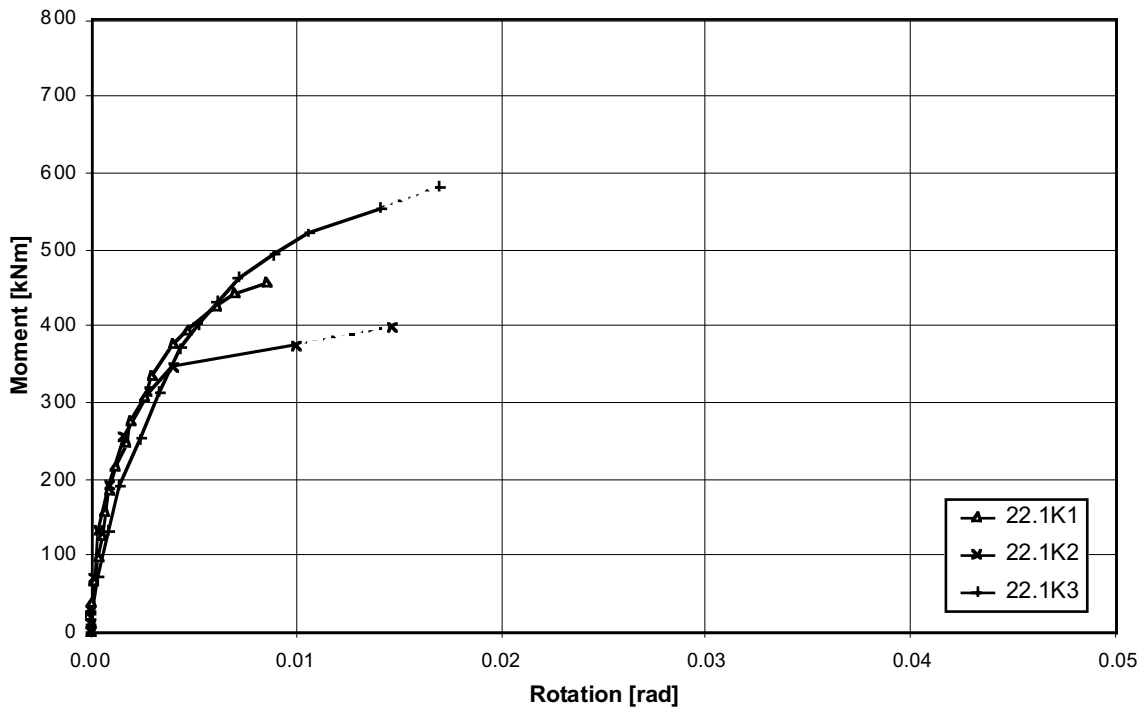


Abb. A2.44: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

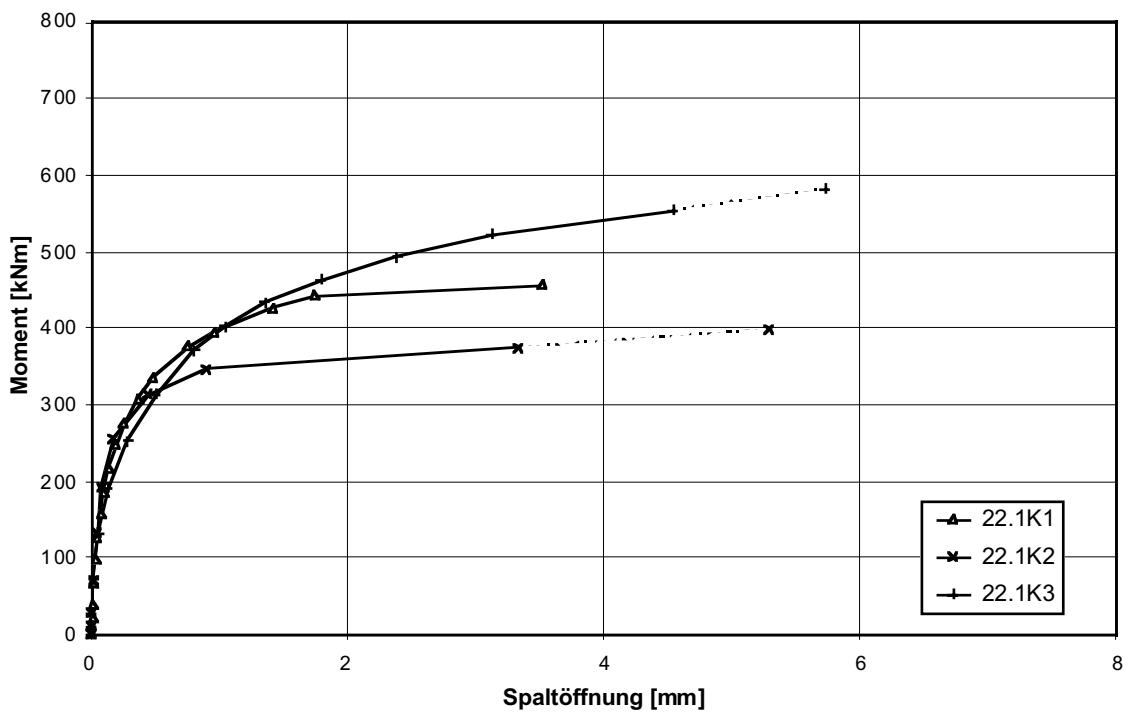


Abb. A2.45: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																			
SZS-Code		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild						Schweissnähte		Auf-lager			
	$M_{A,SZS}$ [kNm]	n	d_s	b_p	d_p	h_p	u	e_1	e_2	e_3	e_4	w_1	w_2	w_3	a_1	a_f	a_w	t	
HBG 444	626	8	M27	350	40	540	20	-	-	350	95	140	65	40	-	8	4	15	

Träger				Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)							
Profil	Material	Biege-widerstand		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		$M_{pl,theo}$	$M_{pl,eff}$	f_y	f_u	f_y	f_u	f_y	f_u	f_y	f_u
		[kNm]	[kNm]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
HEB 500	S 355	1133	-	-	-	-	-	276	435	277	434

Tab. A2.46: Grunddaten Probekörper

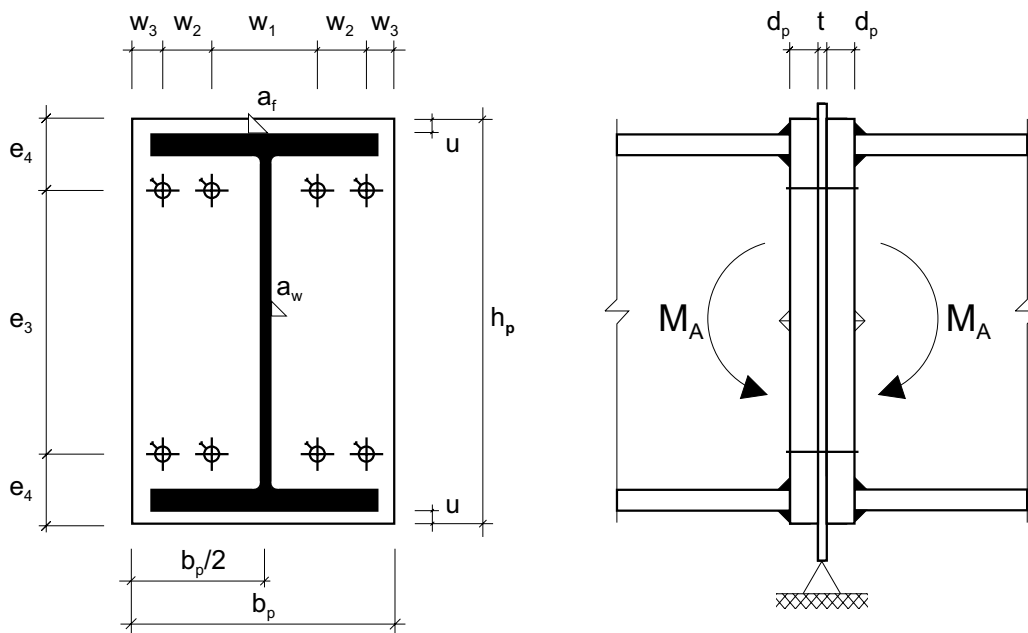


Abb. A2.46: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur													
Versuch	Schraube							Mutter				US	Vor-spannung
Bez.	n	Bez.	Norm	FK	l_b	$l_b - l_s$	DMS	n	Norm	FK	Höhe	Norm	
	[Stk.]				[mm]	[mm]	[Stk.]	[Stk.]					
22.2K1	8	M27-140	DIN 6914	10.9	105	~11	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
22.2K2	8	M27-160	DIN 933	8.8	105	105	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll

Tab. A2.47: Anordnung Probekörper

Versuch							Bemerkungen
Versuch	System	Stoss			Bruch-code		
Bez.	F_u	$C_{A,1}$	$C_{A,2}$	$M_{A,u}$		$\phi_{A,u}$	
	[kN]	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[kNm]	[rad]		
22.2K1	258	187535	21892	792	0.0202	G	
22.2K2	260	168191	10062	792	0.0417	T	

Tab. A2.48: Resultate

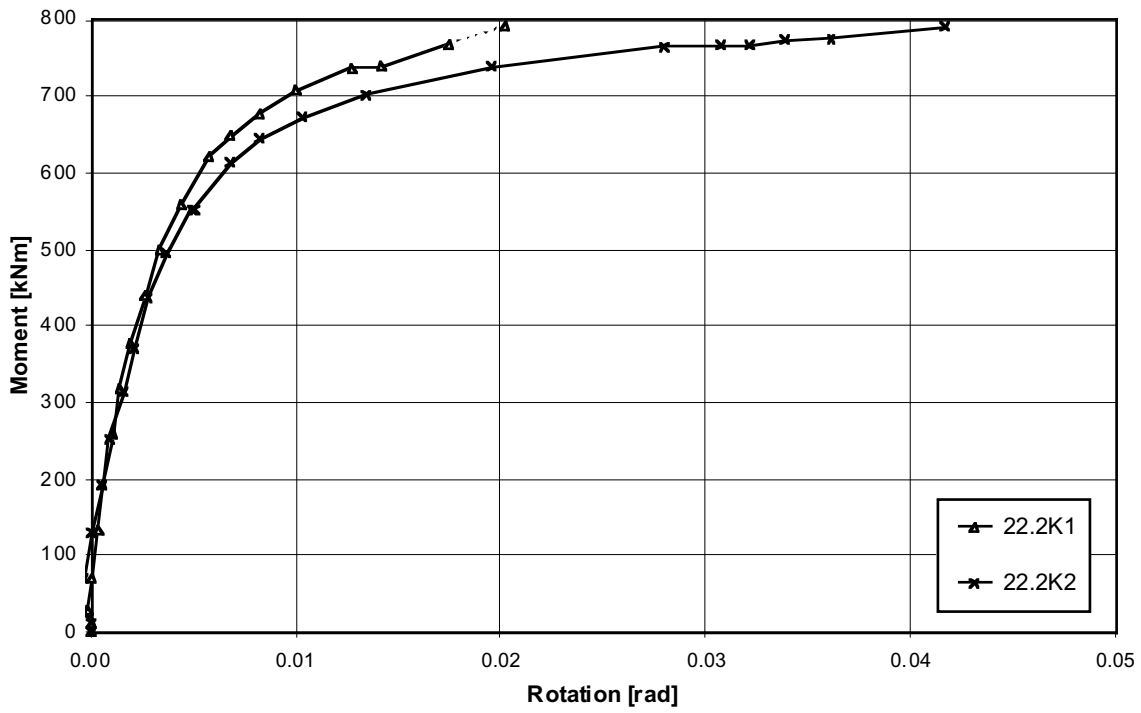


Abb. A2.47: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

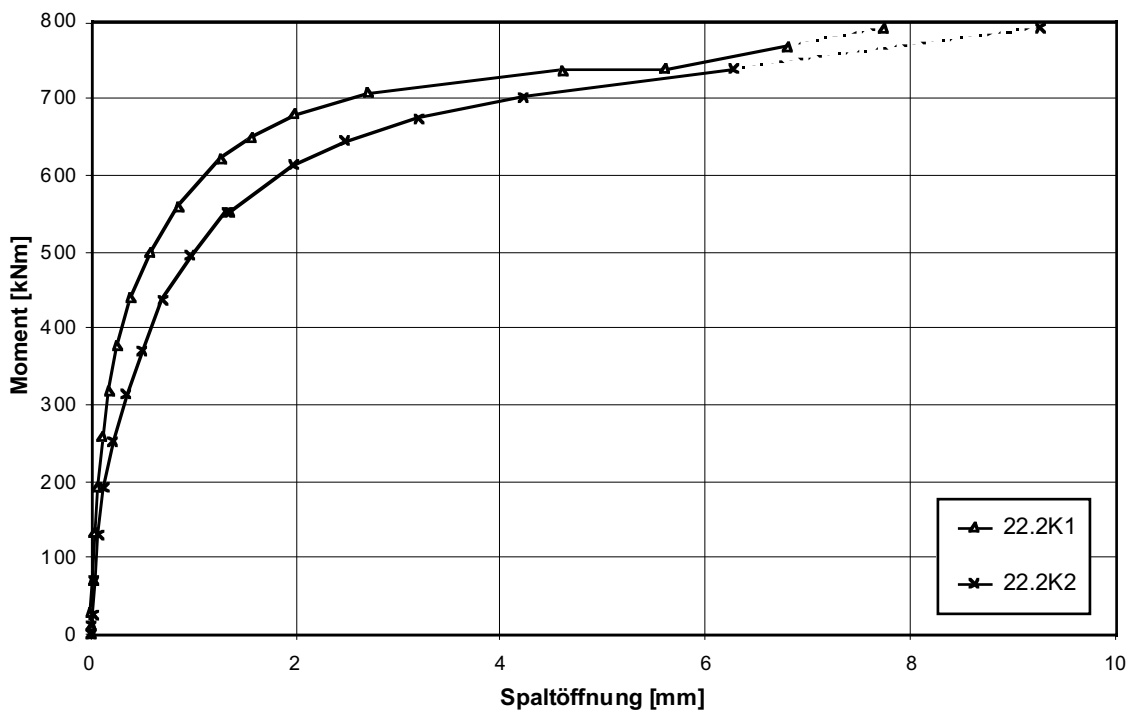


Abb. A2.48: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Stoss																			
SZS-Code		Schrauben			Stirnplatte				Lochbild							Schweiss-nähte		Auf-lager	
MA,SZS [kNm]	n	ds	bp	dp	hp	u	e1	e2	e3	e4	w1	w2	w3	a1	af	aw	t		
HBU 446	633	12	M20	300	20	590	~20	30	105	370	85	120	55	35	40	8	5	15	
Träger						Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)													
Profil	Material	Biege-widerstand		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2									
		Mpl,theo [kNm]	Mpl,eff [kNm]	fy	fu	fy	fu	fy	fu	fy	fu								
HEB 500	S 355	1133	-	-	-	-	-	253	414	252	415								

Tab. A2.49: Grunddaten Probekörper

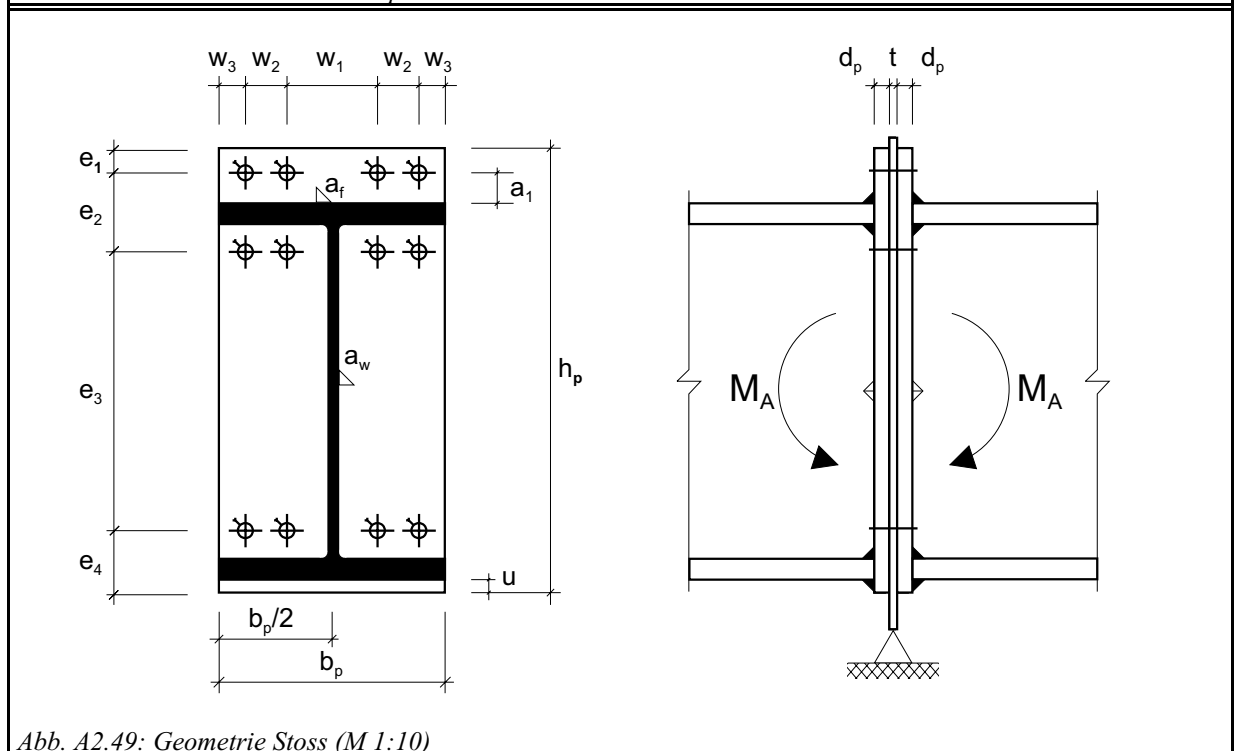


Abb. A2.49: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur													
Versuch	Schraube							Mutter				US	Vor-spannung
Bez.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	lb [mm]	lb - ls [mm]	DMS [Stk.]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe	Norm	
23K1	12	M20-90	DIN 6914	10.9	63	~11	8	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
23K2	12	M20-120	DIN 933	8.8	63	63	8	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll

Tab. A2.50: Anordnung Probekörper

Versuch								Bemerkungen
Versuch Bez.	System Fu [kN]	Stoss CA,1 [kNm/rad]		CA,2 [kNm/rad]	MA,u [kNm]	φA,u [rad]	Bruch- code	
23K1	248	245640	45469	752	0.0098	G		
23K2	230	277582	25514	701	0.0150	T	leicht verformte Kopfplatte aus Versuch 23K1	

Tab. A2.51: Resultate

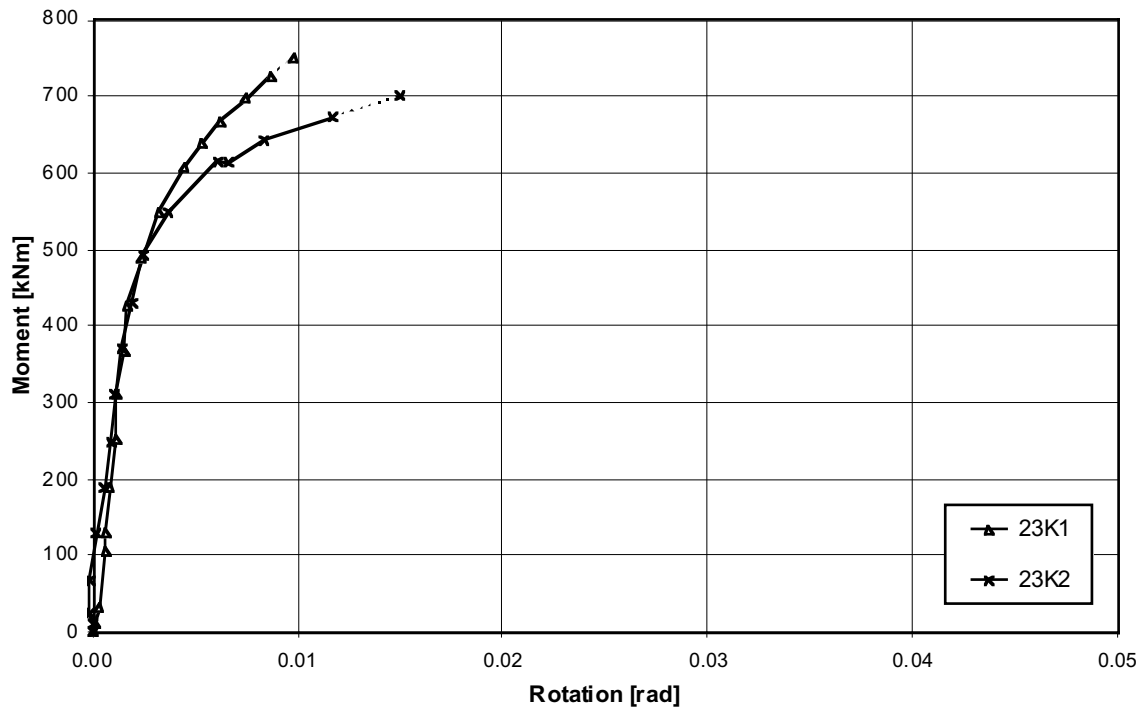


Abb. A2.50: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

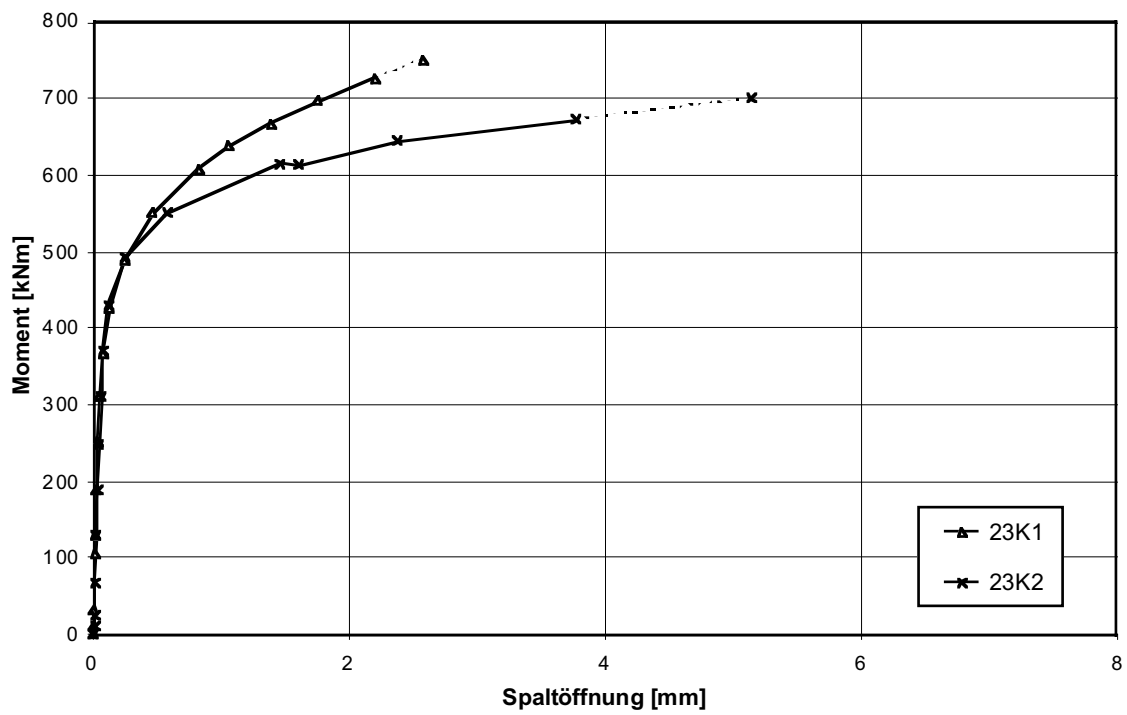


Abb. A2.51: Anschlussmoment M_A - Spaltöffnung δ_A - Diagramm

Anhang A3: Versuchsreihe D «Durchlaufträger»

Darstellung der Versuchsergebnisse der Versuchsserien 2D, 3D, 4D, 5D, 10D, 11D, 13D, 14D, 15D, 16D und 17D

- Angaben zur Geometrie der Verbindungsausbildung
- Materialkennwerte
- Versuchsergebnisse
 - Biegetragwiderstand $M_{A,u}$
 - Gesamtverdrehung des Trägerstosses bei Erreichen des Tragwiderstandes $\varphi_{A,u}$
 - Verbindungssteifigkeit elastischer Bereich $C_{A,1}$
 - Verbindungssteifigkeit plastischer Bereich $C_{A,2}$
 - Diagramm Last F – Rotation φ_A
 - Diagramm Anschlussmoment M_A – Rotation φ_A
 - Diagramm Last F – Auflagerreaktion A
 - Diagramm Last F - Anschlussmoment M_A /Feldmoment M_F
 - Diagramm Last F – Durchbiegung δ_M

Stoss																		
SZS-Code		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild							Schweissnähte		Auf-lager	
MA,SZS [kNm]	n [Stk.]	ds	bp	dp	hp	u	e1	e2	e3	e4	w1	w2	w3	a1	aF	aw	t	
PEG 215	21.7	4	M12	120	20	220	10	-	-	120	50	80	-	20	-	3	3	10

Träger				Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)							
Profil	Material	Biege-widerstand		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		M _{pl,theo} [kNm]	M _{pl,eff} [kNm]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]
IPE 200	S 355	51.7	64.9	298	429	292	424	253	414	252	415

Tab. A3.01: Grunddaten Probekörper

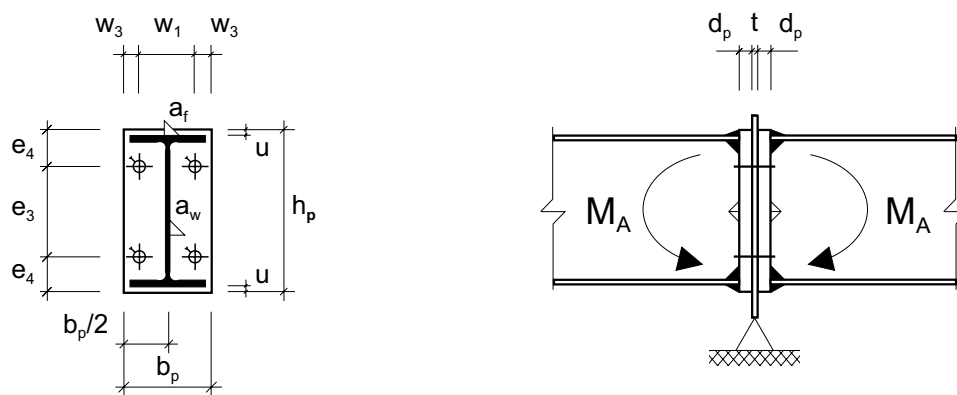


Abb. A3.01: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch	Schraube							Mutter				US	Vor-spannung	
Bez.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	lb [mm]	lb - ls [mm]	DMS [Stk.]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe	Norm		
2D1	4	M12-70	DIN 6914	10.9	56	~13	2	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
2D2	4	M12-80	DIN 933	8.8	56	56	2	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
2D3	4	M12-80	DIN 912	12.9	56	56	-	2	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	

Tab. A3.02: Anordnung Probekörper

Versuch								Bemerkungen
Versuch Bez.	System Fu [kN]	Stoss CA,1 [kNm/rad]	CA,2 [kNm/rad]	MA,u [kNm]	φA,u [rad]	Bruch- code		
2D1	7.1	11522	2978	26.5	0.0056	G		
2D2	12.0	9971	526	25.0	0.0250	T		
2D3	13.5	5536	801	35.0	0.0250	T		

Tab. A3.03: Resultate

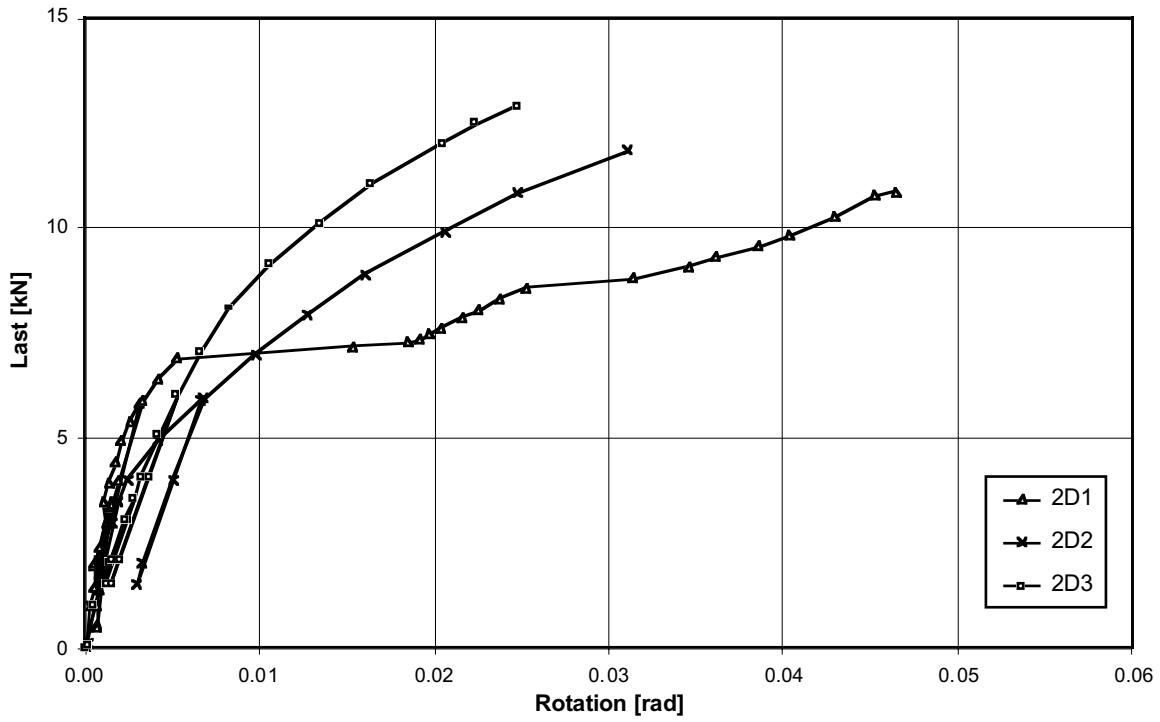


Abb. A3.02: Last F - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inclinometer)

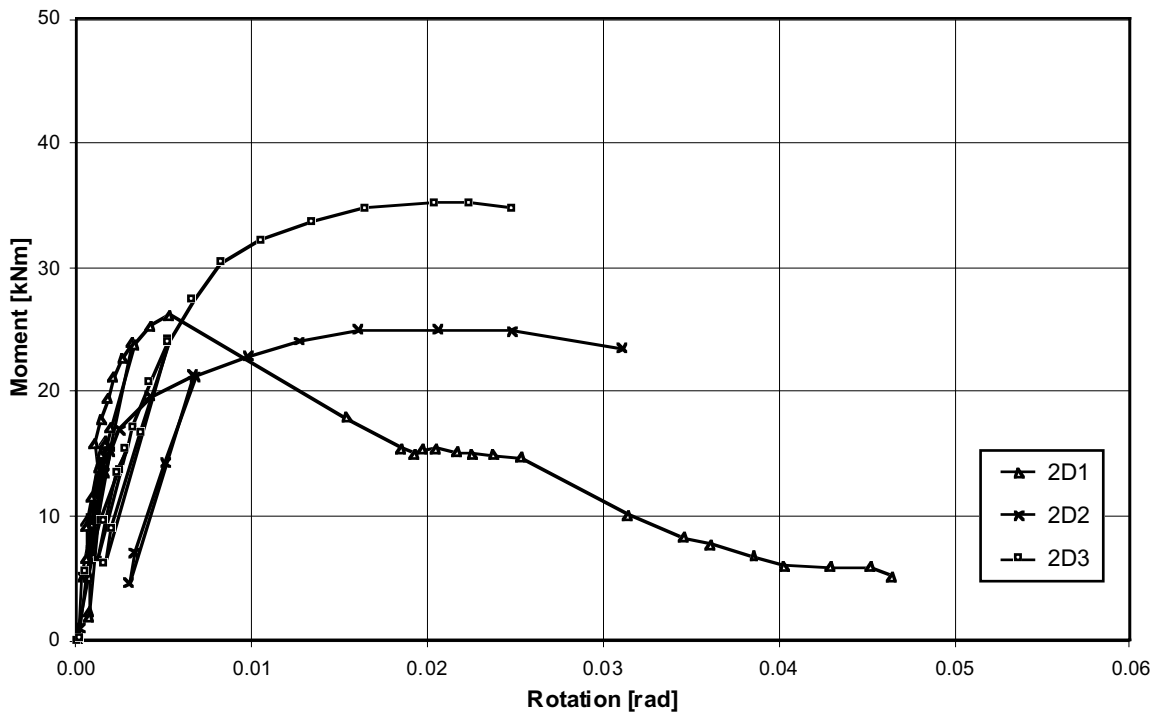


Abb. A3.03: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inclinometer)

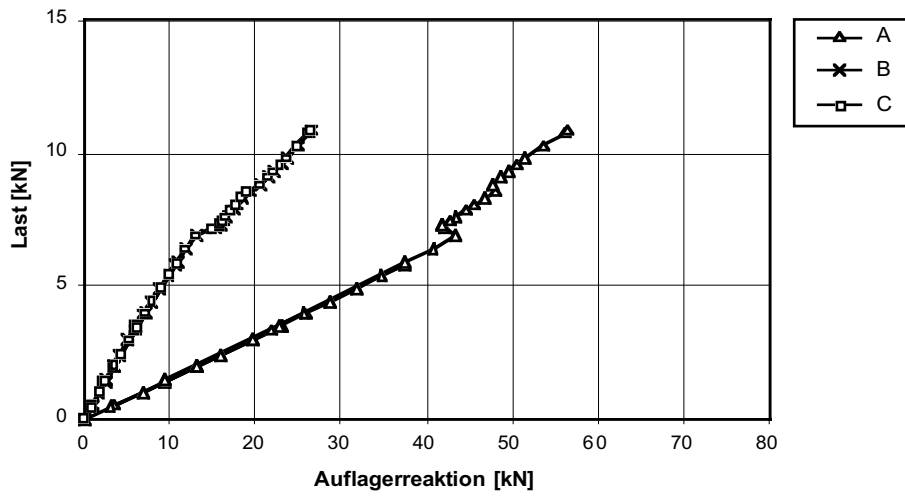


Abb. A3.04: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

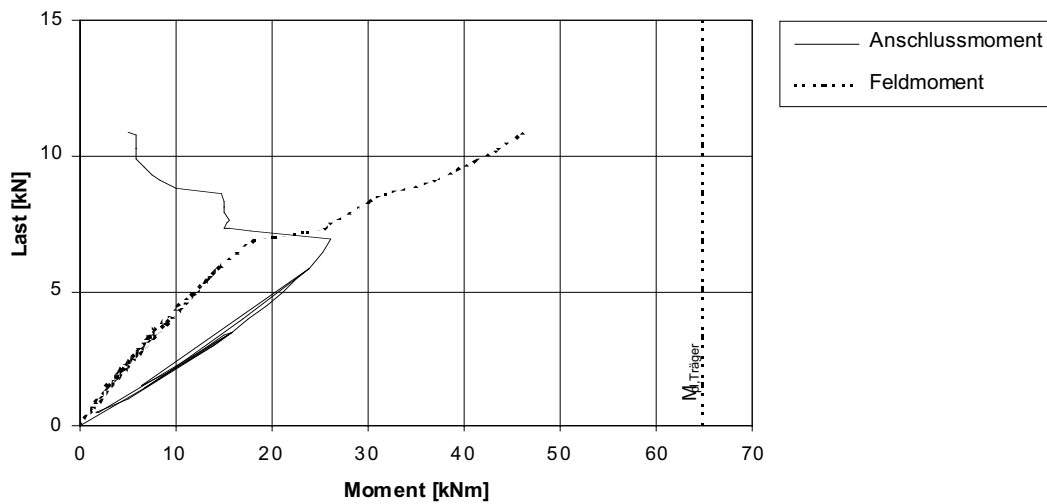


Abb. A3.05: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

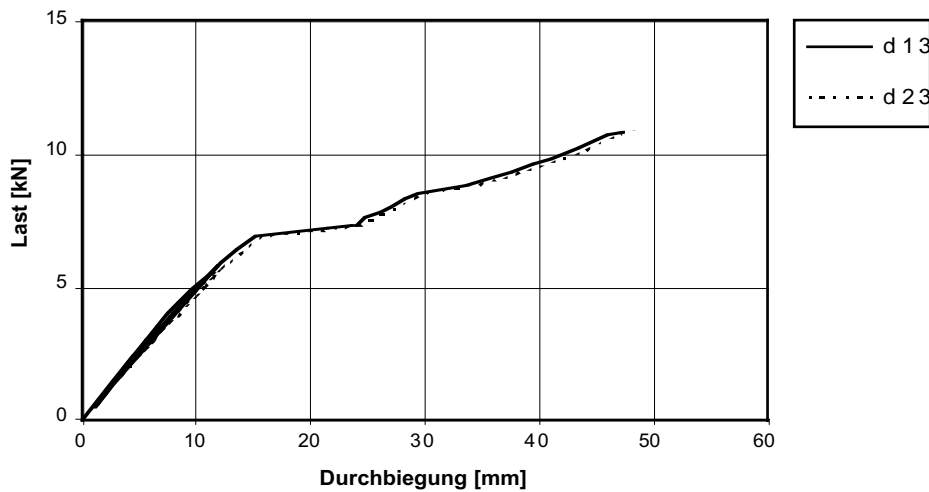


Abb. A3.06: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

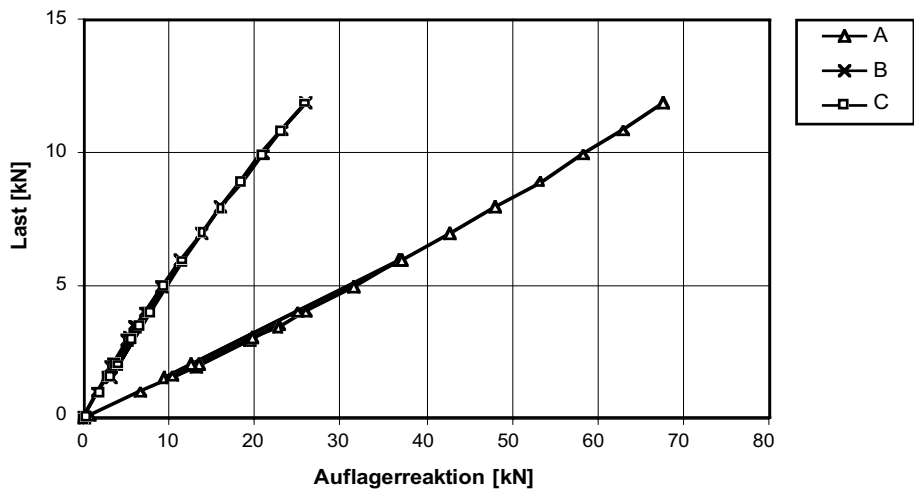


Abb. A3.07: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

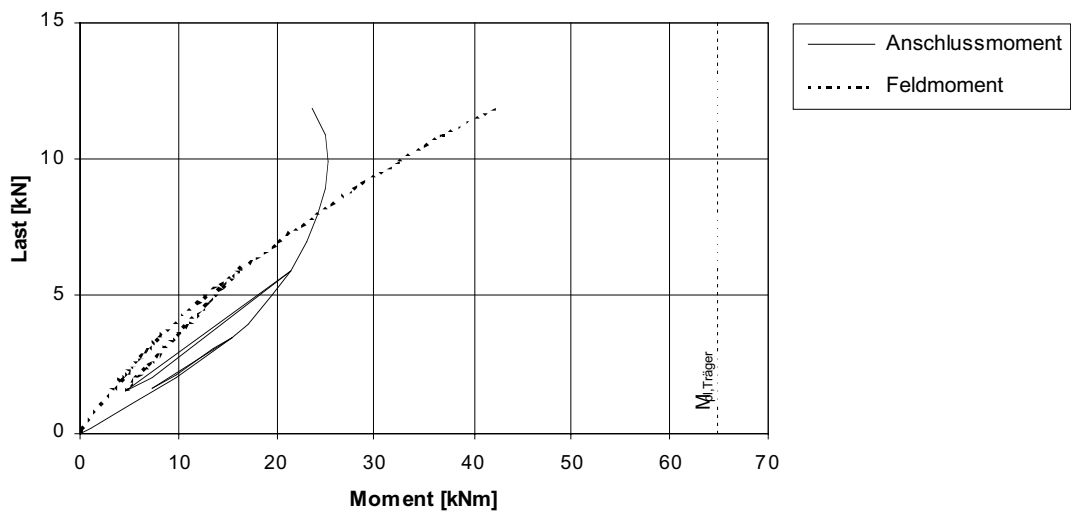


Abb. A3.08: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

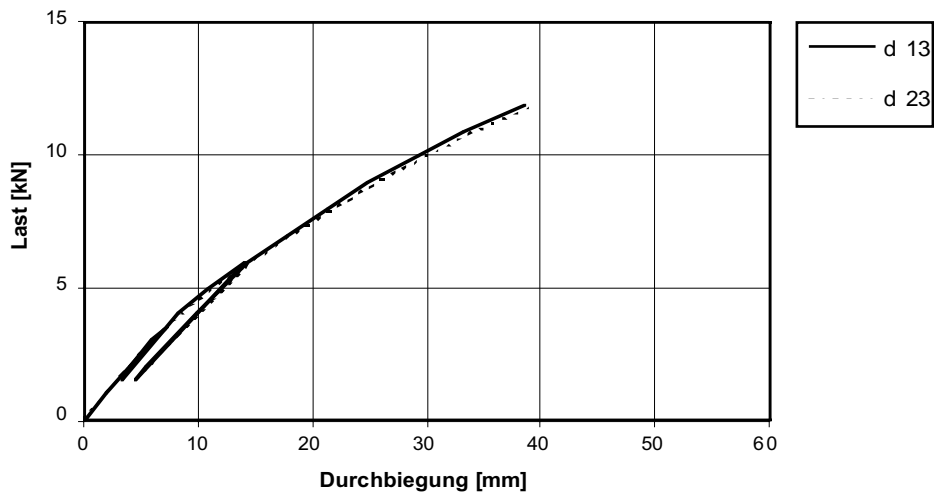


Abb. A3.09: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

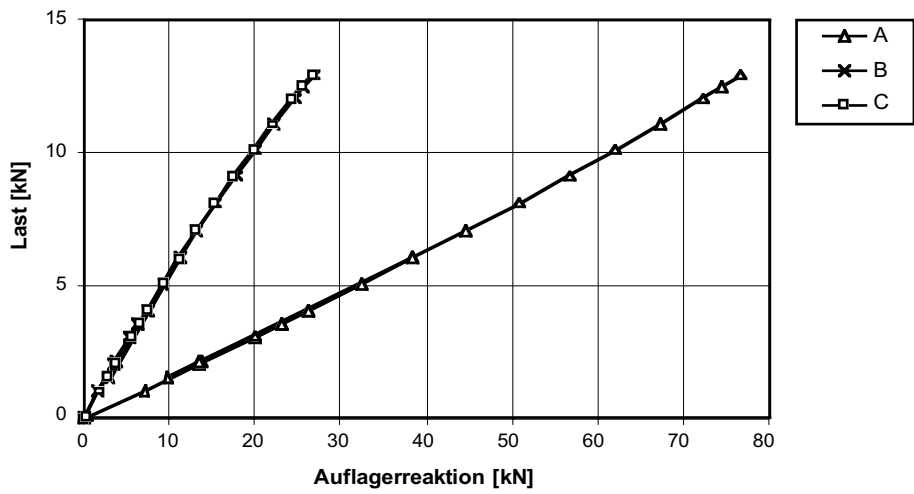


Abb. A3.10: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

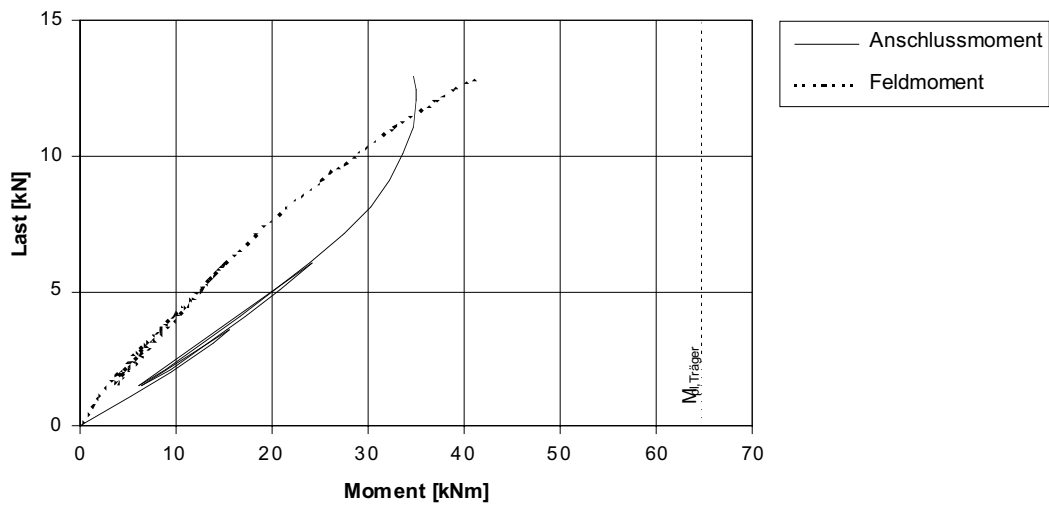


Abb. A3.11: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

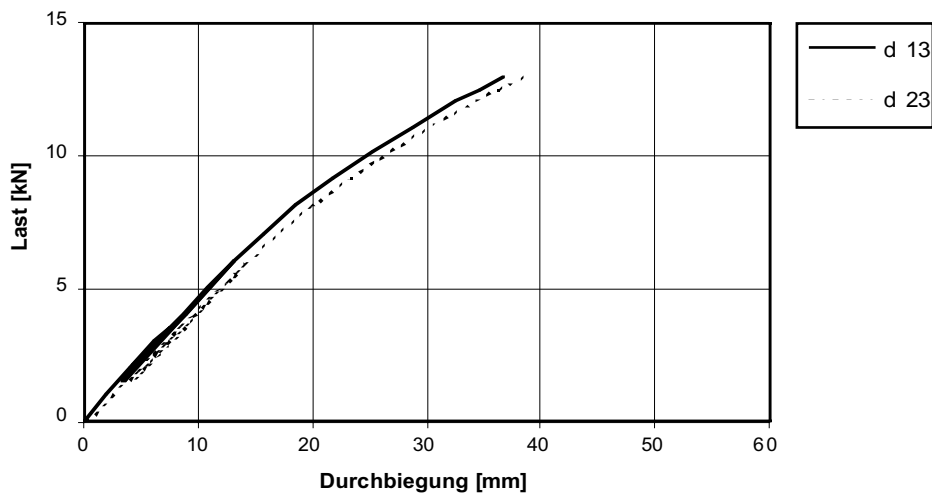


Abb. A3.12: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

Stoss																		
SZS-Code		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild							Schweissnähte		Auf-lager	
MA,SZS [kNm]	n [Stk.]	ds	bp	dp	hp	u	e1	e2	e3	e4	w1	w2	w3	a1	af	aw	t	
PEG 230	98.0	4	M20	150	30	320	10	-	-	200	60	90	-	30	-	4	3	10
Träger						Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)												
Profil	Material	Biege-widerstand		Oberflansch			Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2							
		M _{pl,theo} [kNm]	M _{pl,eff} [kNm]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]							
IPE 300	S 355	148	171	274	410	271	412	268	421	268	422							

Tab. A3.04: Grunddaten Probekörper

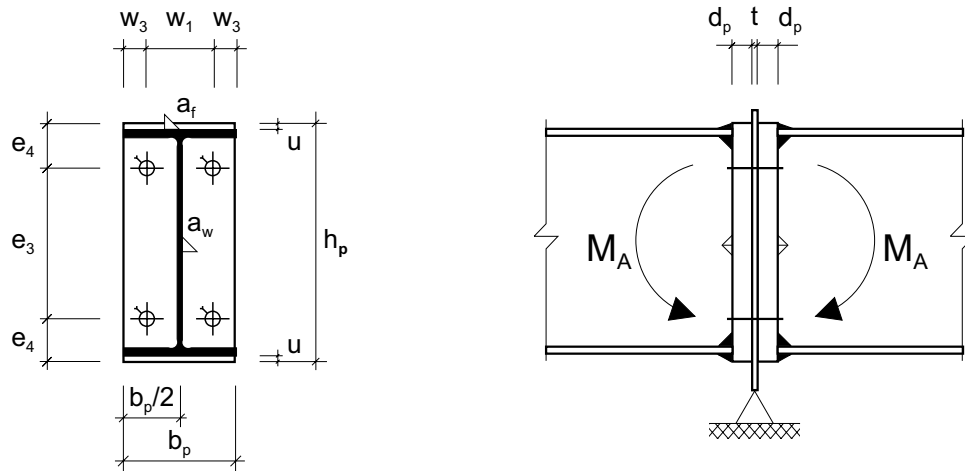


Abb. A3.13: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur

Versuch Bez.	Schraube							Mutter			US Norm	Vor- spannung	
	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	lb [mm]	lb - ls [mm]	DMS [Stk.]	n [Stk.]	Norm	FK			Höhe
3D1	4	M20-100	DIN 6914	10.9	78	11	2	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
3D2	4	M20-100	DIN 6914	10.9	78	11	2	1	DIN 6915	10	1,0*d	DIN 6916	voll
3D3	4	M20-100	HVN	10.9	78	78	-	1	DIN 6915	10	1,0*d	DIN 6916	voll

Tab. A3.05: Anordnung Probekörper

Versuch

Versuch Bez.	System Fu [kN]	Stoss					Bruch- code	Bemerkungen
		CA,1 [kNm/rad]	CA,2 [kNm/rad]	MA,u [kNm]	φA,u [rad]			
3D1	38.0	45791	11618	139	0.0075	G		
3D2	45.0	28913	7268	151	0.0130	T		
3D3	56.0	26166	2723	148	0.0300	T		

Tab. A3.06: Resultate

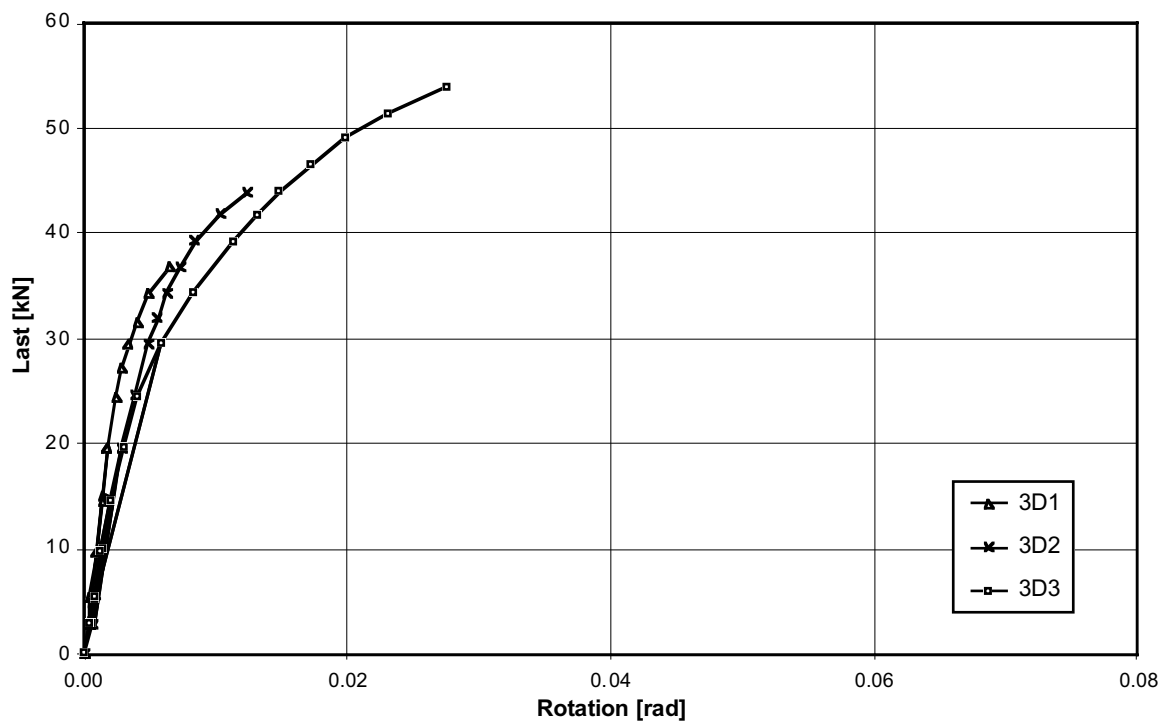


Abb. A3.14: Last F - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

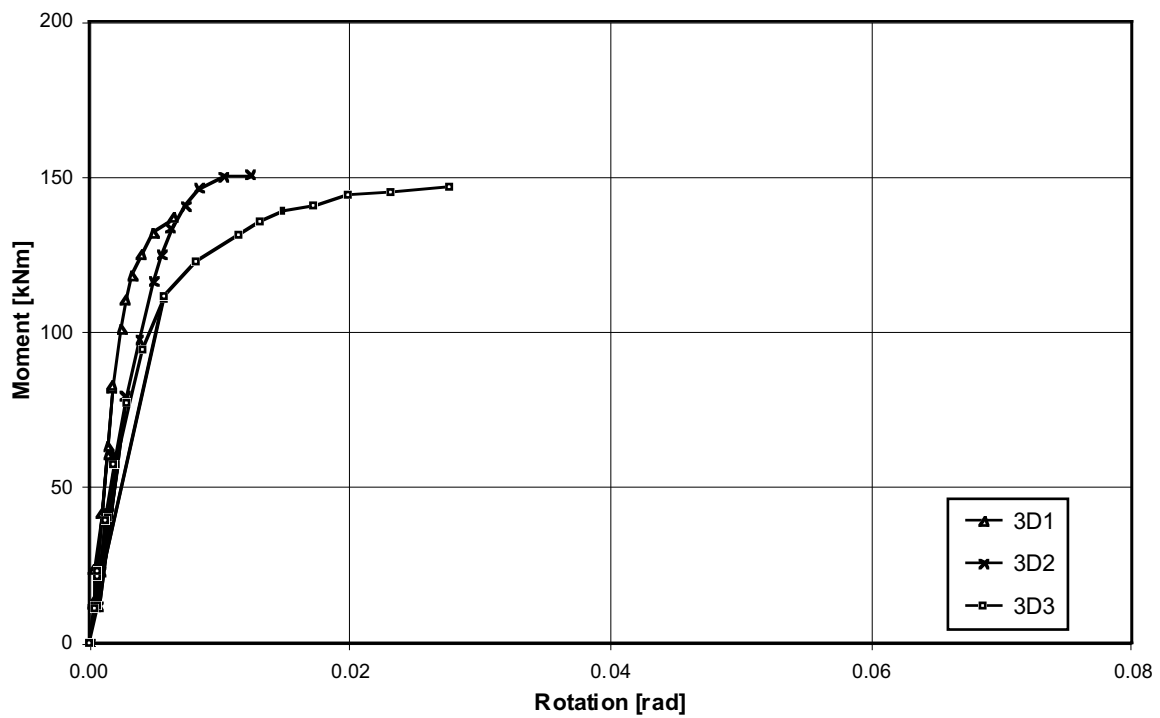


Abb. A3.15: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

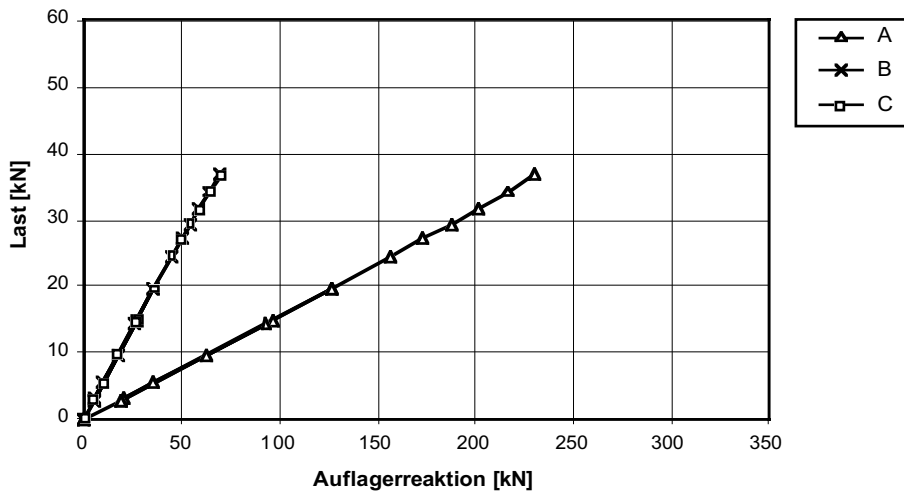


Abb. A3.16: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

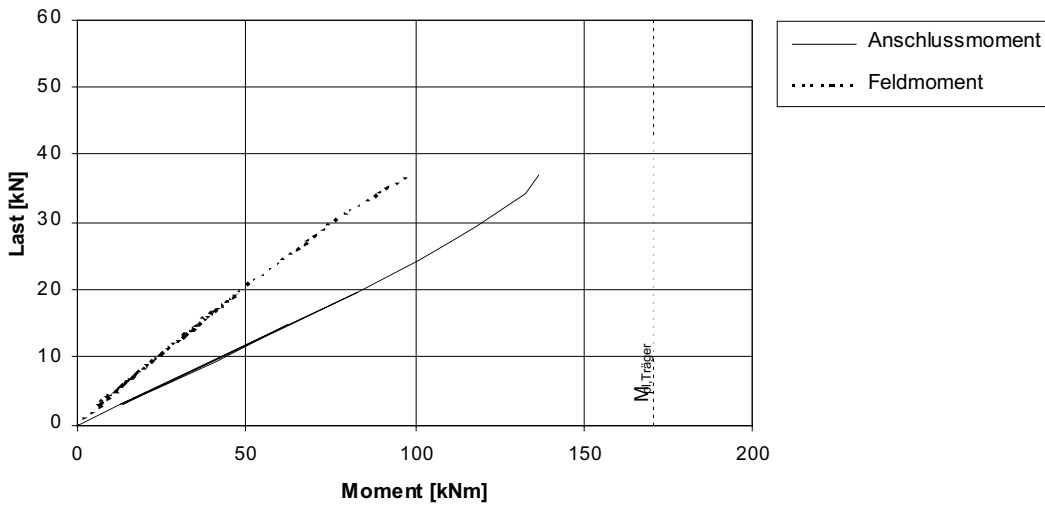


Abb. A3.17: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

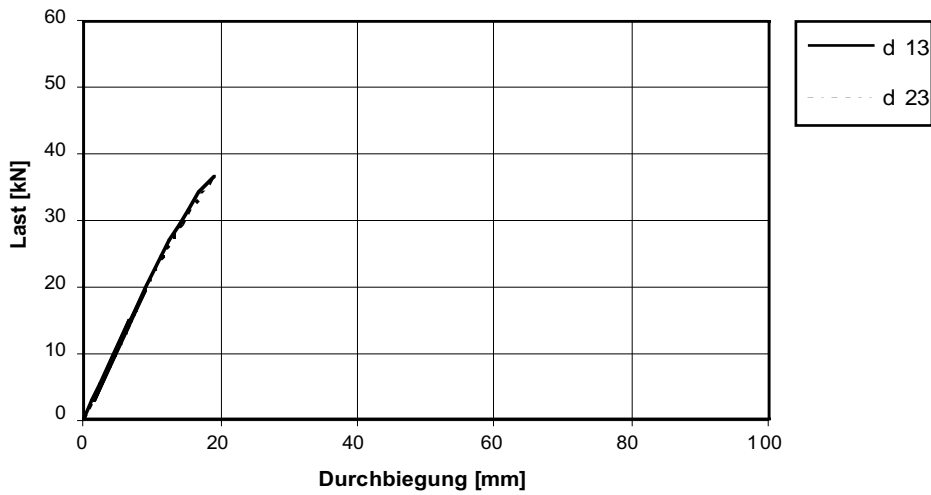


Abb. A3.18: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

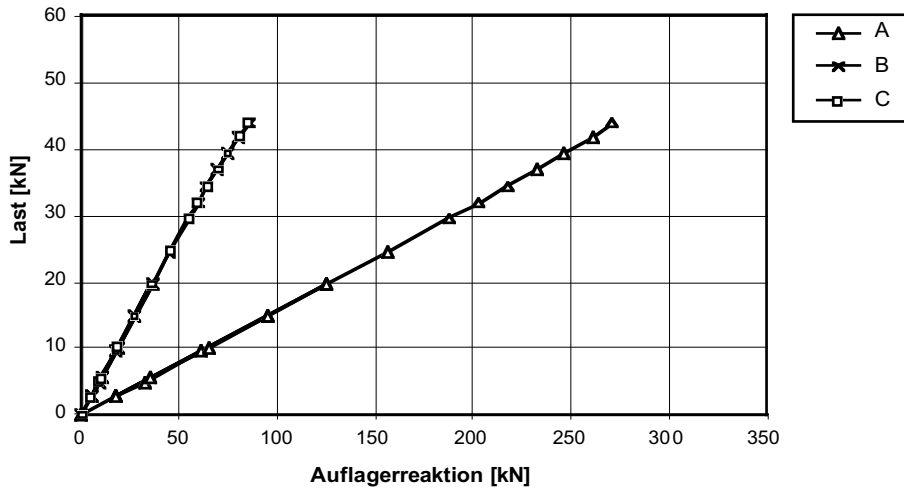


Abb. A3.19: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

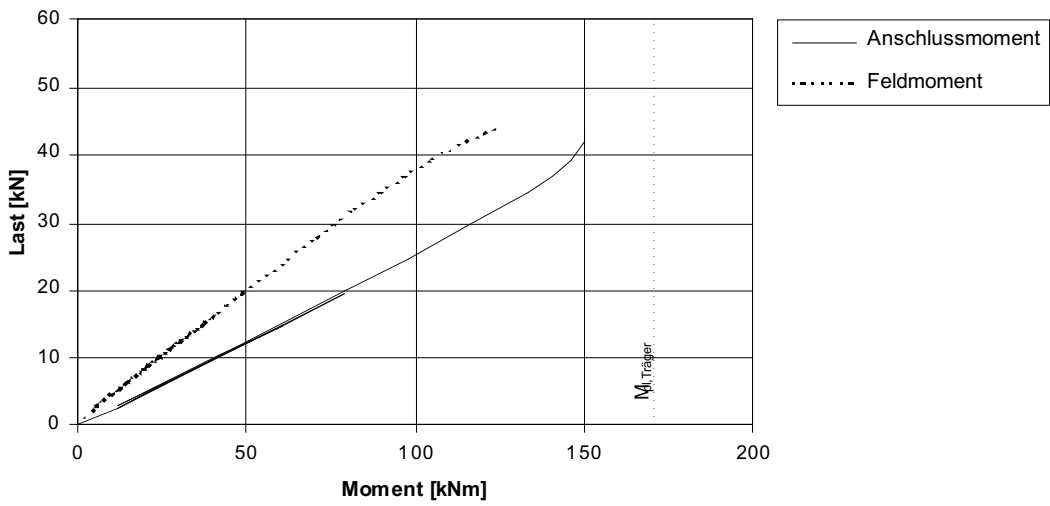


Abb. A3.20: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

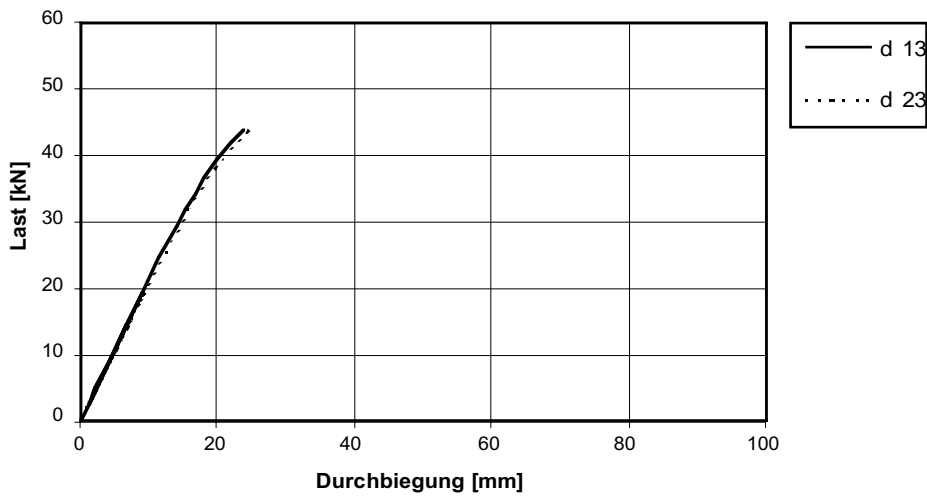


Abb. A3.21: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

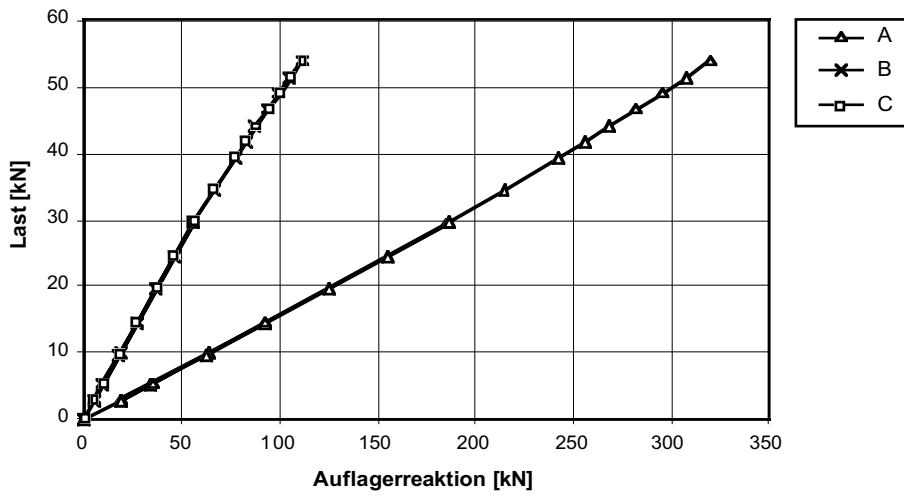


Abb. A3.22: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

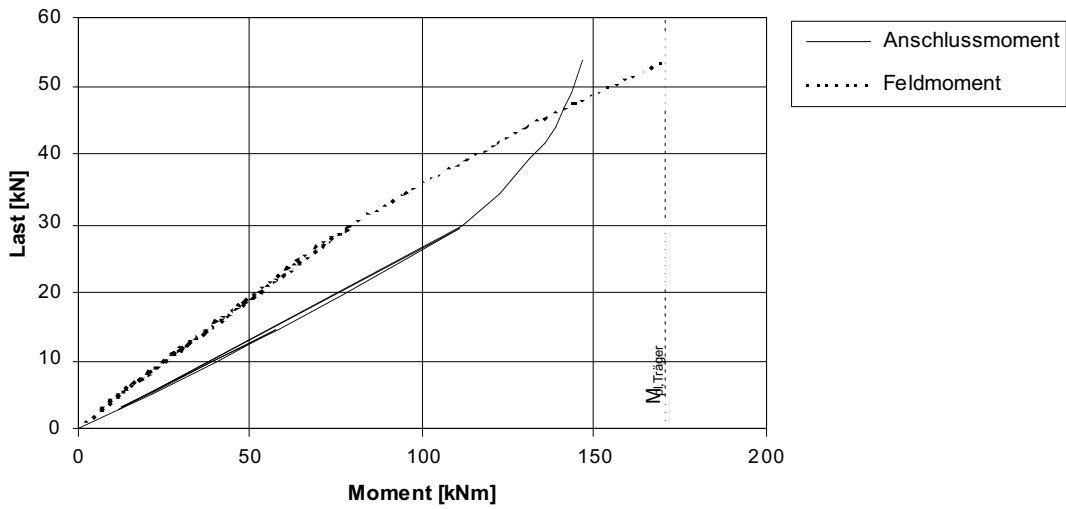


Abb. A3.23: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

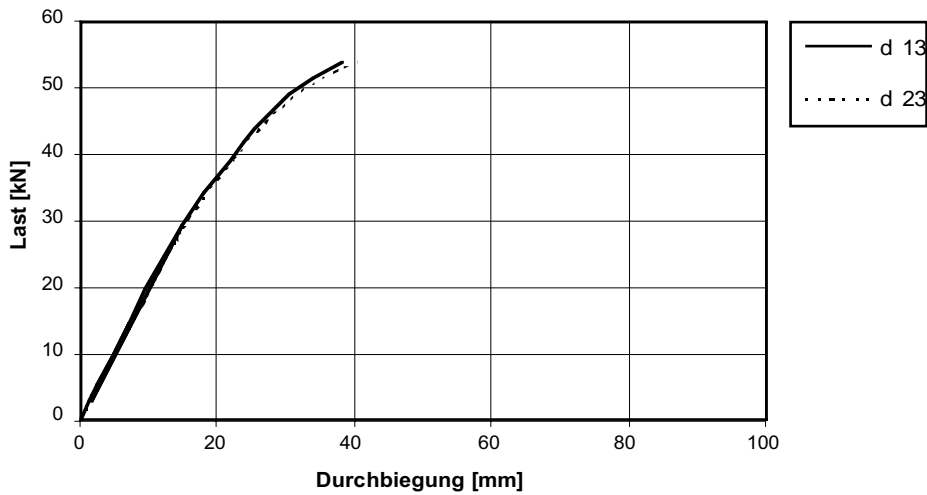


Abb. A3.24: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

Stoss																		
SZS-Code	$M_{A,SZS}$ [kNm]	Schrauben		Stirplatte				Lochbild							Schweiss-nähte		Auf-lager t [mm]	
		n [Stk.]	d_s [mm]	b_p [mm]	d_p [mm]	h_p [mm]	u [mm]	e_1 [mm]	e_2 [mm]	e_3 [mm]	e_4 [mm]	w_1 [mm]	w_2 [mm]	w_3 [mm]	a_1 [mm]	a_f [mm]		a_w [mm]
PEG 404	66.0	8	M12	180	20	320	10	-	-	210	55	70	35	20	-	3	3	10

Träger				Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)							
Profil	Material	Biegesteifigkeit		Oberflansch		Unterflansch		Stirplatte 1		Stirplatte 2	
		$M_{pl,theo}$ [kNm]	$M_{pl,eff}$ [kNm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]
IPE 300	S 355	148	175	279	410	278	417	253	414	252	415

Tab. A3.07: Grunddaten Probekörper

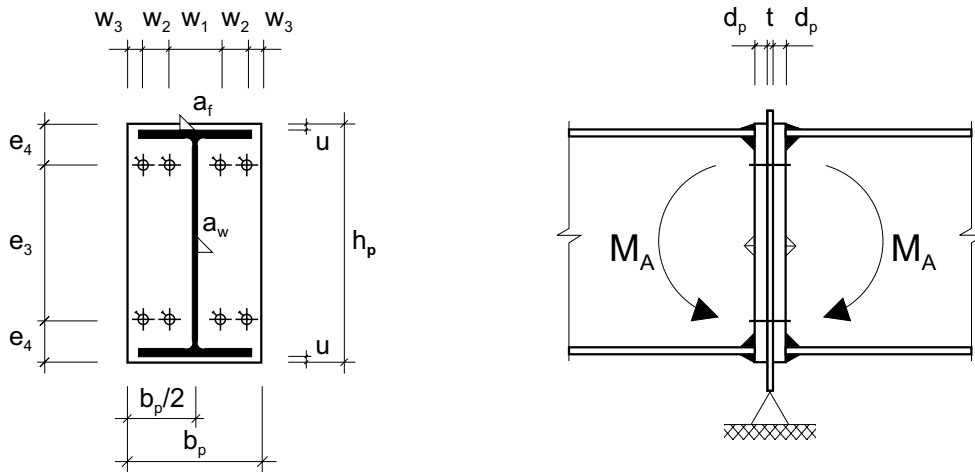


Abb. A3.25: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur													
Versuch Bez.	Schraube							Mutter			US Norm	Vor- spannung	
	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l_b [mm]	$l_b - l_s$ [mm]	DMS [Stk.]	n [Stk.]	Norm	FK			Höhe
4D1	8	M12-70	DIN 6914	10.9	56	13	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
4D2	8	M12-80	DIN 933	8.8	56	56	4	2	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
4D3	8	M12-80	DIN 912	12.9	56	56	-	2	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
4D4	4	M12-160	DIN 912	12.9	136	16	-	2	DIN 934	12	0,8*d	DIN 6916	ohne
	4	M12-80	DIN 933	8.8	56	56	-	2	DIN 934	12	0,8*d	DIN 6916	ohne

Tab. A3.08: Anordnung Probekörper

Versuch							Bemerkungen
Versuch Bez.	System F_u [kN]	Stoss $C_{A,1}$ [kNm/rad]	$C_{A,2}$ [kNm/rad]	$M_{A,u}$ [kNm]	$\phi_{A,u}$ [rad]	Bruch- code	
4D1	31.0	73818	3174	84.0	0.0138	G	Stauchhülsen 20/15-40; S91, S92, S93, S94 FK 12.9; S95, S96, S97, S98 FK 8.8
4D2	37.0	25014	1874	76.0	0.0218	T	
4D3	45.0	18213	3449	116	0.0200	T	
4D4	54.5	10628	1239	111	0.0500	-	

Tab. A3.09: Resultate

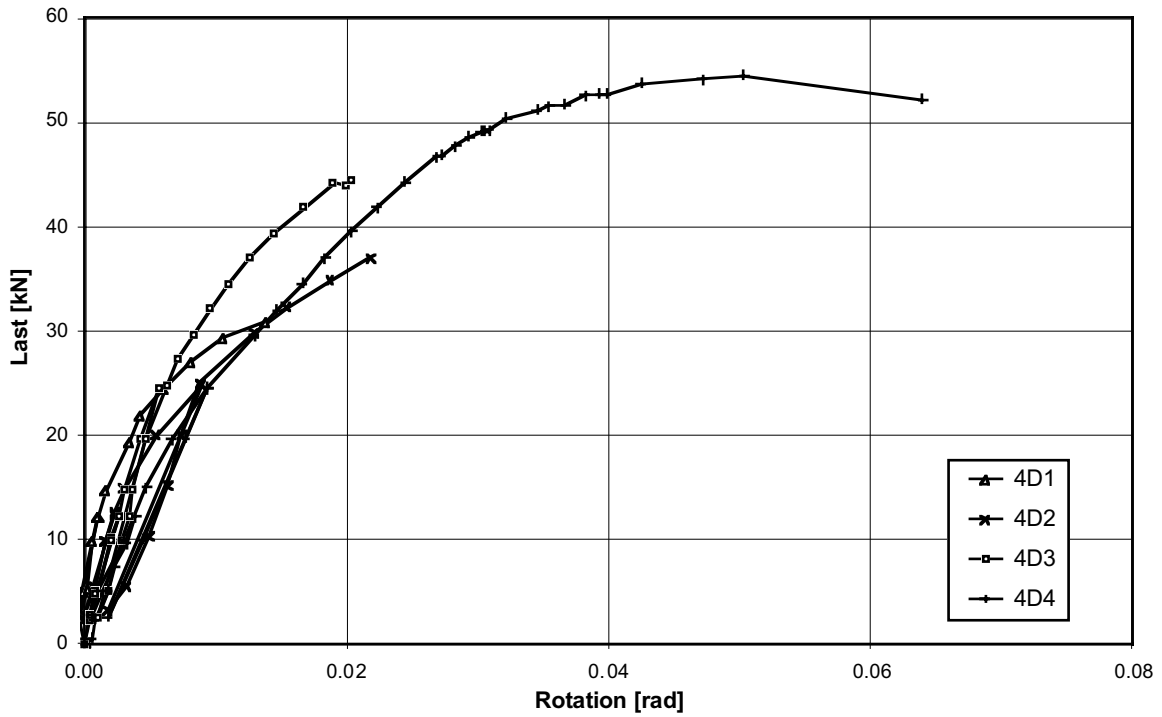


Abb. A3.26: Last F - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

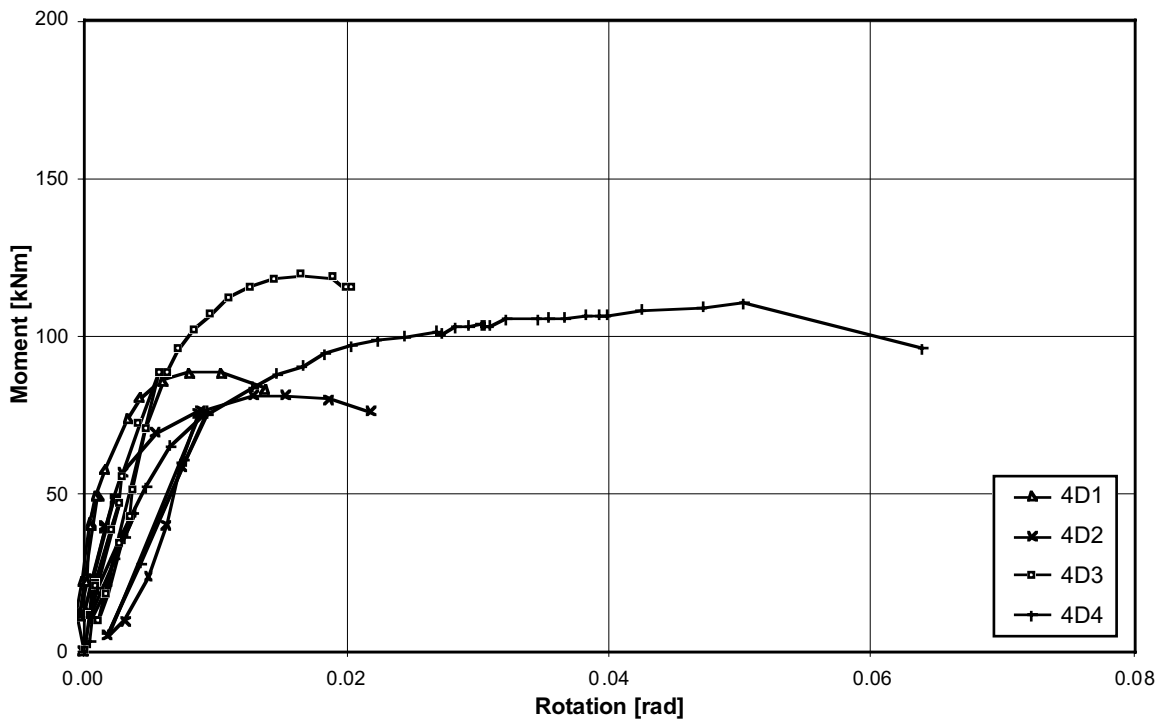


Abb. A3.27: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

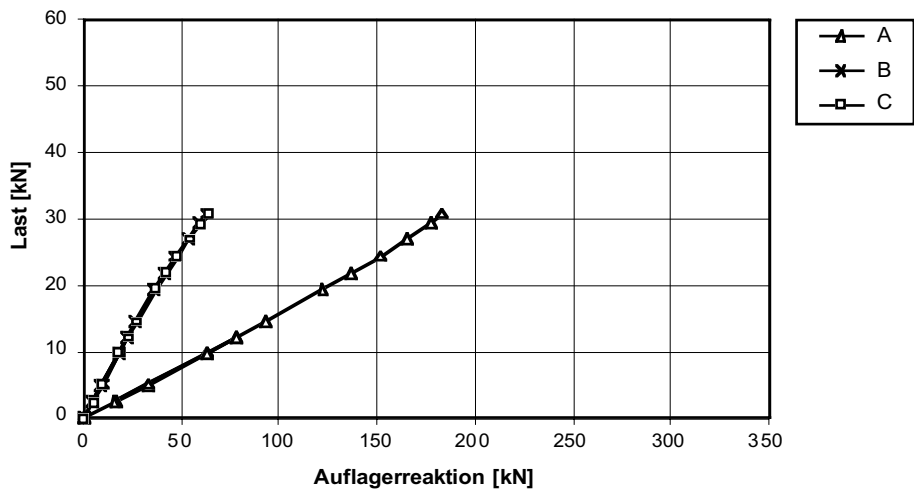


Abb. A3.28: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

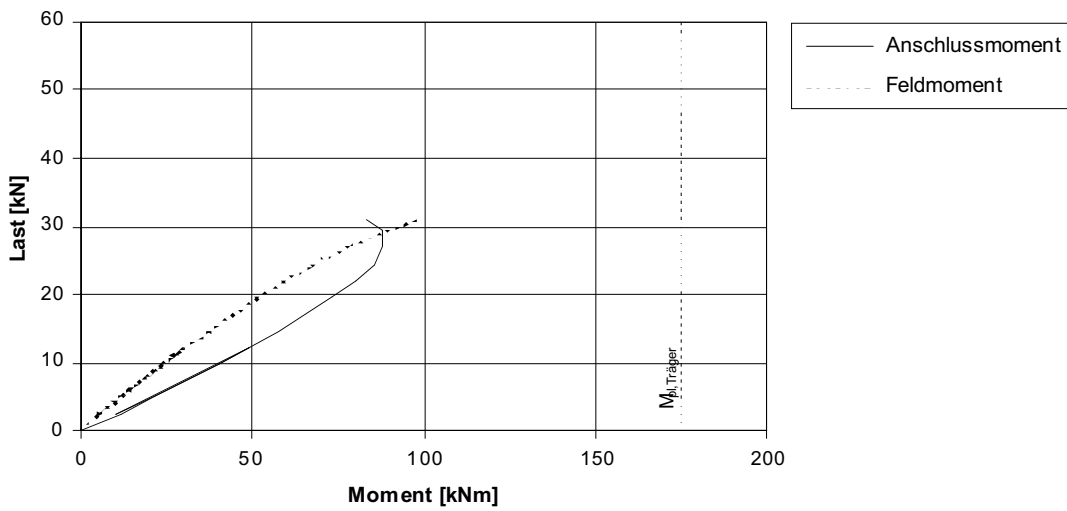


Abb. A3.29: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

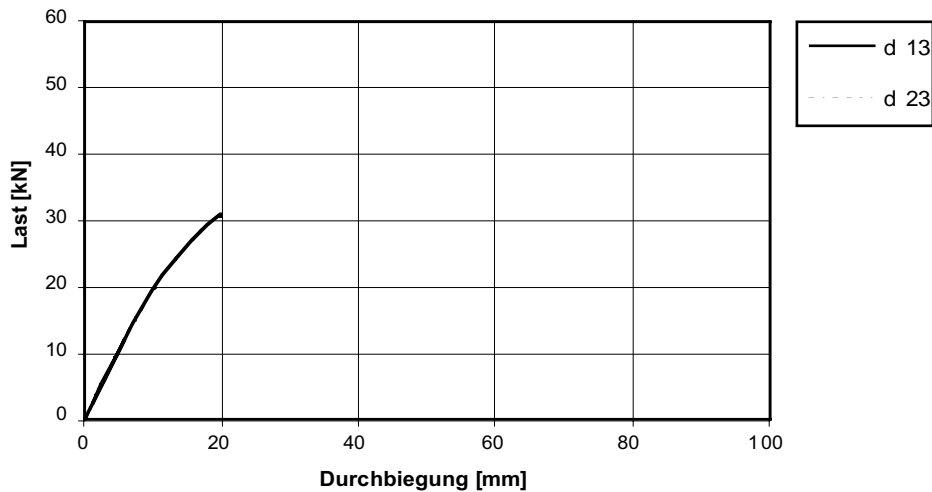


Abb. A3.30: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

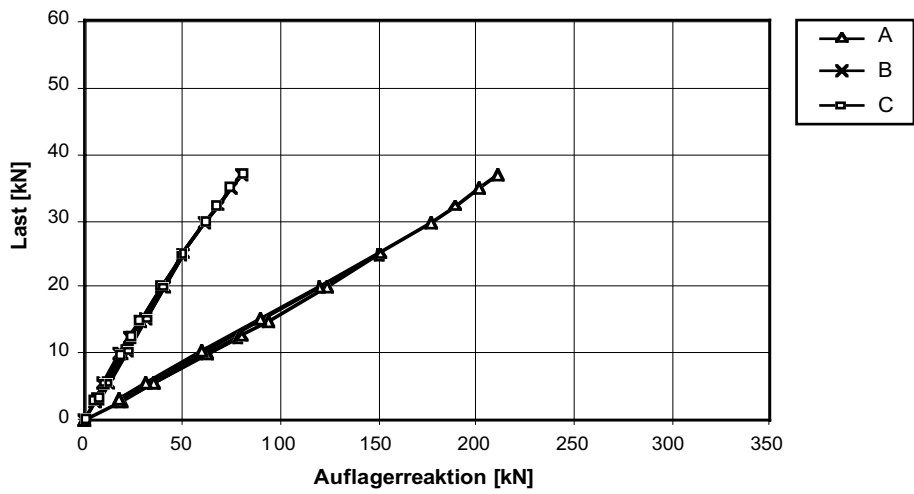


Abb. A3.31: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

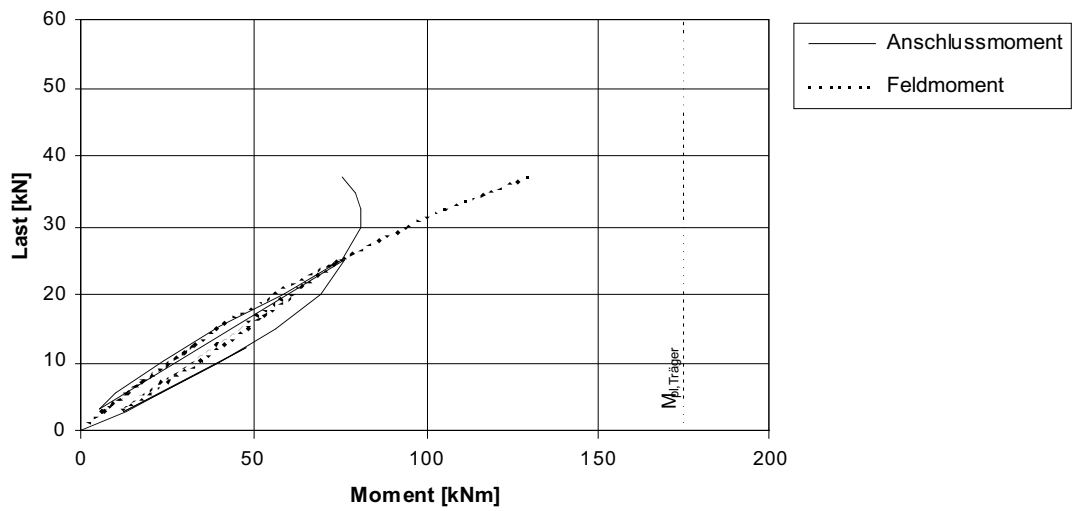


Abb. A3.32: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

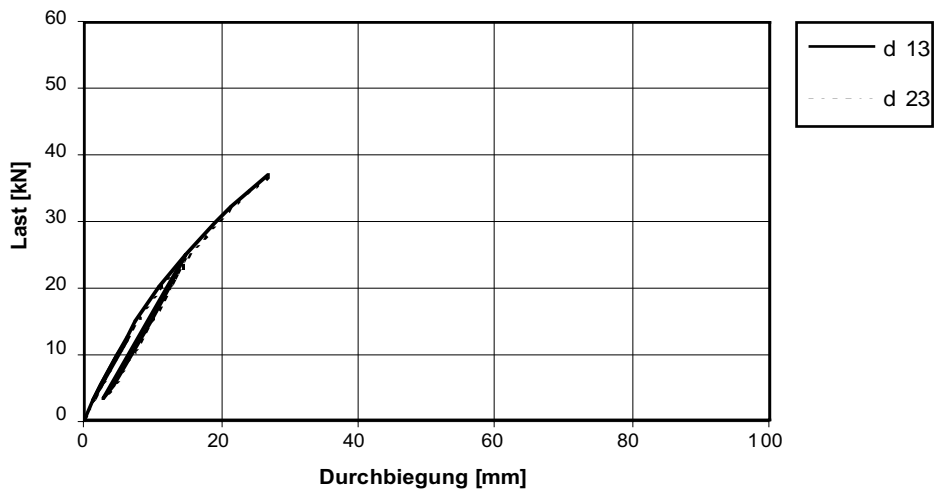


Abb. A3.33: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

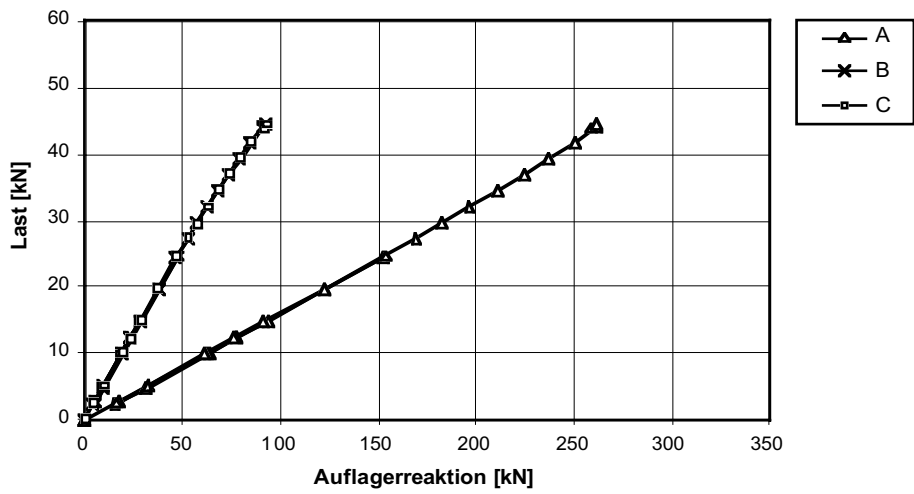


Abb. A3.34: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

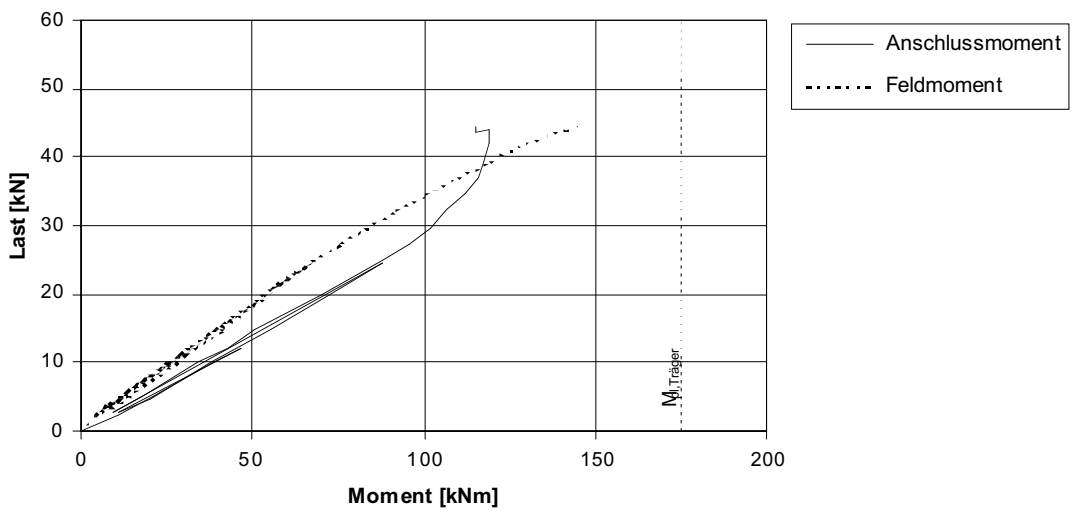


Abb. A3.35: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

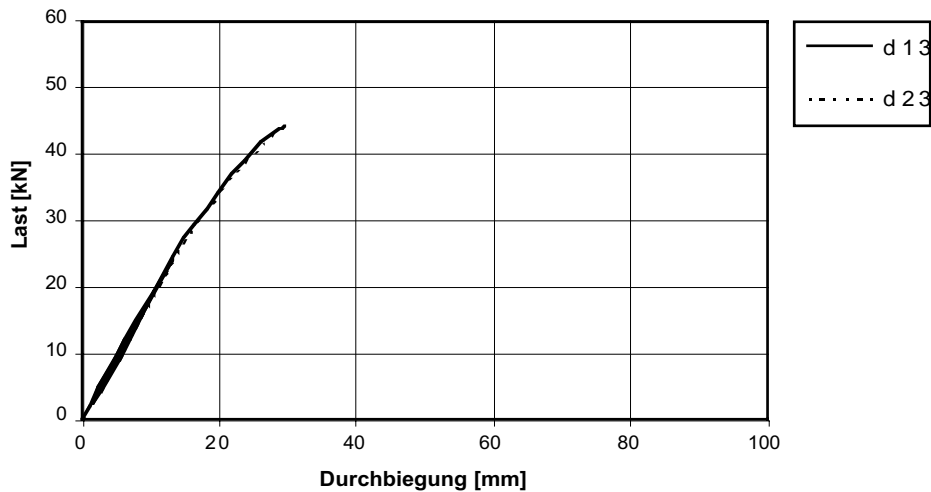


Abb. A3.36: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

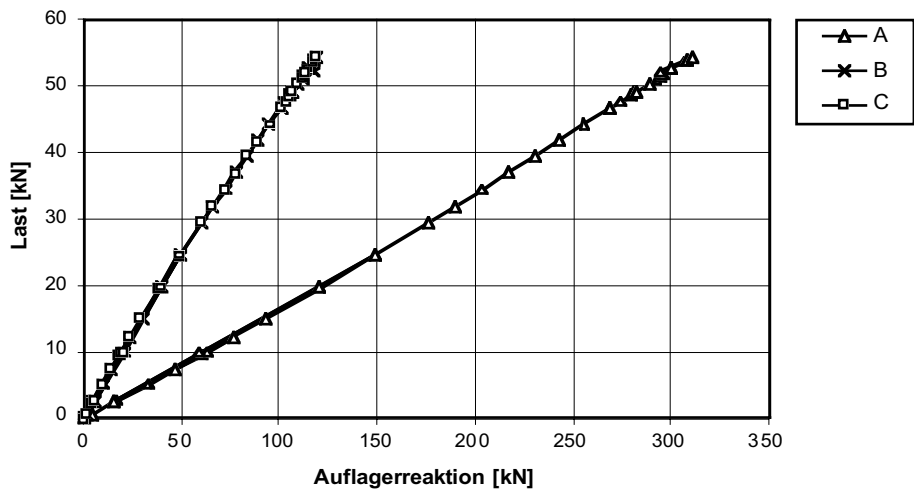


Abb. A3.37: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

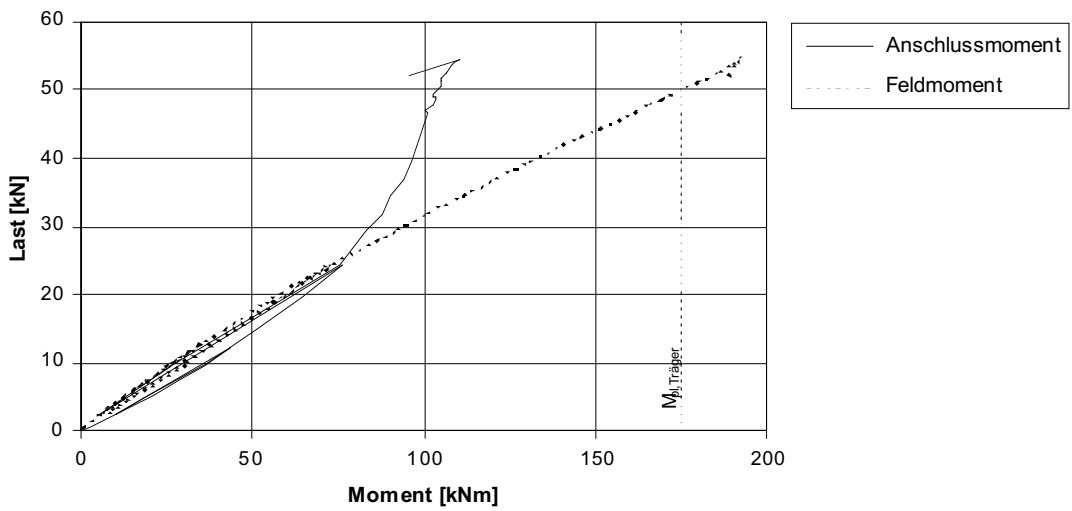


Abb. A3.38: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

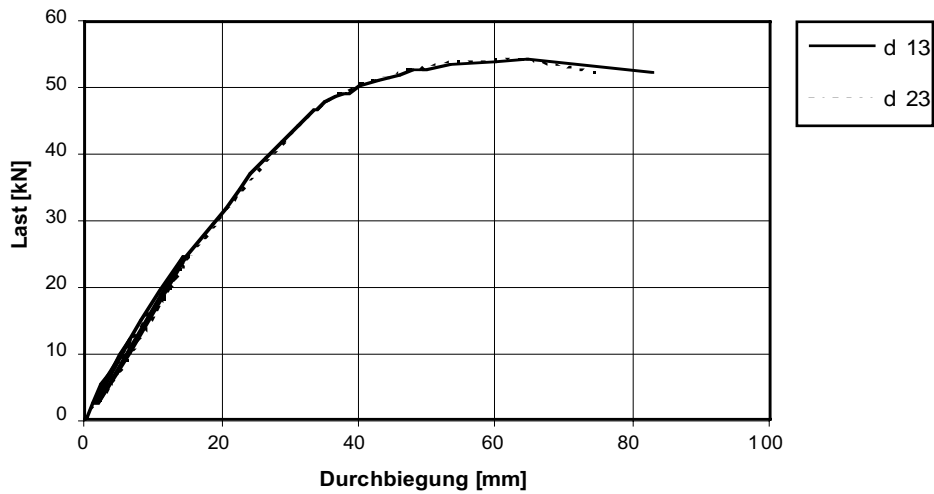


Abb. A3.39: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

Stoss																		
SZS-Code		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild							Schweissnähte		Auf-lager	
	$M_{A,SZS}$ [kNm]	n	d_s	b_p	d_p	h_p	u	e_1	e_2	e_3	e_4	w_1	w_2	w_3	a_1	a_f	a_w	t
PEU 224	121	6	M16	150	20	370	~10	25	85	200	60	90	-	30	35	5	3	10

Träger			Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)								
Profil	Material	Biegesteifigkeit		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		$M_{pl,theo}$ [kNm]	$M_{pl,eff}$ [kNm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]
IPE 300	S 355	148	173	277	413	274	415	253	414	252	415

Tab. A3.10: Grunddaten Probekörper

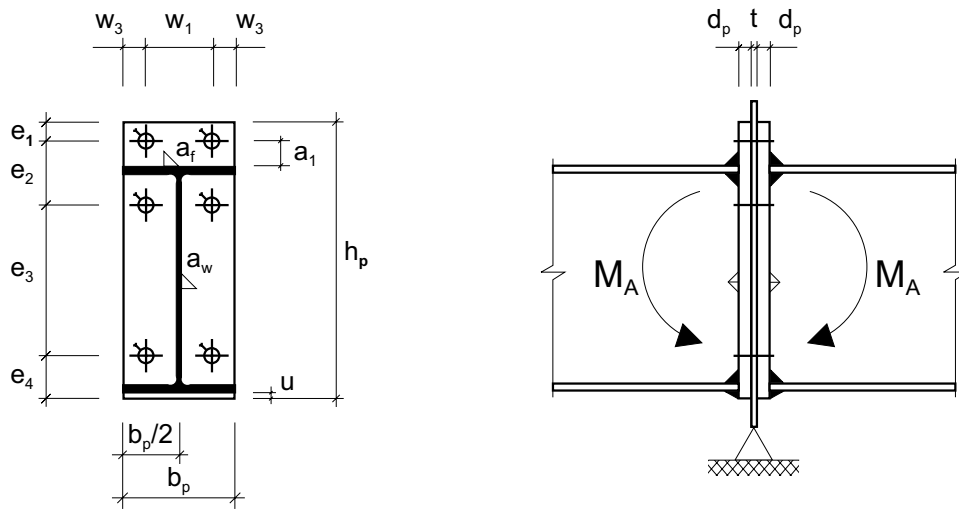


Abb. A3.40: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch	Schraube							Mutter			US	Vorspannung		
Bez.	n	Bez.	Norm	FK	l_b	$l_b - l_s$	DMS	n	Norm	FK	Höhe	Norm		
	[Stk.]				[mm]	[mm]	[Stk.]	[Stk.]						
5D1	6	M16-80	DIN 6914	10.9	58	~10	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
5D2	6	M16-80	HVN	10.9	58	58	-	1	DIN 6915	10	1,0*d	DIN 6916	voll	

Tab. A3.11: Anordnung Probekörper

Versuch							Bemerkungen
Versuch	System	Stoss			Bruch-		
Bez.	F_u	$C_{A,1}$	$C_{A,2}$	$M_{A,u}$	$\phi_{A,u}$	code	
	[kN]	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[kNm]	[rad]		
5D1	41.0	47544	11174	152	0.0084	G	
5D2	58.0	28313	3205	167	0.0290	T	Platte vorverformt

Tab. A3.12: Resultate

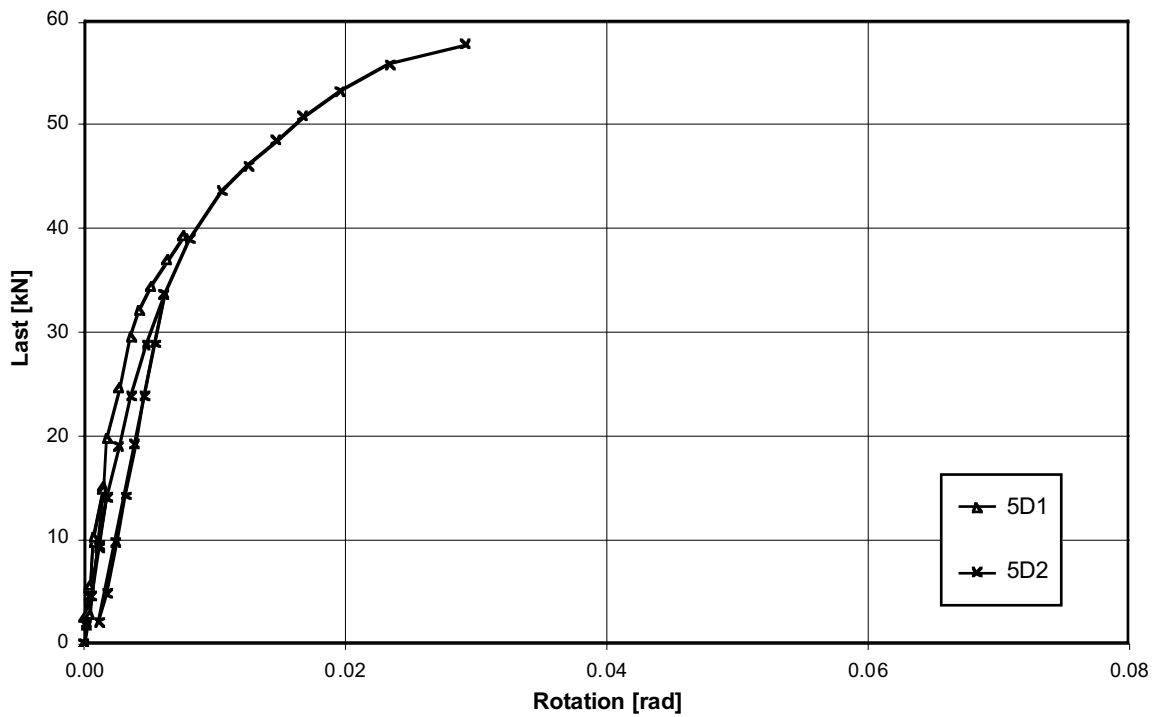


Abb. A3.41: Last F - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inclinometer)

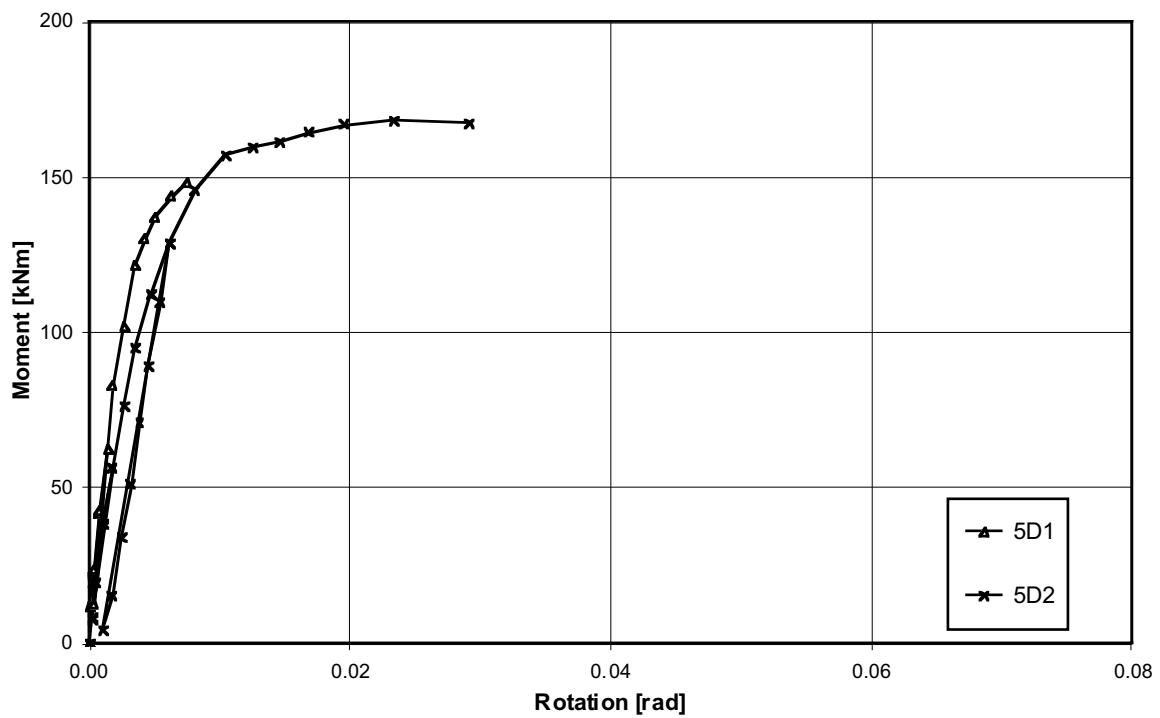


Abb. A3.42: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inclinometer)

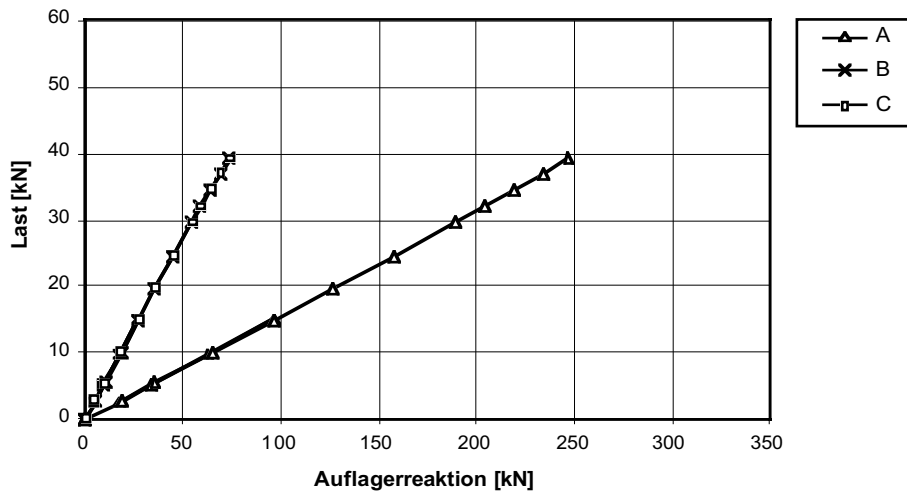
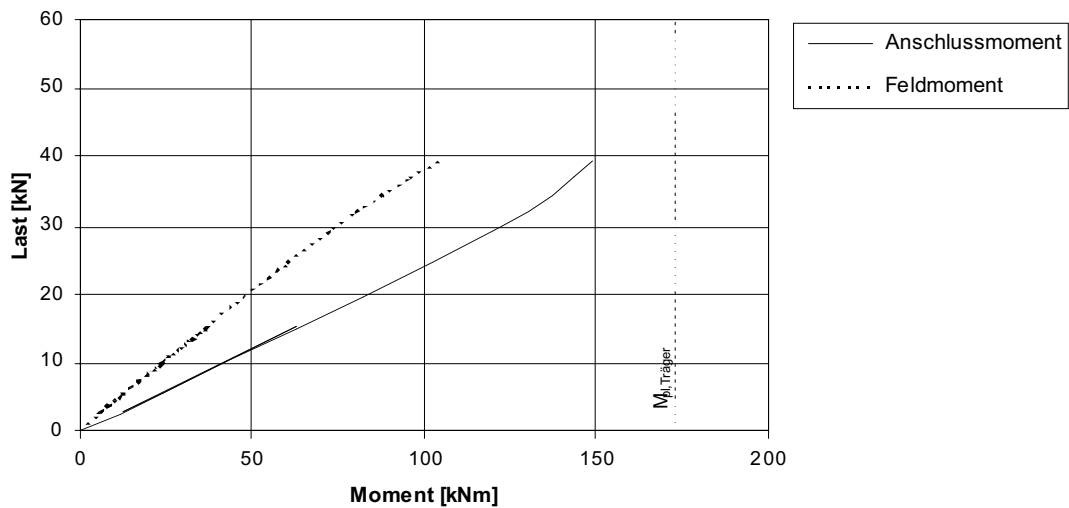
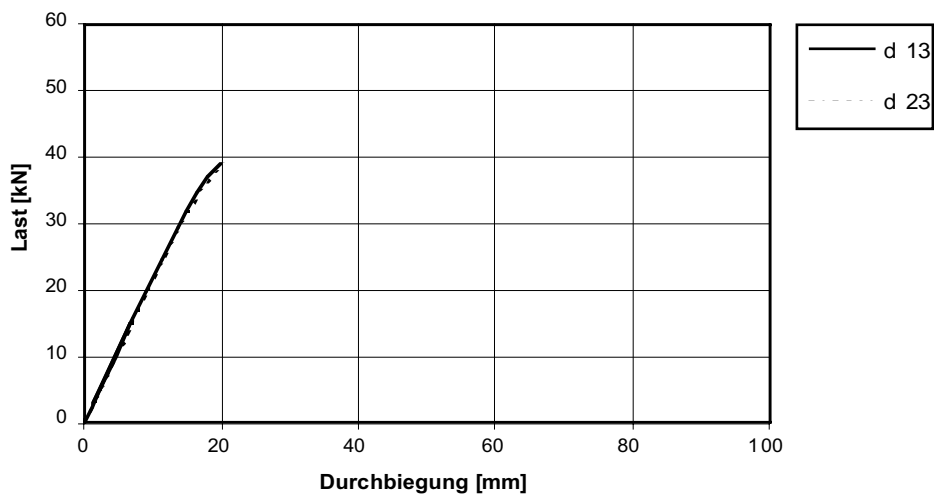


Abb. A3.43: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

Abb. A3.44: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - DiagrammAbb. A3.45: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

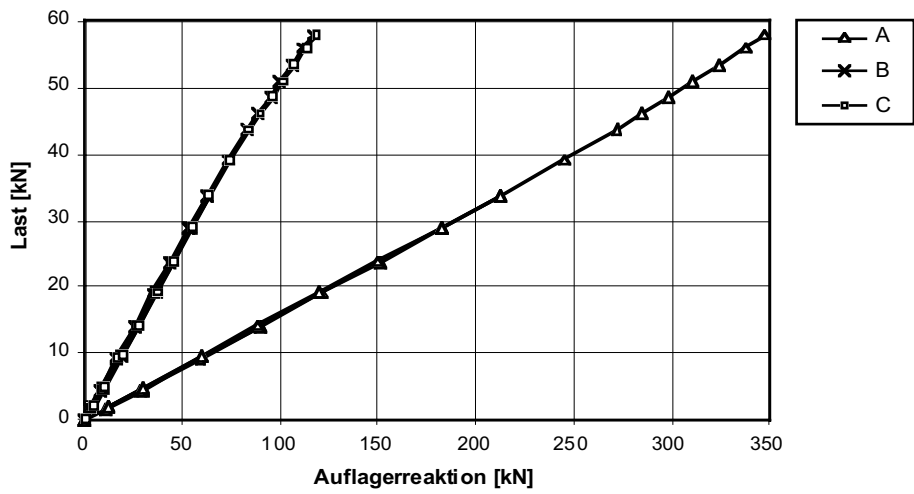


Abb. A3.46: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

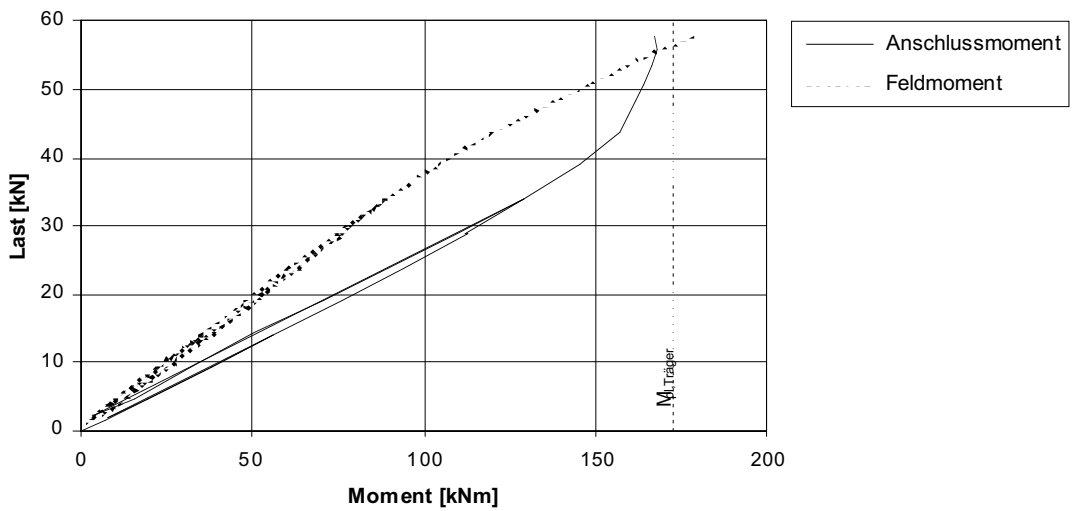


Abb. A3.47: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

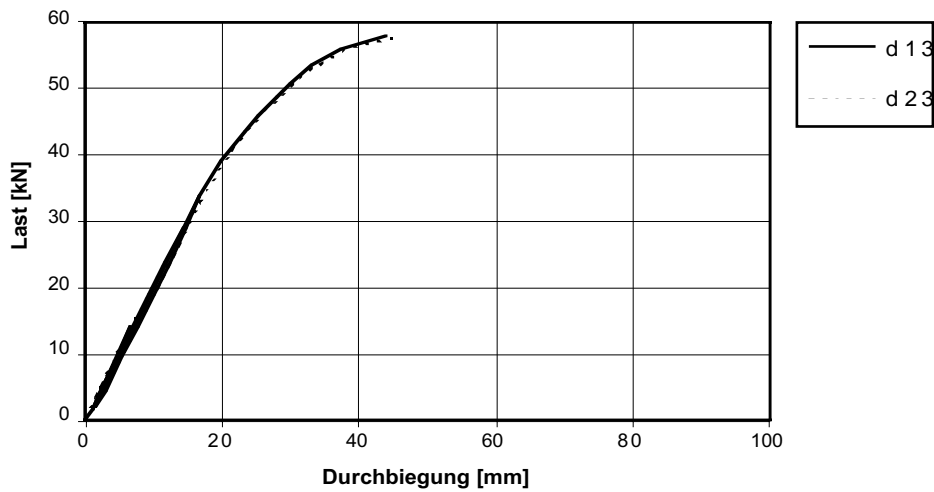


Abb. A3.48: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

Stoß		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild						Schweißnähte		Auf-lager		
SZS-Code	$M_{A,SZS}$ [kNm]	n	d_s	b_p	d_p	h_p	u	e_1	e_2	e_3	e_4	w_1	w_2	w_3	a_1	a_f	a_w	t
HBG 209	58.8	4	M20	200	30	220	10	-	-	100	60	120	-	40	-	3	3	10

Träger		Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)									
Profil	Material	Biegewiderstand		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		$M_{pl,theo}$ [kNm]	$M_{pl,eff}$ [kNm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]
HEB 200	S 355	151	163	254	403	255	403	268	421	268	422

Tab. A3.13: Grunddaten Probekörper

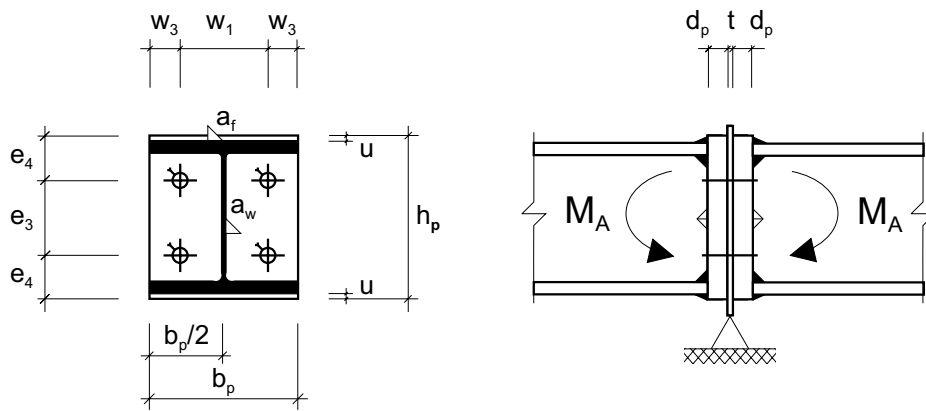


Abb. A3.49: Geometrie Stoß (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch	Schraube								Mutter			US	Vor-spannung	
Bez.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l_b [mm]	$l_b - l_s$ [mm]	DMS [Stk.]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe	Norm		
10D1	4	M20-100	DIN 6914	10.9	78	~3	2	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
10D2	4	M20-100	DIN 6914	10.9	78	~3	2	2	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
10D3	4	M20-100	DIN 933	8.8	78	78	2	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	

Tab. A3.14: Anordnung Probekörper

Versuch								Bemerkungen
Versuch Bez.	System F_u [kN]	Stoß $C_{A,1}$ [kNm/rad]	$C_{A,2}$ [kNm/rad]	$M_{A,u}$ [kNm]	$\phi_{A,u}$ [rad]	Bruch-code		
10D1	29.0	20355	3565	91.0	0.0150	G		
10D2	37.5	8466	2361	96.0	0.0260	T		
10D3	48.0	6355	1025	90.0	0.0510	T		

Tab. A3.15: Resultate

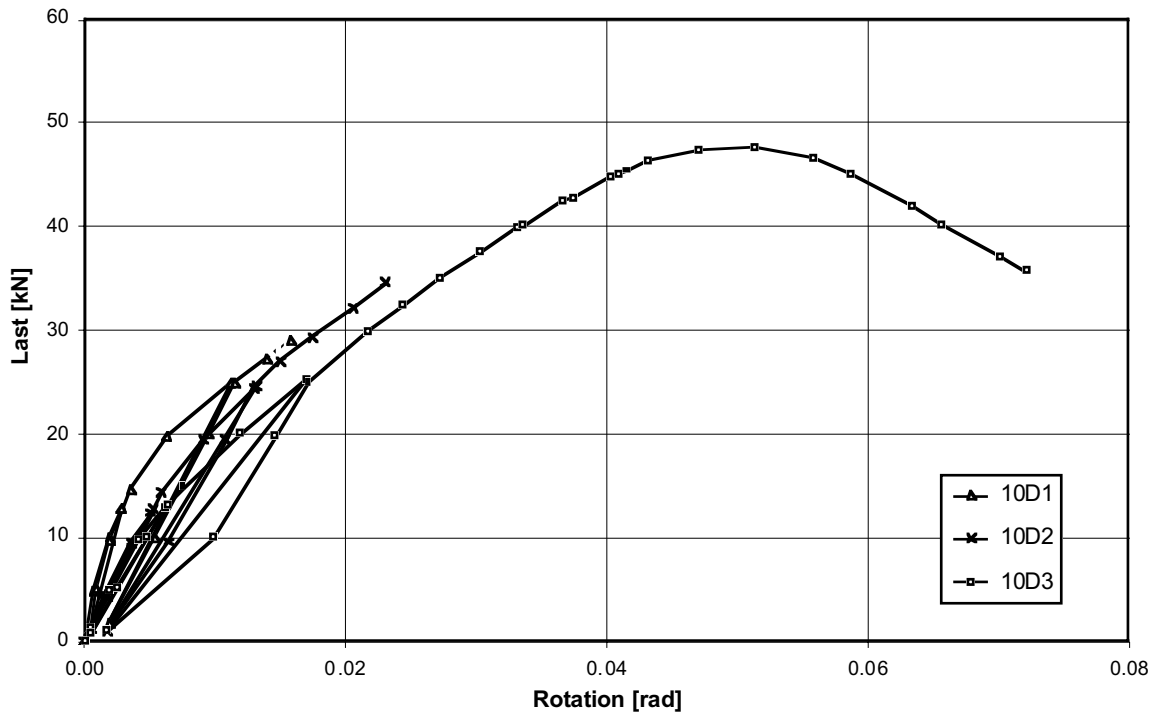


Abb. A3.50: Last F - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

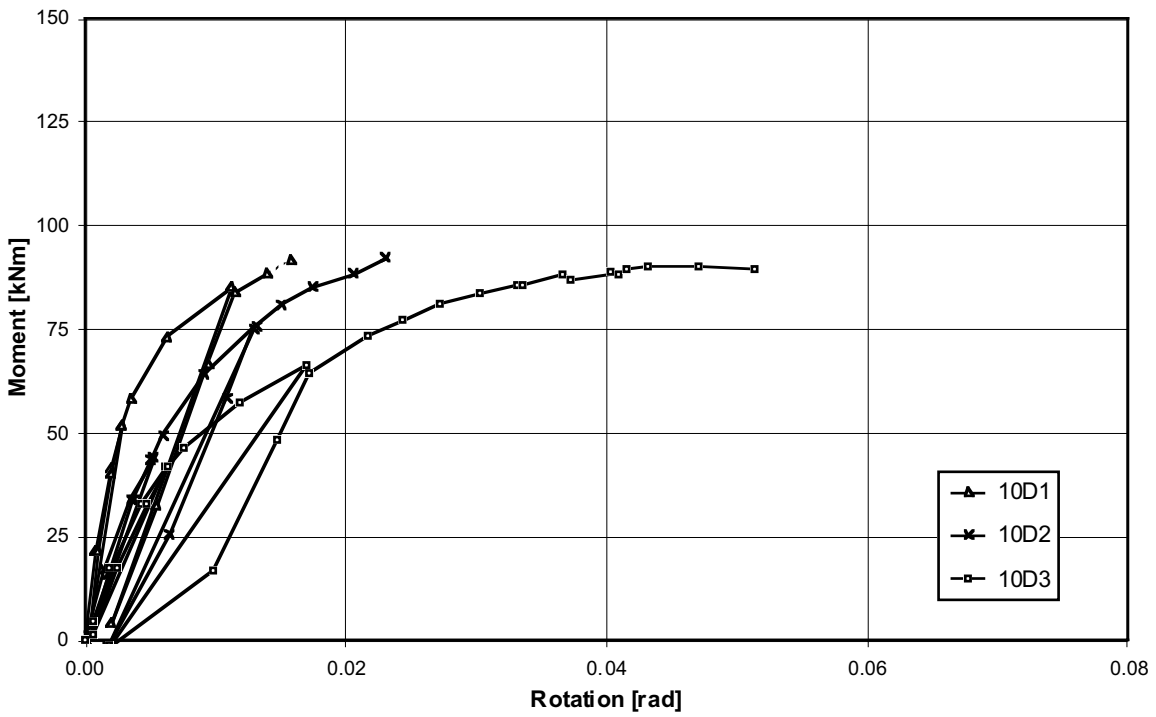


Abb. A3.51: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

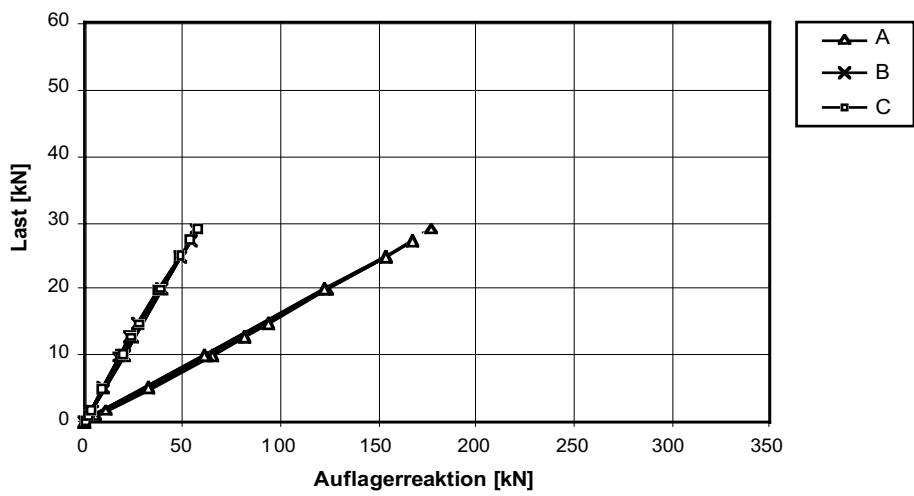


Abb. A3.52: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

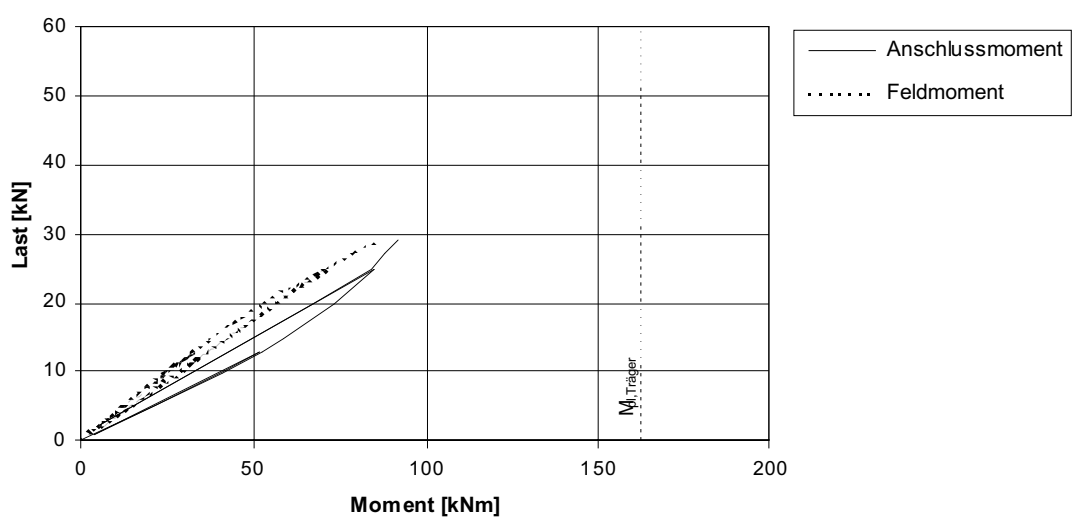


Abb. A3.53: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

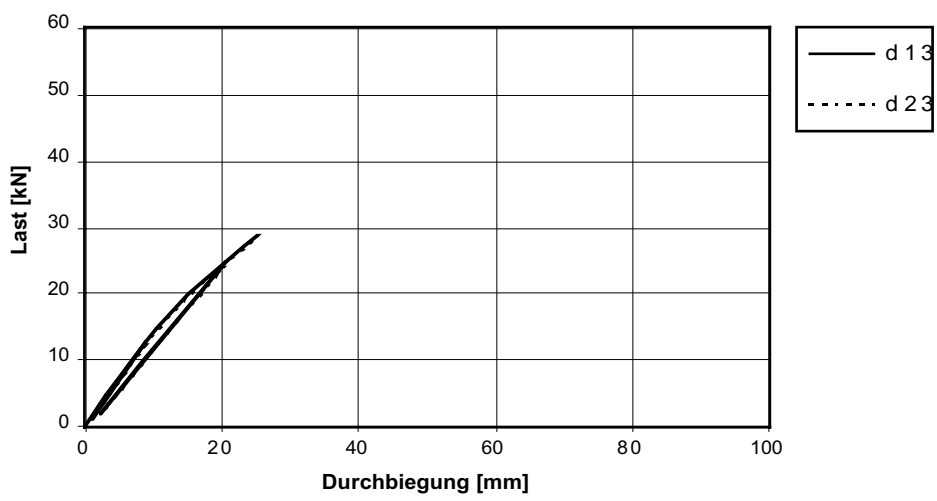


Abb. A3.54: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

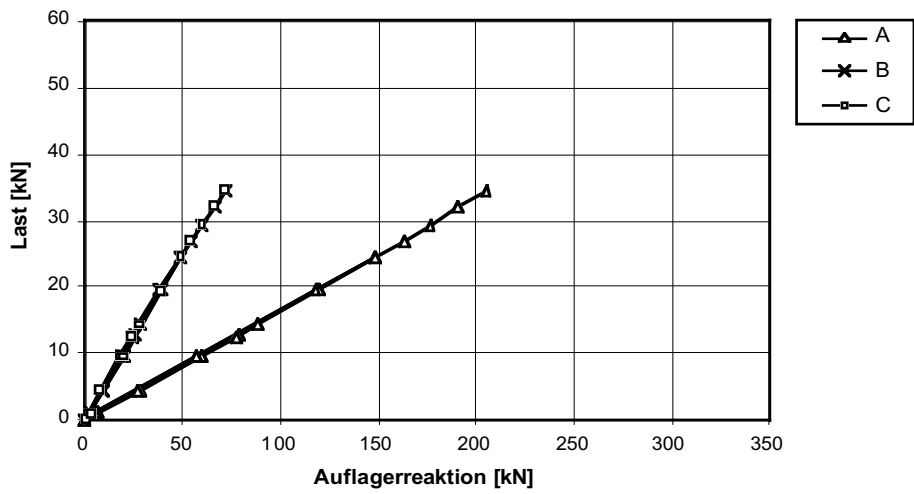


Abb. A3.55: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

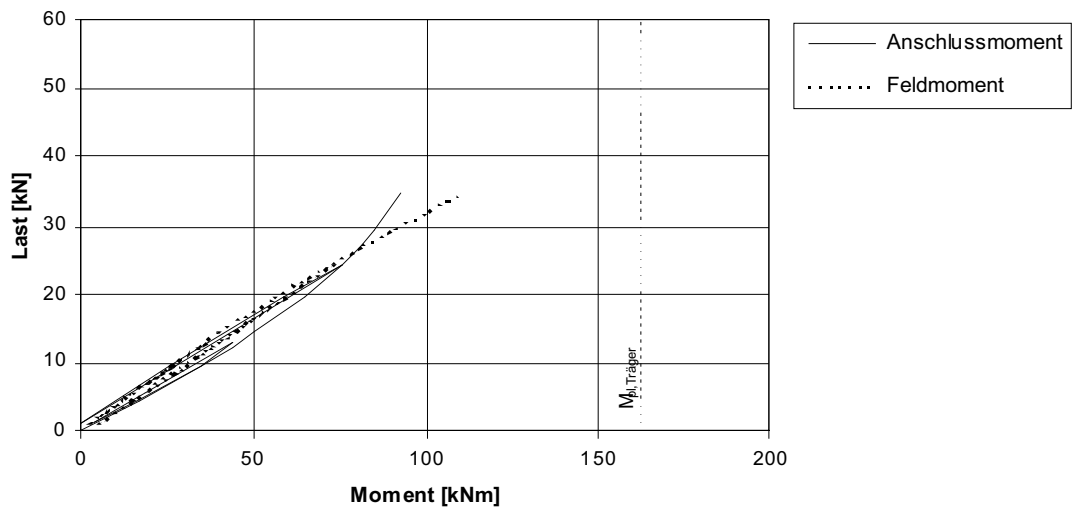


Abb. A3.56: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

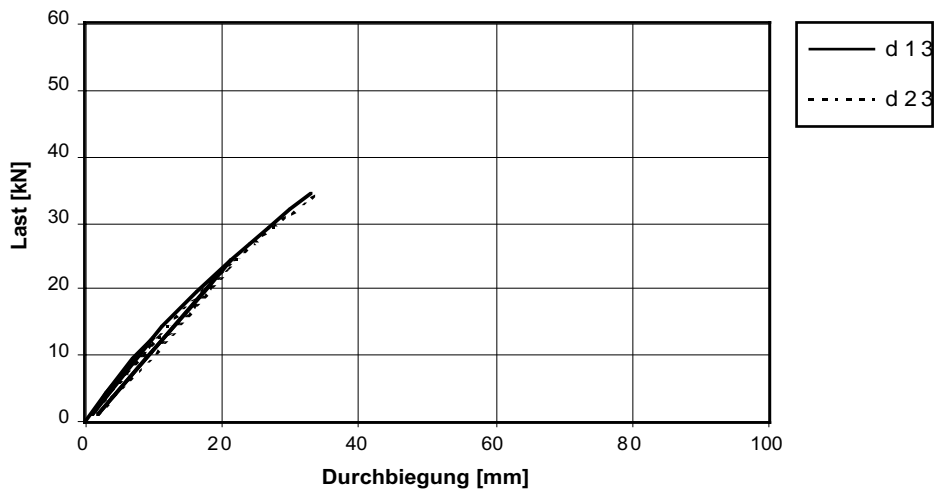


Abb. A3.57: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

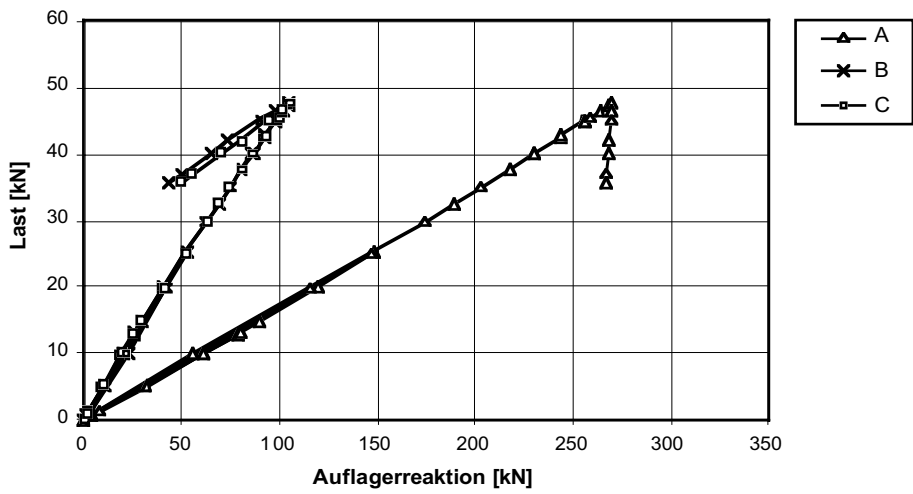


Abb. A3.58: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

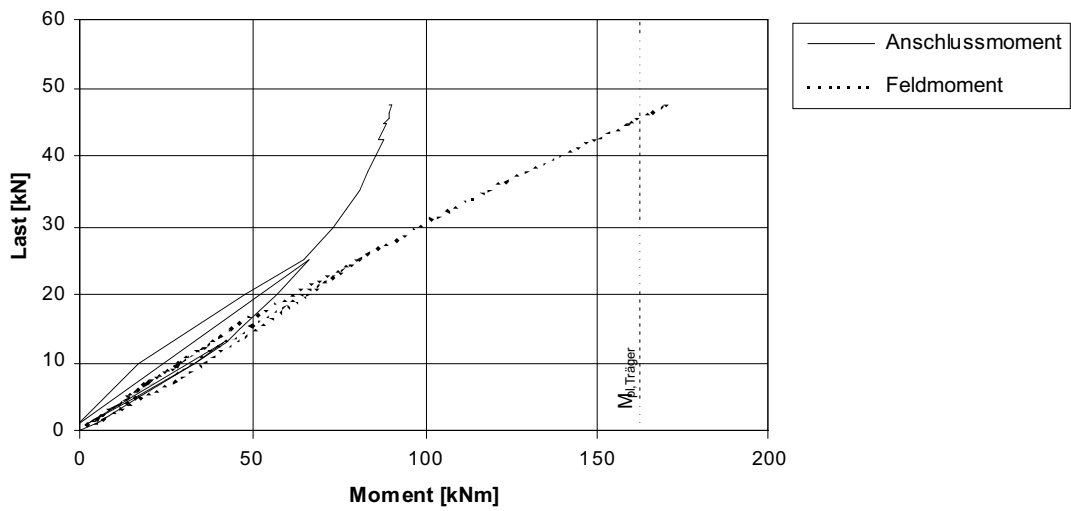


Abb. A3.59: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

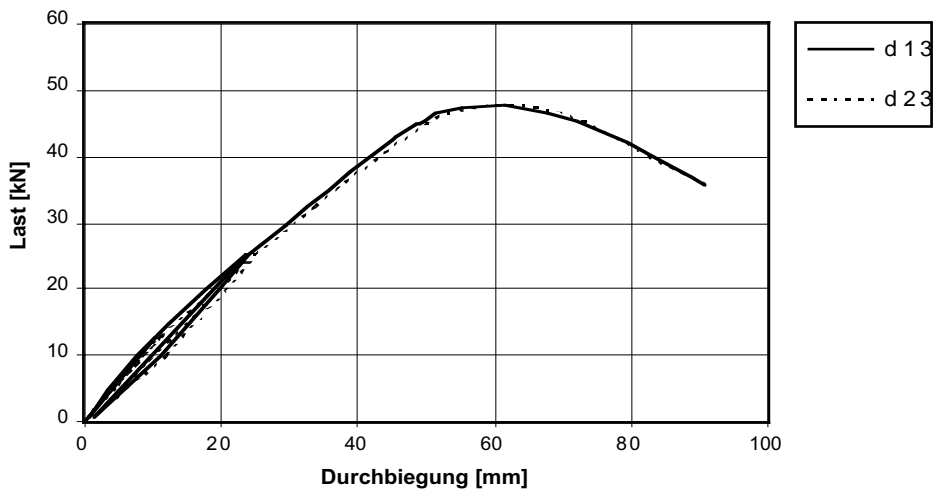


Abb. A3.60: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

Stoss																		
SZS-Code		Schrauben			Stirnplatte				Lochbild							Schweissnähte		Auf-lager
	$M_{A,SZS}$ [kNm]	n	d_s	b_p	d_p	h_p	u	e_1	e_2	e_3	e_4	w_1	w_2	w_3	a_1	a_f	a_w	t
HBU 216	77.6	6	M16	200	15	270	~10	25	85	100	60	120	-	40	35	4	3	10

Träger			Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)								
Profil	Material	Biegesteifigkeit		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		$M_{pl,theo}$ [kNm]	$M_{pl,eff}$ [kNm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]
HEB 200	S 355	151	168	266	410	259	410	252	417	253	414

Tab. A3.16: Grunddaten Probekörper

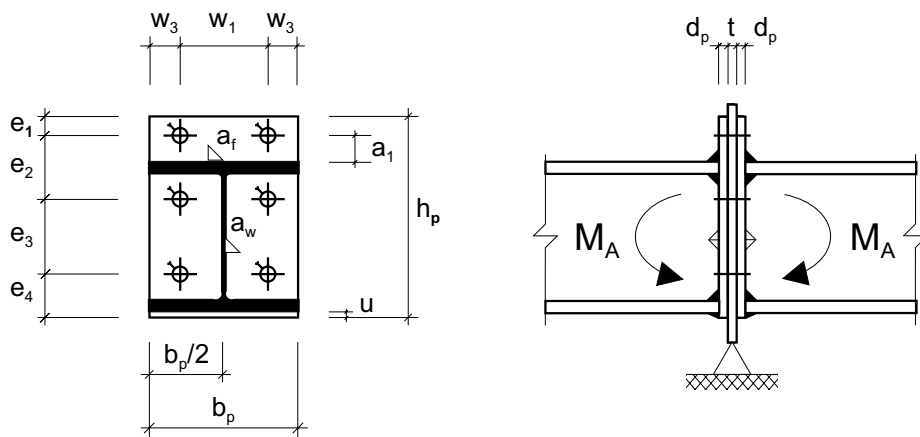


Abb. A3.61: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch	Schraube								Mutter			US	Vorspannung	
	Bez.	n	Bez.	Norm	FK	l_b	$l_b - l_s$	DMS	n	Norm	FK			Höhe
11D1	6	M16-90	DIN 933	8.8	48	48	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
11D2	6	M16-90	DIN 912	12.9	48	48	-	2	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	teilweise	

Tab. A3.17: Anordnung Probekörper

Versuch							Bemerkungen
Versuch	System	Stoss			Bruchcode		
Bez.	F_u	$C_{A,1}$	$C_{A,2}$	$M_{A,u}$		$\phi_{A,u}$	
11D1	48.0	18729	1197	99.0	0.0440	T	Platte vorverformt
11D2	52.0	9863	2202	144	0.0400	T	

Tab. A3.18: Resultate

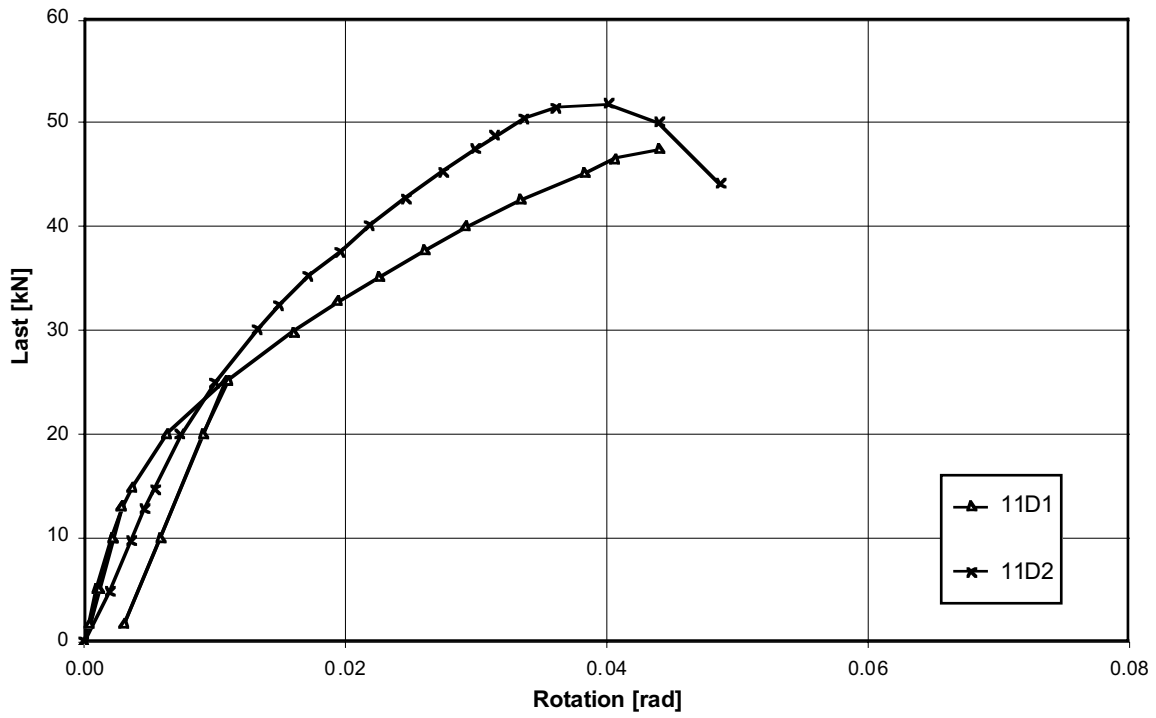


Abb. A3.62: Last F - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

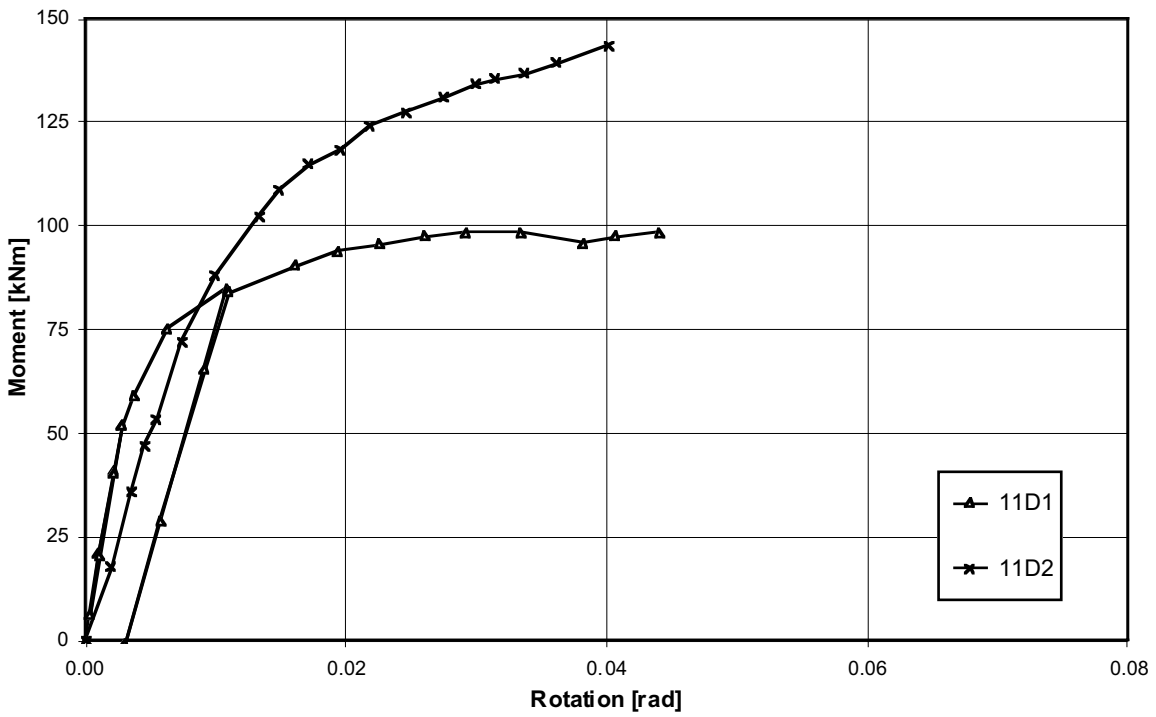


Abb. A3.63: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

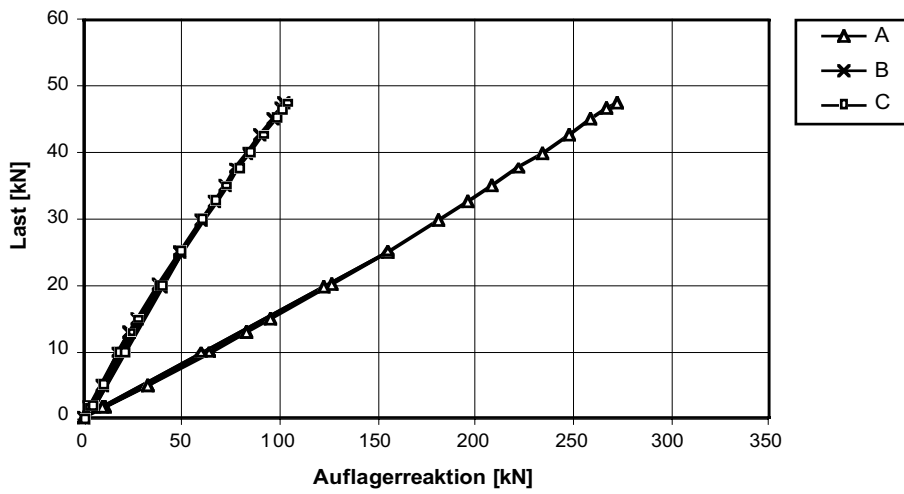


Abb. A3.64: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

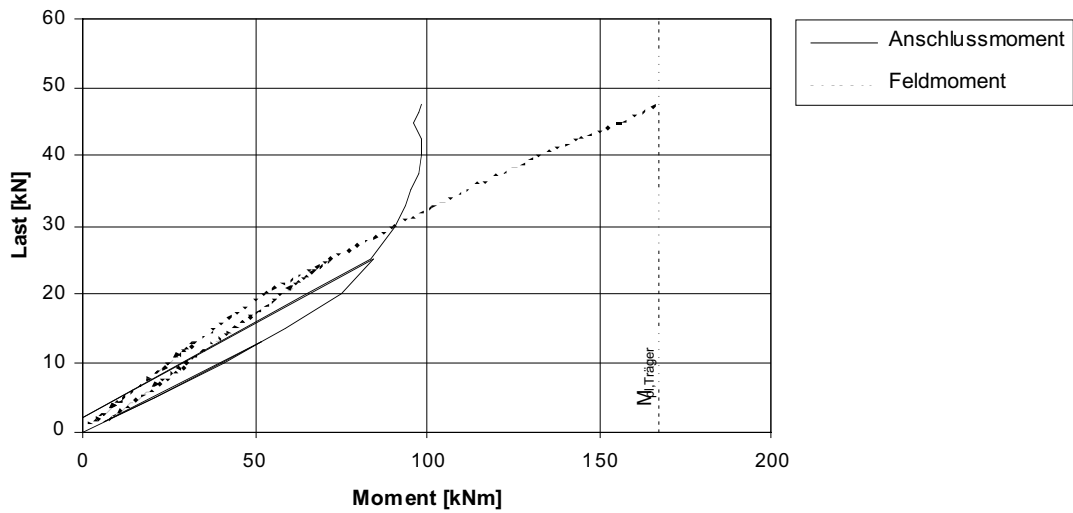


Abb. A3.65: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

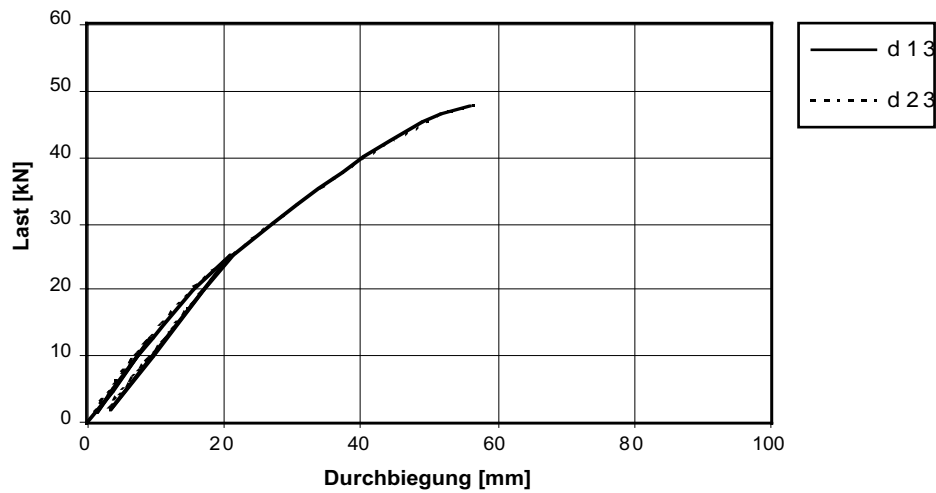


Abb. A3.66: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

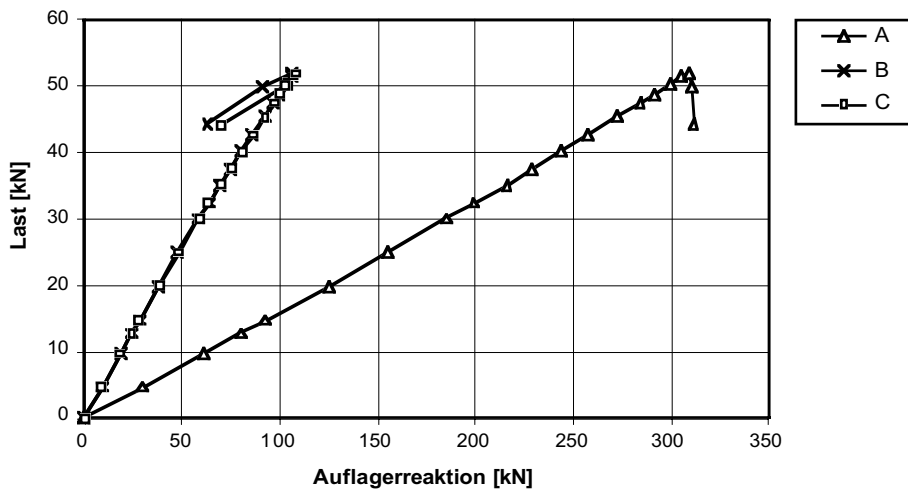


Abb. A3.67: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

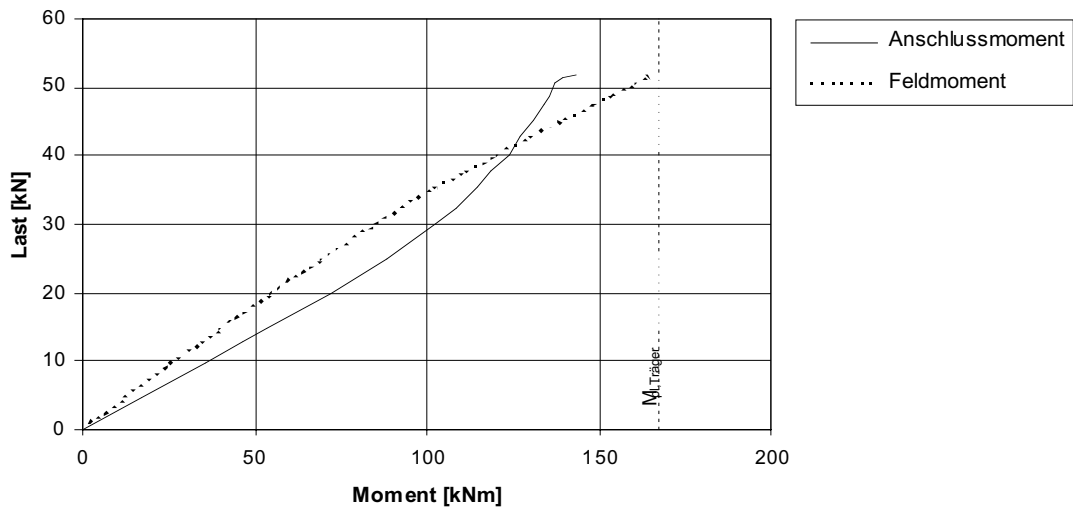


Abb. A3.68: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

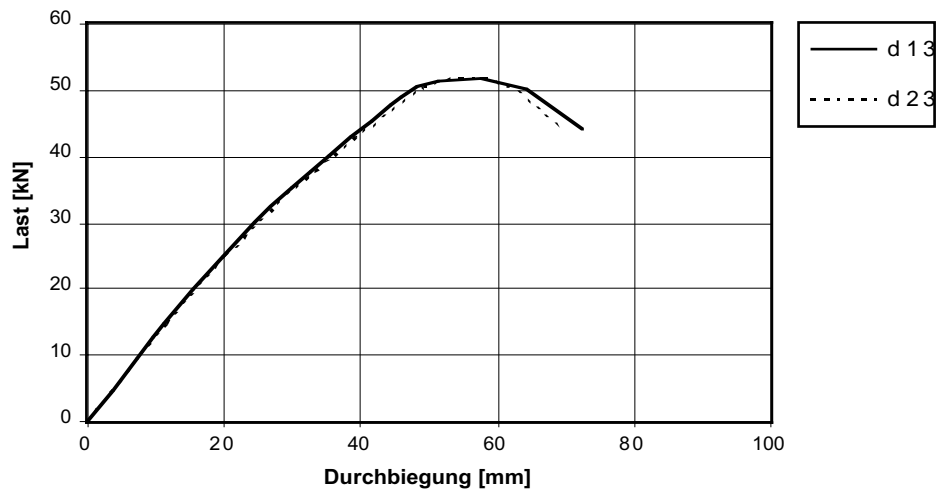


Abb. A3.69: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

Stoss																		
SZS-Code		Schrauben			Stirnplatte				Lochbild						Schweissnähte		Auf-lager	
M _{A,SZS} [kNm]	n	d _s	b _p	d _p	h _p	u	e ₁	e ₂	e ₃	e ₄	w ₁	w ₂	w ₃	a ₁	a _F	a _w	t	
HBG 237	96.6	4	M20	300	30	320	10	-	-	190	65	180	-	60	-	3	3	20

Träger				Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)							
Profil	Material	Biege-widerstand		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		M _{pl,theo} [kNm]	M _{pl,eff} [kNm]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]
HEB 300	S 355	439	423	228	385	224	382	268	421	268	422

Tab. A3.19: Grunddaten Probekörper

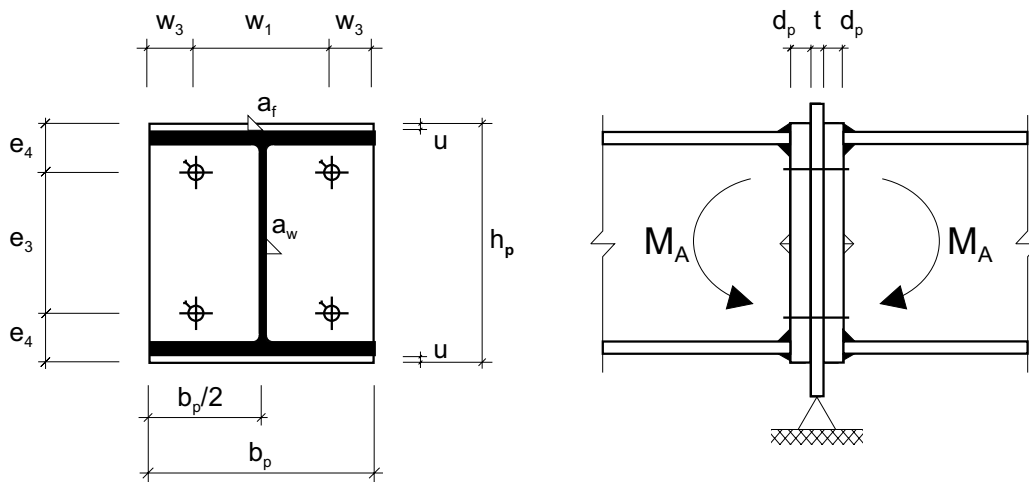


Abb. A3.70: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch	Schraube								Mutter			US	Vorspannung	
	Bez.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l _b [mm]	l _b - l _s [mm]	DMS [Stk.]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe		Norm
13D1	4	M20-110	DIN 6914	10.9	88	~16	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
13D2	4	M20-120	HVN	10.9	88	88	-	1	DIN 6915	10	1,0*d	DIN 6916	voll	

Tab. A3.20: Anordnung Probekörper

Versuch							Bemerkungen
Versuch	System	Stoss			Bruchcode		
Bez.	F _u [kN]	C _{A,1} [kNm/rad]	C _{A,2} [kNm/rad]	M _{A,u} [kNm]		φ _{A,u} [rad]	
13D1	56.0	75550	8198	142	0.0096	G	
13D2	103	35946	1971	142	0.0380	T	

Tab. A3.21: Resultate

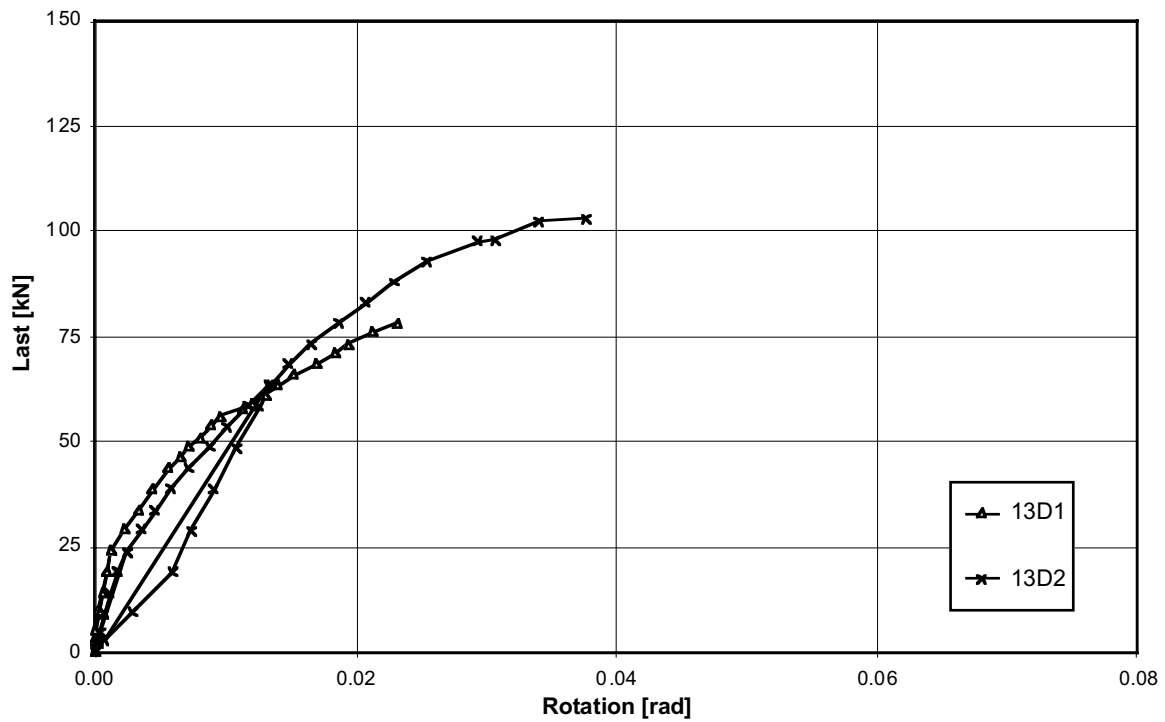


Abb. A3.71: Last F - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

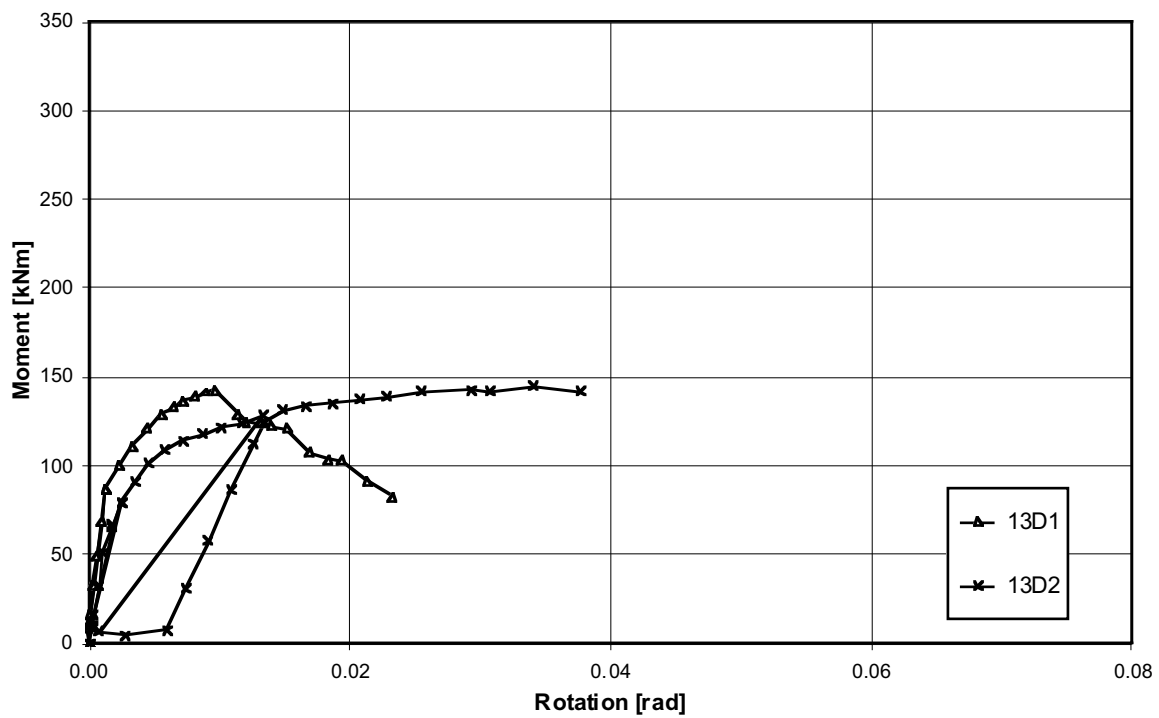


Abb. A3.72: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

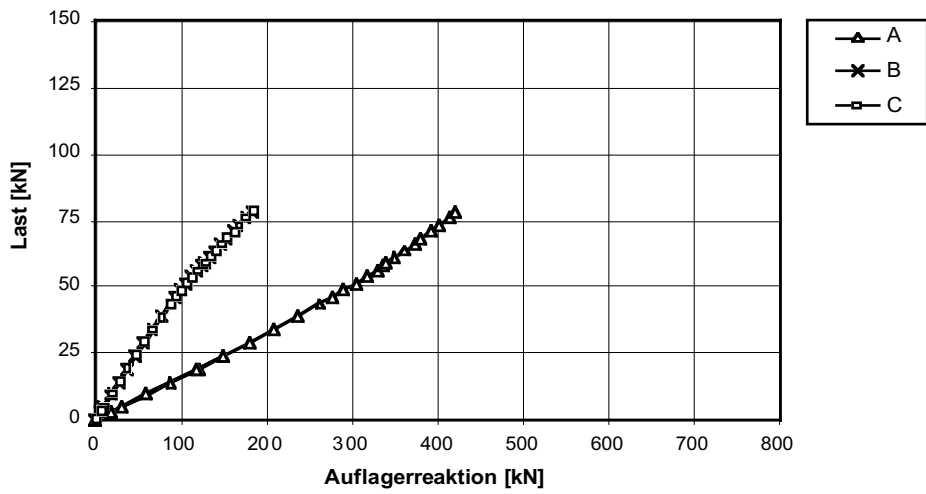


Abb. A3.73: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

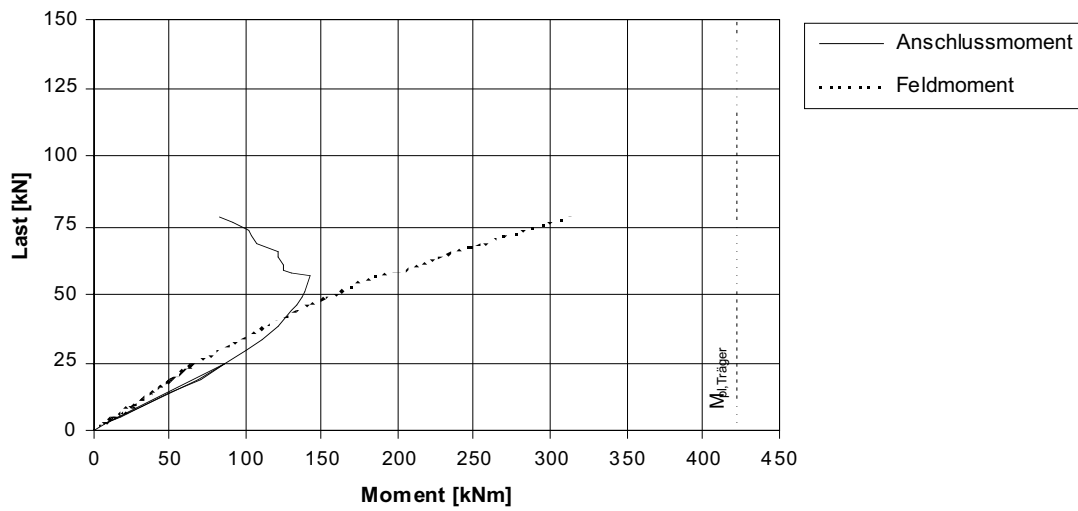


Abb. A3.74: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

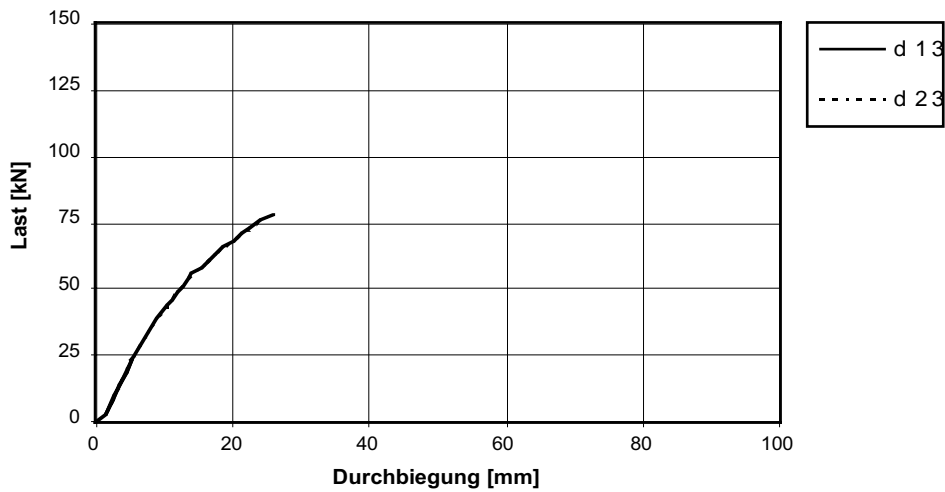


Abb. A3.75: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

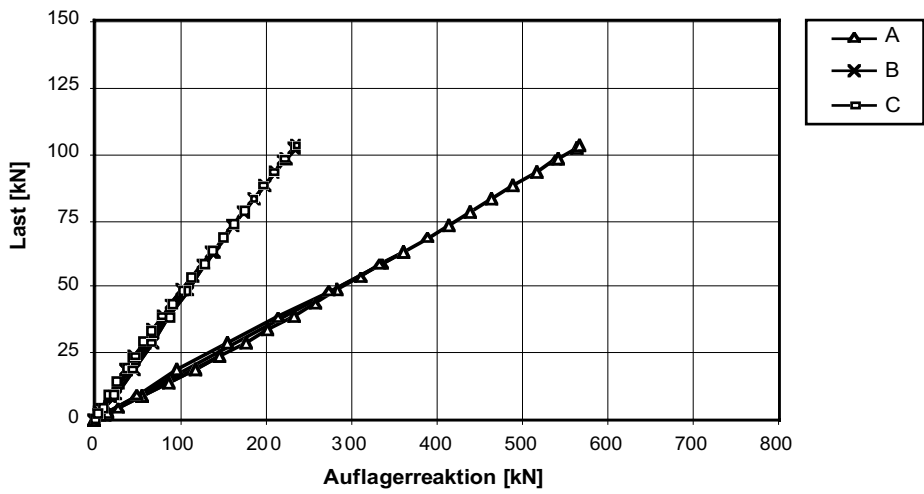


Abb. A3.76: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

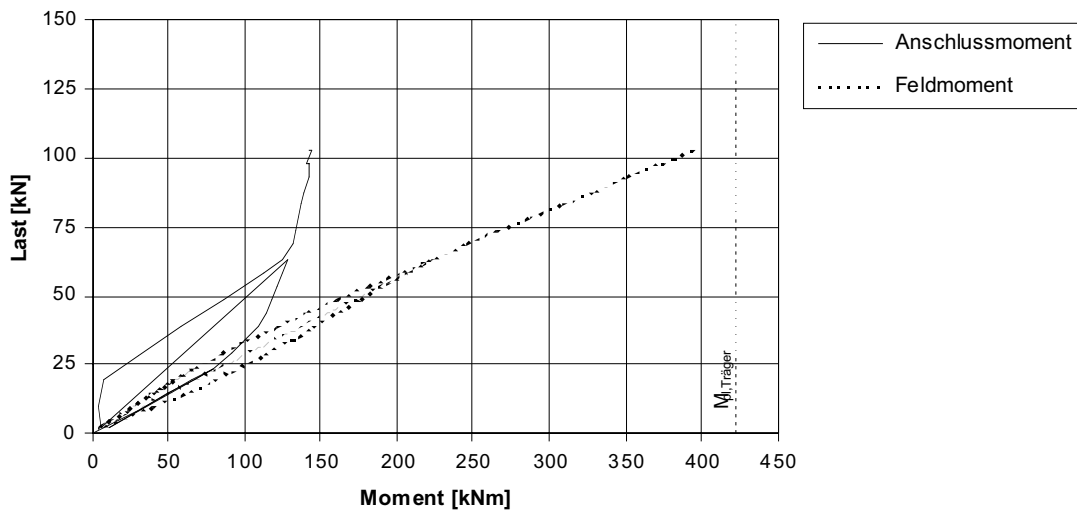


Abb. A3.77: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

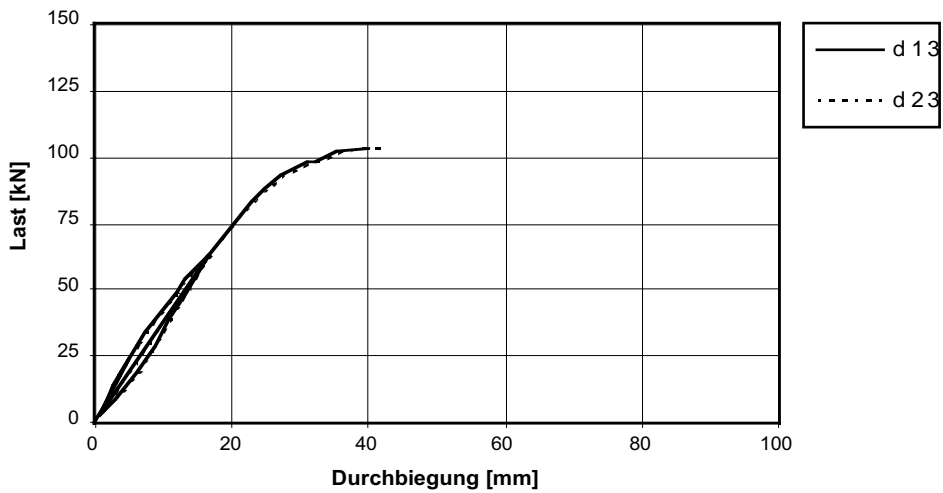


Abb. A3.78: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

Stoss																		
SZS-Code		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild						Schweissnähte		Auf-lager		
M _{A,SZS} [kNm]	n [Stk.]	d _s	b _p [mm]	d _p [mm]	h _p [mm]	u	e ₁ [mm]	e ₂ [mm]	e ₃ [mm]	e ₄ [mm]	w ₁ [mm]	w ₂ [mm]	w ₃ [mm]	a ₁ [mm]	a _F [mm]	a _w [mm]	t [mm]	
HBG 235	173	4	M27	300	40	320	10	-	-	170	75	180	-	60	-	4	3	20

Träger				Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)							
Profil	Material	Biegesteifigkeit		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		M _{pl,theo} [kNm]	M _{pl,eff} [kNm]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]
HEB 300	S 355	439	425	226	387	229	387	276	435	277	434

Tab. A3.22: Grunddaten Probekörper

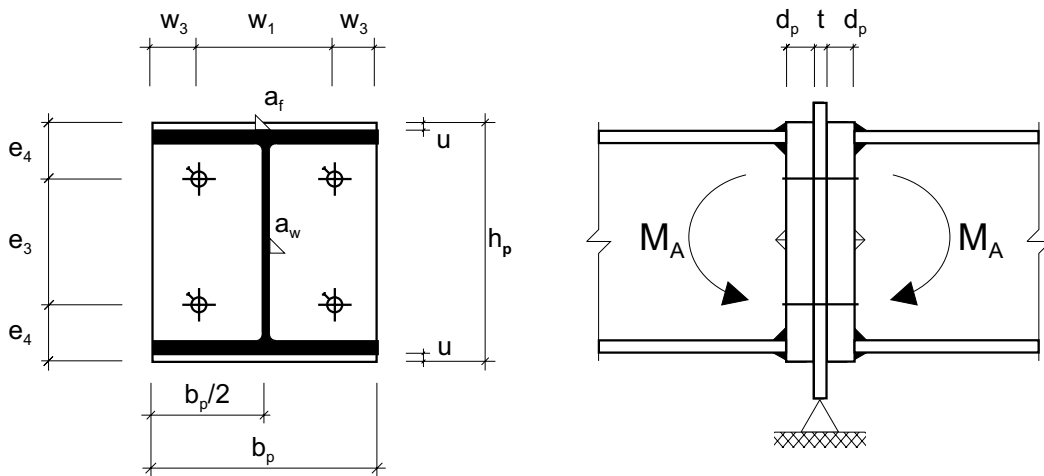


Abb. A3.79: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch		Schraube							Mutter			US	Vor-spannung	
Bez.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l _b [mm]	l _b - l _s [mm]	DMS [Stk.]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe	Norm		
14D1	4	M27-140	DIN 6914	10.9	108	~15	4	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
14D2	4	M27-160	DIN 933	8.8	108	108	-	2	DIN 934	12	0,8*d	DIN 6916	teilweise	

Tab. A3.23: Anordnung Probekörper

Versuch								
Versuch Bez.	System F _u [kN]	Stoss					Bruch- code	Bemerkungen
		C _{A,1} [kNm/rad]	C _{A,2} [kNm/rad]	M _{A,u} [kNm]	φ _{A,u} [rad]			
14D1	91.0	51080	7002	234	0.0190	G		
14D2	115	19876	2213	235	0.0590	T		

Tab. A3.24: Resultate

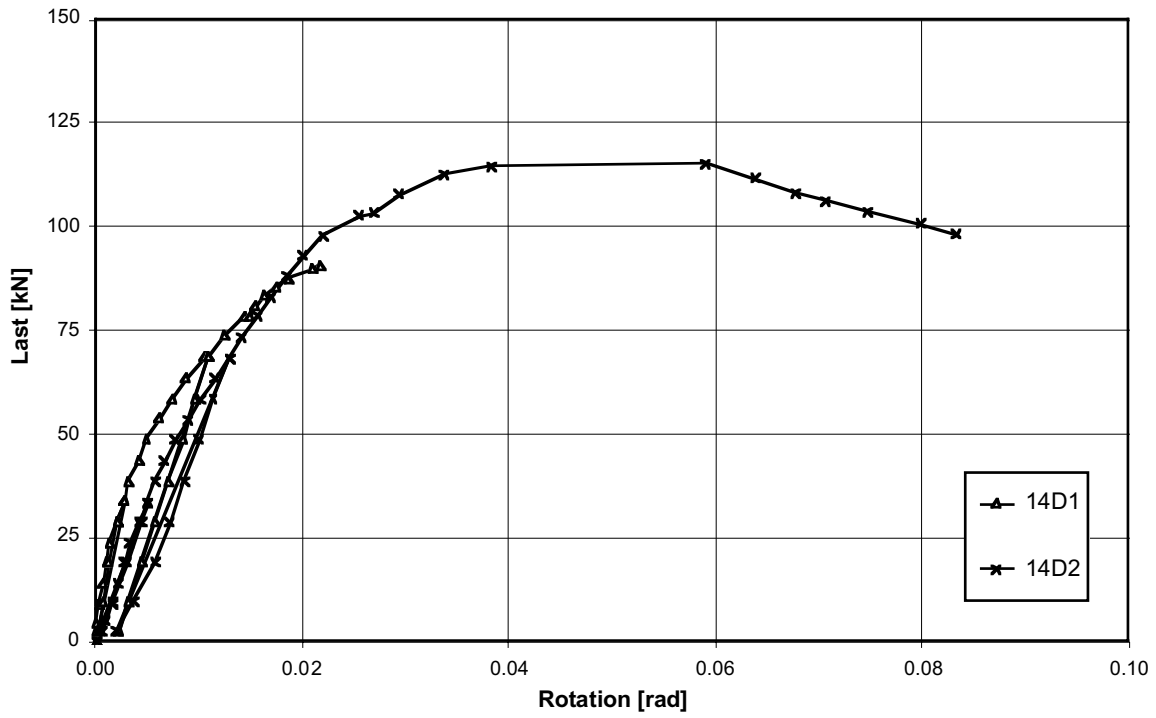


Abb. A3.80: Last F - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

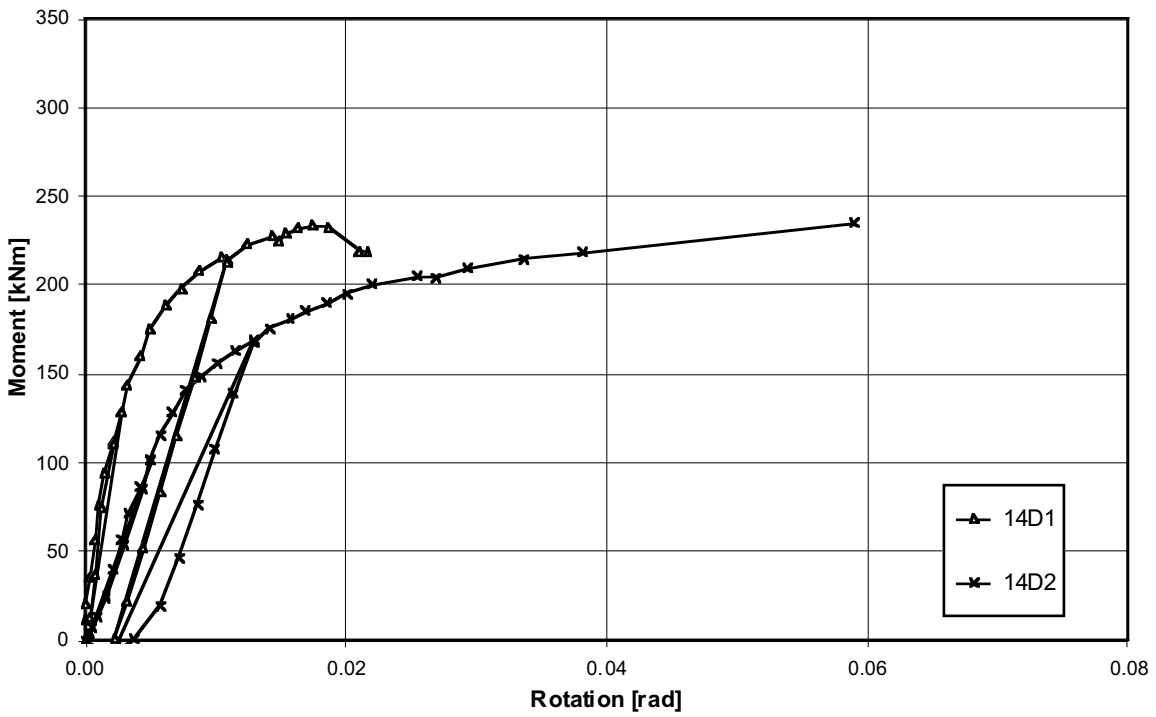


Abb. A3.81: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

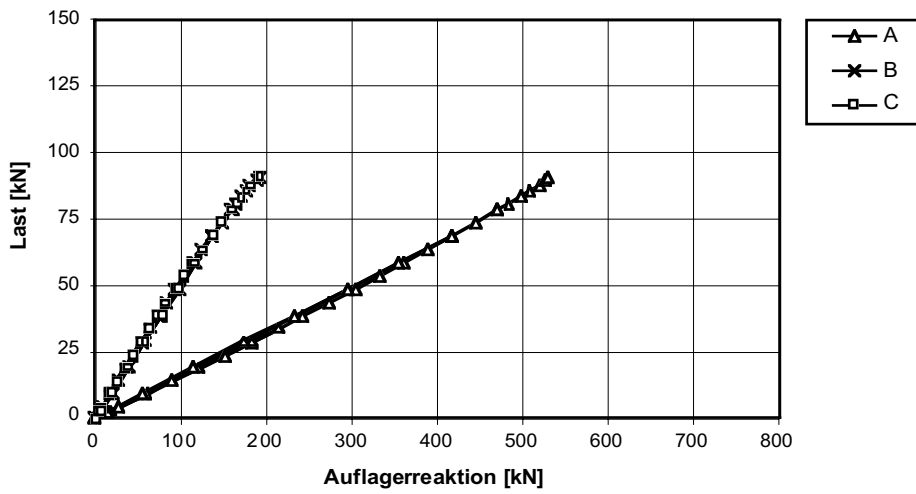


Abb. A3.82: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

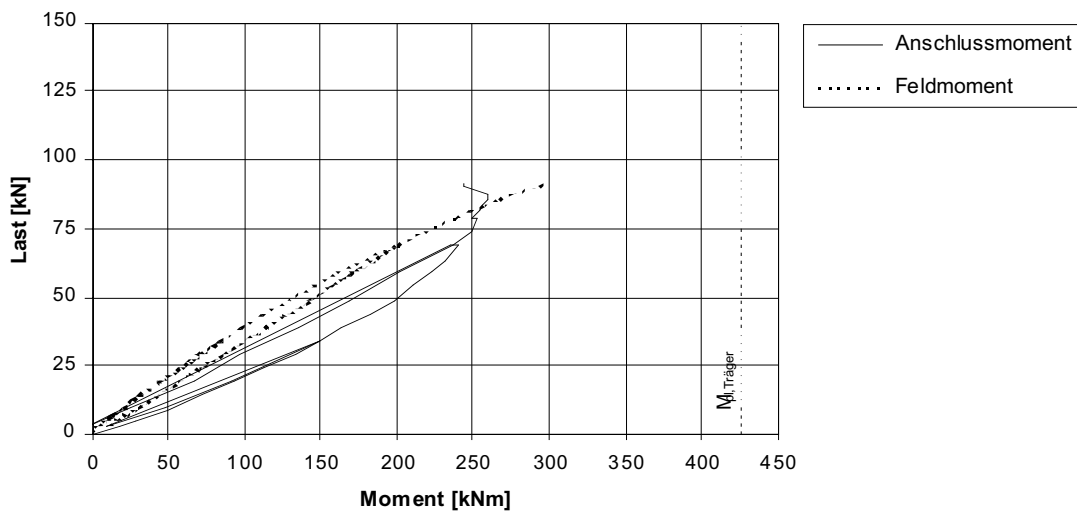


Abb. A3.83: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

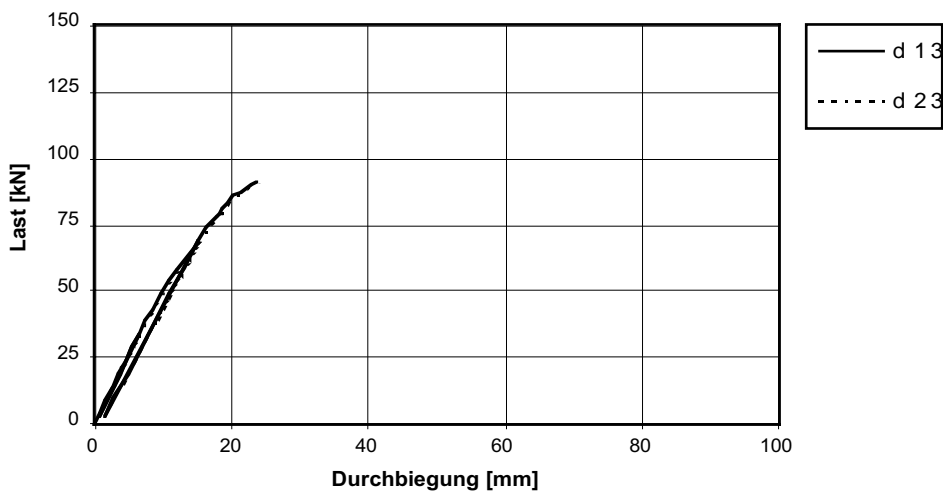


Abb. A3.84: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

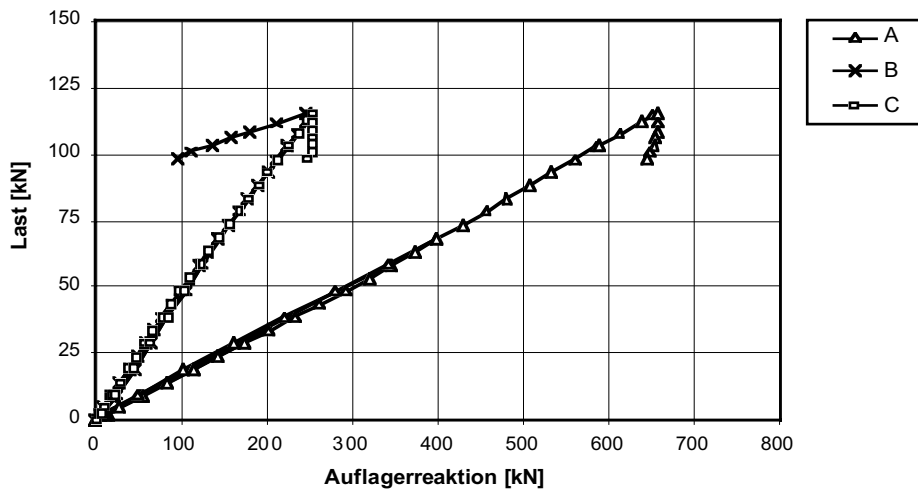


Abb. A3.85: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

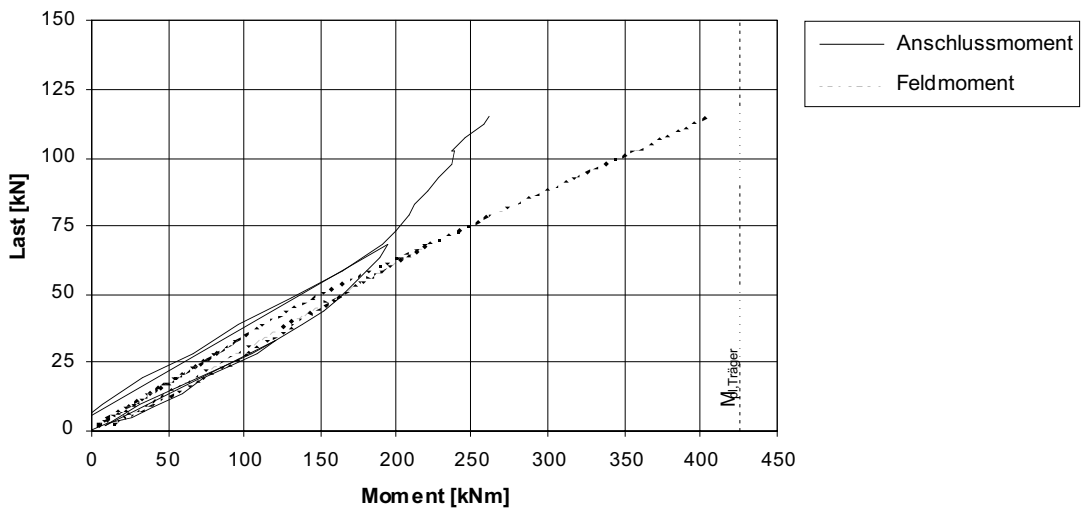


Abb. A3.86: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

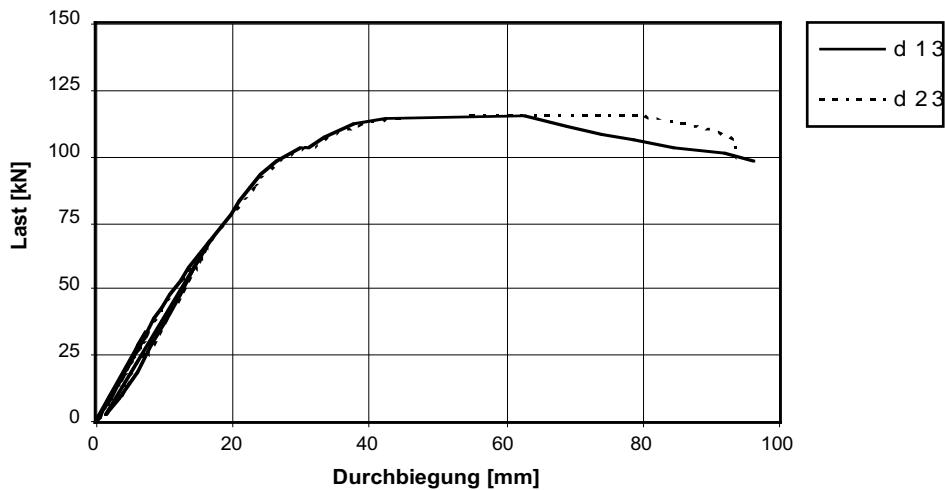


Abb. A3.87: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

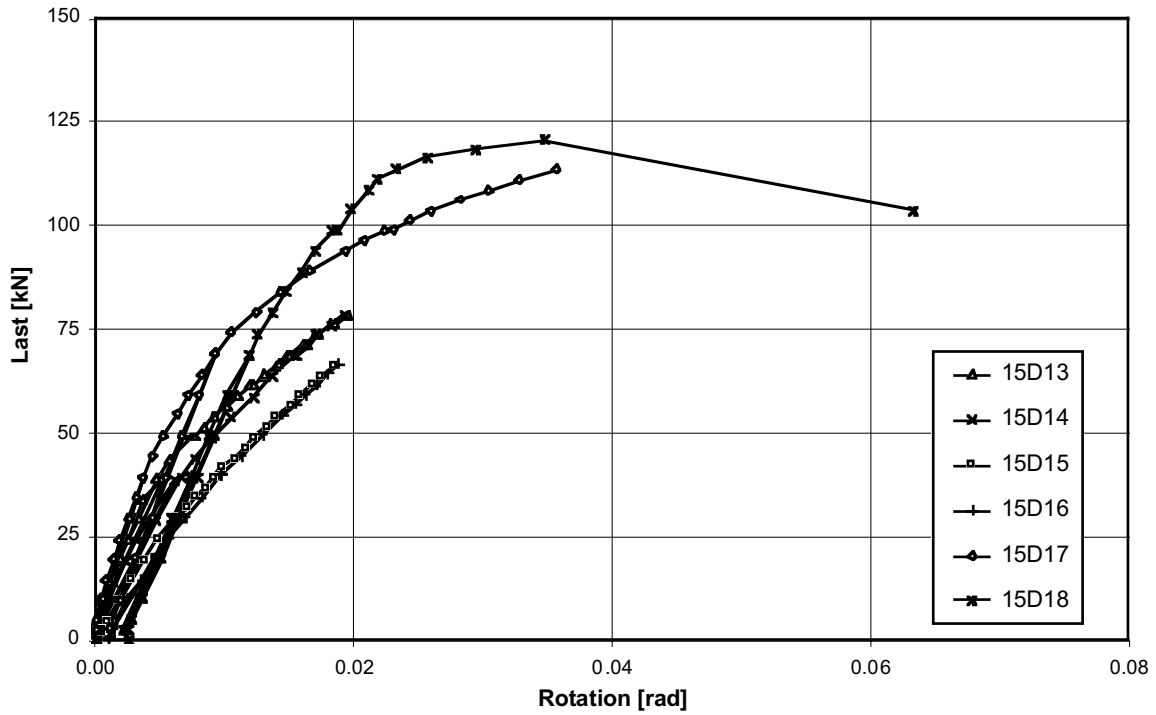


Abb. A3.89: Last F - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

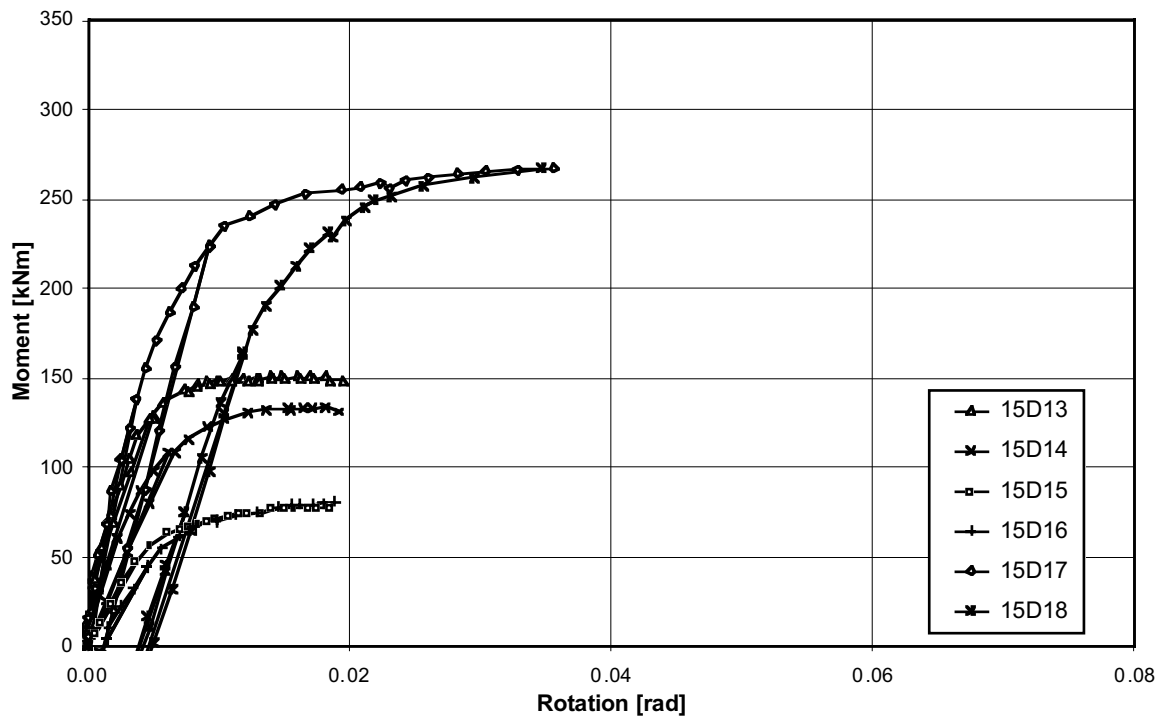


Abb. A3.90: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

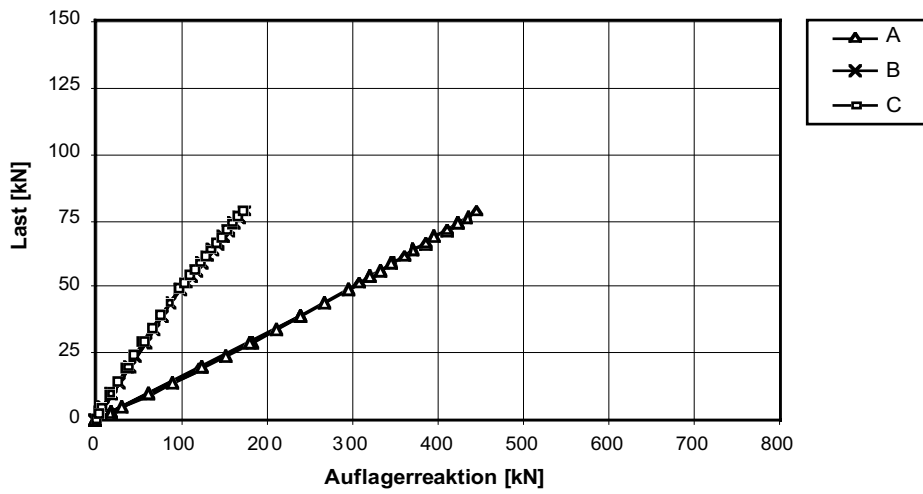


Abb. A3.91: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

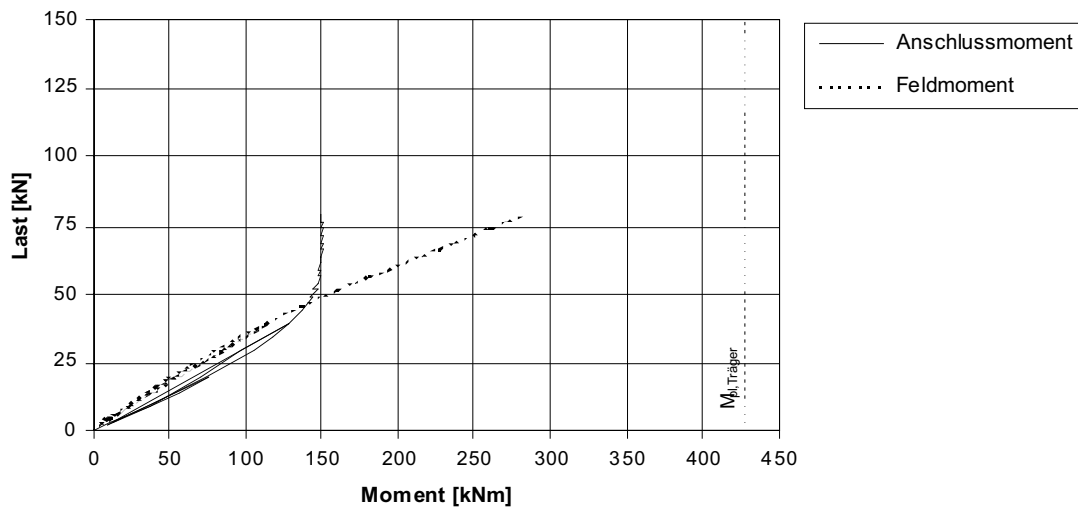


Abb. A3.92: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

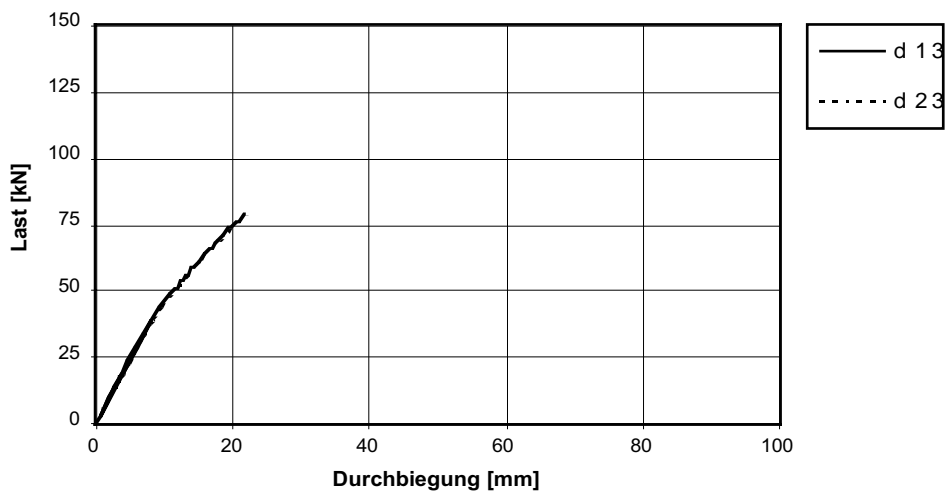


Abb. A3.93: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

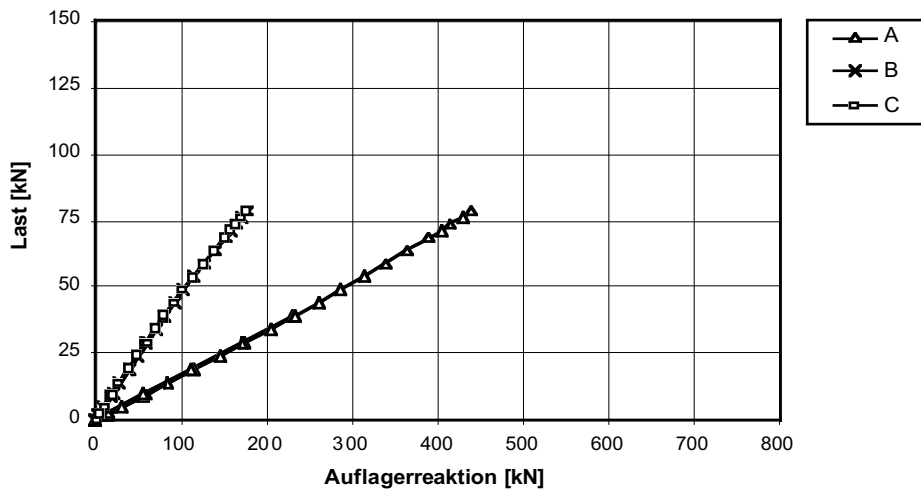


Abb. A3.94: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

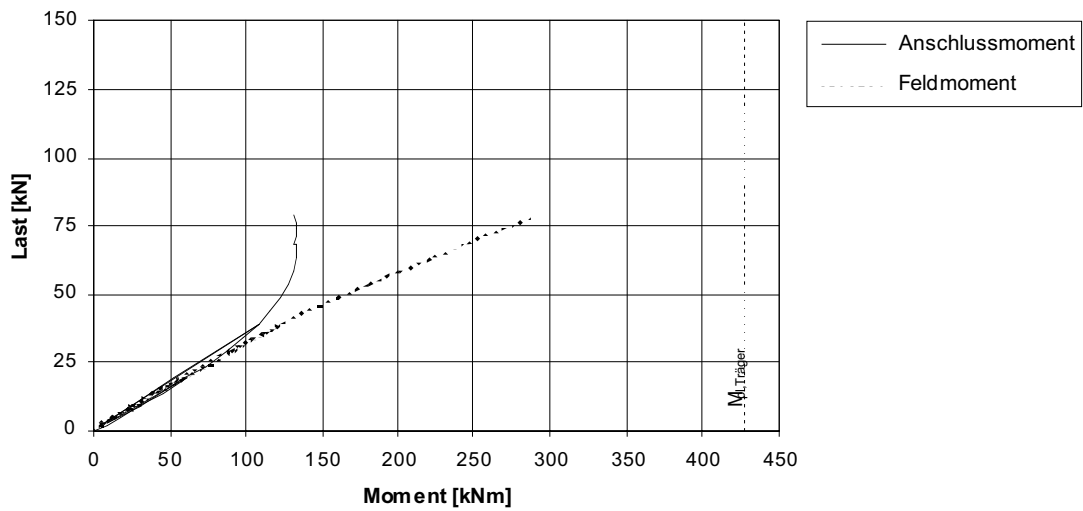


Abb. A3.95: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

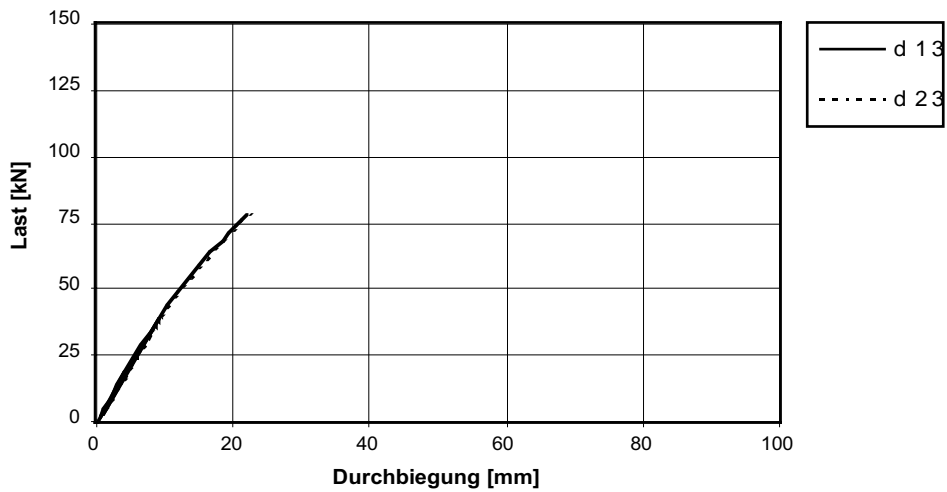


Abb. A3.96: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

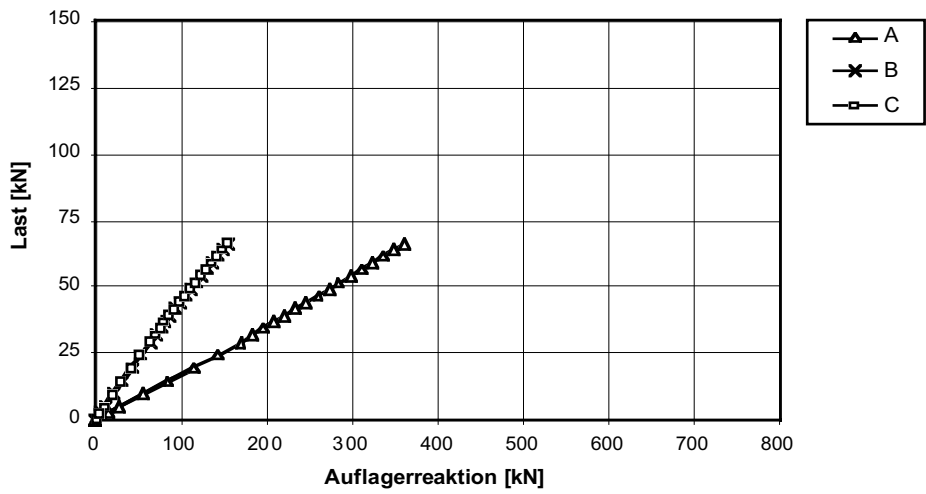


Abb. A3.97: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

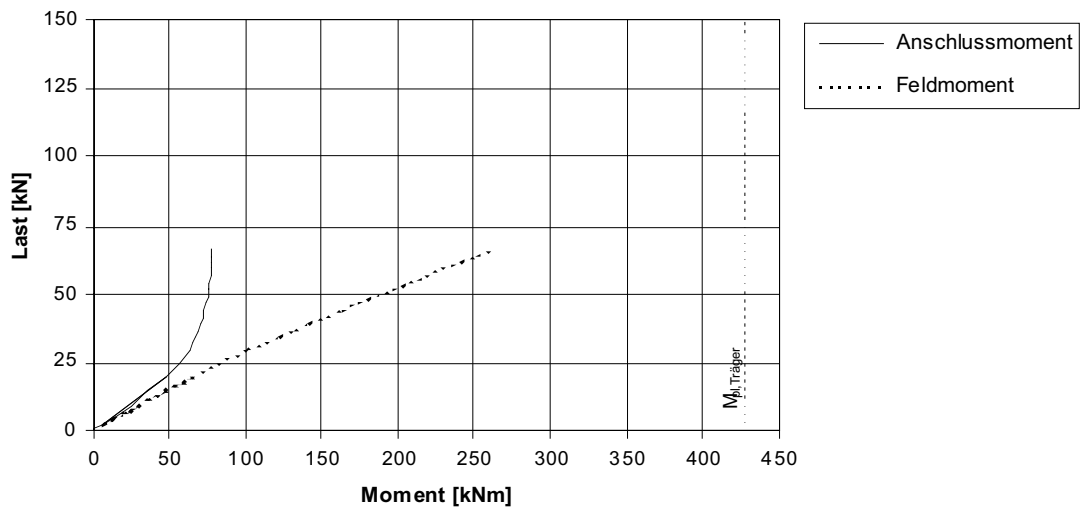


Abb. A3.98: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

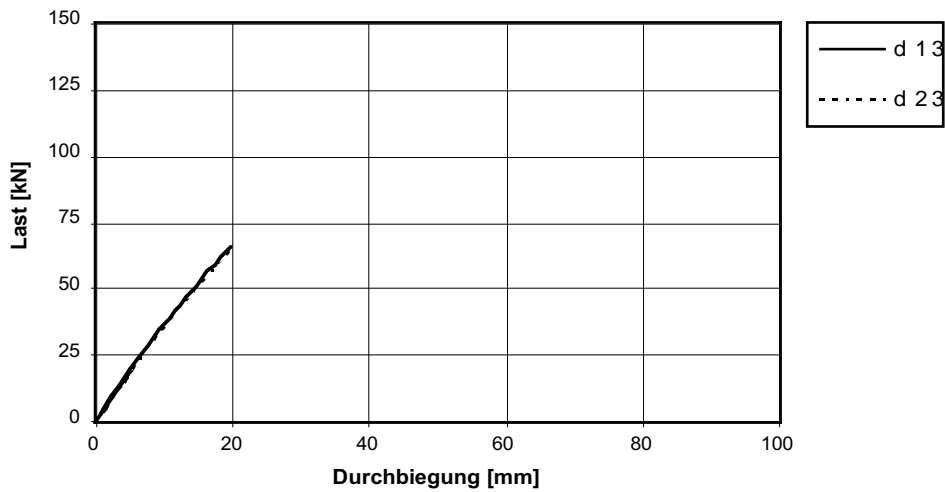


Abb. A3.99: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

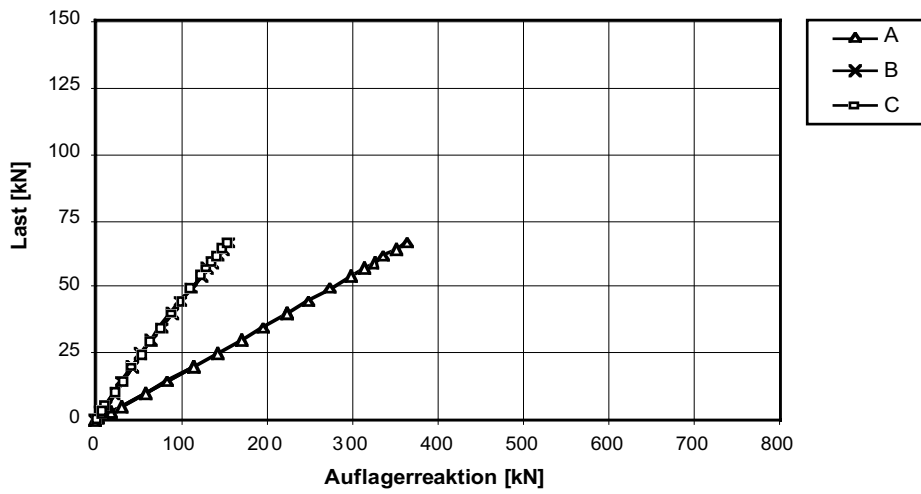


Abb. A3.100: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

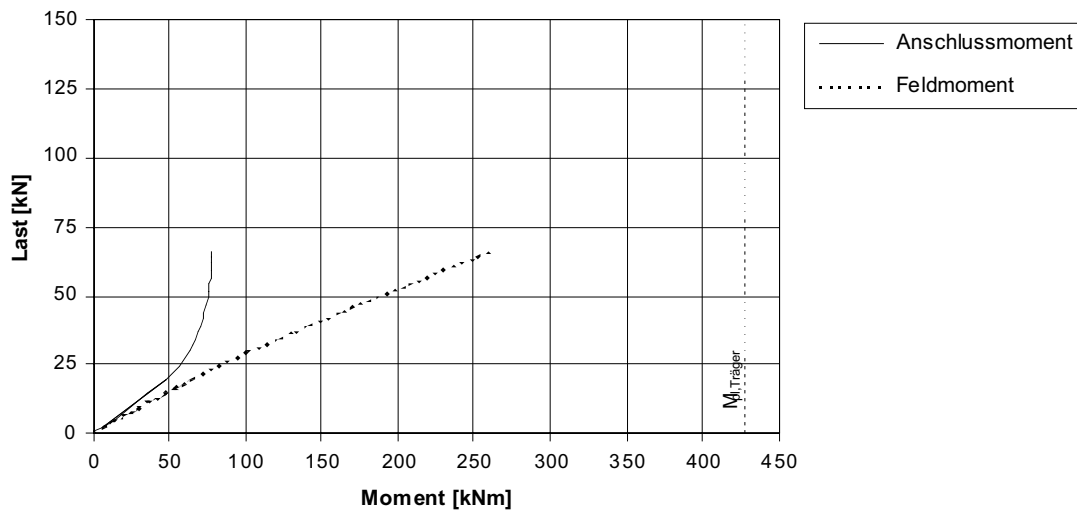


Abb. A3.101: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

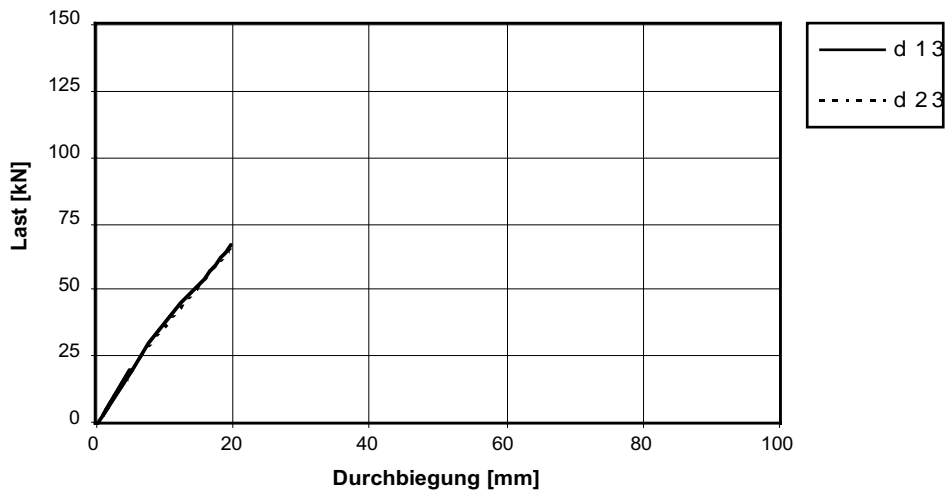


Abb. A3.102: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

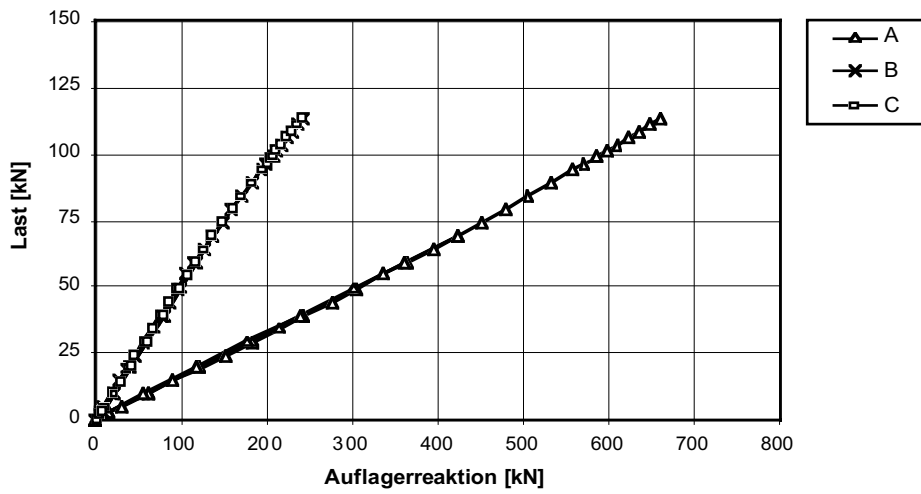


Abb. A3.103: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

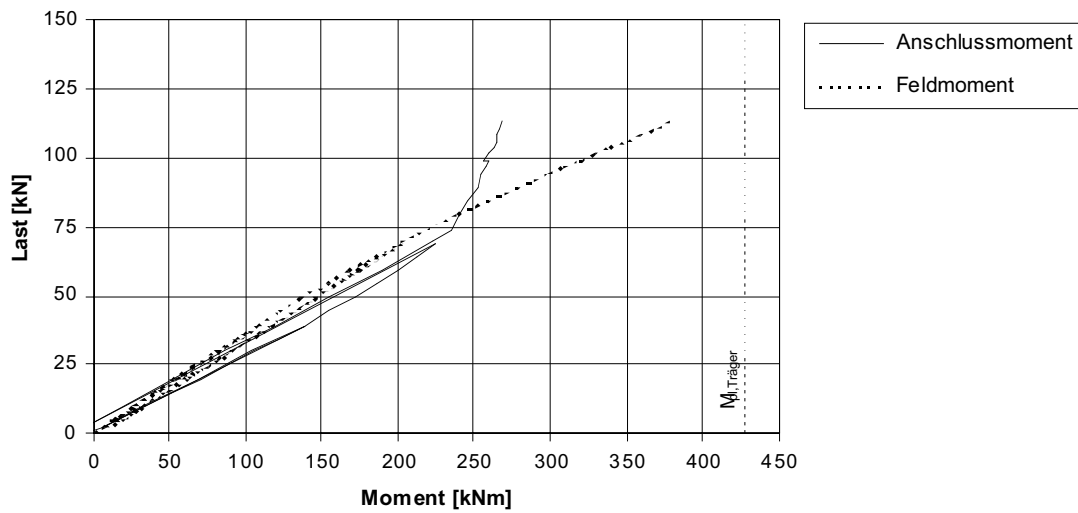


Abb. A3.104: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

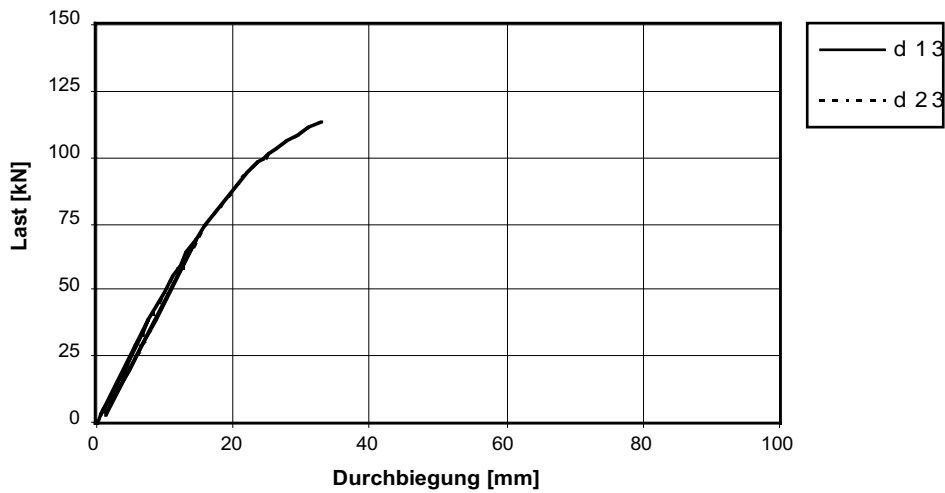


Abb. A3.105: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

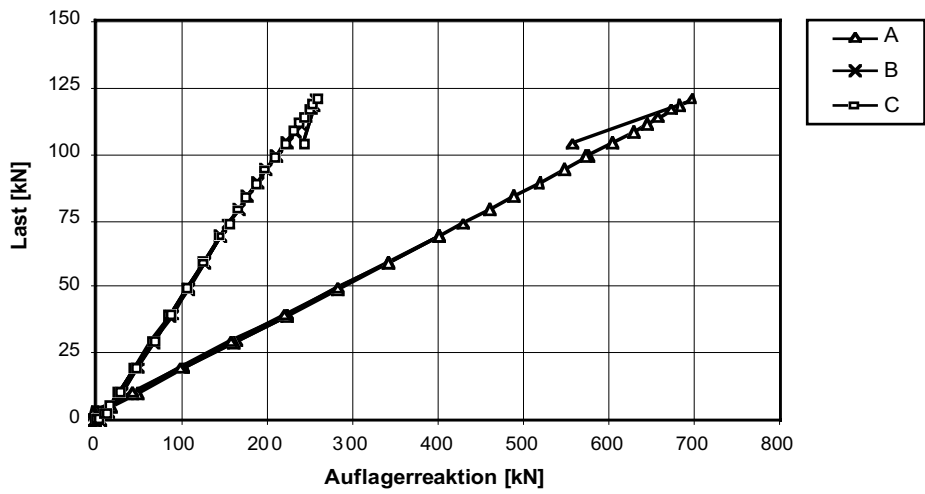


Abb. A3.106: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

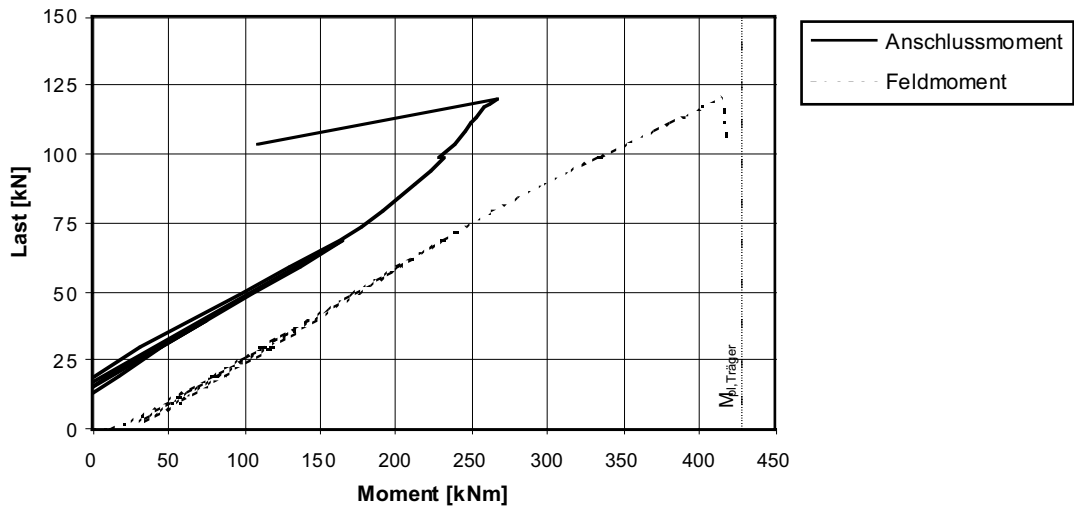


Abb. A3.107: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

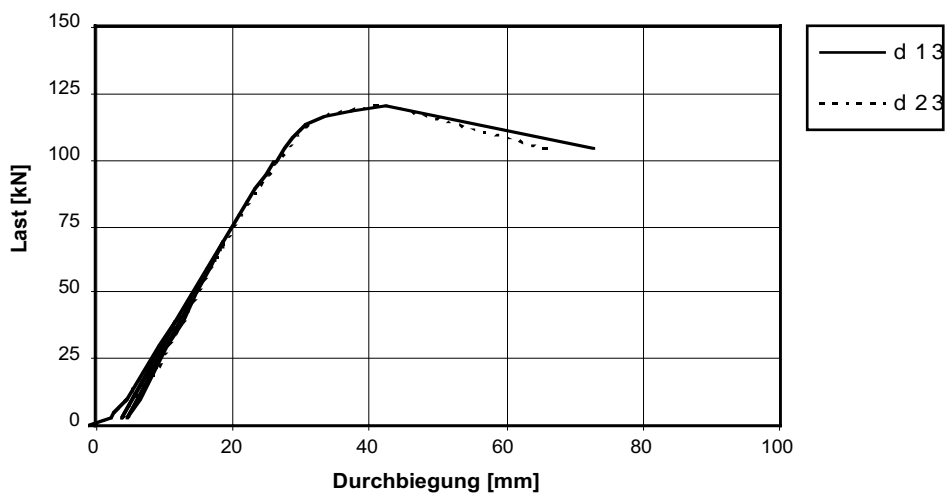


Abb. A3.108: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

Stoss		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild							Schweissnähte		Auf-lager	
SZS-Code	$M_{A,SZS}$ [kNm]	n	d_s	b_p	d_p	h_p	u	e_1	e_2	e_3	e_4	w_1	w_2	w_3	a_1	a_f	a_w	t
HBU 241	186	6	M20	300	20	380	~10	30	95	190	65	180	-	60	40	4	3	20

Träger				Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)							
Profil	Material	Biegesteifigkeit		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		$M_{pl,theo}$ [kNm]	$M_{pl,eff}$ [kNm]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]
HEB 300	S 355	439	426	230	384	226	381	253	414	252	415

Tab. A3.28: Grunddaten Probekörper

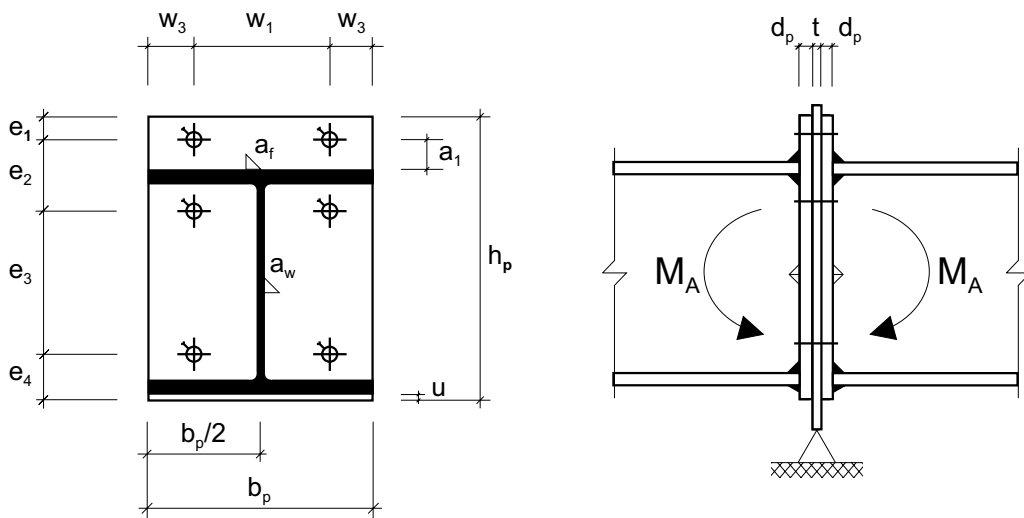


Abb. A3.109: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur														
Versuch	Schraube								Mutter			US	Vorspannung	
Bez.	n	Bez.	Norm	FK	l_b	$l_b - l_s$	DMS	n	Norm	FK	Höhe	Norm		
	[Stk.]				[mm]	[mm]	[Stk.]	[Stk.]						
16D1	6	M20-100	DIN 6914	10.9	68	~3	6	1	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll	
16D2	6	M20-100	HVN	10.9	68	68	-	1	DIN 6915	10	1,0*d	DIN 6916	voll	

Tab. A3.29: Anordnung Probekörper

Versuch							Bemerkungen
Versuch	System	Stoss			Bruch-		
Bez.	F_u	$C_{A,1}$	$C_{A,2}$	$M_{A,u}$	$\phi_{A,u}$	code	
	[kN]	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[kNm]	[rad]		
16D1	78.0	61866	16575	251	0.0096	G	
16D2	118	38850	4940	298	0.0340	T	

Tab. A3.30: Resultate

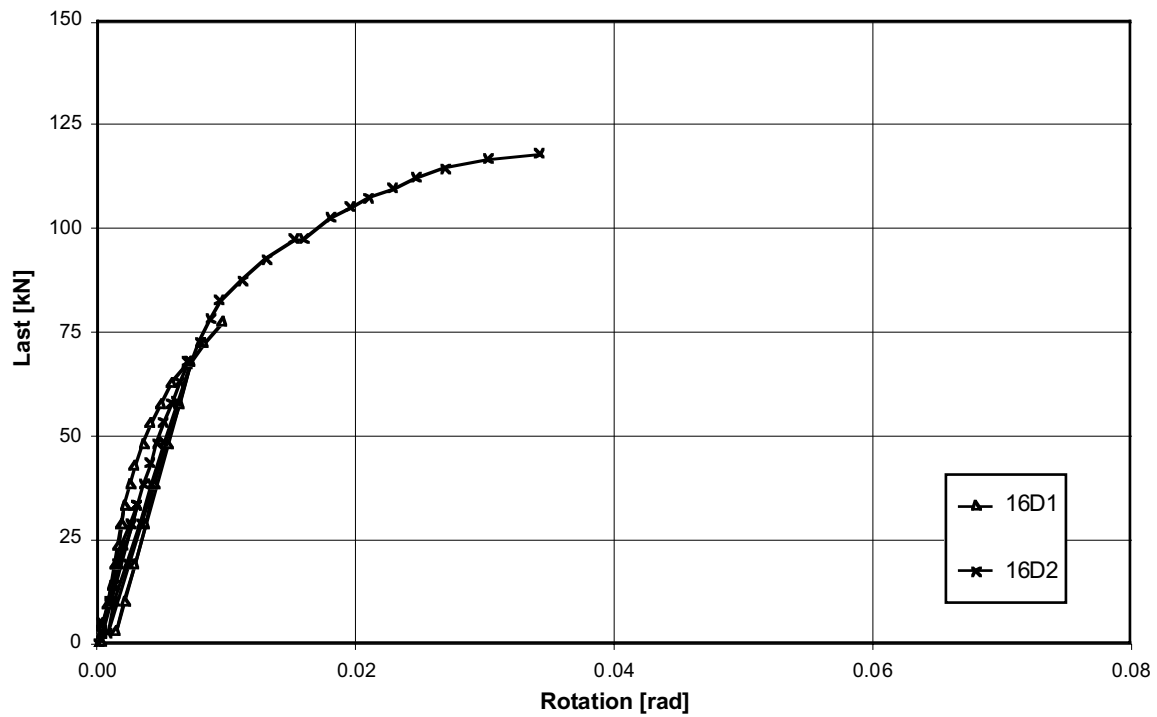


Abb. A3.110: Last F - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

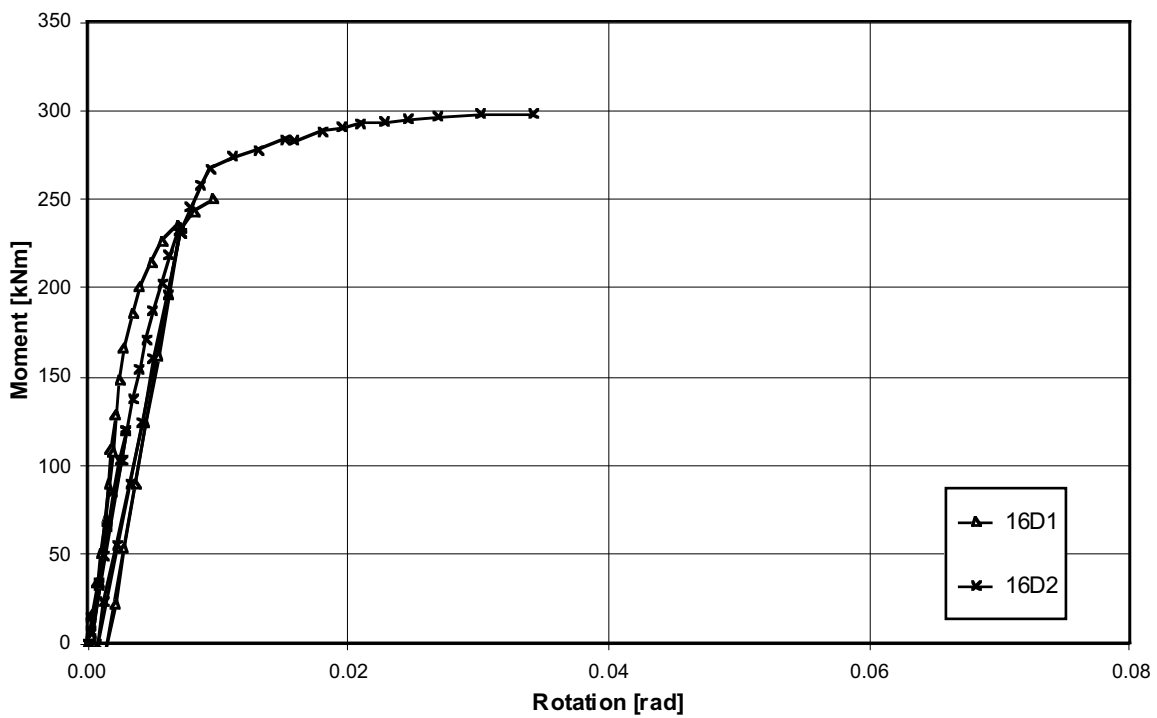


Abb. A3.111: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

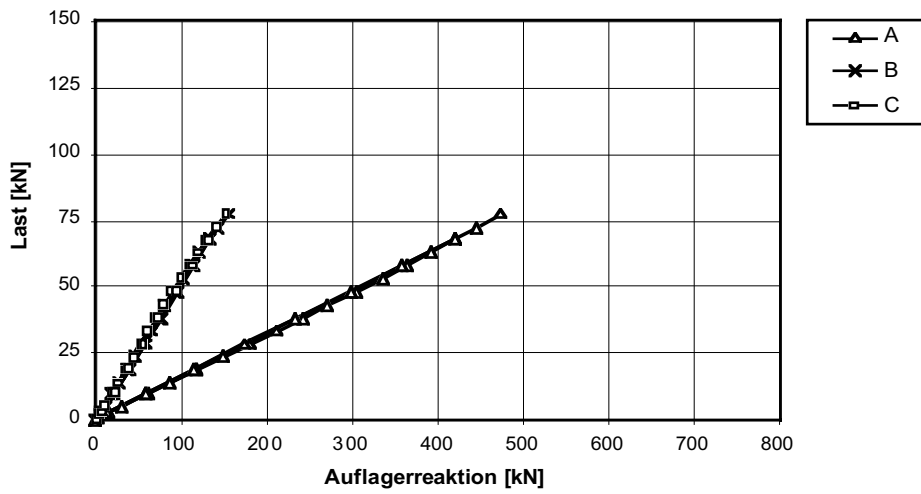


Abb. A3.112: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

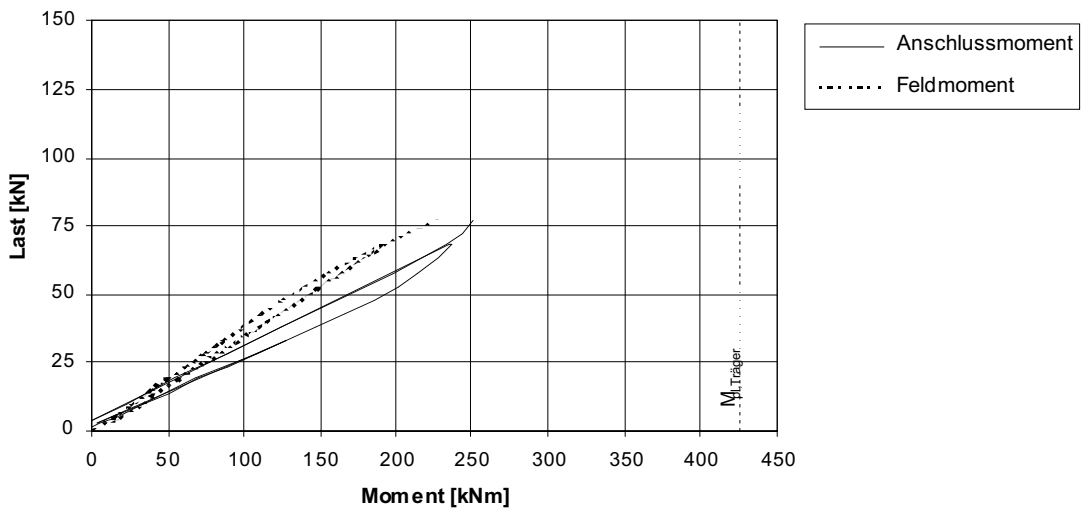


Abb. A3.113: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

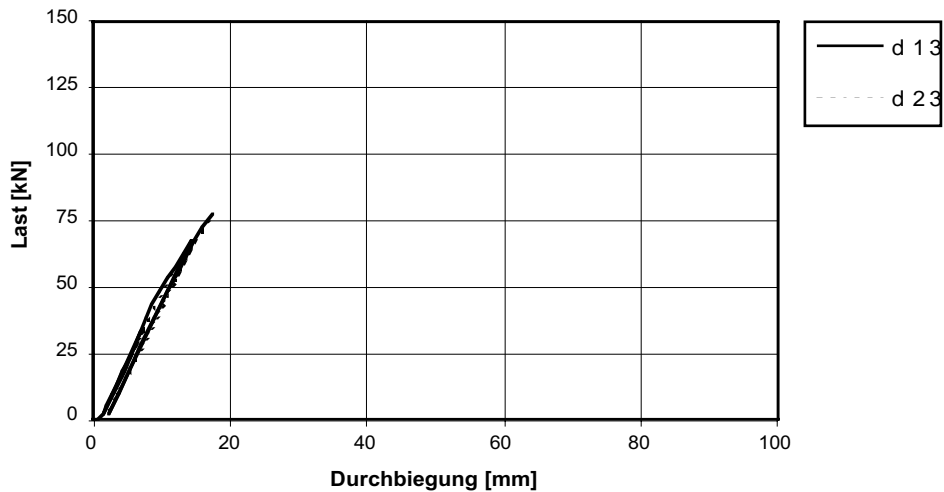


Abb. A3.114: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

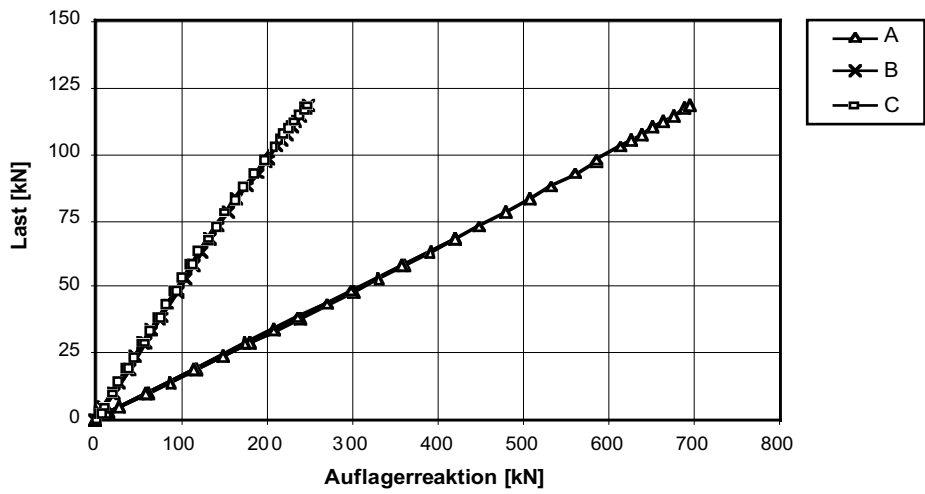


Abb. A3.115: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

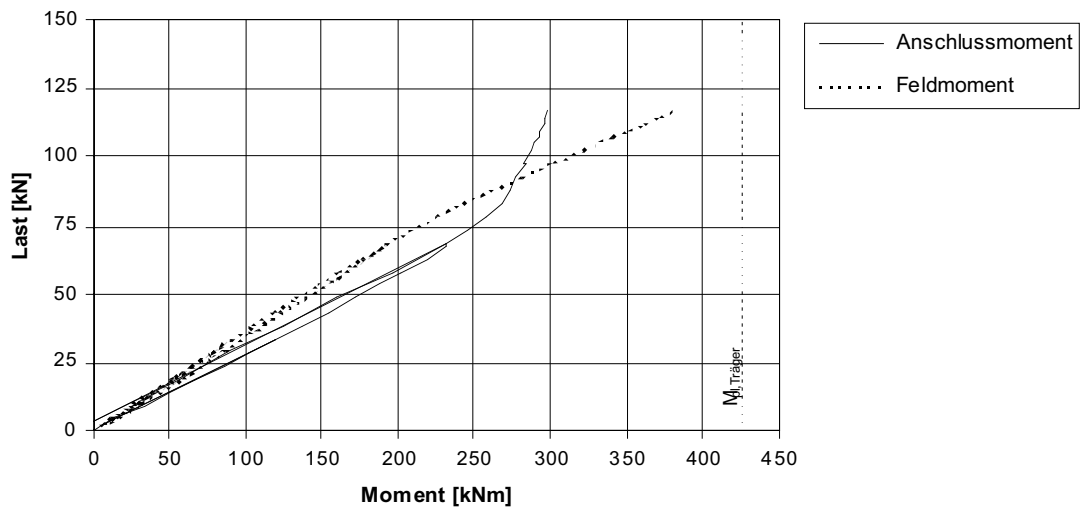


Abb. A3.116: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

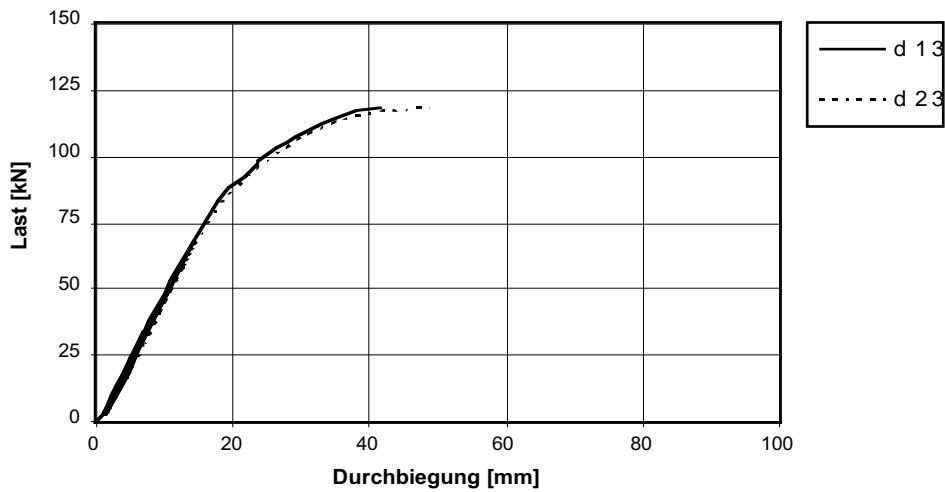


Abb. A3.117: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

Stoss																			
SZS-Code		Schrauben		Stirnplatte				Lochbild								Schweissnähte		Auf-lager	
M _{A,SZS} [kNm]	n [Stk.]	d _s	b _p [mm]	d _p [mm]	h _p [mm]	u	e ₁ [mm]	e ₂ [mm]	e ₃ [mm]	e ₄ [mm]	w ₁ [mm]	w ₂ [mm]	w ₃ [mm]	a ₁ [mm]	a _F [mm]	a _w [mm]	t [mm]		
HBU 417	239	12	M16	300	15	370	~10	25	90	190	65	120	55	35	35	6	3	20	

Träger				Materialkennwerte (Resultate Zugversuche)							
Profil	Material	Biege-widerstand		Oberflansch		Unterflansch		Stirnplatte 1		Stirnplatte 2	
		M _{pl,theo} [kNm]	M _{pl,eff} [kNm]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]
HEB 300	S 355	439	418	226	389	221	385	252	417	253	414

Tab. A3.31: Grunddaten Probekörper

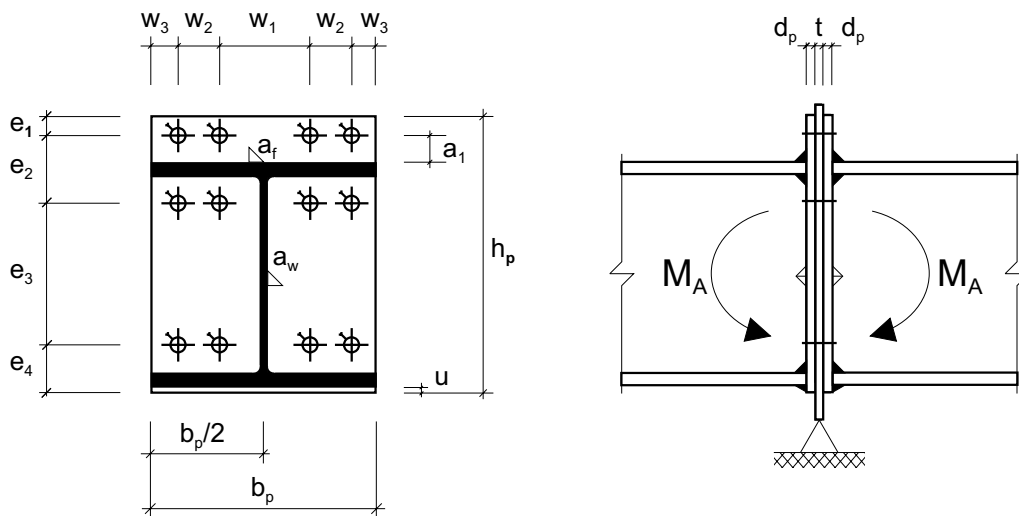


Abb. A3.118: Geometrie Stoss (M 1:10)

Schraubengarnitur													
Versuch	Schraube							Mutter				US	Vor-spannung
Bez.	n [Stk.]	Bez.	Norm	FK	l _b [mm]	l _b - l _s [mm]	DMS [Stk.]	n [Stk.]	Norm	FK	Höhe	Norm	
17D2	8	M16-90	DIN 912	12.9	58	58	8	2	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll
	4	M16-90	DIN 933	8.8	58	58	4	2	DIN 6915	10	0,8*d	DIN 6916	voll

Tab. A3.32: Anordnung Probekörper

Versuch							Bemerkungen
Versuch Bez.	System F _u [kN]	Stoss C _{A,1} [kNm/rad]	C _{A,2} [kNm/rad]	M _{A,u} [kNm]	φ _{A,u} [rad]	Bruch-code	
17D2	127	45874	4084	315	0.0420	T	S91, S92, S93, S94, S95, S96, S97, S98 FK 12.9; S99, S100, S101, S102 FK 8.8

Tab. A3.33: Resultate

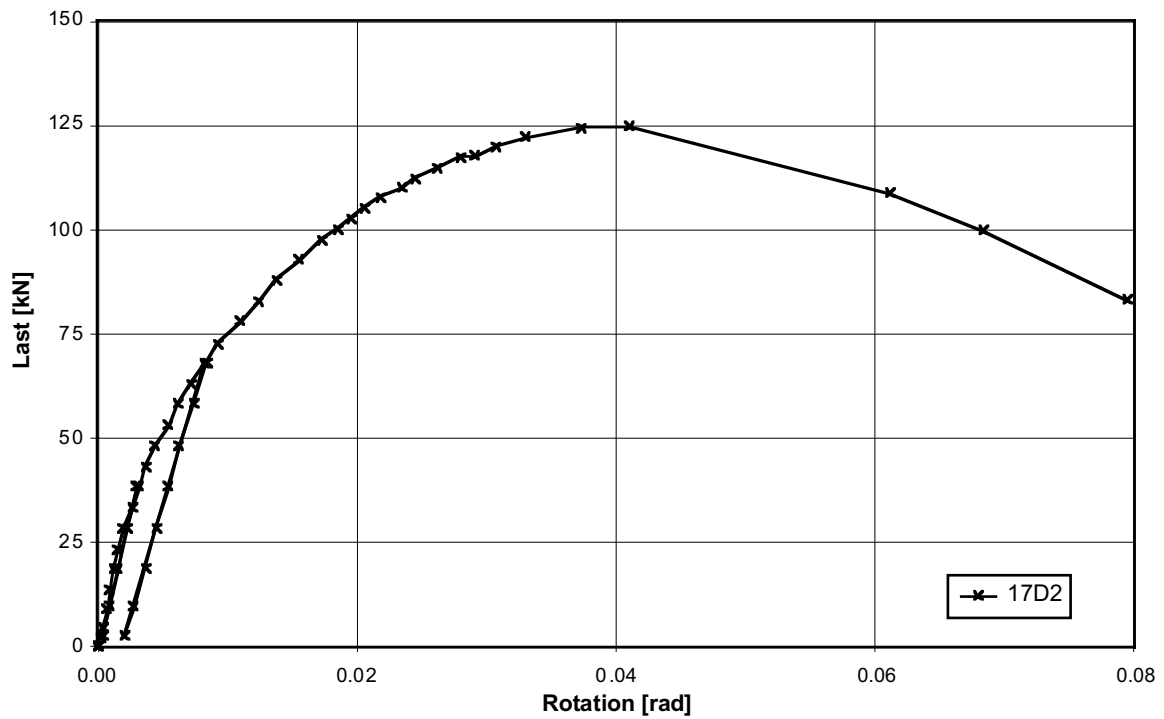


Abb. A3.119: Last F - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

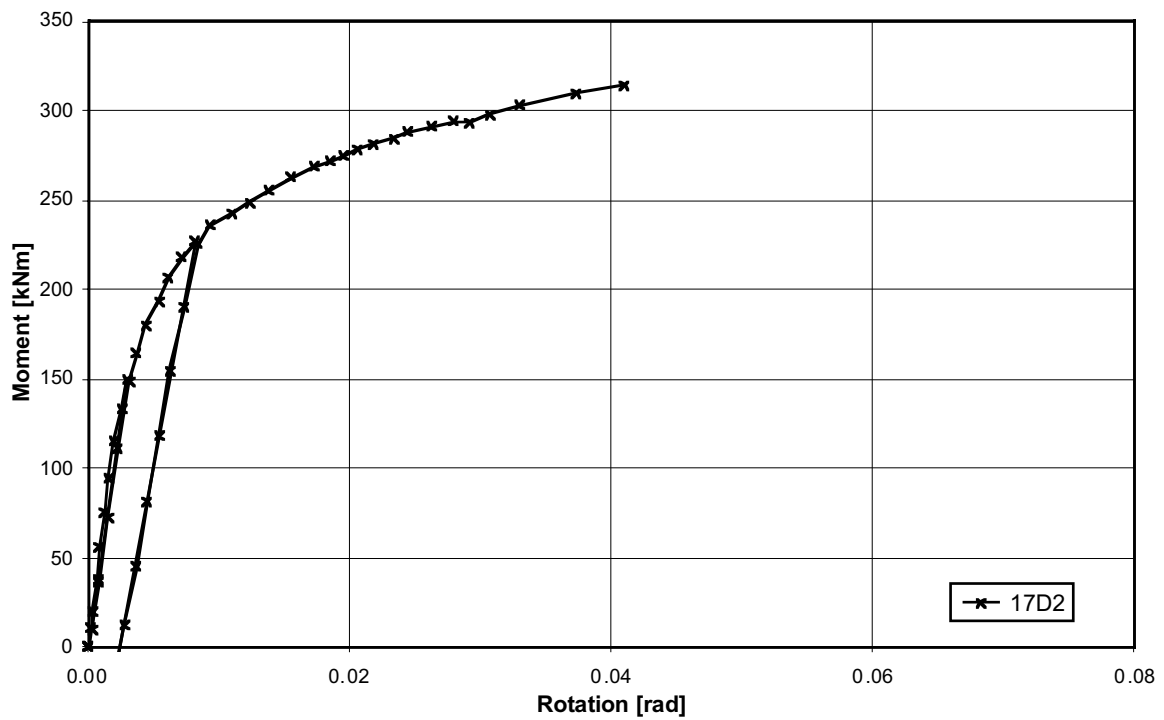


Abb. A3.120: Anschlussmoment M_A - Rotation φ_A - Diagramm (φ_A aus Messung Inklinometer)

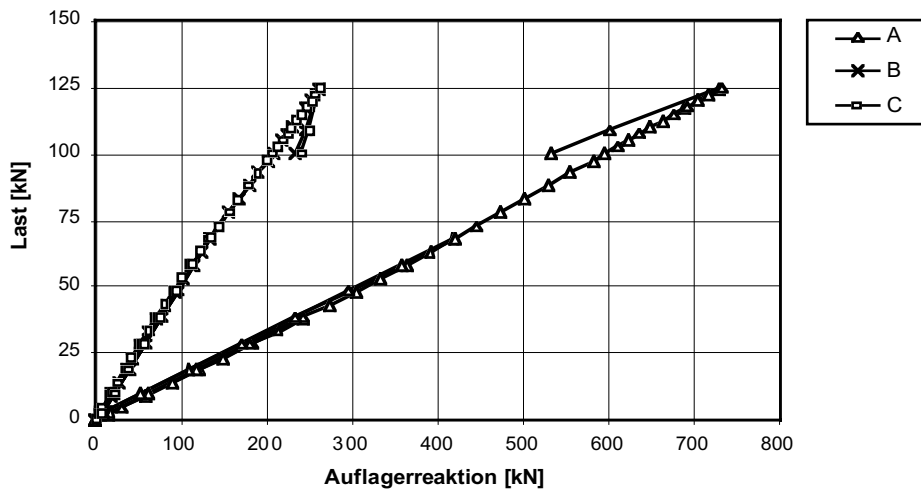


Abb. A3.121: Last F - Auflagerreaktionen A - Diagramm

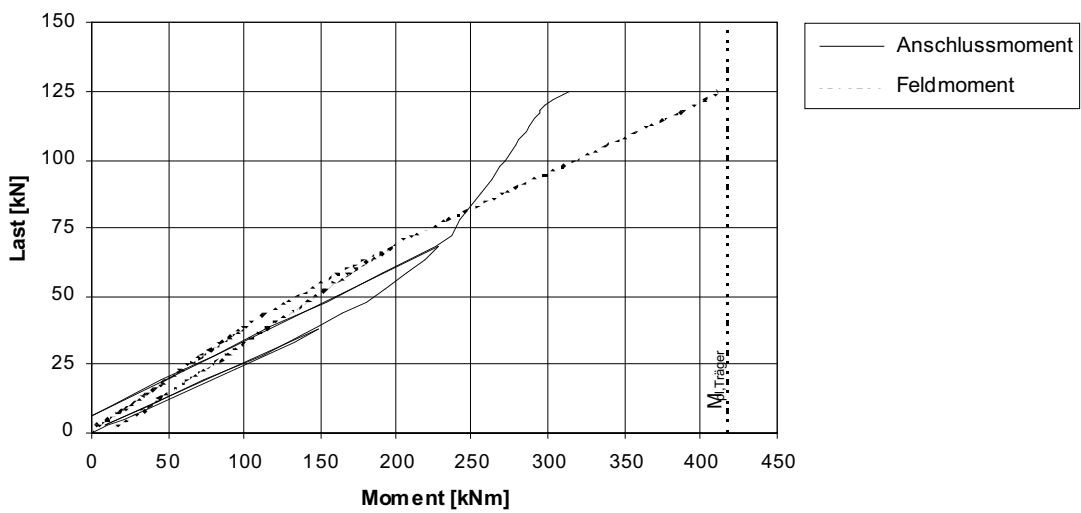


Abb. A3.122: Last F - Anschlussmoment M_A / Feldmoment M_F - Diagramm

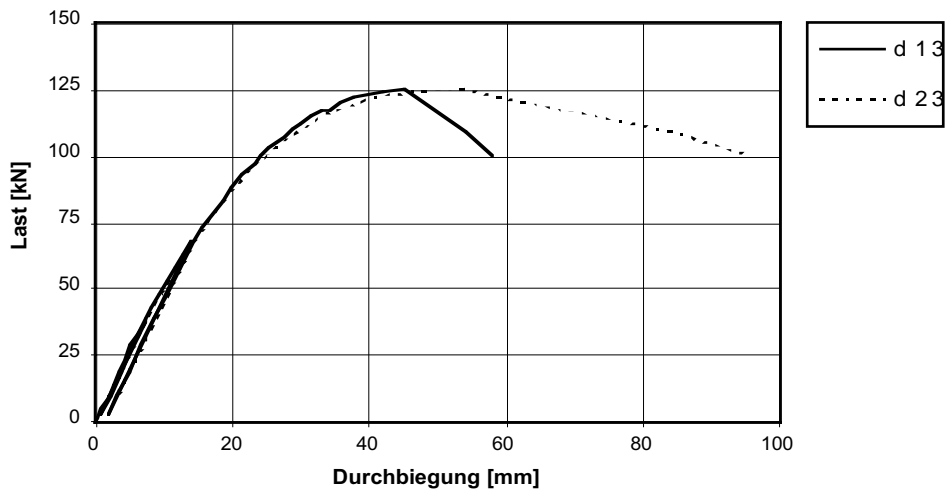


Abb. A3.123: Last F - Durchbiegung δ_M - Diagramm

A4 Beispiele zur Anwendung der vorgeschlagenen Berechnungsmodelle

Die Anwendung und rechnerische Handhabung des in Kapitel 6 entwickelten Modellansatzes zur Ermittlung des Verformungsvermögens und des Tragwiderstands sowie der Anfangssteifigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen wird im Nachfolgenden anhand einzelner typischer Ausführungen mit bündiger und überstehender Kopfplattenausbildung erläutert und aufgezeigt. Als Beispiele wurden dafür Ausführungen gewählt, welche in den eigenen Versuchen geprüft wurden, um so gleichzeitig auch einen Vergleich der rechnerisch ermittelten Werte zu den tatsächlich im Versuch erzielten Ergebnissen machen zu können.

A4.1 Bündige Stirnplattenverbindung mit vier Schraubenreihen und HV-Schrauben, FK 10.9 (entspricht Versuch 15K1)

A4.11 Ausgangsdaten

- Geometrie der Verbindung und des Trägerstosses

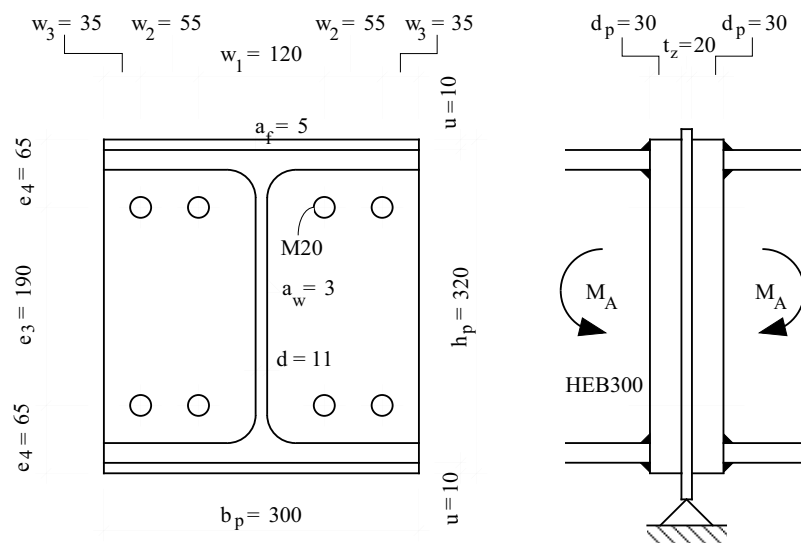


Abb. A4.01:
Geometrie der Verbindungsausbildung entsprechend Versuch 15K1 (Angabe der Masse in mm)

- Massgebende Hebelarme

$$h_1 = e_3 + e_4 - u = 190 + 65 - 10 = 245 \text{ mm}$$

$$h_1 = 245 \text{ mm}$$

$$h_2 = e_4 - u = 65 - 10 = 55 \text{ mm}$$

$$h_2 = 55 \text{ mm}$$

- Grunddaten der Schrauben

M20 x 110, HV-Schraube nach DIN 6914, FK10.9

$$A_{\text{Schaft}} = 314 \text{ mm}^2$$

$E_{\text{Schraube}} = 210 \text{ kN/mm}^2$, $A_{\text{Schaft}} = 314 \text{ mm}^2$, $A_{\text{Kern}} = 225 \text{ mm}^2$

$$A_{\text{Kern}} = 225 \text{ mm}^2$$

$\ell_{\text{Kopf}} = 0.4 \cdot d = 8 \text{ mm}$, $\ell_{\text{Schaft}} = 73.5 \text{ mm}$

$$\ell_{\text{Kopf}} = 8 \text{ mm}, \ell_{\text{Schaft}} = 73.5 \text{ mm}$$

$\ell_{\text{Gewindeauslauf}} = 3.5 \text{ mm}$ (nach Abschnitt 6.241 bzw. DIN ISO 898)

$$\ell_{\text{Gewindeauslauf}} = 3.5 \text{ mm}$$

- plastische Momente bestimmt mit den Materialkennwerten des Versuchs:

$$m_{pl,y} \text{ Platte} = 60.30 \text{ kNm/m}, \quad m_{pl,u} \text{ Platte} = 94.72 \text{ kNm/m}$$

$$m_{pl,y} \text{ Flansch} = 20.94 \text{ kNm/m}, \quad m_{pl,u} \text{ Flansch} = 34.93 \text{ kNm/m}$$

- **Tragwiderstand der Kopfplatte** (gemäss Abschnitt 6.261)

$$F_{\text{Platte}} = m_1 \cdot \ell_1 / b_1 + m_2 \cdot \ell_2 / b_2 + m_3 \cdot (\ell_{3,H} / b_1 + \ell_{3,V} / b_2) + m_4 \cdot \ell_4 / b_1$$

- $F_{\text{Platte},y} \text{ Norm} = 21.21 \cdot 140 / 34.5 + 52.88 \cdot 91 / 50.3 + 52.88 \cdot (50 / 34.5 + 34 / 50.3) + 52.88 \cdot 90 / 34.5$
 $= 432 \text{ kN}$

$$F_{\text{Platte},y} = 432 \text{ kN}$$

$$F_{\text{Platte},u} = 663 \text{ kN}$$
- $F_{\text{Platte},y} \text{ Versuch} = 481 \text{ kN}, \quad F_{\text{Platte},u} \text{ Versuch} = 763 \text{ kN}$

A4.12 Ermittlung des Verformungsvermögens der Verbindung (gemäss Abschnitt 6.261)

- **Schraubenlänge $\delta_{\text{Schraube},y}$ bei Erreichen ihrer Streckgrenze F_y**
(gemäss Abschnitt 3.432, 3.433 und 6.241)

$$\delta_{\text{Schraube},y} = \frac{F_{\text{Schraube},y}}{E} \cdot \left(\frac{\ell_{\text{Kopf}} + \ell_{\text{Schaft}}}{A_{\text{Schaft}}} + \frac{\ell_{\text{Gewindeauslauf}}}{\frac{1}{2} \cdot (A_{\text{Schaft}} + A_{\text{Kern}})} + \frac{\ell_{\text{Gewinde}} + \ell_{\text{Mutterübergang}}}{A_{\text{Kern}}} \right)$$

$$\delta_{\text{Schraube},y} = 229.5 / 210 \cdot [(8 + 73.5) / 314 + 2 \cdot 3.5 / (314 + 225) + (11 + 9.6) / 225] = 0.40 \text{ mm}$$

$$\delta_{\text{Schraube},y} = 0.40 \text{ mm}$$

- **Schraubenlänge $\delta_{\text{Schraube},u}$ bei Erreichen ihrer Maximallast F_u** (gemäss Abschnitt 3.437 und 6.241)

$$\delta_{\text{Schraube},u} = \frac{F_{\text{Schraube},u}}{E} \cdot \left(\frac{\ell_{\text{Kopf}} + \ell_{\text{Schaft}}}{A_{\text{Schaft}}} + \frac{\ell_{\text{Gewindeauslauf}}}{\frac{1}{2} \cdot (A_{\text{Schaft}} + A_{\text{Kern}})} \right) +$$

$$\left(\frac{F_{\text{Schraube},y}}{E} + \frac{F_{\text{Schraube},u} - F_{\text{Schraube},y}}{\alpha_{10.9} \cdot E} \right) \cdot \frac{\ell_{\text{Gewinde}} + \ell_{\text{Mutterübergang}}}{A_{\text{Kern}}}$$

$$\delta_{\text{Schraube},u} = 255 / 210 \cdot [(8 + 73.5) / 314 + 2 \cdot 3.5 / (314 + 225)] + [229.5 / 210 + (255 - 229.5) / (0.013 \cdot 210)] \cdot (11 + 9.6) / 225 = 1.29 \text{ mm}$$

$$\delta_{\text{Schraube},u} = 1.29 \text{ mm}$$

- **Plattenverformung δ_{Platte}** (gemäss Abschnitt 6.261)

- Schraubenkraft F_{Platte} zum Erreichen des Tragwiderstands der Kopfplatte:

$$F_{\text{Platte},y} = 432 \text{ kN} \quad F_{\text{Platte},u} = 663 \text{ kN}$$

- Tragwiderstand der beiden angreifenden Schrauben $F_{\text{Schraube},u}$ pro Plattenhälfte:

$$F_{\text{Schraube},u} = 2 \cdot F_{u,\text{min}} = 2 \cdot 255 = 510 \text{ kN}$$

- Massgebende Randdehnung ϵ_R :

$$F_{\text{Platte},y} < F_{\text{Schraube},u} \rightarrow \text{Platte fließt (Fall 3)}$$

$$\epsilon'_{R,3} = 2.5\% + \frac{F_{\text{Schraube},u} - F_{\text{Platte},y}}{F_{\text{Platte},u} - F_{\text{Platte},y}} \cdot 7.5\%$$

$$\epsilon'_{R,3} = 2.5\% + 7.5\% \cdot (510 - 432) / (663 - 432) = 5.0\%$$

- Plattenverformung δ_{Platte} :
 $\delta_{\text{Platte}} \approx b_1 \cdot \varepsilon'_{R,3} / 100 = 34.5 \cdot 5.0 / 100 = 1.72 \text{ mm}$ $\delta_{\text{Platte}} = 1.72 \text{ mm}$

- **Verformungsvermögen der Verbindung $\varphi_{A,u}$ (Niveau Norm)**

Da im vorliegenden Beispiel der gesamte Stoss, bestehend aus dem "linken" und "rechten" Anschluss, analysiert wird, ist dementsprechend die Plattenverformung auch zweifach in die Berechnung miteinzubeziehen:

$$\varphi_{A,u} = \frac{2 \cdot \delta_{\text{Platte}} + \delta_{\text{Schraube,u}}}{h_1} = (2 \cdot 1.72 + 1.29) / 245 = 0.0193 \text{ rad}$$

- **Verformungsvermögen der Verbindung $\varphi_{A,u}$ (Niveau Versuch)**

Die beim Kopfplattenmaterial gegenüber den Normwerten im Zugversuch ermittelten höheren Festigkeitswerte bewirken einen entsprechenden grösseren Tragwiderstand der Platte, was auch kleinere Verformungen der Kopfplatte ($\delta_{\text{Platte}} = 1.13 \text{ mm}$) zur Folge hat und letztlich somit zu folgender Verformungsfähigkeit der Verbindung führt:

$$\varphi_{A,u} = 0.0144 \text{ rad} \leftrightarrow \varphi_{A,u \text{ Versuch}} = 0.0129 \text{ rad}$$

A4.13 Ermittlung des Tragwiderstands der Verbindung (gemäss Abschnitt 6.262)

- **Abklärung der Mitwirkung der im Druckbereich liegenden Schrauben**

Mitwirken der untenliegenden Schrauben, falls Bedingung $\delta_{\text{Spalt,h2}} > 2 \cdot \delta_{\text{Schraube,y}}$ erfüllt

$$\delta_{\text{Spalt,h2}} = \varphi_{A,u} \cdot h_2 = 0.0193 \cdot 55 = 1.07 \text{ mm}$$

$$\delta_{\text{Schraube,y}} = 0.40 \text{ mm (vgl. Abschnitt A4.12)}$$

$$\delta_{\text{Spalt,h2}} = 1.07 > 2 \cdot \delta_{\text{Schraube,y}} = 0.80 \text{ mm} \rightarrow \text{Schrauben wirken mit}$$

- **Tragwiderstand der Verbindung (Niveau Norm)**

$$M_{A,u} = \Sigma F_{\text{Schraube,u}} \cdot h_1 + \Sigma F_{\text{Schraube,y}} \cdot h_2 = 4 \cdot 255 \cdot 0.245 + 4 \cdot 229.5 \cdot 0.055 = 300.4 \text{ kNm}$$

- **Tragwiderstand der Verbindung (Niveau Versuch)**

Die in Wirklichkeit höheren Festigkeitswerte des Grundmaterials der Kopfplatte bewirken rechnerisch gegenüber der Berechnung mit den Normwerten einen kleineren Verdrehungswinkel der Verbindung, was im Endeffekt dazu führt, dass die Schrauben im Druckbereich nicht mitwirken und dadurch der Biegetragwiderstand dementsprechend kleiner ausfällt:

$$\delta_{\text{Spalt,h2}} = 0.79 \text{ mm} < 2 \cdot \delta_{\text{Schraube,y}} = 0.80 \text{ mm} \rightarrow \text{keine Mitwirkung der Schrauben im Druckbereich}$$

$$M_{A,u} = \Sigma F_{\text{Schraube,u}} \cdot h_1 = 4 \cdot 255 \cdot 0.245 = 249.9 \text{ kNm}$$

$$M_{A,u} = 249.9 \text{ kNm} \leftrightarrow M_{A,u \text{ Versuch}} = 245.0 \text{ kNm}$$

A4.14 Ermittlung der Anfangssteifigkeit der Verbindung (gemäss Abschnitt 6.273)

- **Ausgangsgrössen**

Massgebende Querschnittsfläche der auf Zug beanspruchten Schraube:

Schraube mit Schaft: $A_{\text{Schraube}} = \text{Schaftquerschnitt} = 314 \text{ mm}^2$ $A_{\text{Schraube}} = 314 \text{ mm}^2$

Wirksame Dehnlänge (elastisch) der Schraube:

$\ell_{\text{Schraube}} = \ell_{\text{Klemmdicke}} + 1.0 \cdot d = 88 + 1.0 \cdot 20 = 108 \text{ mm}$ $\ell_{\text{Schraube}} = 108 \text{ mm}$

Wirksame Breite der Druckzone:

$b = \text{Profilbreite} = 300 \text{ mm}$ $b = 300 \text{ mm}$

Anzahl der anrechenbaren Schrauben (gemäss Abschnitt 6.273, Tab. 6.04):

Bündig, 4-reihig, Schraube mit Schaft: $n = 2.1$ $n = 2.1$

- **"Elastischer" Hebelarm**

$$h_{\text{elast}} = h_1 - \frac{n \cdot A_{\text{Schraube}}}{3 \cdot b} \cdot \left(\sqrt{1 + \frac{2 \cdot b \cdot h_1}{n \cdot A_{\text{Schraube}}}} - 1 \right) = 245 - \frac{2.1 \cdot 314}{3 \cdot 300} \cdot \left(\sqrt{1 + \frac{2 \cdot 300 \cdot 245}{2.1 \cdot 314}} - 1 \right)$$

$h_{\text{elast}} = 234.8 \text{ mm}$

- **Anfangssteifigkeit $C_{A,1}$ der Verbindung**

$$C_{A,1} = h_{\text{elast}} \cdot (3 \cdot h_{\text{elast}} - 2 \cdot h_1) \cdot n \cdot A_{\text{Schraube}} \cdot E / \ell_{\text{Schraube}}$$

$C_{A,1} = 234.8 \cdot (3 \cdot 234.8 - 2 \cdot 245) \cdot 2.1 \cdot 314 \cdot 210 / 108 = 64'546 \cdot 10^3 \text{ kNm} = 64'546 \text{ kNm/rad}$

$C_{A,1} = 64'546 \text{ kNm} \leftrightarrow C_{A,1 \text{ Versuch}} = 51'632 \text{ kNm/rad}$

$C_{A,1}$ ermittelt mit Näherungsformel (gemäss Abschnitt 6.273):

$C_{A,1} = (0.9 \cdot h_1)^2 \cdot n \cdot A_{\text{Schraube}} \cdot E / \ell_{\text{Schraube}} = 62'339 \text{ kNm/rad}$

A4.2 Bündige Stirnplattenverbindung mit vier Schraubenreihen und schaftlosen Schrauben nach DIN 933, FK 8.8 (entspricht Versuch 15K2)

A4.21 Ausgangsdaten

- **Geometrie der Verbindung und des Trägerstosses**

Gleiche Geometrie wie Beispiel A4.1 (vgl. Abb. A4.01, Abschnitt 4.11)

- **Grunddaten der Schrauben**

M20 x 120, schaftlose Schraube gemäss DIN 933, FK 8.8

$A_{\text{Schaft}} = 314 \text{ mm}^2$

$E_{\text{Schraube}} = 210 \text{ kN/mm}^2$, $A_{\text{Schaft}} = 314 \text{ mm}^2$, $A_{\text{Kern}} = 225 \text{ mm}^2$

$A_{\text{Kern}} = 225 \text{ mm}^2$

$\ell_{\text{Kopf}} = 0.4 \cdot d = 8 \text{ mm}$

$\ell_{\text{Kopf}} = 8 \text{ mm}$

$\ell_{\text{Klemmdicke}} = 2 \cdot d_p + t_z + 2 \cdot t_{\text{U-Scheibe}} = 2 \cdot 30 + 20 + 2 \cdot 4 = 88 \text{ mm}$ $\ell_{\text{Gewinde}} = \ell_{\text{Klemmdicke}} = 88 \text{ mm}$

$\ell_{\text{Mutterübergang}} = 0.6 \cdot \ell_{\text{Mutter}} = 0.6 \cdot 16 = 9.6 \text{ mm}$

$\ell_{\text{Mutterübergang}} = 9.6 \text{ mm}$

- **Zugtragwiderstand der Schraube**

M20: $F_{\text{Schraube,u}} = F_{\text{u,min}} = 203 \text{ kN}$
(gemäss DIN ISO 898 und Ab. 6.242, Tab. 6.01)

$$F_{\text{Schraube,u}} = 203 \text{ kN}$$

$F_{\text{Schraube,y}} = 0.8 \cdot F_{\text{Schraube,u}} = 0.8 \cdot F_{\text{u,min}} = 162 \text{ kN}$
(gemäss Abschnitt 3.433, 3.437 bzw. 6.262)

$$F_{\text{Schraube,y}} = 162 \text{ kN}$$

- **Grunddaten der Kopfplatte**

Gleiche Werte wie vorgehendes Beispiel (vgl. Abschnitt A4.11)

- **Tragwiderstand der Kopfplatte**

Gleiche Werte wie vorgehendes Beispiel (vgl. Abschnitt A4.11)

A4.22 Ermittlung des Verformungsvermögens der Verbindung
(gemäss Abschnitt 6.261)

- **Schraubenlänge $\delta_{\text{Schraube,y}}$ bei Erreichen ihrer Streckgrenze F_y**
(gemäss Abschnitt 3.432, 3.433 und 6.241)

$$\delta_{\text{Schraube,y}} = \frac{F_y}{E} \cdot \left(\frac{\ell_{\text{Kopf}}}{A_{\text{Schaft}}} + \frac{\ell_{\text{Gewinde}} + \ell_{\text{Mutterübergang}}}{A_{\text{Kern}}} \right)$$

mit $\ell_{\text{Gewinde}} = \ell_{\text{Klemmdicke}} = 88 \text{ mm}$

$$\delta_{\text{Schraube,y}} = 162/210 \cdot [8/314 + (88 + 9.6)/225] = 0.35 \text{ mm}$$

$$\delta_{\text{Schraube,y}} = 0.35 \text{ mm}$$

- **Schraubenlänge $\delta_{\text{Schraube,u}}$ bei Erreichen ihrer Maximallast F_u**
(gemäss Abschnitt 3.437 und 6.241)

$$\delta_{\text{Schraube,u}} = \frac{F_u}{E} \cdot \left(\frac{\ell_{\text{Kopf}}}{A_{\text{Schaft}}} \right) + \left(\frac{F_y}{E} + \frac{F_u - F_y}{\alpha_{8.8} \cdot E} \right) \cdot \frac{\ell_{\text{Gewinde}} + \ell_{\text{Mutterübergang}}}{A_{\text{Kern}}}$$

mit $\ell_{\text{Gewinde}} = \ell_{\text{Klemmdicke}} = 88 \text{ mm}$

$$\delta_{\text{Schraube,u}} = 203/210 \cdot (8/314) + [162/210 + (203 - 162)/(0.021 \cdot 210)] \cdot (88 + 9.6)/225$$

$$\delta_{\text{Schraube,u}} = 4.39 \text{ mm}$$

- **Plattenverformung δ_{Platte}** (gemäss Abschnitt 6.261)

- Schraubenkraft F_{Platte} zum Erreichen des Tragwiderstands der Kopfplatte:

$$F_{\text{Platte,y}} = 433 \text{ kN} \quad F_{\text{Platte,u}} = 663 \text{ kN}$$

- Tragwiderstand der beiden angreifenden Schrauben $F_{\text{Schraube,u}}$ pro Plattenhälfte:

$$F_{\text{Schraube,u}} = 2 \cdot F_{\text{u,min}} = 2 \cdot 203 = 406 \text{ kN}$$

- Massgebende Randdehnung ϵ_R :

$F_{\text{Platte,y}} > F_{\text{Schraube,u}} \rightarrow$ Platte fließt nicht (Fall 1) \rightarrow Verformung der Kopfplatte vernachlässigbar klein $\rightarrow \epsilon_{R,1} \approx 0$

- Plattenverformung:

$$\delta_{\text{Platte}} = 0$$

- **Verformungsvermögen der Verbindung $\varphi_{A,u}$** (Niveau Norm und Niveau Versuch)
- Verdrehung $\varphi_{A,u1}$ aufgrund der Schraubenlänge $\delta_{\text{Schraube,u}}$ bei Erreichen der Maximalkraft F_u der Schraube:

$$\varphi_{A,u1} = \frac{\delta_{\text{Schraube,u}}}{h_1} = 4.39/245 = 0.0179 \text{ rad}$$

- Da die im Druckbereich liegenden Schrauben aktiviert werden (vgl. nachfolgenden Abschnitt 4.23) und die Schraube durch die Verwendung einer Mutter der FK 10 einen Trennbruch erfährt, kann die eigentliche Zugschraube den "überplastischen" Verformungsanteil $\delta_{\text{üpl}}$ (vgl. Abschnitt 6.243) zusätzlich beibringen und somit der Verbindung zu einer zusätzlichen Verdrehung $\varphi_{A,u2}$ verhelfen:

$$\delta_{\text{üpl}} = 2.5 \text{ mm (gemäss Tab. 6.02, Abschnitt 6.243)}$$

$$\varphi_{A,u2} = \frac{\delta_{\text{üpl}}}{h_1} = 2.5/245 = 0.0102 \text{ rad}$$

- Die in Wirklichkeit gegenüber den Normwerten höheren Festigkeitswerte der Kopfplatte bzw. des Trägers haben im vorliegenden Beispiel rechnerisch keinen Einfluss auf das Ergebnis, womit sich die maximale Verdrehung $\varphi_{A,u}$ der Verbindung wie folgt ergibt:

$$\varphi_{A,u} = \varphi_{A,u1} + \varphi_{A,u2} = 0.0281 \text{ rad} \leftrightarrow \varphi_{A,u \text{ Versuch}} = 0.0338 \text{ rad}$$

A4.23 Ermittlung des Tragwiderstands der Verbindung (gemäss Abschnitt 6.262)

- **Abklärung der Mitwirkung der im Druckbereich liegenden Schrauben**
Mitwirken der untenliegenden Schrauben, falls Bedingung $\delta_{\text{Spalt,h2}} > 2 \cdot \delta_{\text{Schraube,y}}$ erfüllt
 $\delta_{\text{Spalt,h2}} = \varphi_{A,u1} \cdot h_2 = 0.0179 \cdot 55 = 0.98 \text{ mm}$
 $\delta_{\text{Schraube,y}} = 0.35 \text{ mm (vgl. Abschnitt A4.22)}$
 $\delta_{\text{Spalt,h2}} = 0.98 > 2 \cdot \delta_{\text{Schraube,y}} = 0.70 \text{ mm} \rightarrow$ Schrauben wirken mit

- **Tragwiderstand der Verbindung** (Niveau Versuch und Niveau Norm)
Die in Wirklichkeit gegenüber den Normwerten höheren Festigkeitswerte der Kopfplatte bzw. des Trägers haben im vorliegenden Beispiel rechnerisch keinen Einfluss auf das Ergebnis, womit sich der Biegetragwiderstand der Verbindung wie folgt ergibt:
 $M_{A,u} = \Sigma F_{\text{Schraube,u}} \cdot h_1 + \Sigma F_{\text{Schraube,y}} \cdot h_2 = 4 \cdot 203 \cdot 0.245 + 4 \cdot 162 \cdot 0.055 = 234.6 \text{ kNm}$

$$M_{A,u} = 234.6 \text{ kNm} \leftrightarrow M_{A,u \text{ Versuch}} = 228.0 \text{ kNm}$$

A4.24 Ermittlung der Anfangssteifigkeit der Verbindung (gemäss Abschnitt 6.273)

- **Ausgangsgrößen**
Massgebende Querschnittsfläche der auf Zug beanspruchten Schraube:
Schraube ohne Schaft: $A_{\text{Schraube}} = \text{Kernquerschnitt} = 225 \text{ mm}^2$ $A_{\text{Schraube}} = 225 \text{ mm}^2$
Wirksame Dehnlänge (elastisch) der Schraube:
 $\ell_{\text{Schraube}} = \ell_{\text{Klemmdicke}} + 1.0 \cdot d = 88 + 1.0 \cdot 20 = 108 \text{ mm}$ $\ell_{\text{Schraube}} = 108 \text{ mm}$

Wirksame Breite der Druckzone:

b = Profilbreite = 300 mm

$b = 300 \text{ mm}$

Anzahl der anrechenbaren Schrauben (gemäss Abschnitt 6.273, Tab. 6.04):

Bündig, 4-reihig, Schraube ohne Schaft:

$n = 2.5$

- "Elastischer" Hebelarm

$$h_{\text{elast}} = h_1 - \frac{n \cdot A_{\text{Schraube}}}{3 \cdot b} \cdot \left(\sqrt{1 + \frac{2 \cdot b \cdot h_1}{n \cdot A_{\text{Schraube}}}} - 1 \right) = 245 - \frac{2.5 \cdot 225}{3 \cdot 300} \cdot \left(\sqrt{1 + \frac{2 \cdot 300 \cdot 245}{2.5 \cdot 225}} - 1 \right)$$

$$h_{\text{elast}} = 235.5 \text{ mm}$$

- Anfangssteifigkeit $C_{A,1}$ der Verbindung

$$C_{A,1} = h_{\text{elast}} \cdot (3 \cdot h_{\text{elast}} - 2 \cdot h_1) \cdot n \cdot A_{\text{Schraube}} \cdot E / \ell_{\text{Schraube}}$$

$$C_{A,1} = 235.5 \cdot (3 \cdot 235.5 - 2 \cdot 245) \cdot 2.5 \cdot 225 \cdot 210 / 108 = 55'766 \cdot 10^3 \text{ kNmm} = 55'766 \text{ kNm/rad}$$

$$C_{A,1} = 55'766 \text{ kNm} \leftrightarrow C_{A,1 \text{ Versuch}} = 26'000 \text{ kNm/rad}$$

$C_{A,1}$ ermittelt mit Näherungsformel (gemäss Abschnitt 6.273):

$$C_{A,1} = (0.9 \cdot h_1)^2 \cdot n \cdot A_{\text{Schraube}} \cdot E / \ell_{\text{Schraube}} = 53'178 \text{ kNm/rad}$$

A4.3 Überstehende Stirnplattenverbindung mit zwei Schraubenreihen und HV-Schrauben, FK 10.9 (entspricht Versuch 8.1K1)

A4.31 Ausgangsdaten

- Geometrie der Verbindung und des Trägerstosses

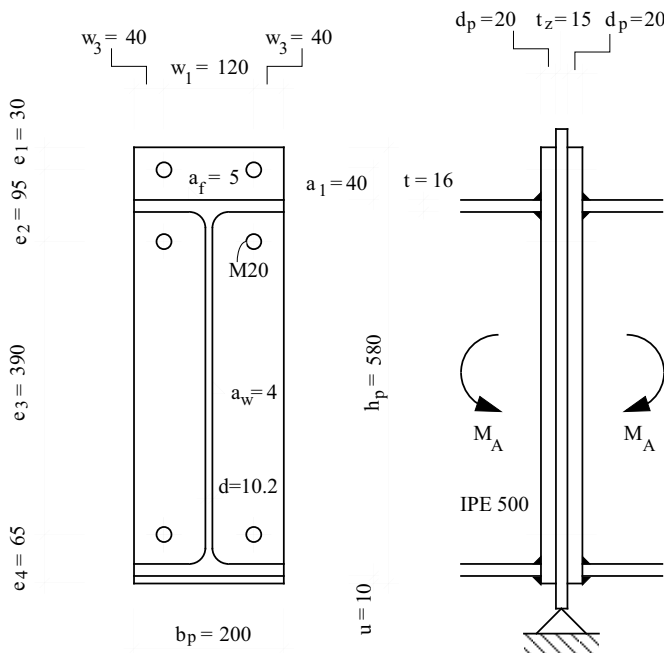


Abb. A4.02:
Geometrie der Verbindungsansatzbauweise entsprechend Versuch 8.1K1 (Angabe der Masse in mm)

- **Ermittlung der massgebenden Schraube** (gemäss Abschnitt 6.264):

Die maximalen Verformungen des bündigen bzw. des überstehenden Bereichs ergeben jede für sich eine entsprechende Verdrehung der Verbindung, wobei der kleinere der beiden Werte schliesslich die grösstmögliche Rotation $\varphi_{A,u}$ der Verbindung festlegt und damit gleichzeitig auch den Ort der massgebenden Schraube bestimmt.

- **Grösstmögliche Rotation aus Gesamtverformung des "bündigen" Plattenteils**

$$\varphi_{A,u} \text{ bündig} = \delta_{\text{tot,bündig}}/h_1 = (2 \cdot \delta_{\text{Platte}} + \delta_{\text{Schraube,u}})/h_1 = (2 \cdot 0.69 + 0.98)/445 = 0.0053 \text{ rad}$$

- **Grösstmögliche Rotation aus Gesamtverformung des überstehenden Plattenteils**

$$\varphi_{A,u} \text{ überstehend} = \delta_{\text{tot,überst.}}/h_3 = (2 \cdot \delta_{\text{Platte,überst.}} + \delta_{\text{Schraube,u}})/h_3 = (2 \cdot 0.65 + 0.98)/540 = 0.0042 \text{ rad}$$

- **Massgebender Plattenteil für Verformung**

Der "bündige" Teil ist im vorliegenden Fall weicher als der Überstand und bewirkt eine dementsprechende grössere Verdrehung der Verbindung:

$$\varphi_{A,u} \text{ überstehende} < \varphi_{A,u} \text{ bündig} \rightarrow \text{Überstand massgebend}$$

- **Verformungsvermögen der Verbindung** $\varphi_{A,u}$ (Niveau Norm)

Da im vorliegenden Beispiel der gesamte Stoss, bestehend aus dem "linken" und "rechten" Anschluss, analysiert wird, ist dementsprechend die Plattenverformung auch zweifach in die Berechnung miteinzubeziehen:

$$\varphi_{A,u} = \frac{2 \cdot \delta_{\text{Platte}} + \delta_{\text{Schraube,u}}}{h_3} = (2 \cdot 0.65 + 0.98)/540 = 0.0042 \text{ rad}$$

- **Verformungsvermögen der Verbindung** $\varphi_{A,u}$ (Niveau Versuch)

Die in Wirklichkeit gegenüber den Mindestwerten der Norm erhöhte Fließ- bzw. Bruchspannung der Kopfplatte bewirkt einen entsprechend vergrösserten Tragwiderstand der Platte. Dies führt im vorliegenden Fall dazu, dass die angreifende Schraubkraft $F_{\text{Schraube,u}}$ (255 kN) nunmehr knapp unter der Kraft (267 kN) liegt, welche erforderlich ist um die zwei Fließgelenke im Überstand auszubilden und somit der Überstand selber theoretisch keine Verformungen abgibt. Damit liefert rechnerisch nur die Schraubenlänge im Überstand Verformungsanteile zur Rotation. Diese Grenzsituation führt zu einer vergleichsweise grossen Differenz zwischen dem Rechen- und dem Versuchswert. Bereits eine geringe Überfestigkeit der Schraube, welche in Wirklichkeit im allgemeinen auch vorhanden ist, führt zu einer entsprechenden Angleichung ($\varphi_{A,u} = 0.0038 \text{ rad}$).

$$\varphi_{A,u} = 0.0018 \text{ rad} \leftrightarrow \varphi_{A,u} \text{ Versuch} = 0.0057$$

A4.33 Ermittlung des Tragwiderstands der Verbindung (gemäss Abschnitt 6.264)

Die Ermittlung des Verformungsvermögens liefert auch die Lage der massgebenden Schraube für die Bestimmung des Tragwiderstands:

$$\text{Massgebende Schraube} \rightarrow \text{im Überstand}$$

- **Zugtragwiderstand der Schraube**

M20: $F_{\text{Schraube,u}} = F_{u,\text{min}} = 203 \text{ kN}$
(gemäss DIN ISO 898 und Abschnitt 6.242, Tab. 6.01)

$$F_{\text{Schraube,u}} = 203 \text{ kN}$$

$F_{\text{Schraube,y}} = 0.8 \cdot F_{\text{Schraube,u}} = 162 \text{ kN}$
(gemäss Abschnitt 3.422, 3.437 bzw. 6.264)

$$F_{\text{Schraube,y}} = 162 \text{ kN}$$

- **Grunddaten der Kopfplatte**

Gleiche Werte wie vorgehendes Beispiel (vgl. Abschnitt A4.31)

- **Tragwiderstand der Kopfplatte**

Gleiche Werte wie vorgehendes Beispiel (vgl. Abschnitt A4.31)

A4.42 Ermittlung des Verformungsvermögens der Verbindung
(gemäss Abschnitt 6.263)

- **Schraubenlänge $\delta_{\text{Schraube,y}}$ bei Erreichen ihrer Streckgrenze F_y**
(gemäss Abschnitt 3.432, 3.433 und 6.241)

$$\delta_{\text{Schraube,y}} = \frac{F_y}{E} \cdot \left(\frac{\ell_{\text{Kopf}}}{A_{\text{Schaft}}} + \frac{\ell_{\text{Gewinde}} + \ell_{\text{Mutterübergang}}}{A_{\text{Kern}}} \right)$$

mit $\ell_{\text{Gewinde}} = \ell_{\text{Klemmdicke}} = 63 \text{ mm}$

$$\delta_{\text{Schraube,y}} = 162/210 \cdot [8/314 + (63 + 9.6)/225] = 0.27 \text{ mm}$$

$$\delta_{\text{Schraube,y}} = 0.27 \text{ mm}$$

- **Schraubenlänge $\delta_{\text{Schraube,u}}$ bei Erreichen ihrer Maximallast F_u** (gemäss Abschnitt 3.437 und 6.241)

$$\delta_{\text{Schraube,u}} = \frac{F_u}{E} \cdot \left(\frac{\ell_{\text{Kopf}}}{A_{\text{Schaft}}} \right) + \left(\frac{F_y}{E} + \frac{F_u - F_y}{\alpha_{8.8} \cdot E} \right) \cdot \frac{\ell_{\text{Gewinde}} + \ell_{\text{Mutterübergang}}}{A_{\text{Kern}}}$$

mit $\ell_{\text{Gewinde}} = \ell_{\text{Klemmdicke}} = 63 \text{ mm}$

$$\delta_{\text{Schraube,u}} = 203/210 \cdot (8/314) + [162/210 + (203 - 162)/(0.021 \cdot 210)] \cdot (63 + 9.6)/225$$

$$\delta_{\text{Schraube,u}} = 3.27 \text{ mm}$$

- **Plattenverformung "bündiger" Teil im Profildbereich δ_{Platte}** (gemäss Abschnitt 6.261)

- Schraubenkraft F_{Platte} zum Erreichen des Tragwiderstands der Kopfplatte:

$$F_{\text{Platte,y}} = 241 \text{ kN} \quad F_{\text{Platte,u}} = 369 \text{ kN}$$

- Tragwiderstand der angreifenden Schraube $F_{\text{Schraube,u}}$ im "bündigen" Teil pro Plattenhälfte:

$$F_{\text{Schraube,u}} = 203 \text{ kN}$$

- Massgebende Randdehnung ϵ_R :

$F_{\text{Platte,y}} > F_{\text{Schraube,u}} \rightarrow$ Platte fließt nicht (Fall 1) \rightarrow Verformung der Kopfplatte vernachlässigbar klein $\rightarrow \epsilon_{R,1} \approx 0$

- Plattenverformung: $\delta_{\text{Platte}} = 0$

$$\delta_{\text{Platte}} = 0$$

- **Verformung des Plattenüberstands** $\delta_{\text{Platte,überst.}}$ (gemäss Abschnitt 6.263)
 - Schraubenkraft $F_{\text{Platte,y1}}$ zum Erreichen des 1. Fließgelenks im Überstand:
 $F_{\text{Platte,y1}} = 98 \text{ kN}$ $F_{\text{Platte,y1,Versuch}} = 105 \text{ kN}$
 - Schraubenkraft $F_{\text{Platte,y2}}$ zum Erreichen beider Fließgelenks im Überstand:
 $F_{\text{Platte,y2}} = 247 \text{ kN}$ $F_{\text{Platte,y2;versuch}} = 267 \text{ kN}$
 - Tragwiderstand der angreifenden Schraube $F_{\text{Schraube,u}}$ im Überstand pro Plattenhälfte:
 $F_{\text{Schraube,u}} = 203 \text{ kN}$
 - Massgebende Randdehnung ϵ_R :
 $F_{\text{Platte,y1}} < F_{\text{Schraube,u}} < F_{\text{Platte,y2}} \rightarrow$ Platte fließt, Mechanismus ist nicht voll ausgebildet \rightarrow
 im verformungsmassgebenden ersten Fließgelenk wird als Mindestwert sicher die Fließdehnung $\epsilon_{R,2}$ erreicht $\rightarrow \epsilon_R = \epsilon_{R,2} \approx 2.5\%$
 - Plattenverformung $\delta_{\text{Platte,überst.}}$:
 $\delta_{\text{Platte,überst.}} \approx b_3 \cdot \epsilon_{R,2} / 100 = 21.9 \cdot 2.5 / 100 = 0.55 \text{ mm}$ $\delta_{\text{Platte,überst. min}} = 0.55 \text{ mm}$

- **Ermittlung der massgebenden Schraube** (gemäss Abschnitt 6.263)

Die maximale Verformung des bündigen bzw. des überstehenden Bereichs ergeben jede für sich eine entsprechende Verdrehung der Verbindung, wobei der kleinere der beiden Werte schliesslich die grösstmögliche Rotation $\varphi_{A,u}$ festlegt und damit gleichzeitig auch den Ort der massgebenden Schraube bestimmt.

- **Grösstmögliche Rotation aus Gesamtverformung des "bündigen" Plattenteils**
 $\varphi_{A,u \text{ bündig}} = \delta_{\text{tot,bündig}} / h_1 = \delta_{\text{Schraube,u}} / h_1 = 3.27 / 445 = 0.0073 \text{ rad}$
- **Grösstmögliche Rotation aus Gesamtverformung des überstehenden Plattenteils**
 $\varphi_{A,u \text{ überstehend}} = \delta_{\text{tot,überst.}} / h_3 = (2 \cdot \delta_{\text{Platte,überst.}} + \delta_{\text{Schraube,u}}) / h_3 = (2 \cdot 0.55 + 3.27) / 540 = 0.0081 \text{ rad}$
- **Massgebender Plattenteil für Verformung**
 Der Überstand ist im vorliegenden Fall weicher als der "bündige" Teil und bewirkt eine dementsprechende grössere Verdrehung der Verbindung:
 $\varphi_{A,u \text{ bündig}} < \varphi_{A,u \text{ überstehend}} \rightarrow$ "Bündiger" Plattenteil massgebend

- **Verformungsvermögen der Verbindung** $\varphi_{A,u}$ (Niveau Norm und Versuch)

- Verdrehung $\varphi_{A,u1}$ ausschliesslich aufgrund der Schraubenlängung $\delta_{\text{Schraube,u}}$ der Schraube im "bündigen" Plattenbereich bei Erreichen der Maximalkraft F_u der Schraube:

$$\varphi_{A,u1} = \frac{\delta_{\text{Schraube,u}}}{h_1} = 3.27 / 540 = 0.0073 \text{ rad}$$

- Die im Druckbereich liegenden Schrauben können nicht aktiviert werden (vgl. nachfolgenden Abschnitt 4.43), womit der "überplastische" Verformungsanteil $\delta_{\text{üpl}}$ (vgl. Abschnitt 6.243) der Schraube für eine zusätzliche Verdrehung $\varphi_{A,u2}$ der Verbindung folglich genauso nicht mobilisiert und in Rechnung gestellt werden kann.
- Die beim Kopfplattenmaterial im Versuch gegenüber den Normwerten ermittelten höheren Festigkeitswerte haben rechnerisch beim vorliegenden Beispiel keinen Einfluss auf das Ergebnis.

Maximale Verdrehung $\varphi_{A,u}$ der Verbindung:

$$\varphi_{A,u} = \varphi_{A,u1} = 0.0073 \text{ rad} \leftrightarrow \varphi_{A,u \text{ Versuch}} = 0.0144 \text{ rad}$$

A4.43 Ermittlung des Tragwiderstands der Verbindung (gemäss Abschnitt 6.264)

Die Ermittlung des Verformungsvermögens legt auch die Lage der massgebenden Schraube für die Bestimmung des Tragwiderstands fest:

Massgebende Schraube → im "bündigen" Plattenteil

- Abklärung der Anteile der Mitwirkung der Schrauben

- Mitwirkung der massgebenden, im "bündigen" Profibereich liegenden Schrauben

Da die maximal mögliche Schraubenkraft $F_{\text{Schraube,u}}$ kleiner ist als die entsprechende Bruchlast $F_{\text{Platte,u}}$ des "bündigen" Teils der Kopfplatte, erfolgt keine Beschränkung der Schraubenkraft durch die Platte:

$F_{\text{Schraube,u}} < F_{\text{Platte,u}}$ → volle Mitwirkung der Schraube: $F_{h1} = 203 \text{ kN}$

- Mitwirkung der im Druckbereich liegenden Schrauben

Mitwirken der untenliegenden Schrauben, falls Bedingung $\delta_{\text{Spalt,h2}} > 2 \cdot \delta_{\text{Schraube,y}}$ erfüllt:

$$\delta_{\text{Spalt,h2}} = \varphi_{A,u} \cdot h_2 = 0.0073 \cdot 55 = 0.40 \text{ mm}$$

$$\delta_{\text{Schraube,y}} = 0.27 \text{ mm (vgl. Abschnitt A4.42)}$$

$\delta_{\text{Spalt,h2}} = 0.40 < 2 \cdot \delta_{\text{Schraube,y}} = 0.54 \text{ mm}$ → Schrauben wirken nicht mit: $F_{h2} = 0 \text{ kN}$

- Mitwirkung der im Überstand liegenden Schrauben

Die Mitwirkung der im Überstand liegenden Schrauben hängt von zwei Bedingungen ab:

- Tragwiderstand des Überstands
- Verformungsverhalten des Überstands

Kontrolle Tragwiderstand des Überstands:

Da die maximal mögliche Schraubenkraft $F_{\text{Schraube,u}}$ kleiner ist als die Kraft $F_{\text{Platte,y2}}$, die erforderlich ist um beide Fliessgelenke im Überstand auszubilden, erfolgt seitens des Tragwiderstands des Überstands keine Begrenzung der Schraubenkraft:

$F_{\text{Schraube,u}} < F_{\text{Platte,y2}}$ → max. mögliche Schraubenkraft: $F_{h3} = F_{\text{Schraube,u}} = 203 \text{ kN}$

Kontrolle Verformung Überstand:

Die Mitwirkung der Schrauben im Überstand hängt von der Rotation der Verbindung und der daraus hervorgehenden, idealisierten Spaltöffnung $\delta_{\text{Spalt,h3}}$ im Vergleich zur Schraubenlänge δ_{Schraube} ab:

$$\delta_{\text{Spalt,h3}} \approx \varphi_{A,u} \cdot h_3 = 0.0073 \cdot 540 = 3.94 \text{ mm}$$

$$2 \cdot \delta_{\text{Schraube,y}} = 2 \cdot 0.27 = 0.54 \text{ mm} < \delta_{\text{Spalt,h3}} = 3.94 \text{ mm} < 2 \cdot \delta_{\text{Schraube,u}} = 2 \cdot 3.27 = 6.54 \text{ mm}$$

→ Maximale Kraft pro Schrauben im Überstand: $F_{h3} = F_{\text{Schraube,y}} = 162 \text{ kN}$

→ Begrenzung der Schraubenkraft im Überstand durch Verformungskriterium:

$$F_{h3} = 162 \text{ kN}$$

- Ermittlung der Kantenkraft K am Rand des Überstands

$$K_{\text{max}} = m_g \cdot \ell_g / b_4 = 23.5 \cdot 91.43 / 41 = 52.4 \text{ kN}$$

Die am Überstand rechnerisch angreifende Schraubenkraft $F_{\text{Schraube,y}}$ ist kleiner als die Kraft $F_{\text{Platte,y2}}$, welche erforderlich wäre um beide Fliessgelenke auszubilden, womit sich auch nicht die volle Kantenkraft K_{max} aufbaut, sondern nur ein entsprechender Anteil davon:

$$K_{F_{\text{Schraube}}} = \frac{F_{\text{Schraube},y} - F_{\text{Platte},y1}}{F_{\text{Platte},y2} - F_{\text{Platte},y1}} \cdot K_{\text{max}} = \frac{162 - 98}{247 - 98} \cdot 52.4 = 22.5 \text{ kN} \quad K_{F_{\text{Schraube}}} = 22.5 \text{ kN}$$

- **Tragwiderstand der Verbindung** (Niveau Norm)

$$M_{A,u} = \Sigma F_{\text{Schraube},u} \cdot h_1 + \Sigma F_{h3} \cdot h_3 - \Sigma K_{F_{\text{Schraube}}} \cdot h_4$$

$$M_{A,u} = 2 \cdot 203 \cdot 0.445 + 2 \cdot 162 \cdot 0.54 - 2 \cdot 22.5 \cdot 0.57 = 330 \text{ kNm}$$

- **Tragwiderstand der Verbindung** (Niveau Versuch)

Die beim verwendeten Kopfplattenmaterial gegenüber den Normwerten höheren Festigkeiten beeinflussen das rechnerische Ergebnis nur durch den Umstand, dass der Tragwiderstand des Überstands etwas grösser ausfällt und dadurch die zugehörige Kantenkraft leicht reduziert wird, was letztlich im Vergleich zur Berechnung mit Normwerten zu einer geringfügigen Steigerung des Biegetragwiderstands führt:

$$K_{\text{max}} = 25.3 \cdot 91.43 / 41 = 56.4 \text{ kN} \rightarrow K_{F_{\text{Schraube}}} = 56.4 \cdot (162 - 105) / (267 - 105) = 19.8 \text{ kN}$$

$$M_{A,u} = 2 \cdot 203 \cdot 0.445 + 2 \cdot 162 \cdot 0.54 - 2 \cdot 19.8 \cdot 0.57 = 333 \text{ kNm}$$

$$M_{A,u} = 333 \text{ kNm} \leftrightarrow M_{A,u \text{ Versuch}} = 363 \text{ kNm}$$

A4.44 Ermittlung der Anfangssteifigkeit der Verbindung

(gemäss Abschnitt 6.273)

- **Ausgangsgrössen**

Massgebende Querschnittsfläche der auf Zug beanspruchten Schraube:

$$\text{Schraube ohne Schaft: } A_{\text{Schraube}} = \text{Kernquerschnitt} = 225 \text{ mm}^2 \quad A_{\text{Schraube}} = 225 \text{ mm}^2$$

Wirksame Dehnlänge (elastisch) der Schraube:

$$\ell_{\text{Schraube}} = \ell_{\text{Klemmdicke}} + 1.0 \cdot d = 63 + 1.0 \cdot 20 = 83 \text{ mm} \quad \ell_{\text{Schraube}} = 83 \text{ mm}$$

Wirksame Breite der Druckzone:

$$b = \text{Profilbreite} = 200 \text{ mm} \quad b = 200 \text{ mm}$$

Anzahl der anrechenbaren Schrauben (gemäss Abschnitt 6.273, Tab. 6.04):

$$\text{Überstehend, 2-reihig, Schraube ohne Schaft: } n = 2.0 \quad n = 2.0$$

- **"Elastischer" Hebelarm**

$$h_{\text{elast}} = h_1 - \frac{n \cdot A_{\text{Schraube}}}{3 \cdot b} \cdot \left(\sqrt{1 + \frac{2 \cdot b \cdot h_1}{n \cdot A_{\text{Schraube}}}} - 1 \right) = 445 - \frac{2.0 \cdot 225}{3 \cdot 200} \cdot \left(\sqrt{1 + \frac{2 \cdot 200 \cdot 445}{2.0 \cdot 225}} - 1 \right)$$

$$h_{\text{elast}} = 430.8 \text{ mm}$$

- **Anfangssteifigkeit $C_{A,1}$ der Verbindung**

$$C_{A,1} = h_{\text{elast}} \cdot (3 \cdot h_{\text{elast}} - 2 \cdot h_1) \cdot n \cdot A_{\text{Schraube}} \cdot E / \ell_{\text{Schraube}}$$

$$C_{A,1} = 430.8 \cdot (3 \cdot 430.8 - 2 \cdot 445) \cdot 2.0 \cdot 225 \cdot 210 / 83 = 197 \cdot 373 \cdot 10^3 \text{ kNm} = 197 \cdot 373 \text{ kNm/rad}$$

$$C_{A,1} = 197 \cdot 373 \text{ kNm} \leftrightarrow C_{A,1 \text{ Versuch}} = 111 \cdot 163 \text{ kNm/rad}$$

$C_{A,1}$ ermittelt mit Näherungsformel (gemäss Abschnitt 6.273):

$$C_{A,1} = (0.9 \cdot h_1)^2 \cdot n \cdot A_{\text{Schraube}} \cdot E / \ell_{\text{Schraube}} = 182 \cdot 624 \text{ kNm/rad}$$