

# **Geometrische Ersatzimperfektionen für den Biegedrill- knicknachweis von doppelsymmetrischen I-Profilen**

vom Fachbereich  
Bau- und Umweltingenieurwissenschaften  
der Technischen Universität Darmstadt

zur Erlangung des Grades  
eines Doktor-Ingenieurs  
(Dr.-Ing.)

genehmigte  
Dissertation

vorgelegt von  
Dipl.-Ing. (FH) Sergei Fominow M.Sc.

Referent:

Prof. Dr.-Ing. J. Lange

Korreferent:

Prof. Dr.-Ing. R. Stroetmann

Darmstadt 2021

---

Fominow, Sergei: „Geometrische Ersatzimperfectionen für den Biegedrillknicknachweis von doppelt-symmetrischen I-Profilen“

Darmstadt, Technische Universität Darmstadt

Jahr der Veröffentlichung auf TUpriints: 2021

URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-198678

Tag der mündlichen Prüfung: 20.04.2021

Veröffentlicht unter CC-BY-SA 4.0 International

<https://creativecommons.org/licenses>

## **Vorwort**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachbereich Bauwesen der Technischen Hochschule Mittelhessen in Gießen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Jörg Lange danke ich herzlich für seine bereitwillige Unterstützung, die anregenden Diskussionen im Rahmen des Stahlbau Seminars und seine vertrauensvolle Betreuung dieser Arbeit.

Ebenso bedanken möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Richard Stroetmann für sein persönliches Engagement und die vielen wertvollen Hinweise und Diskussionen, die wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Gerd Wagenknecht bedanke ich mich für seine fachlichen Anregungen und sein Interesse an der Arbeit.

Für die Unterstützung und die Bereitstellung der hervorragenden Rahmenbedingung möchte ich mich bei der Technischen Hochschule Mittelhessen, insbesondere bei Frau Prof. Dr.-Ing. Christine Döbert, Herrn Prof. Dr.-Ing. Achim Vogelsberg, Herrn Prof. Dr.-Ing. Markus Blatt und Herrn Prof. Dr.-Ing. Jens Minnert bedanken.

Ein großer Dank gilt meinem ehemaligen Kollegen Dominik Dönicke und allen studentischen Hilfskräften, die an den Fachgebieten Numerische Methoden und Baustatik sowie Holzbau tätig waren und stets für die sehr freundliche Arbeitsatmosphäre gesorgt haben.

Meinen Eltern Lilli und Waleri sowie meiner Schwester Elena danke ich für den starken Rückhalt und deren moralische Unterstützung.

Mein besonderer Dank gebührt meiner Frau Alexandra für das Verständnis und die tatkräftige Unterstützung während der langjährigen Erstellung dieser Arbeit sowie unseren beiden Kindern Sophie und Alina, die mit ihrer liebenswerten Art für den notwendigen Ausgleich sorgten.

## **Kurzfassung**

In dieser Arbeit werden das Tragverhalten und die Tragfähigkeit von stabilitätsgefährdeten Bauteilen mit doppelsymmetrischen I-Querschnitten untersucht. Es werden mehrere Bemessungskonzepte für den Stabilitätsnachweis Biegedrillknicken unter Berücksichtigung von geometrischen Ersatzimperfektionen und Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung entwickelt.

Anhand von numerischen Simulationen zahlreicher physikalischer Traglastversuche mit Hilfe der geometrisch und materiell nichtlinearen Berechnung unter Berücksichtigung von geometrischen Imperfektionen und Eigenspannungen werden das nichtlineare Tragverhalten und darauf einflussnehmende Faktoren eingehend analysiert. Besonderer Fokus wird auf den Traglasteinfluss von Imperfektionen gelegt, die jedes reale Bauteil aufweist und in einem idealisierten FE-Modell durch repräsentative Imperfektionsannahmen abgebildet werden.

Auf Grundlage von numerisch erzielten Traglasten werden erforderliche geometrische Ersatzimperfektionen abgeleitet. Durch umfangreiche Parameterstudien werden die wesentlichen Zusammenhänge zwischen den erforderlichen Ersatzimperfektionsgrößen und verschiedenen Parametern, wie z.B. die Querschnittsgeometrie, die Bauteilschlankheit, die Beanspruchungsart, Stahlsorte, die Imperfektionsform und die beim Querschnittsnachweis angewendete Interaktionsbeziehung identifiziert. Basierend darauf wurden Bemessungskonzepte für zwei unterschiedliche Imperfektionsformen entwickelt, die mit den Regelungen des Eurocode 3-1-1 konform sind.

## **Abstract**

This thesis deals with the structural behavior and resistance of slender members with double-symmetric I-sections. For the verification of the lateral-torsional buckling stability, design concepts are developed, using a geometrically non-linear analysis with equivalent geometric imperfections.

The nonlinear structural behavior and relevant influencing factors are analysed based on FE-simulations of numerous physical tests using geometric and material nonlinear analysis with geometric imperfections and residual stresses. The influence on the ultimate load due to imperfections, which are present in each real structural member is described and investigated in detail.

Nonlinear numerically determined ultimate loads are used for deriving required geometric equivalent imperfections. Based on extensive parameter studies, the essential relationships between the required equivalent imperfection sizes and various parameters, such as the cross-sectional geometry, the member slenderness, the load type, the steel grade, the imperfection shape and the interaction formula for determining the cross-sectional resistance, are identified. On this basis, design approaches are developed considering two different imperfection shapes that are conform with the regulations of Eurocode 3-1-1.

## Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung .....	1
1.1	Problemstellung und Zielsetzung .....	1
1.2	Formelzeichen .....	3
2	Grundlagen und Stand der Forschung und Normung.....	7
2.1	Einführung.....	7
2.2	Nachweis der Querschnittstragfähigkeit.....	8
2.2.1	Materialgesetz von Baustahl.....	8
2.2.2	Lineare Interaktionsbeziehungen für den Querschnittsnachweis .....	9
2.2.3	Plastische Querschnittstragfähigkeit von I-Querschnitten nach der klassischen Plastizitätstheorie und DIN EN 1993-1-1.....	10
2.2.4	Weitere plastische Interaktionsverfahren für I-Querschnitte.....	19
2.3	Imperfektionsannahmen für GMNIA.....	23
2.3.1	Allgemeines.....	23
2.3.2	Geometrische Imperfektionen .....	24
2.3.3	Eigenspannungen bei gewalzten I-Profilen .....	26
2.3.4	Publizierte Imperfektionsannahmen für gewalzte I-Profile.....	29
2.3.5	Eigenspannungen in geschweißten I-Profilen .....	35
2.3.6	Publizierter Eigenspannungsannahmen für geschweißte I-Profile .....	37
2.3.7	Imperfektionsannahmen nach EN 1993-1-14.....	42
2.4	Stabilitätsnachweise mit geometrischen Ersatzimperfektionen .....	43
2.4.1	Allgemeines.....	43
2.4.2	Ersatzstabverfahren nach DIN EN 1993-1-1 .....	44
2.4.3	Stand der Normung zu geometrischen Ersatzimperfektionen .....	49
2.4.4	Stand der Forschung zu geometrischen Ersatzimperfektionen.....	55
2.4.5	Forschungsbedarf zu Nachweisverfahren unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen.....	57
3	Geometrisch und materiell nichtlineare Analyse mit Imperfektionen (GMNIA) .....	59
3.1	Beschreibung des FE Modells.....	59
3.1.1	Vorbemerkungen .....	59
3.1.2	Querschnittsidealisierung .....	59
3.1.3	Randbedingungen.....	61
3.1.4	Materialeigenschaften und Materialgesetze .....	63
3.1.5	Imperfektionen .....	65
3.2	Verifizierung und Validierung des FE-Modells .....	66
3.2.1	Allgemeines.....	66
3.2.2	Verifizierung des FE-Modells .....	67
3.2.3	Modellvalidierung mit Versuchsergebnissen .....	72

---

4	Geometrische Ersatzimperfektionen für reine Biegebeanspruchung .....	79
4.1	Einleitung und Umfang der Parameterstudie .....	79
4.2	Einfluss aus der geometrischen Form der Ersatzimperfektion .....	80
4.3	Einfluss aus der beim Querschnittsnachweis angewendeten Interaktionsbeziehung .....	86
4.4	Einfluss aus der Querschnittsgeometrie .....	92
4.4.1	Allgemeines .....	92
4.4.2	Ersatzimperfektionen in Abhängigkeit vom h/b-Verhältnis .....	93
4.4.3	Querschnittsparameter aus dem Ersatzstabverfahren nach prEN 1993-1-1 .....	99
4.4.4	Profilabhängigkeit bei den Basislastfällen .....	101
4.5	Einfluss aus der Momentenverteilung .....	114
4.6	Einfluss aus der Lastangriffsstelle von Querlasten .....	126
4.7	Einfluss aus der Stahlgüte .....	129
5	Geometrische Ersatzimperfektionen für kombinierte Beanspruchung .....	137
5.1	Einleitung und Umfang der Untersuchungen .....	137
5.2	Interaktionsbeziehung beim Querschnittsnachweis .....	141
5.3	Einfluss aus der Imperfektionsform .....	146
5.4	Querschnittsabhängigkeit .....	151
5.5	Unterschiedliche Momentenverteilungen .....	154
5.6	Verschiedene Stahlsorten .....	156
6	Vorschlag für die Neuregelung von geometrischen Ersatzimperfektionen .....	162
6.1	Einleitung .....	162
6.2	Geometrische Ersatzimperfektionen bei reiner Biegebeanspruchung .....	162
6.2.1	Vorbemerkungen .....	162
6.2.2	Vorschlag V-1: Eigenformaffine Imperfektion (IMP-1) .....	163
6.2.3	Vorschlag V-2: Sinusförmige Vorkrümmung um die schwache Profilachse (IMP-2) .....	164
6.3	Geometrische Ersatzimperfektionen unter kombinierter Beanspruchung .....	166
6.4	Vergleich mit Regelungen nach prEN 1993-1-1 .....	166
6.4.1	Reine Biegebeanspruchung .....	166
6.4.2	Kombinierte Beanspruchung .....	178
7	Statistische Evaluierung der Vorschläge .....	182
7.1	Einleitung .....	182
7.2	Ableitung der Teilsicherheitsbeiwerte nach DIN EN 1990 Anhang D .....	182
7.3	Wirkung des Teilsicherheitsbeiwerts bei Berechnung nach Theorie II. Ordnung .....	198
8	Zusammenfassung .....	199
ANHANG A: Grundlagen zum Biegedrillknicken unter Druck und Biegung .....		201
A.1	Grundlegende Annahmen .....	201
A.2	Gleichungssystem für den kombinierten Beanspruchungszustand aus Druck und Biegung ..	202
A.3	Kritische Laststeigerungsfaktor .....	205

---

A.4	Verhältnis zwischen der Verformung zur Verdrehung bei der Eigenform.....	205
A.5	Vergrößerungsfunktionen (Biegetorsionstheorie II. Ordnung) .....	205
A.6	Verformung $w$ .....	207
A.7	Schnittgrößen nach Biegetorsionstheorie II. Ordnung .....	208
ANHANG B: Validierung des numerischen Modells .....		209
B.1	Vorbemerkungen .....	209
B.2	Validierung von gewalzten I-Profilen .....	209
B.2.1	Biegebeanspruchung .....	210
B.2.2	Kombinierte Beanspruchung .....	220
B.3	Validierung von geschweißten I-Profilen.....	237
B.4	Zusammenfassung der Validierung.....	241
Glossar.....		242
Quellenverzeichnis .....		244

# 1 Einleitung

## 1.1 Problemstellung und Zielsetzung

Metallkonstruktionen weisen aufgrund der hochwertigen mechanischen Materialeigenschaften, die sich insbesondere durch die hohe Festigkeit und das ausgeprägte Fließpotenzial auszeichnen, ein im baupraktischen Sinne äußerst gutmütiges Tragverhalten auf. Erreichen die inneren Spannungen die Größenordnung der Materialfließgrenze an ungünstigster Stelle, versagt das Bauteil nicht. Es bilden sich vielmehr Fließzonen aus, die einerseits eine weitere Laststeigerung ermöglichen und andererseits zu einer Reduktion der Gesamtsteifigkeit des Bauteils führen. Dadurch verformt sich das Bauteil mit zunehmender Last überproportional. Es tritt somit durch augenscheinlich größer werdende Verformungen ein Versagen mit Vorankündigung ein.

Die im Stahlbau häufig verwendeten I- und H-Profile - im Folgenden zusammengefasst nur als I-Profile bezeichnet - eignen sich aufgrund der günstigen Querschnittsform ideal für den Einsatz als Biegeträger. Das eingangs beschriebene Tragverhalten kann bei dieser Profilart nur mit Hilfe von konstruktiven Maßnahmen, wie z.B. durch horizontale Verformungsbehinderung des Druckgurtes, voll ausgeschöpft werden. Werden diese konstruktiven Maßnahmen nicht ausgeführt, so verformt sich der Querschnitt seitlich und verdreht sich vor Erreichen der Traglast. Es stellt sich ein räumliches Tragverhalten ein. Die Ursachen für die seitliche Querschnittsverformung und -verdrehung sind Druckspannungen, die in Verbindung mit geometrischen Imperfektionen, die jedes reale Bauteil aufweist, Abtriebseffekte hervorrufen. Durch die ungleichen Steifigkeitsverhältnisse, die mit der Verwendung offener I- Profile einhergehen, führt die Querschnittsverdrehung zu einem ungünstigen Lastabtragmechanismus über die schwache Achse des Profils. Weitere Laststeigerung hat eine überproportionale Zunahme der seitlichen Verformungen und der inneren Materialbeanspruchungen zur Folge, die schließlich zu einem raschen Versagen führt.

Die aus sicherheitsspezifischer Sicht begründete möglichst gänzliche Vermeidung dieser plötzlichen Versagensart steht den ökologischen und wirtschaftlichen Interessen einer materialsparenden Bauweise entgegen, so dass eine präzise Vorhersage der Traglast eines unter baupraktischen Randbedingungen eingebauten realen Bauteils erwünscht ist. Nach dem gegenwärtigen Stand der Forschung stellt die geometrisch und materiell nichtlineare Berechnung unter Berücksichtigung von geometrischen und strukturellen Imperfektionen (GMNIA) die genaueste Berechnungsmethode dar, Traglasten realer Bauteile zu simulieren. Für den Einsatz im Ingenieuralltag hat sich diese Methode jedoch noch nicht bewährt, was weniger auf die große Rechenintensivität und die komplexere Anwendbarkeit, sondern vorwiegend auf Sicherheits- und Zuverlässigkeitsaspekte zurückzuführen ist. Obwohl mit Hilfe von GMNIA physikalische Versuchsergebnisse mit guter Übereinstimmung wiedergegeben werden können, bedarf der Einsatz bei der Auslegung eines realen Bauteils die Berücksichtigung der statistisch zufällig streuenden Parameter, wie z.B. streuenden Material- und Geometrieigenschaften. Ferner erfolgt auch bei GMNIA eine ingenieurmäßige Betrachtung durch ein idealisiertes mechanisches Berechnungsmodell, das das komplexe reale Umfeld eines zu bemessenden Bauteils, das in der Regel einen Bestandteil eines Gesamttragwerks bildet, nur näherungsweise erfasst und mit zusätzlichen Modellungenauigkeiten einhergeht. Weitere Unsicherheiten treten infolge der bei GMNIA angesetzten Imperfektionsannahmen auf, die sich im Allgemeinen aus geometrischen Imperfektionen und Eigenspannungen zusammensetzen. Deren tatsächliche Verteilung und Größe sind von vielfältigen Ursachen abhängig. Aufgrund der essenziellen Bedeutung dieses Themas bei der Betrachtung stabilitätsgefährdeter Bauteile werden in Kapitel 2.3 die Ursachen und Einflussfaktoren von Imperfektionen sowie der historische Entwicklungsprozess der bei GMNIA anzuwendenden Imperfektionsannahmen wiedergegeben.

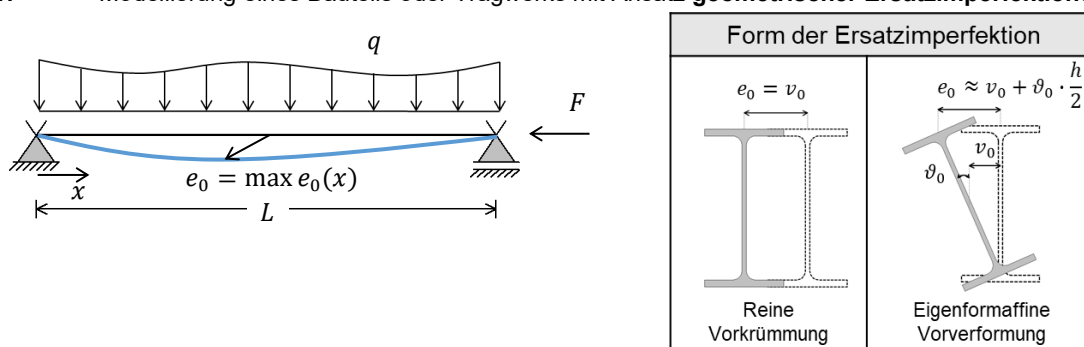
All die genannten Widrigkeiten führen dazu, dass auch zukünftig im täglichen Bemessungsalltag vorwiegend vereinfachte Nachweisverfahren zum Einsatz kommen. In der europäischen Bemessungsnorm für Stahlbaukonstruktionen DIN EN 1993-1-1 werden mehrere Nachweisverfahren für die



Auslegung stabilitätsgefährdeter Bauteile angegeben. Eines dieser Verfahren ist der Stabilitätsnachweis basierend auf einer Strukturberechnung nach Elastizitätstheorie II. Ordnung unter Berücksichtigung von geometrischen Ersatzimperfektionen. Grundgedanke dieses Verfahrens ist, dass durch den Ansatz repräsentativer geometrischer Ersatzimperfektionen das Tragverhalten und die Traglast derart ungünstig beeinflusst werden, dass dadurch ersatzweise verschiedenartige traglastmindernde Einflüsse erfasst werden, die durch die Berechnung selbst nicht direkt berücksichtigt werden können. Dazu gehören unter anderem die Auswirkungen aus Fließzonen, die durch Überschreitung der Materialfließgrenze infolge der Überlagerung aus inneren Beanspruchungen und Eigenspannungen herrühren und zu lokal begrenzten Steifigkeitsabminderungen führen.

Die Nachweisführung setzt sich aus drei aufeinanderfolgenden Schritten zusammen, siehe Abb. 1-1, die unmittelbar das Endergebnis beeinflussen. Daher ist stets eine gesamtheitliche Betrachtung der einzelnen Komponenten notwendig.

**Schritt 1:** Modellierung eines Bauteils oder Tragwerks mit Ansatz **geometrischer Ersatzimperfektionen**



**Schritt 2:** Elastische Strukturanalyse mittels **geometrisch nichtlinearer Berechnung** (i.A. nach Biegetorsionstheorie II. Ordnung)

**Schritt 3:** Nachweis der **Querschnittstragfähigkeit** an der ungünstigsten Stelle im Bauteil unter Berücksichtigung aller auftretenden Schnittgrößen

Abb. 1-1: Berechnungsschrittfolge des Stabilitätsnachweises unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen

An dieser Stelle setzt die vorliegende Arbeit an. Den Schwerpunkt der Dissertation bildet die Untersuchung der individuellen und miteinander interagierenden Einflussfaktoren auf die Traglast biegedrillknickgefährdeter Bauteile. Im Rahmen von umfangreichen Parameterstudien wurden verschiedene Konstellationen aus unterschiedlichen Nachweisarten der Querschnittstragfähigkeit, Imperfektionsformen, Querschnitte und deren Herstellungsart (gewalzt oder geschweißt), Stahlsorten, Beanspruchungsarten und Biegemomentverläufen betrachtet. Durch den Vergleich mit realitätsnahen Traglasten, die in dieser Arbeit auf Grundlage von GMNIA generiert wurden, konnte die Eignung der verschiedenen Konstellationen hinsichtlich der konsistenten Wiedergabe dieser wirklichkeitsnahen Traglasten bewertet werden. Nach Identifikation der am besten geeigneten Interaktionsbeziehung beim Nachweis der Querschnittstragfähigkeit wurden mehrere Bemessungskonzepte unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen entwickelt.

Die Zuverlässigkeit der vorgeschlagenen Nachweisverfahren wurde durch die in DIN EN 1990 (2010) angegebene Zuverlässigkeitsmethode evaluiert und notwendige Teilsicherheitsbeiwerte zur Erfüllung des geforderten Zuverlässigkeitsniveaus abgeleitet. Die Tatsache, dass bei der Entwicklung des Verfahrens als Referenzmaß Traglasten nach GMNIA herangezogen wurden, bedingt eine umfassende Verifizierung und Validierung des der GMNIA zugrundeliegenden Modellierungskonzepts. Die Validierung erfolgte unter Betrachtung von insgesamt 54 Traglastversuchen an geschweißten und

gewalzten I-Profilen. In diesem Zusammenhang wird im Kapitel 0 auch das Tragverhalten stabilitätsgefährdeter I-Querschnitte in Abhängigkeit von der Beanspruchungsart beschrieben.

Die gemäß Abb. 1-1 als Schritt 2 definierte elastische Strukturberechnung wurde mit einem eigens entwickelten Stabwerkprogramm auf Basis der Finite-Element-Methode durchgeführt. Mit Hilfe dieses Programms wurden die Verformungen und Schnittgrößen nach Biegetorsionstheorie II. Ordnung mit Wölbkrafttorsion unter Berücksichtigung verschiedener geometrischer Imperpektionsformen bestimmt. Die Geometrie der Vorverformung kann dabei entweder durch eine lineare-, parabel- oder sinusförmige Auslenkung einzelner Verformungskomponenten oder durch die Skalierung der Eigenform, die mittels einer vorgeschalteten Eigenwertanalyse bestimmt wurde, angesetzt werden. Die Eignung des Programms wurde mit analytischen Lösungen, wie z.B. in Anhang A angegeben, oder mit vergleichbaren Programmen FE-Stab (Kindmann et al. 2014a) und DRILL (Friemann, 1996) verifiziert.

Als Endergebnis werden Bemessungskonzepte für den Biegedrillknicknachweis unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperpektionen vorgestellt, die dem weiten Anwendungsspektrums des Verfahrens, dem gesamtheitlichen Kontext und den in der Norm DIN EN 1990 (2010) definierten Anforderungen an die Zuverlässigkeit gerecht werden. Sie stellen somit eine Weiterentwicklung der derzeitigen Regelungen dar, die im Einklang mit der vorhandenen Struktur der DIN EN 1993-1-1 stehen.

## 1.2 Formelzeichen

Nachfolgend werden die in dieser Arbeit verwendeten Bezeichnungen aufgeführt. Weitere Variablen und Definitionen werden bei ihren erstmaligen Verwendungen angegeben.

### Koordinatensysteme

$x$	Bauteillängsachse
$y$	Horizontale Querschnittsachse
$z$	Vertikale Querschnittsachse

### Verformungen und Verdrehungen

$u$	Verformung in Bauteillängsrichtung
$v$	Verformung in horizontaler Querschnittsrichtung
$w$	Verformung in vertikaler Querschnittsrichtung
$\vartheta$	Verdrehung um die Bauteillängsachse
$v_{cr}, \vartheta_{cr}$	Zur Eigenform zugehörigen seitliche Verformung und Querschnittsverdrehung

### Vorverformungen

$\vartheta_0$	Vorverdrehung um die Bauteillängsachse
$v_0$	Vorverformung der Bauteillängsachse in horizontaler Querschnittsrichtung
$e_0$	Vorverformung des Obergurts in horizontaler Querschnittsrichtung

### Schnittgrößen

$N$	Normalkraft
$V_y, V_z$	Querkräfte in $y$ - und $z$ -Richtung
$M_x$	Biegemoment um die Bauteillängsachse (Torsionsmoment)
$M_y, M_z$	Biegemoment um die $y$ - und $z$ -Achse
$T_t$	St. Venant'sches Torsionsmoment
$T_w$	Wölbkrafttorsionsmoment
$B$	Wölbmoment

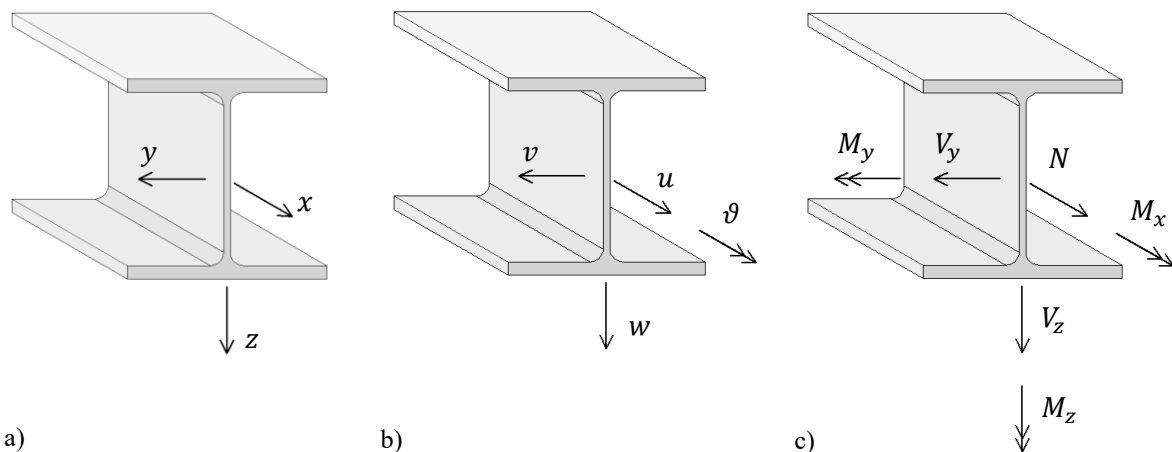


Abb. 1-2: Darstellung der Koordinaten, Verformungen und Schnittgrößen

**Spannungen**

$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	Normalspannung in $x$ -, $y$ - und $z$ -Richtung
$\tau_{xz}, \tau_{xy}, \tau_{yz}$	Schubspannung in $x$ - $z$ -, $x$ - $y$ - und $y$ - $z$ -Ebene
$\sigma$	Normalspannung in $x$ -Richtung
$\tau$	Schubspannung in $y$ - $z$ -Ebene
$\sigma_{Eq}$	Vergleichsspannung nach von Mises
$\sigma_c$	Drucknormaleigenspannung
$\sigma_t$	Zugnormaleigenspannung

**System- und Querschnittswerte**

$L$	Bauteillänge
$b$	Querschnittsbreite
$h$	Querschnittshöhe
$\omega$	Wölbordinate
$A$	Querschnittsfläche
$I_y, I_z$	Biegeträgheitsmoment
$I_T$	St. Venant'sches Torsionsträgheitsmoment
$I_\omega$	Wölbwiderstand
$W_y, W_z$	Widerstandsmoment
$\ddot{U}$	Überstände
$z_p$	Vertikaler Abstand der Lastangriffsstelle im Bezug zum Schwerpunkt des Querschnitts

**Materialkennwerte**

$E$	Elastizitätsmodul
$E_T$	Tangentenmodul
$G$	Schubmodul
$f_y$	Streckgrenze

**Schlankheiten, Abminderungsfaktoren und Ausnutzungsgrade**

$\phi$	Zwischenwert zur Bestimmung des Abminderungsbeiwertes für Biegeknicken
$\phi_{LT}$	Zwischenwert zur Bestimmung des Abminderungsbeiwertes für Biegedrillknicken
$\alpha$	Imperfektionsbeiwert für Biegeknicken
$\alpha_{LT}$	Imperfektionsbeiwert für Biegedrillknicken
$\bar{\lambda}, \bar{\lambda}_y, \bar{\lambda}_z$	Bezogener Schlankheitsgrad für Biegeknicken
$\bar{\lambda}_{LT}$	Bezogener Schlankheitsgrad für Biegedrillknicken
$\bar{\lambda}_{op}$	Globaler bezogener Schlankheitsgrad
$\chi_{LT}$	Abminderungsbeiwert für Biegedrillknicken
$\chi_y, \chi_z$	Abminderungsbeiwert für Biegeknicken
$\eta$	Ausnutzungsgrad

**Verhältniszahlen, Laststeigerungsfaktoren, Beanspruchungen, Verzweigungslastgrößen**

$n_v$	Verhältniszahl für die Normalkraftbeanspruchung
$m_v$	Verhältniszahl für die Momentenbeanspruchung
$\alpha_{GMNIA}$	Laststeigerungsfaktor bis zum Erreichen der Traglast nach GMNIA
$\alpha_{GNIA}$	Laststeigerungsfaktor bis zum Erreichen der Traglast nach GNIA
$\alpha_{cr}$	Laststeigerungsfaktor bis zum Erreichen der Verzweigungslast
$\alpha_{ult}$	Laststeigerungsfaktor bis zum Erreichen der Querschnittstragfähigkeit
$N_E, M_{y,E}$	Aus dem Lastansatz resultierende maximale Normalkraft und maximales Biegemoment
$N_{GNIA}, M_{y,GNIA}$	Normalkraft- und Momentenbeanspruchung im Traglastzustand nach GNIA
$N_{GMNIA}, M_{y,GMNIA}$	Normalkraft- und Momentenbeanspruchung im Traglastzustand nach GMNIA
$N_{cr}, N_{cr,y}, N_{cr,z}$	Ideale Knicklast
$N_{cr,T}$	Ideale Knicklast infolge (Biege-) Drillknicken
$M_{cr}$	Ideale elastische Biegedrillknicklast

**Statistische Evaluation**

$X$	Basisvariable
$\gamma_M$	Teilsicherheitsbeiwert für den Widerstand
$\gamma_M^*$	Korrigierter Teilsicherheitsbeiwert für den Widerstand
$\gamma_{Rd}$	Teilsicherheitsbeiwert zur Berücksichtigung der Modellunsicherheit
$\gamma_m$	Teilsicherheitsbeiwert zur Berücksichtigung der Unsicherheit aus Baustoffeigenschaften
$\sigma_R$	Standardabweichung
$r_e$	Experimenteller Wert des Widerstandes (Traglast nach GMNIA)
$r_t$	Theoretischer Wert des Widerstandes (Traglast nach GNIA)
$r_d$	Bemessungswert der Widerstandsfunktion

$r_n$	Nennwertwert der Widerstandsfunktion
$b$	Mittelwertabweichung
$b_{num}$	Mittelwertabweichung des numerischen Modells (GMNIA)
$\delta$	Streumaß
$\delta_i$	Streugröße für einzelne Versuchswerte
$\Delta$	Logarithmus des Streumaßes $\delta$
$\bar{\Delta}$	Schätzwert für $E(\Delta)$
$s_{\Delta}$	Schätzwert für $\sigma_{\Delta}$
$V_{\delta}$	Schätzwert für den Variationskoeffizienten für das Streumaß $\delta$
$g_{rt}(\underline{X}_{nom})$	Theoretische Widerstandsfunktion mit nominellen Größen der Basisvariablen
$g_{rt}(\underline{X})$	Theoretische Widerstandsfunktion
$V_X$	Variationskoeffizient einzelner Basisvariablen
$V_{rt}$	Variationskoeffizient der theoretischen Widerstandsfunktion

**Indizes**

$el$	Elastisch
$pl$	Plastisch
$Exp$	Experiment (experimentelle Traglast)
$num$	Numerisch (numerisch erzielte Traglast)
$f$	Angabe bezieht sich auf das Flanschblech
$w$	Angabe bezieht sich auf das Stegblech
$R$	Resistance (Widerstand)
$red$	Reduziert
$erf$	Erforderlich
$N$	Infolge Normalkrafteinfluss reduzierte Tragfähigkeit
$B$	Infolge Wölbmoment reduzierte Tragfähigkeit
$m$	Mittelwert
$max$	Maximalwert

**Abkürzungen**

GMNIA	Geometrisch und materiell nichtlineare Analyse mit Imperfektionen
GNIA	Geometrisch nichtlineare Analyse mit Imperfektionen
LTB	Lateral Torsional Buckling – Biegedrillknicken
LBA	Linear Buckling Analysis – Lineare Verzweigungslastanalyse
MNA	Materiell nichtlineare Analyse
QK	Querschnittsklasse
SNL	Spannungsnulllinie
w	Geschweißte I-Profile mit gleichen Blechabmessungen wie genormte Walzprofile

## 2 Grundlagen und Stand der Forschung und Normung

### 2.1 Einführung

Im Zuge des Nachweisprozesses unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfectionen wird eine Vielzahl von Themengebieten der Technischen Mechanik und des konstruktiven Stahlbaus behandelt. Einen Schwerpunkt bildet dabei die Stabilitätstheorie, die bereits im 18. Jahrhundert dargelegt wurde und die Ursachen der reduzierten Tragfähigkeit schlanker, gedrückter Bauteile begründet. Aus der Betrachtung eines Knickstabes wurde von Euler (1759) die Theorie des Verzweigungsproblems entwickelt, die erstmals neben der Festigkeit die Steifigkeit als einen maßgebenden Einfluss auf die Traglast identifiziert. Wesentliches Merkmal der Stabilitätstheorie stellt die Gleichgewichtsbetrachtung am verformten System dar (geometrische Nichtlinearität). Sofern die Annahme von kleinen Verformungen getroffen wird, was für baupraktische Belange in der Regel zutreffend ist, können die trigonometrischen Funktionen vereinfacht nur durch den linearen Anteil beschrieben werden. In dem Fall erfolgt die Strukturberechnung nach Theorie II. Ordnung, bei der die Verzweigungslast den oberen Grenzwert darstellt. Auf dieser Grundlage aufbauend wurden die Lösungen für die Stabilitätsprobleme Drill- und Biegedrillknicken u.a. von Wagner (1929), Vlasov (1933, 1964), Kappus (1937, 1953), Chwalla (1939), Goodier (1942) und Timoshenko (1945) entwickelt.

Die Simulation des räumlichen Tragverhaltens von biegedrillknickgefährdeten Stabbauteilen bestehend aus I-Querschnitten kann vereinfacht mittels Biegetorsionstheorie II. Ordnung unter Berücksichtigung der Wölbkrafttorsion erfolgen. Das dabei zu lösende nichtlineare Differentialgleichungssystem erfordert im Allgemeinen eine computergestützte Berechnung. In (Roik et al. 1972), (Tebedge, 1972), (Friemann, 1998), (Lindner, 1970), (Kindmann & Frickel, 2002) und (Kraus, 2005) werden die mechanischen Grundlagen und die mathematischen Formulierungen beschrieben. In (Laumann, 2003) und (Kindmann & Kraus, 2007) werden Hinweise zur computerorientierten Umsetzung auf der Basis der Finite-Elemente-Methode gegeben, auf deren Grundlage das in der vorliegenden Arbeit verwendete FE-Stabwerksprogramm (Fominow, 2017) erstellt wurde.

Durch Imperfektionen werden das Tragverhalten und die Tragfähigkeit in der Regel ungünstig beeinflusst. Durch den Ansatz von Imperfektionen werden verschiedenartige traglastmindernde Ursachen berücksichtigt, die reale Bauteile aufweisen können und vom idealisierten perfekten Modell nicht direkt erfasst werden. Dabei ist zwischen verschiedenen Imperfektionsarten zu differenzieren. Bei Traglastanalysen auf der Basis einer geometrisch und materiell nichtlinearen Berechnung (GMNIA), bei der neben geometrischen Imperfektionen auch Eigenspannungen angesetzt werden können, übernehmen die Imperfektionen eine andere Funktion als bei einer nur geometrisch nichtlinearen Berechnung mit geometrischen Ersatzimperfektionen (GNIA). Kapitel 2.3 gibt einen umfassenden Überblick über Imperfektionsannahmen für GMNIA und deren Hintergründe. In Kapitel 2.4 werden normative Regelungen zu geometrischen Ersatzimperfektionen, deren Entwicklungsprozess und der aktuelle Stand der Forschung und der europäischen Normung beschrieben.

Der finale Schritt der Nachweisführung sieht eine Überprüfung der Querschnittstragfähigkeit unter Berücksichtigung von bis zu acht Schnittgrößen vor. Aufgrund der herausragenden Rolle der dabei verwendeten Interaktionsbeziehung ist Kapitel 2.2 diesem Themengebiet gewidmet. Neben den Grundprinzipien der Elastizitäts- und Plastizitätstheorie werden verschiedene plastische Interaktionsbeziehungen vorgestellt, die im Rahmen der Entwicklung des Nachweiskonzepts betrachtet wurden.

## 2.2 Nachweis der Querschnittstragfähigkeit

### 2.2.1 Materialgesetz von Baustahl

Schon seit spätestens 1914 ist bekannt und experimentell bewiesen (Kurrer & Huerta, 2006), dass Stahlbauteile ein duktileres Materialverhalten mit ausgeprägtem Fließpotenzial aufweisen. Nach Überschreitung der Streckgrenze stellen sich plastische Spannungsumlagerungen ein, die sich günstig auf die Tragfähigkeit biegebeanspruchter Bauteile auswirken und beim Querschnittsnachweis berücksichtigt werden können.

Die Fließbedingung ist erfüllt, wenn die Normalspannung  $\sigma_x$  im einachsigen Spannungszustand bzw. die Vergleichsspannung  $\sigma_{Eq}$  im mehrachsigen Spannungszustand an beliebiger Stelle im Bauteil das Spannungsniveau der Streckgrenze  $f_y$  annimmt. Durch die Vergleichsspannung werden die im komplexen mehrachsigen Spannungszustand auftretenden Normal- und Schubspannungen nach der Gestaltänderungshypothese (von Mises Hypothese) in eine einachsige Spannung mit gleichwertiger Materialbeanspruchung nach Gl. 2-1 überführt (von Mises, 1913).

$$\sigma_{Eq} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x \cdot \sigma_y - \sigma_x \cdot \sigma_z - \sigma_y \cdot \sigma_z + 3 \cdot (\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)} \quad \text{Gl. 2-1}$$

Vor dem Erreichen der Streckgrenze ist ein linearer Zusammenhang zwischen den Dehnungen  $\varepsilon$  und Spannungen  $\sigma$  gegeben, der durch den Elastizitätsmodul  $E$  definiert wird (Hooke'sches Gesetz). Nach Überschreitung der Streckgrenze weist die Spannungs-Dehnungs-Arbeitslinie vom naturharten Baustahl einen annähernd konstanten Verlauf auf (Fließplateau) und es stellen sich irreversible plastische Materialdehnungen ein. In diesem Zustand kann das konstante Spannungsniveau bei zunehmenden Dehnungen gehalten werden, bis es im weiteren Verlauf zu einer Materialverfestigung kommt. Bei Zugbeanspruchung verjüngt sich der Querschnitt nach Erreichen der Zugfestigkeit lokal merkbar. Die Spannungs-Dehnungs-Linie nimmt einen abfallenden Pfad auf, sofern der ursprüngliche unverformte Querschnitt zugrunde gelegt wird. Bezogen auf den tatsächlichen reduzierten Querschnitt steigt hingegen die Spannung, bis es zum Materialversagen kommt (Abb. 2-1).

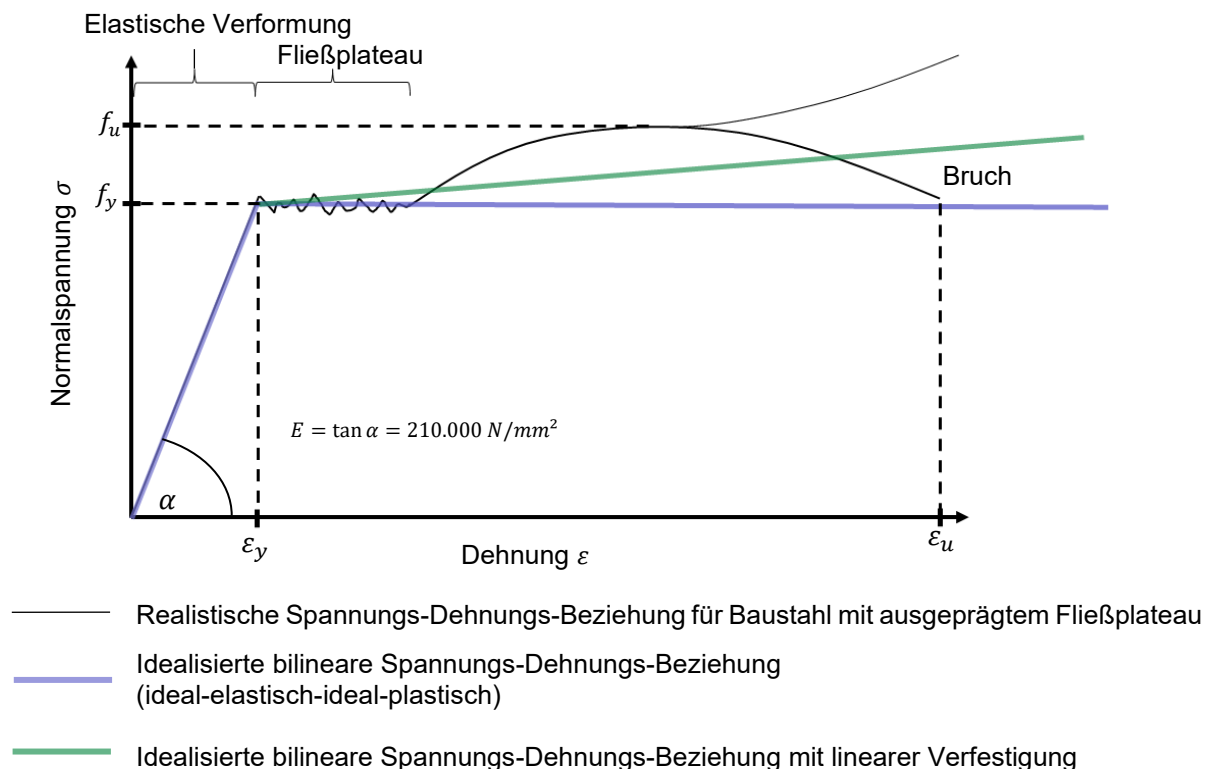


Abb. 2-1: Ingenieurmäßige Spannungs-Dehnungs-Beziehung für naturharte Baustähle

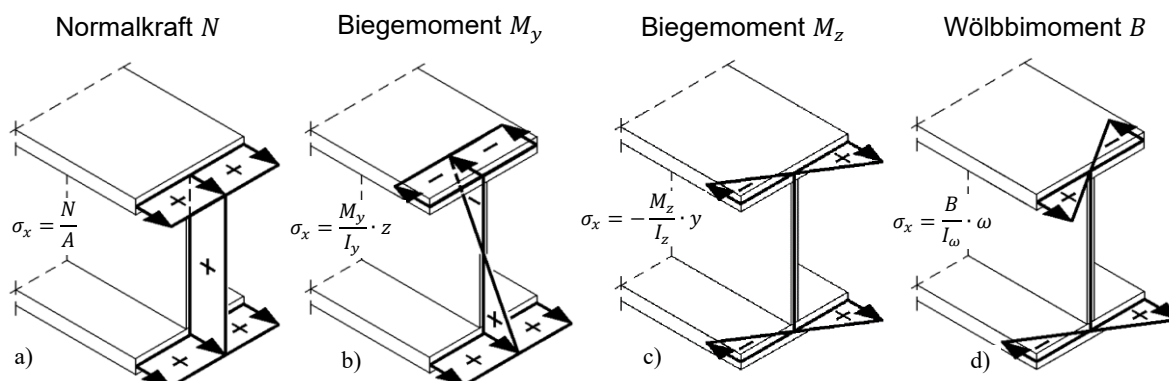
Vereinfacht kann die Spannungs-Dehnungs-Beziehung entweder durch ein Verfestigungsgesetz oder durch die Annahme eines ideal-elastisch-ideal-plastischen Materialverhaltens beschrieben werden.

Neben dem Übergang vom elastischen ins plastische Materialverhalten stellt das Erreichen der Streckgrenze außerdem das Grenzkriterium der elastischen Querschnittstragfähigkeit dar. Aus der Zugrundelegung der Stabtheorie und den damit einhergehenden vereinfachten Annahmen kann die Berechnung der Vergleichsspannung nach Gl. 2-2 erfolgen:

$$\sigma_{Eq} = \sqrt{\sigma_x^2 + 3 \cdot \tau^2} \tag{Gl. 2-2}$$

Für doppelsymmetrische I-Profile können Normalspannung  $\sigma_x$  und Schubspannung  $\tau$  aus insgesamt acht verschiedenen Schnittgrößen berechnet werden. Die sich aus den einzelnen Schnittgrößen einstellenden Spannungsanteile sind in Abb. 2-2 dargestellt.

**Normalspannungserzeugende Schnittgrößen**



**Schubspannungserzeugende Schnittgrößen**

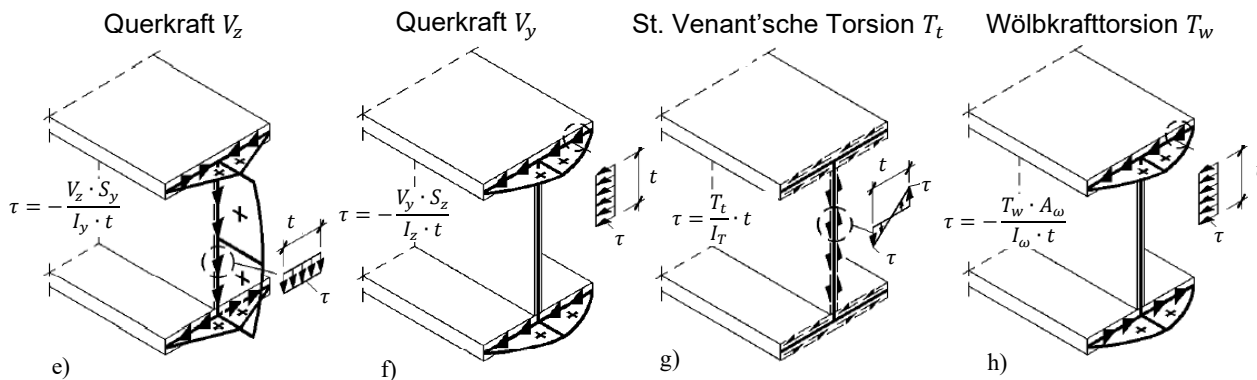


Abb. 2-2: Zusammenhang zwischen Schnittgrößen und Spannungen bei I-Profilen nach (Kindmann & Frickel, 2002)

**2.2.2 Lineare Interaktionsbeziehungen für den Querschnittsnachweis**

Für doppelsymmetrische Querschnitte kann der elastische Querschnittsnachweis näherungsweise mit den normalspannungserzeugenden Schnittgrößen mittels der linear elastischen Interaktionsbeziehung nach Gl. 2-3 geführt werden. Hierbei werden alle Schnittgrößen mit ihrem Betrag eingesetzt.

$$\frac{N}{N_{pl}} + \frac{M_y}{M_{el,y}} + \frac{M_z}{M_{el,z}} + \frac{B}{B_{el}} \leq 1,0 \tag{Gl. 2-3}$$

Während bei schlanken Bauteilen die Anwendung der linear elastischen Interaktionsbeziehung nach Gl. 2-3 und die spannungsbasierte Methode nach Gl. 2-2 bei der Bestimmung der Querschnittstragfähigkeit



zu nahezu identischen Ergebnissen führen, ergeben sich bei kurzen und insbesondere durch Querlast beanspruchten Biegeträgern durchaus unterschiedliche Traglasten, siehe Abb. 2-3. Im niedrigen Schlankheitsbereich zeigen die auf Grundlage der spannungsbasierten Berechnungsmethode ermittelten Traglastkurven einen abfallenden Verlauf mit abnehmender Schlankheit, wohingegen die Traglastkurven basierend auf der linear elastischen Interaktionsbeziehung eine steigende Tendenz aufweisen. Mit abnehmender Trägerlänge wird die Bauteiltragfähigkeit zunehmend durch die Schubspannungsausnutzung des Querschnitts beeinflusst, die überwiegend aus der Querkraft  $V_z$  resultiert. Traglastberechnungen nach GMNIA ergeben ebenfalls geringere Traglasten bei kurzen Trägerlängen, was mit Querkrafteinflüssen zu begründen ist.

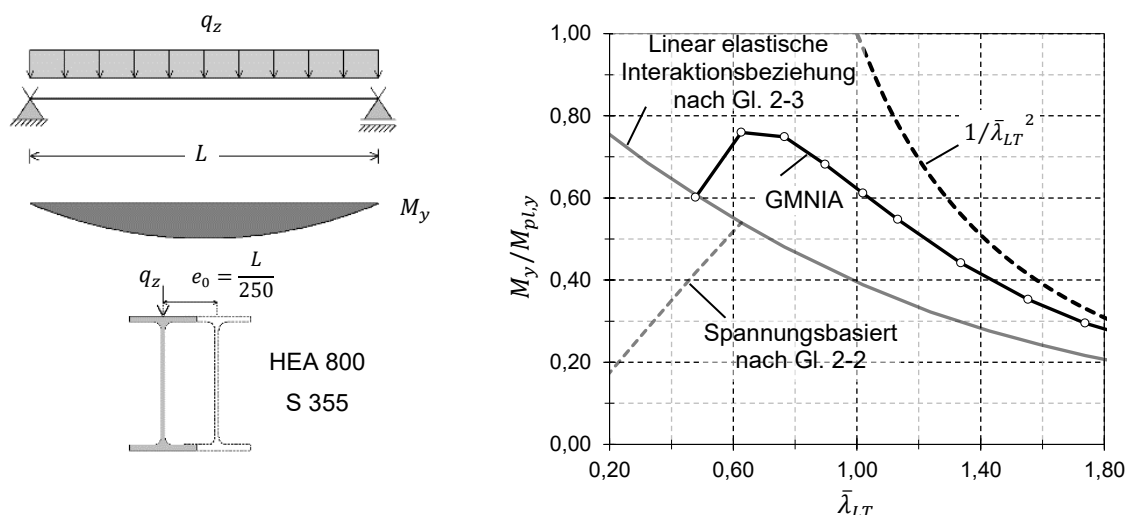


Abb. 2-3: Schlankkeitsabhängiger Einfluss infolge Querkraft auf die Bauteiltragfähigkeit bei Anwendung der linear elastischen Interaktionsbeziehung, spannungsbasierter Berechnung der Querschnittstragfähigkeit und nach GMNIA. Die Vernachlässigung der Schubanteile stellt sich bei der Anwendung der linearen Interaktionsbeziehung insbesondere bei kurzen Trägern infolge der hohen Schubbeanspruchung aber auch bei Bauteilen, die an der am meisten beanspruchten Stelle neben Längsspannungen auch signifikante Schubspannungen aufweisen, Sicherheitsdefizite ein. Diese können durch zusätzliche Nachweise vermieden werden.

Bei kurzen Bauteilen ist die globale Stabilitätsgefahr - anders als lokale Stabilitätsgefahr infolge Beulen bei dünnwandigen Querschnitten - vernachlässigbar gering. Berechnungen nach der Biegetorsionstheorie II. Ordnung unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen ergeben für diesen Fall sehr kleine Verdrehungen und damit einhergehende zusätzliche Schnittgrößen. Ergänzende Querschnitts- und Beulnachweise können aus diesem Grund mit akzeptabler Genauigkeit unter Berücksichtigung der Schnittgrößen nach Theorie I. Ordnung geführt werden.

Analog zur linear elastischen Interaktion können vereinfacht die plastischen Querschnittsreserven durch eine lineare plastische Interaktionsbeziehung nach Gl. 2-4 berücksichtigt werden.

$$\frac{N}{N_{pl}} + \frac{M_y}{M_{pl,y}} + \frac{M_z}{M_{pl,z}} + \frac{B}{B_{pl}} \leq 1,0 \quad \text{Gl. 2-4}$$

Die Anmerkungen hinsichtlich des vernachlässigten Schubeinflusses sind hierbei sinngemäß zu übertragen. Die lineare Aufsummierung der Ausnutzungsgrade der normalspannungserzeugenden Schnittgrößen stellt gemäß der Plastizitätstheorie eine konservative Überlagerungsform dar.

### 2.2.3 Plastische Querschnittstragfähigkeit von I-Querschnitten nach der klassischen Plastizitätstheorie und DIN EN 1993-1-1

Obwohl Baustahl nach Überschreiten des Fließplateaus eine Verfestigung bis zum Erreichen der Zugfestigkeit aufweist, wird in der klassischen Plastizitätstheorie das linear-elastische-ideal-plastische Materialmodell nach Gl. 2-5 zugrunde gelegt (Timoshenko, 1940).

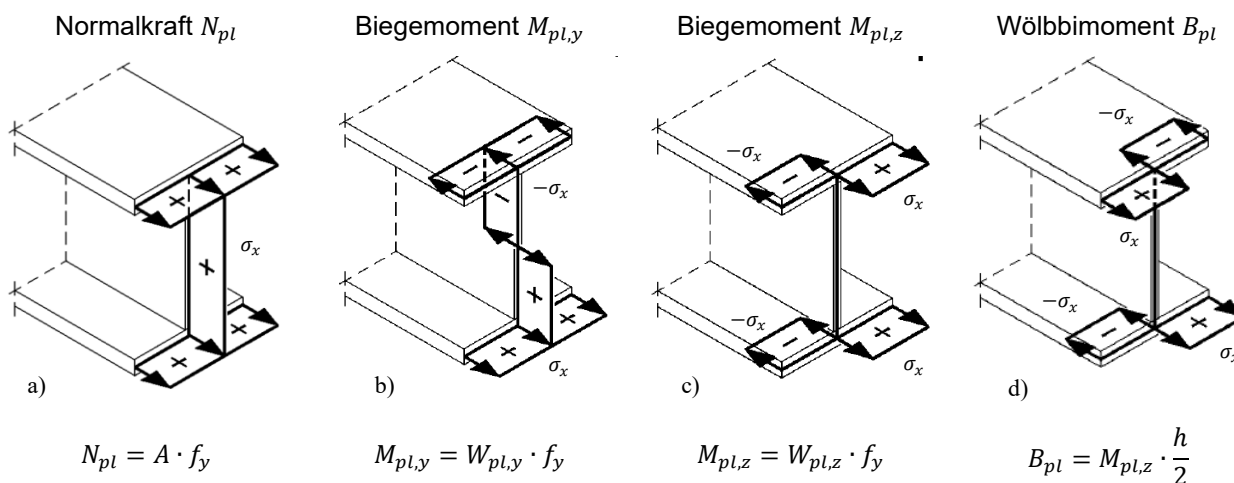
$$\begin{aligned} \sigma < f_y : \quad E &= \frac{\sigma}{\varepsilon} \\ \sigma = f_y : \quad E &= 0 \end{aligned} \quad \text{Gl. 2-5}$$

Nach der Plastizitätstheorie ist für die Ermittlung der plastischen Querschnittstragfähigkeit eine Spannungsverteilung zu wählen, die mit den plastischen Dehnungen kompatibel ist und die folgenden Bedingungen erfüllt (Beedle et al., 1955), (Beedle, 1955), (Baker et al., 1956), (Kuhlmann et al., 2014):

- i. Zwischen den Schnittgrößen und der gewählten Spannungsverteilung herrscht Gleichgewicht und
- ii. das Fließkriterium wird an keiner Stelle im Querschnitt überschritten.

Abb. 2-4 zeigt die plastische Spannungsverteilung für verschiedene Grenzschnittgrößen von I-Profilen, die hierbei als allein wirkend betrachtet werden, sowie die daraus abgeleiteten Gleichungen zur Bestimmung der plastischen Grenzschnittgrößen. Die dabei zugrundeliegenden Spannungen entsprechen den folgenden Werten:  $\sigma_x = f_y$ ,  $-\sigma_x = -f_y$  und  $\tau = f_y/\sqrt{3}$ .

**Plastische Querschnittstragfähigkeiten und zugehörige Normalspannungsverteilungen**



**Plastische Querschnittstragfähigkeiten und zugehörige Schubspannungsverteilungen**

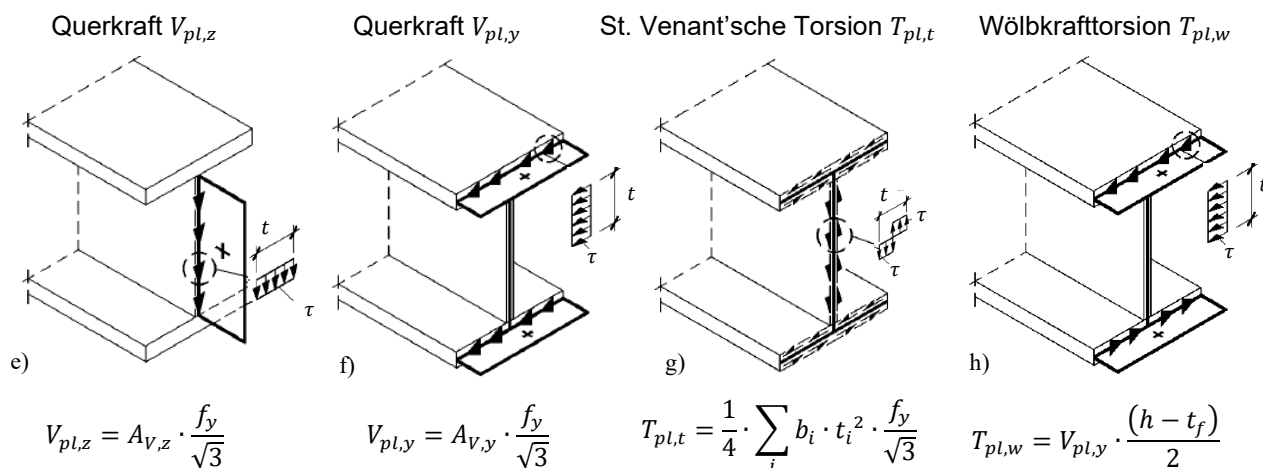


Abb. 2-4: Plastische Spannungsverteilung in I-Profilen infolge den plastischen Grenzschnittgrößen nach (Ludwig, 2014)

Für den Stabilitätsnachweis von I-Profilen unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfectionen ist abschließend ein Querschnittsnachweis zu führen, bei dem die gleichzeitige Wirkung von bis zu acht Schnittgrößen betrachtet werden muss. Bei simultaner Einwirkung von normal- und schubspannungserzeugenden Schnittgrößen folgt der Nachweis der plastischen Querschnittstragfähigkeit in der Regel einer zweistufigen Vorgehensweise. Im ersten Schritt wird die Auswirkung der

schubspannungserzeugenden Schnittgrößen durch eine Abminderung der Streckgrenze in durch Schub beanspruchten Querschnittsteilen berücksichtigt. Alternativ können die Querschnittsflächen dieser Querschnittsteile in Abhängigkeit von der Schubspannungsauslastung reduziert werden. Anschließend erfolgt der Nachweis der Querschnittstragfähigkeit unter normalspannungserzeugenden Schnittgrößen mit gegebenenfalls reduzierter Streckgrenze oder Querschnittsfläche der schubbeanspruchten Querschnittsteile.

Aus der Beachtung der Bedingung, dass das Fließkriterium nicht überschritten werden darf und unter Annahme eines konstanten plastischen Schubspannungsverlaufs, lässt sich aus dem Umformen der Gl. 2-2 die in Gl. 2-6 aufgeführte Streckgrenzenabminderung ableiten:

$$f_{y,red} = f_y \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{\tau}{\tau_R}\right)^2} \quad \text{Gl. 2-6}$$

mit:

$$\tau_R = \frac{f_y}{\sqrt{3}} \quad \text{Gl. 2-7}$$

Bei experimentellen Untersuchungen an nicht beulgefährdeten, kurzen und querlastbeanspruchten Walzprofilen wurden ausgeprägte Traglastreserven festgestellt (Basler, 1960), (Johansson et al., 2007). Es wurden Querkrafttragfähigkeiten gemessen, die um bis zu 70 % höher ausgefallen sind als die theoretische plastische Grenzlast  $V_{pl,z}$  nach Abb. 2-4 e), bei der nur das Stegblech zur Abtragung der Querkraft  $V_z$  herangezogen wird. Außerdem wurde nahezu keine Interaktion aus der Wirkung der Querkraft auf das vollplastische Moment festgestellt (Johansson et al., 2007), was vor allem auf den Effekt der Stahlverfestigung (Strain Hardening) zurückgeführt wurde. Dekker et al. (2017) haben den traglast erhöhenden Einfluss aus der Stahlverfestigung bei schubdominanten Spannungszuständen durch numerische Untersuchungen bestätigt.

In DIN EN 1993-1-1 wird zur Erfassung des Schubeinflusses die Abminderung der Streckgrenze durch eine empirische Gleichung (Gl. 2-8) beschrieben, die eine teilweise günstigere Interaktion zwischen Schubspannung infolge Querkraft  $V$  und dem Biegemoment  $M$  ermöglicht als nach Gl. 2-6.

$$f_{y,red} = (1 - \rho) \cdot f_y \quad \text{Gl. 2-8}$$

mit:

$$\rho = \left(\frac{2 \cdot V}{V_{pl}} - 1\right)^2 \quad \text{Gl. 2-9}$$

Aus Gl. 2-9 lässt sich ein Mindestwert der erforderlichen Querkraft  $V$  ableiten, der zu einer Abminderung der Streckgrenze führt. Dabei werden die Querkräfte  $V_z$  und  $V_y$  analog behandelt. Geringere Querkräfte sind nach DIN EN 1993-1-1 bei der Berechnung der plastischen Querschnittstragfähigkeit zu vernachlässigen.

$$V \leq 0,5 \cdot V_{pl} \quad \text{Gl. 2-10}$$

Die kombinierte Beanspruchung aus Querkraft und St. Venant'scher Torsion  $T_t$  ist gemäß DIN EN 1993-1-1 durch die Reduktion der plastischen Querkrafttragfähigkeit zu berücksichtigen. Für I-Querschnitte gilt:

$$V_{pl,T} = \sqrt{1 - \frac{\tau_t}{1,25 \cdot \tau_R}} \cdot V_{pl} \quad \text{Gl. 2-11}$$

$\tau_t$  ist dabei nach Abb. 2-2 g) zu bestimmen. Die Auswirkungen infolge der Wölbkrafttorsion  $T_w$  können nach DIN EN 1993-1-1 aufgrund der untergeordneten Bedeutung bei I-Profilen beim Nachweis der plastische Querschnittstragfähigkeit vernachlässigt werden.

Bei gleichzeitiger Wirkung mehrerer normalspannungserzeugender Schnittgrößen ist eine plastische Spannungsverteilung zu wählen, die eine möglichst effektive Ausnutzung des Querschnittes sicherstellt und durch die Spannungsnulllinie (SNL) definiert wird. Die Spannungsnulllinie kennzeichnet den Übergang zwischen den Druck- und den Zugnormalspannungsbereichen. Aus der Integration der zug- und druckbeanspruchten Spannungsbereichen können die Schnittgrößen rückgerechnet werden.

In Abb. 2-5 ist exemplarisch die zum plastischen Grenzzustand zugehörige Spannungsverteilung für die Schnittgrößenkombination aus  $N$ - $M_y$  dargestellt. Die Höhenlage der horizontal verlaufenden Spannungsnulllinie ist von den Normalkraft- und Momentenausnutzungsgraden ( $N/N_{pl}$  und  $M_y/M_{pl,y}$ ) abhängig und kann in Höhe der Flansche (große Normalkraftausnutzung), der Ausrundungsradien (mäßige Normalkraftausnutzung) oder dem hier dargestellten Fall im Steg (geringe Normalkraftausnutzung) verlaufen. Die Festlegung der Spannungsverteilung im Querschnitt erfolgt dabei in Abhängigkeit von den Tragmechanismen der einzelnen Schnittgrößen. Da Biegemomente über ein Kräftepaar mit einem möglichst großen Hebelarm übertragen werden, befinden sich die zugehörigen Spannungsfelder in den Randbereichen, während die zur Übertragung der Normalkraft vorgesehene Spannungsbereiche sich vom Schwerpunkt bzw. der Flächenhalbierenden her ausbreiten.

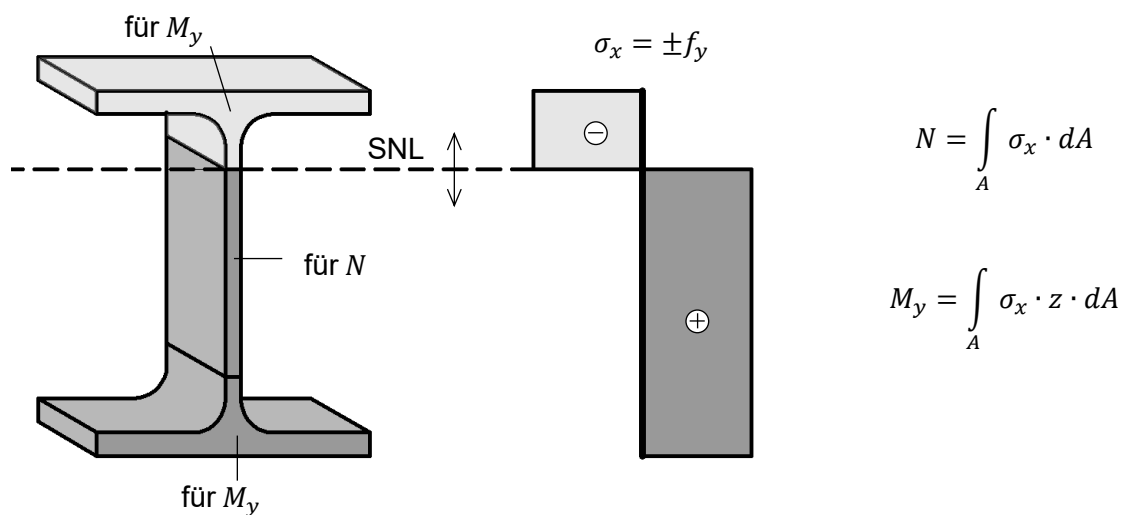


Abb. 2-5: Normalspannungsverteilung im plastischen Grenzzustand eines gewalzten I-Querschnitts für  $N$  und  $M_y$ .  
 Abb. 2-6 zeigt die sich im Grenzzustand einstellenden plastischen Spannungsverteilungen und die Spannungsnulllinien für die Schnittgrößenkombinationen  $N$ - $M_y$ ,  $N$ - $M_z$  und  $M_y$ - $M_z$ . Bei der Kombination aus  $N$ - $M_z$  ist die horizontale Lage der vertikal verlaufenden Spannungsnulllinie und bei der  $M_y$ - $M_z$  der Neigungswinkel der schrägen durch den Schwerpunkt verlaufenden SNL von den jeweiligen Ausnutzungsgraden  $N/N_{pl} - M_z/M_{pl,z}$  und  $M_y/M_{pl,y} - M_z/M_{pl,z}$  abhängig.

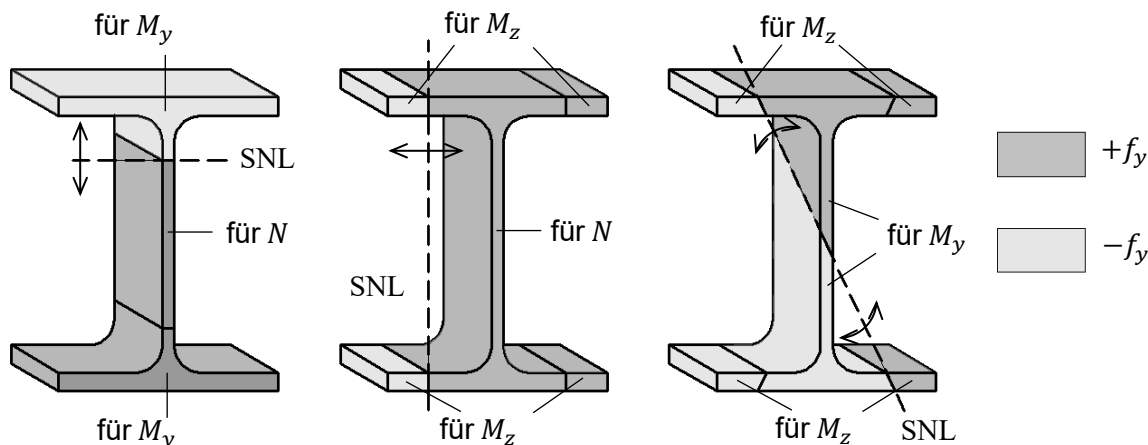


Abb. 2-6: Normalspannungsverteilung im plastischen Grenzzustand eines gewalzten I-Querschnitts für die Schnittgrößenkombinationen  $N-M_y$  (Links),  $N-M_z$  (Mitte) und  $M_y - M_z$  (Rechts)

Unter Zugrundelegung der von Drucker, Prager & Greenberg (1952) aufgestellten plastischen Grenztheoreme – dem statischen und kinematischen Grenzsatz - haben Santathadaporn & Chen (1968) die Grundlagen zur Entwicklung von Interaktionsverfahren für I-Profile unter zweiachsiger Biegung und Normalkraft beschrieben und Interaktionsdiagramme angegeben. Der statische Grenzsatz entspricht der bereits beschriebenen Vorgehensweise, bei der ausgehend von einer gewählten Spannungsverteilung, die im Gleichgewicht mit den Schnittgrößen steht und an keiner Stelle im Querschnitt das Fließkriterium überschreitet, die plastische Grenzlast für verschiedene Ausnutzungsgrade der einzelnen Schnittgrößen ermittelt wird. Der Verlauf der plastischen Spannungsnulllinie (SNL) wurde von Santathadaporn & Chen vereinfacht linear angenommen, siehe Abb. 2-7.

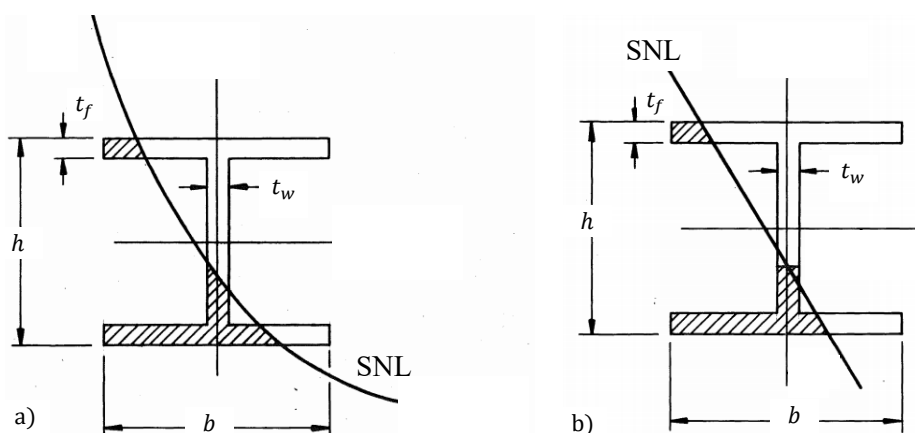


Abb. 2-7: Verlauf der plastischen Spannungsnulllinie (SNL) über Querschnitt nach Santathadaporn & Chen (1968). a) Genauer Verlauf b) vereinfacht linearer Verlauf

Beim kinematischen Grenzsatz bildet das Gleichgewicht zwischen der inneren und der äußeren Arbeit die Grundbedingung. Aus Gründen der Vereinfachung sind Santathadaporn & Chen von dünnwandigen Querschnitten (Mittellinienmodell) ausgegangen und haben als Verzerrungszustand eine reine lineare Biegeverformung um die plastische Nulllinie im Querschnitt angenommen. Als weitere Grundannahme wurde eine ebene Verzerrung des Querschnitts vorausgesetzt. Dadurch wurde eine gleichzeitige Wirkung von unplanmäßigen Wölbbimomenten vermieden und ein Erweiterungspotenzial des Verfahrens zur Berücksichtigung von planmäßigen Wölbbimomenten geschaffen.

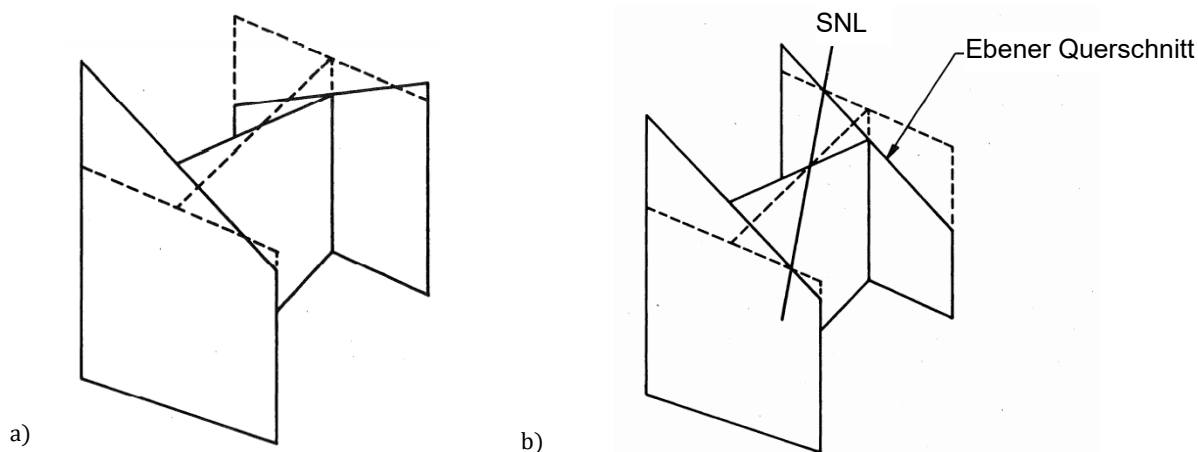


Abb. 2-8: Plastischer Verzerrungszustand im Querschnitt nach Santathadaporn & Chen (1968). a) Allgemeine Querschnittsverzerrung mit Wölbverformungen b) Ebene Querschnittsverzerrung

Beide Ansätze führten bei einem sich aus drei Blechen zusammengesetzten I-Querschnitt mit geringen Blechdicken zu annähernd identischen Ergebnissen. Bei größeren Blechdicken haben sich geringe Unterschiede ergeben, die aus der vereinfachten Annahme der Dünnwandigkeit bei der kinematischen Grenz betrachtung herrühren. Abb. 2-9 zeigt die ausgewerteten  $N-M_y-M_z$  Interaktionsbeziehungen für vier verschiedene amerikanische Stahlprofile.

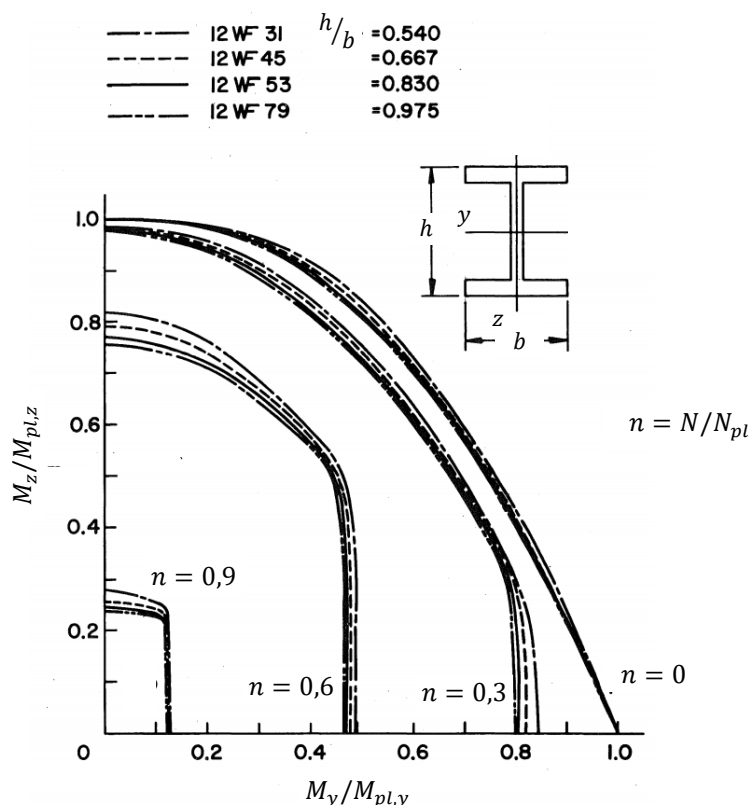


Abb. 2-9:  $M_y-M_z$ -Interaktionskurven nach Santathadaporn & Chen (1968) für verschiedene Normalkraftausnutzungsgrade und vier amerikanische Stahlprofile, abgeändert auf in der vorliegenden Arbeit verwendeten Koordinatenkonvention

Rubin (1978, 2000) hat ein Interaktionsverfahren entwickelt, bei dem durch eine systematische Vorgehensweise eine analytische Ermittlung der plastischen Querschnittstragfähigkeit von I-Profilen unter Berücksichtigung von Querkräften, zweiachsiger Biegung und Normalkraft möglich ist (Tab. 2-1). Bedingt durch die Vielzahl an möglichen Verläufen der plastischen Spannungsnulllinie im Querschnitt erfordert die Ermittlung der plastischen Grenzlast teilweise ein iteratives Vorgehen.

Tab. 2-1: N-M<sub>y</sub>-M<sub>z</sub> Interaktionsbeziehungen nach Rubin (1978)





	$0 \leq n \leq \delta$	$\delta \leq n \leq \frac{1+\delta}{n}$	$\frac{1+\delta}{n} \leq n \leq 1$
A	 $0 \leq m_y \leq m_1$ $m_z = 1$	 $0 \leq m_y \leq m_2$ $m_z = 1 - \frac{(n-\delta)^2 + \left(\frac{2-\delta}{2} \cdot m_y\right)^2}{(1-\delta)^2}$	$0 \leq m_y \leq m_3$
B		$m_1 \leq m_y \leq m_4$   $m_2 \leq m_y \leq m_4$ $\rho = \frac{1 + 3 \cdot \left(\frac{n}{\rho}\right)^2 + \left(\frac{2}{\delta} - 1\right) \cdot m_y}{2 \cdot \left(\frac{1}{\delta} + \frac{n^2}{\rho^3}\right)}$ $m_z = 1 - \left(\frac{\rho - \delta}{1 - \delta}\right)^2 \cdot \left[1 + \left(\frac{n}{\rho}\right)^2\right]$	
C		$m_4 \leq m_y \leq m_5$   $m_4 \leq m_y \leq m_3$ $m_z = \frac{1}{2} - 2 \cdot \left[ \frac{1 - n - \sqrt{2 \cdot \delta \cdot \left(1 - n - \frac{2-\delta}{2} \cdot m_y\right)}}{1 - \delta} - \frac{1}{2} \right]^2$	
Hilfswerte			
$n = \frac{N}{N_{pl,red}} \quad m_y = \frac{M_y}{M_{pl,y,red}} \quad m_z = \frac{M_z}{M_{pl,z,red}} \quad \delta = \frac{A_{w,red}}{A_{red}}$			
$m_1 = \frac{\delta^2 - n^2}{\delta \cdot (2 - \delta)} \quad m_2 = 2 \cdot \frac{n - \delta}{2 - \delta} \quad m_3 = 2 \cdot \frac{1 - \delta}{2 - \delta}$			
$m_4 = \frac{1}{\delta \cdot (2 - \delta)} \cdot \left\{ 2 \cdot \delta \cdot (1 - n) - \left[ \delta + \frac{1 - n}{2} - \sqrt{\delta \cdot n + \left(\frac{1 - n}{2}\right)^2} \right]^2 \right\} \quad m_5 = 1 - \frac{n^2}{\delta \cdot (2 - \delta)}$			

Abb. 2-10 zeigt die Auswertung der N-M<sub>y</sub>-M<sub>z</sub> Interaktionsbeziehung nach Rubin exemplarisch für ein HEB 200 Profil. Eine qualitative Ähnlichkeit zu den Interaktionskurven nach Santathadaporn & Chen in Abb. 2-9 ist offensichtlich. Zusätzlich werden in Abb. 2-10 die in DIN EN 1993-1-1 angegebene Interaktionsgleichung (Gl. 2-12) ausgewertet. Diese bietet eine einfache und direkte Ermittlung der plastischen Querschnittstragfähigkeit unter gleichzeitiger Wirkung von Normalkraft und zweiachsigen Biegung.

$$\left(\frac{M_y}{M_{N,y}}\right)^2 + \left(\frac{M_z}{M_{N,z}}\right)^{\alpha_z} \leq 1.0 \tag{Gl. 2-12}$$

Der Einfluss der Normalkraft wird über den Potenzausdruck  $\alpha_z = 5 \cdot n \geq 1,0$  und die abgeminderten aufnehmbaren Biegemomente  $M_{N,y}$  und  $M_{N,z}$  erfasst.

$$M_{N,y} = M_{pl,y} \cdot \frac{1 - n}{1 - 0,5 \cdot a} \leq M_{pl,y} \tag{Gl. 2-13}$$

für  $n \leq a$   $M_{N,z} = M_{pl,z}$  Gl. 2-14

für  $n > a$   $M_{N,z} = M_{pl,z} \cdot \left[1 - \left(\frac{n - a}{1 - a}\right)^2\right]$  Gl. 2-15

mit:  $n = \frac{N}{N_{pl}}$  und  $a = \frac{A - 2 \cdot b \cdot t_f}{A} \leq 0,5$

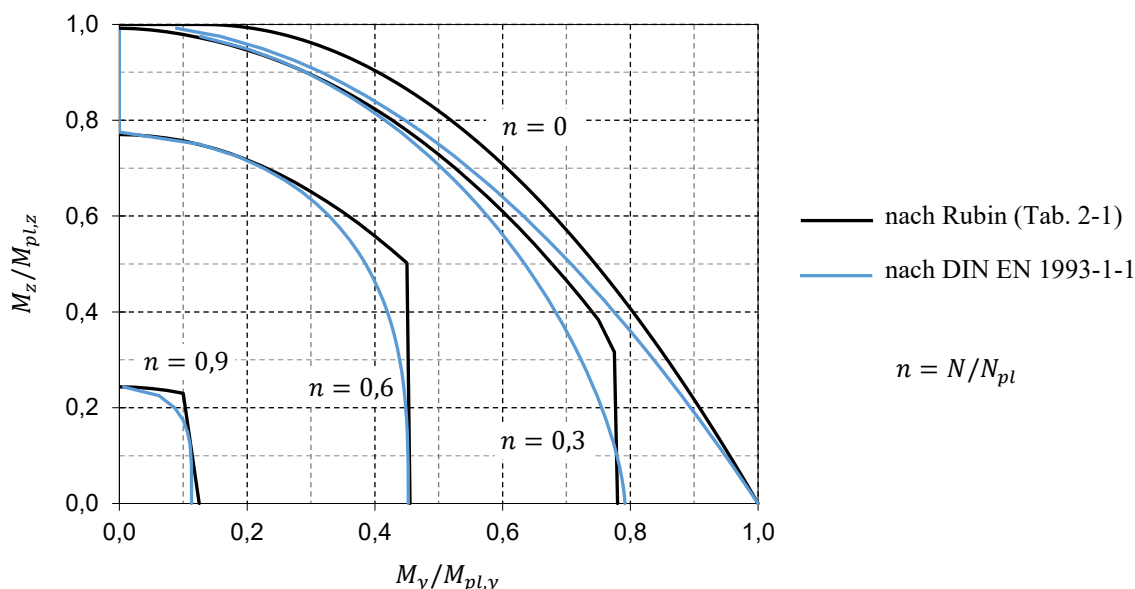


Abb. 2-10: Auswertung der N-My-Mz Interaktionsbeziehung nach Rubin (1978) und nach DIN EN 1993-1-1 für ein HEB 200

Die Ableitung eines Interaktionsverfahrens auf Grundlage einer plastischen Spannungsverteilung, die allein durch die Spannungsnulllinie definiert wird (statischer Grenzwert), stößt an ihre Grenzen, sofern zusätzlich auch Wölbbimomente einwirken. Zur Beibehaltung einer einfachen Anwendbarkeit wurde von Mirambell et al. (2016) ein Ansatz zur Berücksichtigung des Wölbbimomentes auf die Querschnittstragfähigkeit vorgestellt, der mit der in DIN EN 1993-1-1 geregelten nichtlinearen Interaktionsbeziehung konsistent ist. Aus der Betrachtung der sich aus der gleichzeitigen Wirkung von Wölbbimoment  $B$  und Biegung um die starke Achse  $M_y$  einstellenden Spannungsverteilung in den Flanschen – lineare Verteilung infolge  $B$  und konstant infolge  $M_y$  – wurde eine Interaktionsbeziehung abgeleitet, die dem eines durch Biegung mit Normalkraft beanspruchten Rechteckquerschnittes entspricht. In Abhängigkeit von der Spannungsverteilung im elastischen oder plastischen Grenzzustand der Querschnittstragfähigkeit, ergeben sich zwei unterschiedliche Abminderungsmöglichkeiten für die Resttragfähigkeit des Biegemoments  $M_{y,R}$ :

Elastische Spannungsverteilung im Grenzzustand der Querschnittstragfähigkeit

$$M_{y,B,R} = \sqrt{1 - \frac{\sigma_{w,max}}{f_y}} \cdot M_{y,R} \tag{Gl. 2-16}$$

Plastische Spannungsverteilung im Grenzzustand der Querschnittstragfähigkeit

$$M_{y,B,R} = \sqrt{1 - \frac{\sigma_{w,max}}{1,5 \cdot f_y}} \cdot M_{y,R} \tag{Gl. 2-17}$$



Von Mirambell et al. (2016) wurde festgelegt, dass für Querschnitte, die der Querschnittsklasse 1 und 2 zuzuordnen sind, der Mittelwert zwischen der elastischen und plastischen Spannungsverteilung zielführend ist und empfehlen die folgende Formulierung:

$$M_{y,B,R} = \sqrt{1 - \frac{\sigma_{w,max}}{1,25 \cdot f_y}} \cdot M_{y,R} \quad \text{Gl. 2-18}$$

In Baláž (2019) und Baláž & Koleková (2017) wurde durch den Vergleich mit numerischen Berechnungsmethoden und genauen Interaktionsgleichungen gezeigt, dass die vorsichtige Festlegung einer teilplastischen Spannungsverteilung unbegründet ist und die Interaktionsgleichung Gl. 2-19 vorgeschlagen. Die in Gl. 2-19 beschriebene Formulierung stellt nach dem gegenwärtigen Zeitpunkt die Vorzugsvariante dar, die in prEN 1993-1-1 aufgenommen wird.

$$M_{y,B,R} = \sqrt{1 - \frac{B}{B_{pl}}} \cdot M_{y,R} \quad \text{Gl. 2-19}$$

Beyer et al. (2019) haben durch materiell nichtlineare numerische Untersuchungen (MNA) festgestellt, dass das Wölbmoment  $B$  und das Biegemoment um die schwache Achse  $M_z$  annähernd identische Auswirkungen auf die Interaktionsbeziehungen mit verschiedenen Schnittgrößen aufweisen und die Beziehung der beiden Schnittgrößen  $B$  und  $M_z$  zueinander linear ist. Darauf basierend wurde die Interaktionsgleichung Gl. 2-20 vorgeschlagen, die neben der gleichzeitigen Wirkung der Schnittgrößen  $M_y$ ,  $M_z$  und  $B$  auch die Auswirkungen aus Normalkraft  $N$  erfasst und konsistent zu den Regelungen in DIN EN 1993-1-1 ist.

$$\left(\frac{M_y}{M_{N,y}}\right)^2 + \left(\frac{M_z}{M_{N,z}} + \frac{B}{B_N}\right)^{\alpha_z} \leq 1.0 \quad \text{Gl. 2-20}$$

Wegen der identischen Wirkung von  $B$  und  $M_z$  kann der Potenzausdruck zur Berücksichtigung des Einflusses der Normalkraft daher auch mit  $\alpha_z = 5 \cdot n \geq 1,0$  beibehalten werden.

$$M_{N,y} = M_{pl,y} \cdot \frac{1-n}{1-0,5 \cdot a} \leq M_{pl,y} \quad \text{Gl. 2-21}$$

$$\text{für } n \leq a \quad M_{N,z} = M_{pl,z} \text{ und } B_N = B_{pl} \quad \text{Gl. 2-22}$$

$$\text{für } n > a \quad M_{N,z} = M_{pl,z} \cdot \left[1 - \left(\frac{n-a}{1-a}\right)^2\right] \text{ und } B_N = B_{pl} \cdot \left[1 - \left(\frac{n-a}{1-a}\right)^2\right] \quad \text{Gl. 2-23}$$

$$\text{mit: } n = \frac{N}{N_{pl}} \text{ und } a = \frac{A-2 \cdot b \cdot t_f}{A} \leq 0,5$$

In (Agüero et al., 2021) wurden mehrere Interaktionsbeziehungen zur Berücksichtigung der Schnittgrößenkombination aus  $M_y$ ,  $M_z$  und  $B$  beschrieben. Dabei wurde festgestellt, dass die lineare Überlagerung der Auswirkungen infolge  $M_z$  und  $B$  nach Gl. 2-24 eine konservative Näherung darstellt.

$$\left(\frac{M_y}{M_{pl,y}}\right)^2 + \frac{M_z}{M_{pl,z}} + \frac{B}{B_{pl}} \leq 1.0 \quad \text{Gl. 2-24}$$

Die Gleichungen Gl. 2-20 und Gl. 2-24 sind gleichwertig, sofern der Normkrafteinfluss ( $N = 0$ ) nicht betrachtet wird.

### 2.2.4 Weitere plastische Interaktionsverfahren für I-Querschnitte

Für die baupraktische Nachweisführung unter Berücksichtigung der plastischen Querschnittsreserven eignen sich vereinfachte Berechnungsverfahren und die Anwendung von Interaktionsgleichungen. Diese können entweder empirischer Natur sein, auf experimentellen und/oder computergestützten Untersuchungen basieren oder aus der Betrachtung der Spannungsverteilung auf Grundlage der Plastizitätstheorie abgeleitet werden. In den vergangenen Jahrzehnten wurden zahlreiche Interaktionsverfahren entwickelt, die sich in der Anzahl der betrachteten Schnittgrößen, der Komplexität und der Vorgehensweise bei der Anwendung des Verfahrens unterscheiden. Nachfolgend sind Interaktionsverfahren zur Ermittlung der plastischen Querschnittstragfähigkeit von I-Querschnitten aufgelistet, die eine Berücksichtigung von allen acht Schnittgrößen bieten:

- Teilschnittgrößenverfahren nach Kindmann & Frickel (1999)
- Modifizierte Teilschnittgrößenverfahren nach Kindmann & Ludwig (2014)
- Interaktionsverfahren nach Vayas (2000)
- Reduktionsmethode nach Wagenknecht (2011)

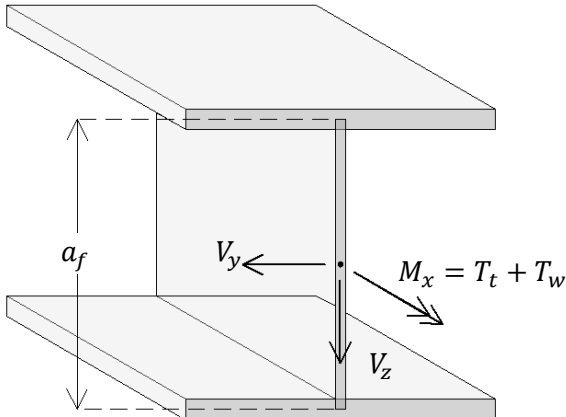
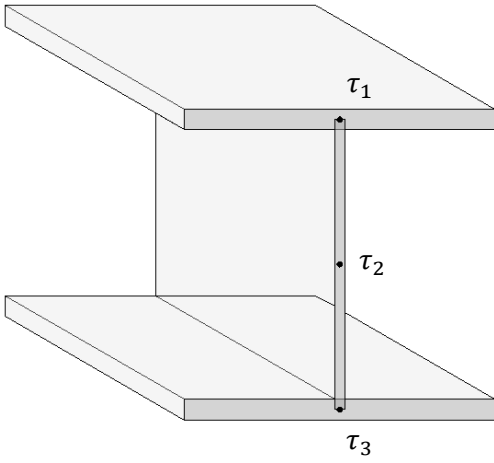
Beim Teilschnittgrößenverfahren und dem Interaktionsverfahren nach Vayas wird der I-Querschnitt in drei Teilquerschnitte - Obergurt, Untergurt und Steg - aufgeteilt, die jeweils eine dünnwandige rechteckige Querschnittsform aufweisen. Die einwirkenden Schnittgrößen werden in Abhängigkeit von der zugehörigen plastischen Spannungsverteilung und unter der Berücksichtigung der Gleichgewichtsbeziehungen auf die einzelnen Querschnittsteile in Teilschnittgrößen umgewandelt.

Im ersten Schritt werden die Schubspannungserzeugenden Schnittgrößen  $V_y$ ,  $V_z$ ,  $T_t$  und  $T_w$  erfasst und daraus eine Abminderung der Streckgrenze der einzelnen Querschnittsteile ermittelt. Beim klassischen Teilschnittgrößenverfahren und dem Verfahren nach Vayas erfolgt die Reduzierung der Streckgrenze basierend auf dem Fließkriterium nach Gl. 2-6. Mit der Erweiterung des Teilschnittgrößenverfahrens nach Kindmann & Ludwig (2014) erfolgt eine Anpassung an die Regelungen gemäß DIN EN 1993-1-1 hinsichtlich der wirksamen Fläche für Querkräfte  $A_{v,z}$  und die Berücksichtigung der Stahlverfestigung auf die Schubspannungsausnutzung nach Gl. 2-8. Außerdem werden die Ausrundungsflächen von Walzprofilen bei der Bestimmung der Tragfähigkeit der Teilquerschnitte näherungsweise berücksichtigt.

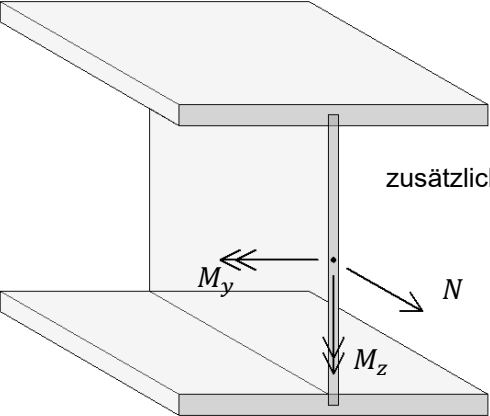
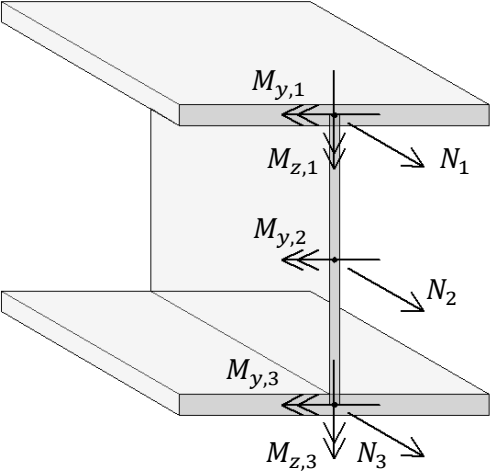
Im zweiten Schritt wird die Wirkung der normalspannungserzeugenden Schnittgrößen  $N$ ,  $M_z$  und  $B$  berücksichtigt und abschließend die maximal aufnehmbare Schnittgröße  $M_{y,R}$  bestimmt. Der Nachweis der Querschnittstragfähigkeit wird durch die Gegenüberstellung der einwirkenden Schnittgröße  $M_y$  mit der aufnehmbaren Schnittgröße  $M_{y,R}$  erbracht.

Tab. 2-2 und Tab. 2-3 zeigen die Nachweisführung der Querschnittstragfähigkeit unter Berücksichtigung der Einwirkung von allen acht Schnittgrößen nach dem modifizierten Teilschnittgrößenverfahren von Kindmann & Ludwig (2014).

Tab. 2-2. Nachweis der Querschnittstragfähigkeit nach dem modifizierten Teilschnittgrößenverfahren nach Kindmann & Ludwig (2014)-Teil 1

<b>Schubspannungen in den einzelnen Teilquerschnitten</b>	
	
$\tau_1 = \sqrt{T_{pl,t,f} \left\{ \tau_R \cdot \left(1 + 0,14 \cdot \frac{t_f}{b}\right) \cdot \left[ \frac{ T_{t,f} }{2 \cdot T_{pl,t,f}} + \sqrt{\left(\frac{T_{t,f}}{2 \cdot T_{pl,t,f}}\right)^2 + \left(\frac{0,5 \cdot V_y + T_w/a_f}{b \cdot t_f \cdot \tau_R}\right)^2} \right]^2 + \left(\frac{V_z}{A_{V_z}}\right)^2 \right.}$ $\tau_2 = \frac{2 \cdot  T_{t,w} }{h_w \cdot t_w^2} + \sqrt{\left(\frac{2 \cdot T_{t,w}}{h_w \cdot t_w^2}\right)^2 + \left(\frac{V_z}{h_w \cdot t_w}\right)^2}$ $\tau_3 = \sqrt{\left\{ \tau_R \cdot \left(1 + 0,14 \cdot \frac{t_f}{b}\right) \cdot \left[ \frac{ T_{t,f} }{2 \cdot T_{pl,t,f}} + \sqrt{\left(\frac{T_{t,f}}{2 \cdot T_{pl,t,f}}\right)^2 + \left(\frac{0,5 \cdot V_y - T_w/a_f}{b \cdot t_f \cdot \tau_R}\right)^2} \right]^2 + \left(\frac{V_z}{A_{V_z}}\right)^2 \right.}$	
<b>Schubspannungsnachweis in den Teilquerschnitten</b>	
<p>Für <math>i = 1,2,3 \rightarrow \tau_i \leq \tau_R = \frac{f_y}{\sqrt{3}}</math></p>	
<b>Hilfswerte</b>	
$T_{pl,t,f} = \frac{1}{6} \cdot \tau_R \cdot t_f^2 \cdot (3 \cdot b - t_f)$	$h_w = h - 2 \cdot t_f$
$T_{pl,t,w} = \frac{1}{4} \cdot \tau_R \cdot t_w^2 \cdot h_w$	$T_{t,f} = T_t \cdot \frac{T_{pl,t,f}}{T_{pl,t}}$
$T_{pl,t} = 2 \cdot T_{pl,t,f} + T_{pl,t,w}$	$T_{t,w} = T_t \cdot \frac{T_{pl,t,w}}{T_{pl,t}}$
<b>Abminderung der Streckgrenze in den Teilquerschnitten</b>	
<p>für <math>i = 1,2,3 \rightarrow f_{y,i,red} = (1 - \rho_i) \cdot f_y</math></p> <p>mit: <math>\rho_i = \left(2 \cdot \frac{\tau_i}{\tau_R} - 1\right)^2</math></p>	

Tab. 2-3: Nachweis der Querschnittstragfähigkeit nach dem modifizierten Teilschnittgrößenverfahren nach Kindmann & Ludwig (2014)-Teil 2

<b>Berücksichtigung von <math>M_z</math> und <math>B</math></b>		
$M_{z,1} = \frac{M_z}{2} - \frac{B}{a_f}$	$M_{z,3} = \frac{M_z}{2} + \frac{B}{a_f}$	
Nachweis: für $i = 1,2,3 \rightarrow  M_{z,i}  \leq 0,25 \cdot t_f \cdot b^2 \cdot f_{y,i,red}$		
<b>Aufnehmbares Biegemoment um die starke Achse</b>		
 <p style="text-align: center;">zusätzlich: <math>B</math></p>		
<b>max <math>M_{y,R} = N_3 \cdot \frac{h-t_3}{2} - N_1 \cdot \frac{h-t_1}{2} + M_{y,i}</math></b>		
$-\max N \leq N \leq N_{1-2,max}$	$\leq N \leq N_{2-3,max}$	$\leq N \leq \max N$
$N_1 = -\max N_{1r}$	$N_3 = \max N_{3r}$	$N_3 = \max N_{3r}$
$M_{y,i} = \left( \max N_{3r} - \frac{N_3^2}{\max N_{3r}} \right) \cdot \frac{t_3}{4}$	$N_1 = -\max N_{1r}$ $M_{y,i} = \left( \max N_2 - \frac{N_2^2}{\max N_2} \right) \cdot \frac{h_w}{4}$ $N_2 = N + \max N_{1r} - \max N_{3r}$	$N_1 = N - \max N_2 - \max N_{3r}$ $M_{y,i} = \left( \max N_{1r} - \frac{N_1^2}{\max N_{1r}} \right) \cdot \frac{t_1}{4}$
<b>min <math>M_{y,R} = N_3 \cdot \frac{h-t_3}{2} - N_1 \cdot \frac{h-t_1}{2} - M_{y,i}</math></b>		
$-\max N \leq N \leq N_{1-2,min}$	$\leq N \leq N_{2-3,min}$	$\leq N \leq \max N$
$N_3 = -\max N_{3r}$	$N_3 = -\max N_{3r}$	$N_3 = N - \max N_2 - \max N_{1r}$
$N_1 = N + \max N_2 + \max N_{3r}$	$N_1 = \max N_{1r}$	$N_1 = \max N_{1r}$
$M_{y,i} = \left( \max N_{1r} - \frac{N_1^2}{\max N_{1r}} \right) \cdot \frac{t_1}{4}$	$M_{y,i} = \left( \max N_2 - \frac{N_2^2}{\max N_2} \right) \cdot \frac{h_w}{4}$ $N_2 = N - \max N_{1r} + \max N_{3r}$	$M_{y,i} = \left( \max N_{3r} - \frac{N_3^2}{\max N_{3r}} \right) \cdot \frac{t_3}{4}$

Fortsetzung der Tab. 2-3

**Hilfswerte**

für  $j = 1$  oder  $3$ :

$$\max N_j = t_f \cdot b \cdot f_{y,j,red} \cdot \sqrt{1 - \frac{|M_{z,j}|}{0,25 \cdot t_f \cdot b^2 \cdot f_{y,j,red}}}$$

$$\max N_{jr} = \max N_j + 0,43 \cdot r^2 \cdot f_y$$

$$\max M_{jr} = \max N_j \cdot \frac{a_f}{2} + 0,43 \cdot r^2 \cdot f_y \cdot \left( \frac{h}{2} - t_f - 0,223 \cdot r \right)$$

$$t_j = h - 2 \cdot \frac{\max M_{jr}}{\max N_{jr}}$$

$$b_j = h - 2 \cdot \frac{\max N_{jr}}{t_j \cdot f_{y,j,red}}$$

$$\max N_2 = t_w \cdot h_w \cdot f_{y,2,red}$$

Durch die Umwandlung der einwirkenden Schnittgrößen in einzeln isoliert voneinander betrachteten Querschnittsteilen zugeordneten Teilschnittgrößen ist die plastische Grenztragfähigkeit des Gesamtquerschnitts erreicht, wenn bereits ein Querschnittsteil unter der betrachteten Schnittgrößenkombination ausgenutzt ist (Kindmann et al., 1999). Daraus ergeben sich im Falle von  $N$ - $M_y$ - $M_z$  nicht vollständig plastizierte Bereiche, die im Vergleich zu anderen Interaktionsverfahren<sup>1</sup>, die den I-Querschnitt als Ganzes betrachten, zu einer geringeren plastischen Querschnittstragfähigkeit führen, siehe Abb. 2-11.

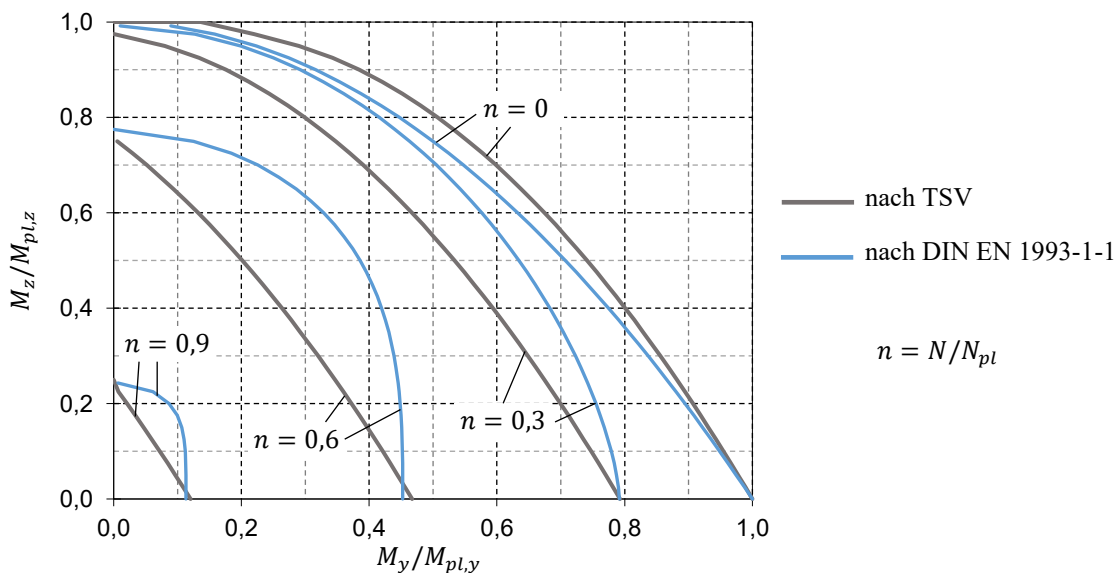


Abb. 2-11: Auswertung der  $N$ - $M_y$ - $M_z$  Interaktionsbeziehung nach dem Teilschnittgrößenverfahren (TSV) und nach DIN EN 1993-1-1 für ein HEB 200

Die Nachweisführung nach dem Interaktionsverfahren nach Vayas erfolgt nach dem gleichen Prinzip. Unterschiede zum Teilschnittgrößenverfahren ergeben sich in der abweichenden Berücksichtigung der Torsionsmomente. Für weitere Hintergrundinformationen wird auf die Publikationen (Vayas, 2000), (Vayas, 2001) und (Vayas et al., 2019) verwiesen.

<sup>1</sup> Hierzu zählen beispielsweise die Interaktionsverfahren nach Santathadaporn & Chen (1968), Rubin (1978) und Baptista (2012). Die nichtlineare Interaktionsbeziehung nach EN 1993-1-1 basiert ebenfalls auf dieser Grundlage

Als ein weiteres geeignetes Verfahren zur Berechnung der plastischen Querschnittstragfähigkeit unter der Wirkung verschiedener Schnittgrößen ist die Reduktionsmethode zu nennen. Dabei werden die Querschnittsflächen entsprechend der aus den einzelnen Schnittgrößen resultierenden plastischen Spannungsbereiche nacheinander und in sinnvoller Reihenfolge reduziert. Sofern bei der Reduzierung das Vorzeichen der Spannungsfelder unberücksichtigt bleibt und dadurch die Reserven beim Überlagern der positiven und negativen Spannungsanteilen nicht genutzt werden, führt die Anwendung der Reduktionsmethode zu ähnlichen Ergebnissen wie das Teilschnittgrößenverfahren. Nähere Hinweise und Hintergrundinformationen zur Reduktionsmethode sind in (Wagenknecht, 2011) zu finden.

## 2.3 Imperfektionsannahmen für GMNIA

### 2.3.1 Allgemeines

Das Tragverhalten eines realen stabilitätsgefährdeten Bauteils kann mittels einer geometrisch und materiell nichtlinearen numerischen Berechnung unter Berücksichtigung von Imperfektionen (GMNIA) in sehr guter Näherung simuliert werden. Die dabei angesetzten Imperfektionen bilden einen wesentlichen Bestandteil der Analyse, die einen maßgeblichen Einfluss auf das Tragverhalten und die Traglast ausüben. Welche Imperfektionsannahmen für die Analyse geeignet sind, ist von der Problemstellung abhängig. Während das reale Tragverhalten eines Versuchs durch die Berücksichtigung aller messtechnisch erfassbaren geometrischen Imperfektionen, Eigenspannungen und Materialeigenschaften durch eine GMNIA Berechnung mit guter Übereinstimmung beschrieben werden kann, ist eine pauschale Übertragung der gemessenen Imperfektionen auf andere Bauteile nicht in gleichem Maße zutreffend. Für Traglastanalysen, auf deren Grundlage Nachweisverfahren für den baupraktischen Einsatz entwickelt werden, sind weitergehende Aspekte hinsichtlich der dabei anzusetzenden Imperfektionen zu berücksichtigen.

Numerischen Modellen liegen stets Idealisierungen zugrunde, die die Komplexität eines realen Bauteils in geometrischer, materieller und strukturmechanischer Hinsicht nur näherungsweise wiedergeben. Das am Bestimmungsort montierte Bauteil weist durch den Herstellungs-, Weiterverarbeitungs-, Transport- und Einbauprozess Imperfektionen auf, die sich durch Abweichungen von der idealen geometrischen Form des Bauteils und des Querschnitts, über die ungleichmäßige Verteilung der Materialeigenschaften im Bauteil und einen inhomogenen Eigenspannungszustand vom idealisierten Modell unterscheiden. Aus der Einbausituation resultieren weitere reale Imperfektionen, wie beispielsweise außerplanmäßig exzentrische Lasteinleitungs- und Auflagerbedingungen, die durch das numerische Modell mit idealisierten Randbedingungen nicht erfasst werden. Erschwerend kommt hinzu, dass all die genannten realen Imperfektionen durch eine Vielzahl von Ursachen hervorgerufen werden und somit großen natürlichen Schwankungen unterliegen, deren Erfassung nur näherungsweise mittels stochastischen Berechnungsmethoden möglich ist (ECCS, 1976).

Auch die Sicherheitsphilosophie der Bemessungsnorm, in die das Nachweisverfahren implementiert wird, spielt eine wichtige Rolle für die Eignungsbewertung der getroffenen Imperfektionsannahmen. Neben des darin angewendeten Sicherheitskonzepts und der definierten zulässigen Versagenswahrscheinlichkeit ist die Art und Weise der Berücksichtigung von Sicherheitsfaktoren relevant. In dieser Hinsicht unterscheidet sich beispielsweise der Eurocode von der amerikanischen Bemessungsnorm AISC, dies führt zu einer unterschiedlichen Beurteilung der zutreffenden Imperfektionsannahmen (IVBH Bericht, 1975)<sup>1</sup>.

Für Traglastanalysen, die den baupraktischen Einsatz widerspiegeln sollen, sind daher geeignete Imperfektionsannahmen zu treffen, die der vielseitigen Natur realer Imperfektionen Rechnung tragen. Es handelt sich somit um repräsentative Imperfektionen, deren Berücksichtigung eine Vielzahl anderer realer Imperfektionen abdecken soll (Abb. 2-12).

---

<sup>1</sup> Diskussionsprotokoll im Rahmen der 6. Arbeitssession

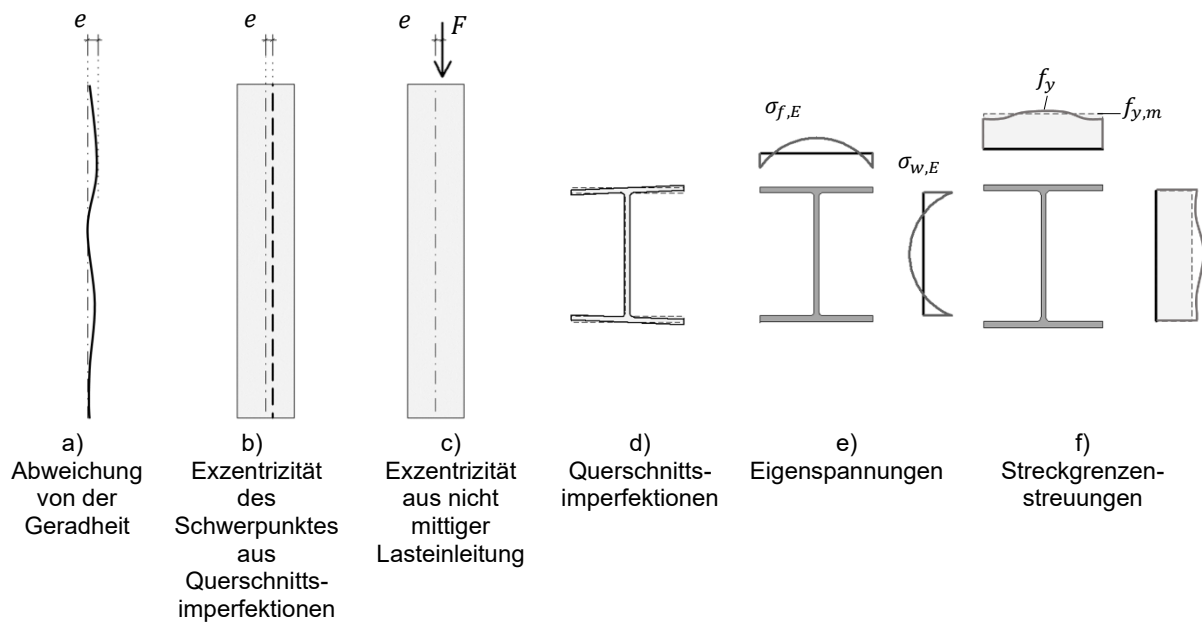


Abb. 2-12: Übersicht von traglastbeeinflussenden Imperfektionen in einem realen Bauteil in Anlehnung an Feldmann et al. (2009)

Grundlegende Untersuchungen zu Imperfektionsannahmen wurden im Rahmen des international koordinierten Forschungsprogramms der 1955 gegründeten Stabilitätskommission der Europäischen Konvention für Stahlbau durchgeführt. Auf Grundlage von über 1000 experimentellen Traglastversuchen an Stützen konnte der Gesamteinfluss aller Imperfektionen mit hinreichender Genauigkeit erfasst werden, während Rückschlüsse der individuellen Imperfektionseinflüsse auf die Traglast nur begrenzt gezogen werden konnten. Es wurden begleitend umfangreiche numerische Untersuchungen von Beer & Schulz (1969) mit anschließenden statistischen Auswertungen durchgeführt, die eine getrennte Betrachtung und Bewertung der einzelnen Imperfektionen ermöglichten. Basierend darauf wurden sinnvolle Kombinationen aus geometrischen und strukturellen Imperfektionen entwickelt, deren Berücksichtigung theoretische Traglasten ergeben, die mit hoher Wahrscheinlichkeit nicht unterschritten werden (Beer, 1971).

Weitere numerische und statistische Untersuchungen zu repräsentativen Imperfektionsannahmen und deren Auswirkungen auf die Traglast wurden in den Vereinigten Staaten von Battermann & Johnson (1967) und BJORHOLVDE & TALL (1971) durchgeführt.

### 2.3.2 Geometrische Imperfektionen

Reale geometrische Imperfektionen können willkürliche Formen und Größen annehmen (Abb. 2-13). Zur Gewährleistung einer einfachen Umsetzbarkeit im Rahmen einer numerischen Analyse ist allen Imperfektionsannahmen die Festlegung einer eindeutigen geometrischen Form gemein. Eine für Stützen gängige typische geometrische Imperfektionsform stellt die parabolische Vorkrümmung über die Bauteillänge dar. Die parabolische Form kann in guter Näherung durch einen halbsinusförmigen Verlauf ersetzt werden, was wiederum bei einer Pendelstütze unter konstanter Drucknormalkraft der ersten Eigenform entspricht. Eine affin zur ersten Eigenform angesetzte Vorverformung bewirkt nach einer geometrisch nichtlinearen Berechnung nach Theorie II. Ordnung die größten Verformungs- und Schnittgrößenzuwächse.

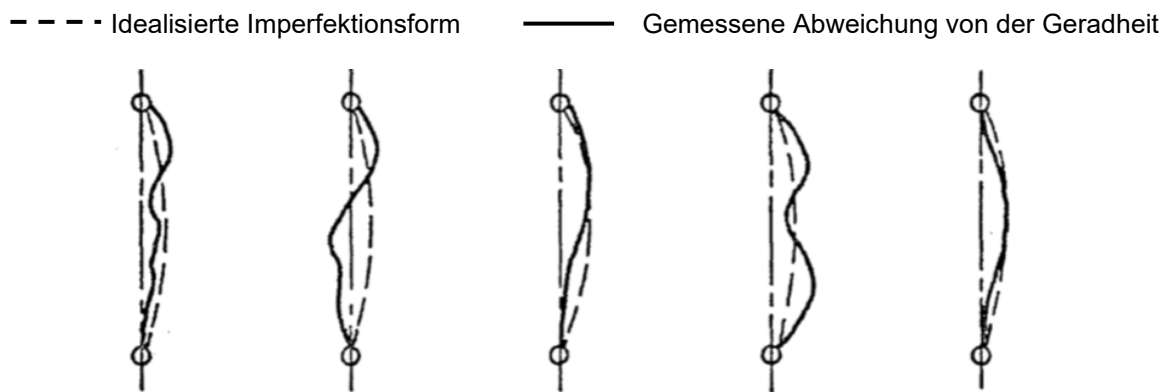


Abb. 2-13: Typische Formen der Abweichung von der Geradheit gemessen an gewalzten und geschweißten Stützenprofilen gemäß Bjorhovde & Tall (1971)

Neben der geometrischen Form hat auch die Größe der maximalen Auslenkung (Amplitude) einen maßgebenden Einfluss auf die Traglast. Den numerischen Untersuchungen von Beer und Schulz liegt eine sinusförmige Vorkrümmung mit dem Stich von  $L/1000$  zugrunde. Diese Festlegung erfolgte unter Berücksichtigung einer statistischen Auswertung zahlreicher Messungen der tatsächlichen Querschnitts- und Bauteilimperfectionen an Versuchskörpern und in realen Bauwerken verbauten Druckstäben. Der Mittelwert des gemessenen Stiches der Vorkrümmung betrug  $0,85 \text{ ‰} \cdot L$  bei einer Standardabweichung von  $0,2 \text{ ‰} \cdot L$  (Strating & Vos, 1973).

Ein weiterer Grund für die Festlegung der Imperfektionsgröße waren die zur damaligen Zeit geltenden Ausführungstoleranzen in mehreren europäischen Ländern, deren zulässige Abweichung von der Geradheit  $L/1000$  betrug (Beer & Schulz, 1975). Zwischenzeitlich waren gemäß der europäischen Ausführungsnorm EN 1090-2 (2008) mit  $L/750$  um  $1/3$  größere Abweichungen von der Geradheit druck- und biegebeanspruchter Bauteile erlaubt, was zu kontroversen Diskussionen über die sicherheitsspezifischen Auswirkungen der in DIN EN 1993-1-1 geregelten Stabilitätsnachweise führte (Greiner & Taras, 2009), (Taras, 2014), (CEN/TC250 – CEN/TC135, 2010). Seit der Neuauflage der Norm EN 1090-2 (2018) gelten strengere Herstelltoleranzen, die mit den Imperfektionsannahmen wieder im Einklang stehen.

Exzentrizitäten, die aus ungewollter exzentrischen Lasteinleitung und aus der Verschiebung des Schwerpunktes von imperfekten und damit unsymmetrisch werdenden Querschnitten bei zentrischer Lasteinleitung im Steg resultieren (b und c in Abb. 2-12) wirken sich traglastmindernd aus. Von einer gesonderten Berücksichtigung dieser Imperfektionen wurde jedoch abgesehen und mit der Festlegung einer äußerst ungünstigen Imperfektionsform (sinusförmige Vorkrümmung) begründet (Beer & Schulz, 1975).

Bjorhovde (1972) hat in seinen numerischen Traglastuntersuchungen, die u.a. die Grundlage der Gleichungen zur Bestimmung von Stützentragslasten nach der amerikanischen Stahlbaunorm ANSI/AISC 360 (2016) bilden, eine sinusförmige Vorkrümmung mit zwei unterschiedlichen Imperfektionsgrößen angenommen (Ziemian, 2010), (Bjorhovde, 2010). Neben der normativ zulässigen Geradheitstoleranz von  $L/1000$  (deterministische Methode) wurde der statistische Mittelwert der gemessenen Geradheitsimperfectionen von  $L/1470$  (probabilistische Methode) betrachtet.

Im amerikanischen Raum hat sich grundsätzlich die probabilistische Sichtweise durchgesetzt. Die in ANSI/AISC geregelten Bemessungsverfahren fundieren auf Berechnungen mit Basisvariablen, denen statistische Mittelwerte zugrunde liegen (Bjorhovde, 2010).



### 2.3.3 Eigenspannungen bei gewalzten I-Profilen

Ende der 1940'er Jahre wurde vom Column Research Council in den USA ein umfangreiches Forschungsprogramm initiiert, das Aufklärung über die Ursachen und Auswirkungen von Eigenspannungen auf die Tragfähigkeit von Stützen geben sollte (Ketter, 1958). Federführend wurden die Untersuchungen an dem Fritz Engineering Laboratory der Lehigh Universität (USA) durchgeführt. Aus Eigenspannungsmessungen an gewalzten I-Profilen unterschiedlicher Größen, die nicht nachträglich geradegerichtet wurden und somit nur Walzeigenspannungen aufwiesen, wurden breite Streuungen verschiedener Eigenspannungsverteilungen im Steg bei relativ einheitlichen annähernd parabolischen Verlauf in den Flanschen mit Druckspannungen an den Rändern und Zugspannungen in der Flanschmitte am Übergang zum Steg festgestellt.

Eine Übersicht über die von Fujita (1955) und Huber (1956) gemessenen und von Ketter (1958) veröffentlichten schematischen Eigenspannungsverteilungen an amerikanischen Breitflanschprofilen ist in Abb. 2-14 aufgeführt.

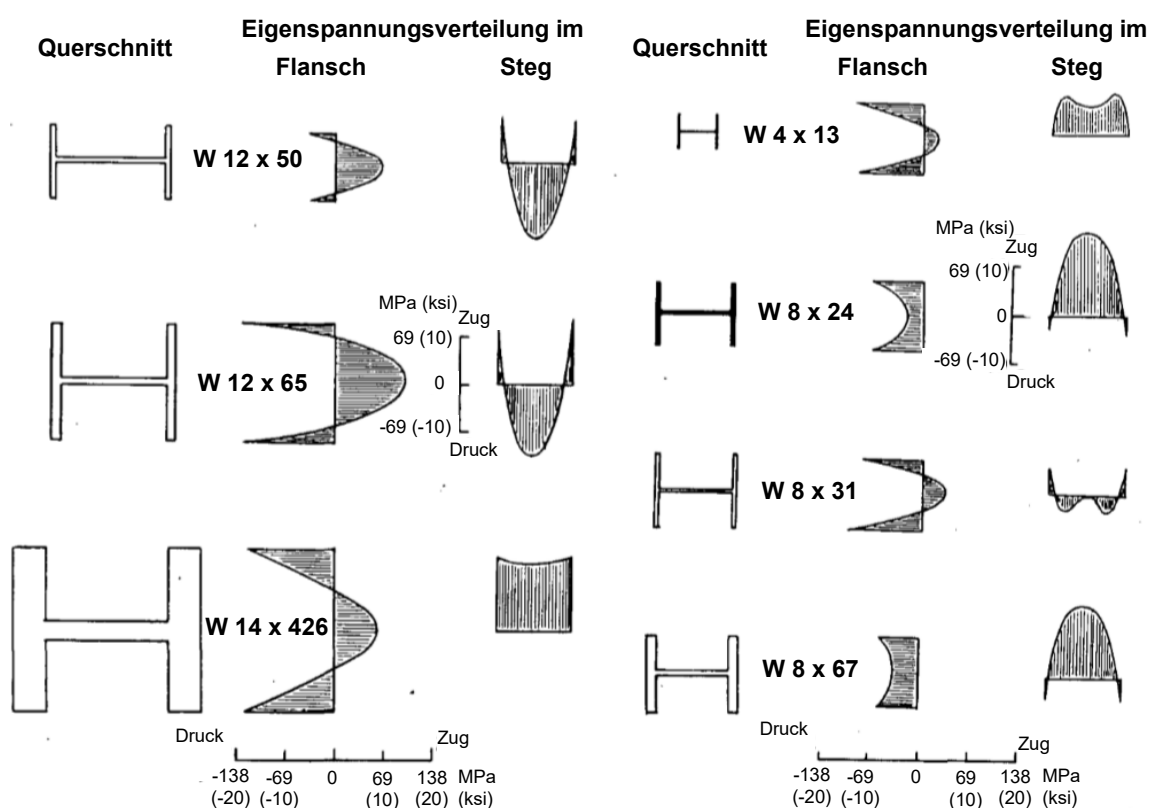


Abb. 2-14: Schematische Darstellung der gemessenen Eigenspannungsverteilung an amerikanischen Breitflanschprofilen gemäß Ketter (1958)

Basierend auf einer geringen Anzahl an Eigenspannungsmessungen wurde von Ketter et al. (1953) eine charakteristische Eigenspannungsannahme entwickelt, die bei der analytischen Ermittlung von Stützentraglasten unter Berücksichtigung des ideal-elastischen-ideal-plastischen Materialverhaltens und Eigenspannungen zur Anwendung kam. Dabei wirkte sich die Eigenspannungsverteilung im Steg nicht auf das Ergebnis aus, sodass es nur aus Gleichgewichtsgründen möglichst einfach konstant über die Steglänge angesetzt wurde (Ketter et al., 1953). Die Eigenspannungsgröße im Steg entspricht dem gleichen Wert wie die Zugeigenspannung in Flanschmitte. Die Größe der Druckeigenspannungen am Flanschrand, die sich auf die Tragfähigkeit von Stützen besonders negativ auswirkt (Huber & Beedle, 1954), wurde aus der Betrachtung der mittleren Auftretenswahrscheinlichkeit von wenigen Messproben abgeleitet und im Bezug zur Streckgrenze  $f_y$  von 33 ksi ( $\approx 227,5$  MPa) pauschal mit  $\sigma_{f,c} = 0,3 \cdot f_y$  festgelegt (Ketter, 1958). Die Eigenspannungsverteilung im Flansch wurde vereinfacht linear gewählt (siehe Abb. 2-15).

$$\sigma_{w,t} = \sigma_{f,t} = -\frac{\sigma_{f,c}}{1 + 2 \cdot \frac{A_w}{A_f}} = -\sigma_{f,c} \cdot \left[ \frac{b \cdot t_f}{b \cdot t_f + t_w \cdot (h - 2 \cdot t_f)} \right]$$

Abb. 2-15: Eigenspannungsannahme nach Ketter et al. (1953)

Bei Eigenspannungsmessungen von Lee & Ketter (1958) an gewalzten Profilen aus unterschiedlichen Stahlsorten wurden ähnliche Eigenspannungsgrößen in den Flanschen festgestellt. Daraus wurde abgeleitet, dass bei hochfesten Baustählen der traglastmindernde Einfluss infolge Eigenspannungen geringer ausfällt. Da bei der Festlegung der zur Streckgrenze bezogenen Eigenspannungsgröße eine relativ geringe Festigkeit (33 ksi) zugrunde lag, stellt diese Vorgabe bei Betrachtung von hochfesten Baustählen eine auf der sicheren Seite liegende Annahme dar.

Zu Eigenspannungen bei Walzprofilen wurden von Alpsten in den 1960er Jahren wegweisende Studien durchgeführt und veröffentlicht. Basierend auf experimentell und numerisch gestützten Untersuchungen (Alpsten, 1968) mittels eines auf der Finite-Differenzen-Methode basierenden Programms, das eine transiente, materiell nichtlineare, thermo-mechanische Analyse unter Berücksichtigung von temperaturabhängigen thermischen und mechanischen Materialeigenschaften ermöglichte, wurden die Ursachen zur Entstehung von Walzeigenspannungen und für deren Verteilung und Größe wesentliche Einflussfaktoren und Abhängigkeiten aufgezeigt. Die Größe und die Verteilung der Walzeigenspannungen ist signifikant von den Querschnittsabmessungen der Walzprofile und den Umgebungsbedingungen während des Walzprozesses und insbesondere der Abkühlungsphase abhängig. Alpsten hat festgestellt, dass allein aus den thermischen Randbedingungen hinsichtlich der Wärmeübertragung mit der Umgebung während der Abkühlung, sich grundlegend unterschiedliche Eigenspannungsverteilungen über den Querschnitt einstellen können. Ist während der Abkühlungsphase keine Einschränkung der Wärmeübertragung mit der Umgebung gegeben, stellt sich eine annähernd parabolisch verlaufende Eigenspannungsverteilung über die einzelnen Querschnittsteile, Steg und beide Flansche ein. Wird der Wärmeaustausch im Stegbereich und auf der Innenseite der Flansche mit der Umgebung eingeschränkt, was beispielsweise bei einer Lagerung von mehreren nahbeieinander vertikal angeordneten I-Profilen gegeben ist, stellen sich überwiegend Zugeigenspannungen im Steg ein. Zur Wahrung der Gleichgewichtsbedingung mindern sich die Zugeigenspannungen bei Beibehaltung eines annähernd parabolischen Verlaufs im Flansch ab und führen zu einer Druckresultierenden in den Flanschen. Findet hingegen in den Außenbereichen der Flansche ein eingeschränkter Wärmeaustausch mit der Umgebung statt, was durch eine horizontale Lagerung von horizontal nebeneinander liegenden Profilen hervorgerufen werden kann, entstehen daraus überwiegend Druckeigenspannungen im Steg und größere Zugeigenspannungen in den Flanschen (Abb. 2-16).

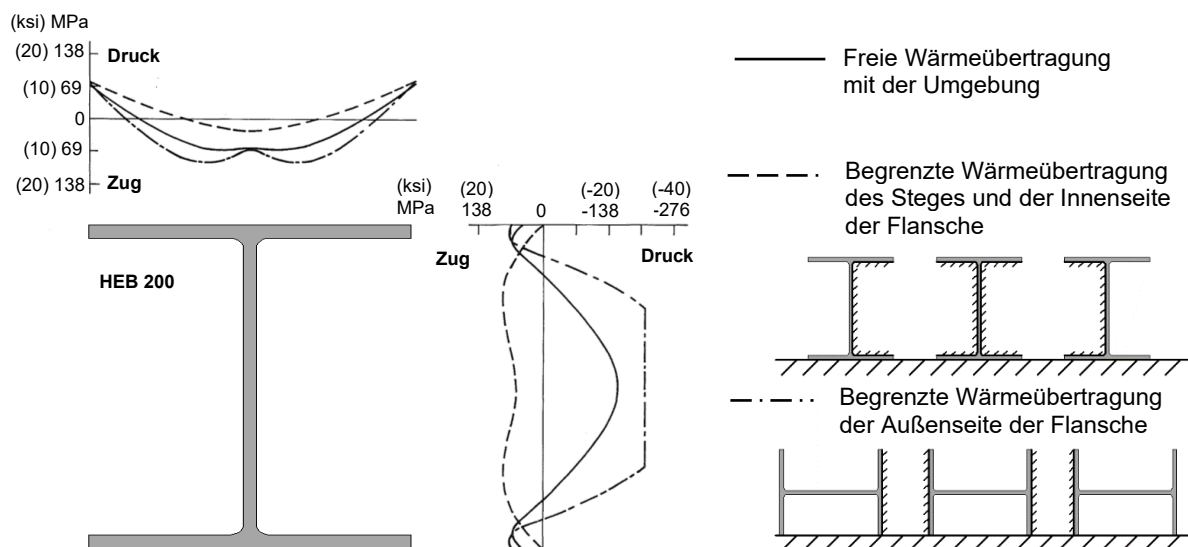


Abb. 2-16: Numerisch ermittelte Walzeigenspannungsverteilung in einem gewalzten HEB 200 Profil mit verschiedenen thermischen Randbedingungen während der Abkühlungsphase nach Alpsten (1968)

Insgesamt lässt sich feststellen, dass der Steg wesentlich empfindlicher auf verschiedene thermische Randbedingungen reagiert als der Flansch. Der Einfluss aus der thermischen Randbedingung ist besonders in der Anfangsphase des Abkühlungsprozesses entscheidend, bevor der Stahl temperaturbedingt vom plastischen in den elastisch-plastischen Zustand wechselt, dessen Dauer mit zunehmenden Blechdicken länger wird. Bei schlanken Profilen mit geringen Blechdicken wird dieser kritische Zeitpunkt bereits vor der Lagerung im Kühlbett erreicht, sodass die Eigenspannungsverteilung unter Annahme eines freien Wärmeaustausches mit der Umgebung zutreffend ist. Bei gedungenen dickwandigen Profilen sollten die Umgebungsbedingungen während des Abkühlungsprozesses hingegen in die Betrachtung der Eigenspannungsverteilung mit einbezogen werden.

Die Größe und der Verlauf der Eigenspannungen in den einzelnen Querschnittsteilen sind wesentlich von den Blechdicken und dem Verhältnis zwischen Blechbreite zu Blechdicke abhängig. Mit zunehmender Blechdicke nehmen die Größen der Eigenspannungsamplituden und der Spannungsgradient über die Blechdicke zu. Bei größeren Blechdicken ist eine ausgeprägte Variation der Eigenspannungen über die Blechdicke messbar. Die Berücksichtigung dieser Tatsache wirkt sich nur vernachlässigbar gering auf die Stützentragslast aus. Estuar und Tall (1962) haben eine höhere Tragslast unter Berücksichtigung der Variation von lediglich 2 % festgestellt. Eine Vernachlässigung ist somit auf der sicheren Seite (Bjorhovde & Tall, 1971).

### Weitere Einflüsse auf die Eigenspannungen von gewalzten Profilen

Zur Einhaltung der Toleranzvorgaben hinsichtlich der Geradheit der Bauteile müssen gewalzte Profile einem Richtprozess unterzogen werden. Kleine und mittelgroße Profile werden durch Walzenrichtmaschinen gerichtet, wo auf das Bauteil durch versetzt angeordnete Richtwalzen wechselseitig plastische Biegeverformungen aufgebracht werden (Alpsten, 1975). Durch diesen kontinuierlichen Prozess, bei dem die Streckgrenze in den Flanschen mehrmals überschritten wird, werden die Eigenspannungen über die gesamte Bauteillänge umgelagert und abgebaut. Bei Eigenspannungsmessungen an nicht gerichteten und walzgerichteten HEA 200 Profilen wurde eine deutliche Reduzierung der Eigenspannungen in den Flanschen und eine Steigerung der Eigenspannungen in den Stegen infolge des Richtens festgestellt.

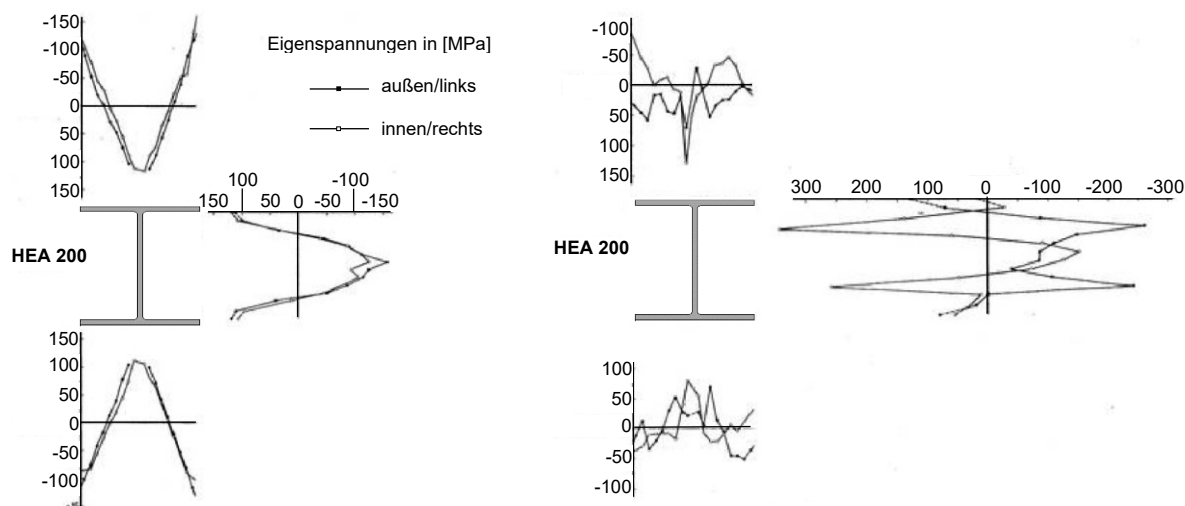


Abb. 2-17: Gemessene Eigenspannungen an einem nicht gerichteten (links) und einem walzgerichteten (rechts) HEA 200 Profil nach Alpsten (1975)

Traglastversuche an ungerichteten und gerichteten Stützen aus HEA 200 Profilen haben eine bis zu 15 % höhere Traglast bei walzgerichteten Stützen ergeben, was auf die Reduzierung der Eigenspannungen in den Flanschen und Erhöhung der Streckgrenze in den Flanschrändern, bedingt durch plastische Kaltverformungen, zurückgeführt wurde (Alpsten, 1975).

Größere Profile werden durch gezieltes Richtpressen an festgelegten Stellen biegeverformt. Dabei werden die Eigenspannungen nur lokal begrenzt an den beanspruchten Stellen umgelagert. Die Druckeigenspannungen an den Flanschrändern werden infolge der plastischen Biegeverformung abgebaut woraus deutlich unsymmetrische Eigenspannungsverteilungen über den Querschnitt resultieren. Der positive Einfluss auf die Traglast ist aufgrund der lokal begrenzten Auswirkung deutlich geringer als bei walzgerichteten Profilen (Ziemian, 2010). Zyklisches Überschreiten der Streckgrenze durch Lasteinwirkung kann ebenfalls zu einem Abbau von Eigenspannungen führen, wie Lozano et al. (1970) experimentell nachgewiesen haben.

Durch Wärmebehandlung, z.B. Spannungsarmglühen zur Reduzierung der Eigenspannungen, bei dem das Bauteil nach dem Walzen erneut erwärmt wird, kann ein Abbau und ein Ausgleich der Eigenspannungen erzwungen werden. Es verbleiben geringere Resteigenspannungen, die von der zur Glüh Temperatur gehörenden Streckgrenze abhängen (Petersen, 2008). Messung von Huber & Beedle (1954) haben einen nahezu kompletten Abbau von Eigenspannungen bei geglühten Walzprofilen festgestellt. Bei Eigenspannungsmessungen von Lindner & Kurth (1978) an nichtgeglühten und spannungsarmgeglühten Walzprofilen wurden bei wärmebehandelten Profilen deutlich abgeminderte Druckeigenspannungen im Steg festgestellt, während an den Flanschrändern bei allen Profilen nahezu gleiche Druckspannungen gemessen wurden. Auf die Traglast von querbelasteten Biegeträger wurden keine nennenswerten Auswirkungen festgestellt.

### 2.3.4 Publierte Imperfektionsannahmen für gewalzte I-Profile

Die beschriebenen Einflussfaktoren und Abhängigkeiten spiegeln sich in den Eigenspannungsannahmen von Beer und Schulz (Abb. 2-18) wieder, die auf der Grundlage der Forschungsergebnisse am Fritz Engineering Laboratory und Eigenspannungsmessungen, durchgeführt an der Universität Lüttich, abgeleitet wurden (Beer & Schulz, 1975). Bei kompakten Profilen können sich im Steg, bedingt durch ungünstige Lagerungsbedingungen während der Abkühlung im Kühlbett, Zugspannungen einstellen. Durch den Ausgleichsmechanismus der Eigenspannungen resultieren dabei überwiegend Druckeigenspannungen in den Flanschen. Bei schlanken Profilen stellen sich unabhängig von den thermischen Umgebungsbedingungen während der Abkühlung typische parabolische Eigenspannungsverteilungen im Steg und Flansch ein.

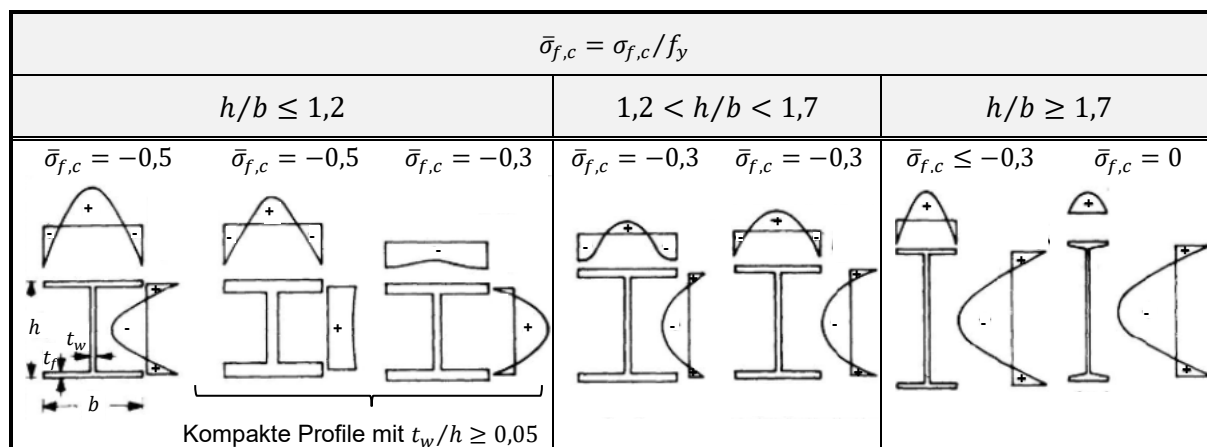


Abb. 2-18: Charakteristische Eigenspannungsannahmen für gewalzte europäische I-Profile nach Beer und Schulz  
 Die Druckeigenspannungsgröße am Flanschrand wurde in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis angenommen. Bei Walzprofilen mit  $h/b \leq 1,2$  entspricht die Druckeigenspannung 50 % der Streckgrenze und bei Profilen mit  $h/b > 1,2$  30 % der Streckgrenze. Dadurch wurde näherungsweise der Querschnittseinfluss auf die Eigenspannungsgröße und -verteilung berücksichtigt. Der Grund für die abrupte Differenzierung bei  $h/b = 1,2$  ist auf die Querschnittsabmessungen europäischer Walzprofile nach der EURONORM zurückzuführen, die bei diesem Verhältnis signifikant ihre Form ändern (Beer & Schulz, 1975). Die dabei festgelegten Größen basieren nur bedingt auf probabilistischen Kennwerten von Eigenspannungsmessungen, wie es die statistische Auswertung von Schulz belegt.

Tab. 2-4: Statistische Auswertung der gemessenen Druckeigenspannungsgrößen gewalzter I-Profile von Schulz aus Taras (2011)

	$t_w/h$	$\sigma_{f,c}/f_{y,nom}$	
		Mittelwert	Maximalwert
$h/b \leq 1,2$	$< 0,05$	0,4	0,55
	$< 0,075$	0,3	0,4
	$\geq 0,075$	0,4	0,5
$1,2 < h/b < 1,7$	$\leq 0,03$	0,2	0,3
	$> 0,03$	0,3	0,4
$h/b \geq 1,7$		0,2	0,3

Die Festlegung erfolgte auf der Grundlage einer numerischen Studie, bei der die Traglastauswirkungen verschiedener Eigenspannungsgrößen und -verteilungen bewertet wurden. Aus der kombinierten Imperfektionsannahme, bestehend aus der gewählten Eigenspannungsannahme in Verbindung mit der zuvor festgelegten geometrischen Imperfektion in Form einer sinusförmigen Vorkrümmung mit dem Stich von  $L/1000$ , konnten Traglasten nach GMNIA erzielt werden, die eine gute Übereinstimmung mit statistisch sicheren Traglasten aus Versuchen aufwiesen.

Die auf die Streckgrenze bezogene Vorgabe der Eigenspannungen und die daraus resultierenden unwirtschaftlichen Auswirkungen auf die Stütztraglast höherer Stahlgüten wurde von Schulz als eine akzeptable Sicherheitsreserve bewertet (IVBH Bericht, 1975)<sup>1</sup>, da zu dem Zeitpunkt keine ausreichende Datenbasis an Knickversuchen aus hochfesten Baustählen zur Verfügung stand.

<sup>1</sup> Kommentar von G. Schulz bei Diskussion zum 6. Arbeitstreffen der Technischen Kommission

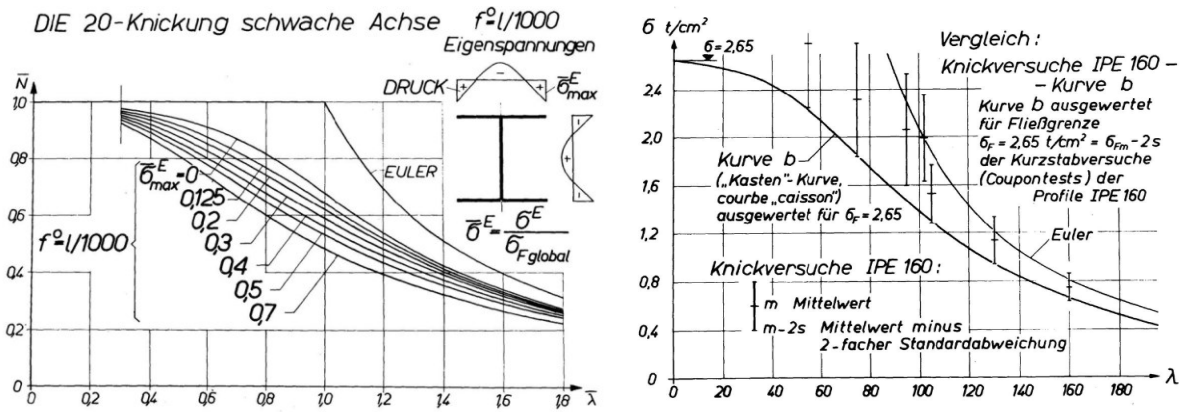


Abb. 2-19: Numerische Traglastkurven für Ausknicken um die schwache Achse für DIE 20 (HEA 200) Profile mit unterschiedlichen Eigenspannungsgrößen (links). Vergleich numerischer Knickspannungskurven mit statistisch ausgewerteten Knickversuchen für IPE 160 (rechts) aus Beer & Schulz (1975)

Die in (ECCS, 1984) vorgegebenen und in Abb. 2-20 dargestellten Eigenspannungsansätze für gewalzte I-Profile sind im engen Zusammenhang mit den Imperfektionsannahmen nach Beer und Schulz zu sehen.

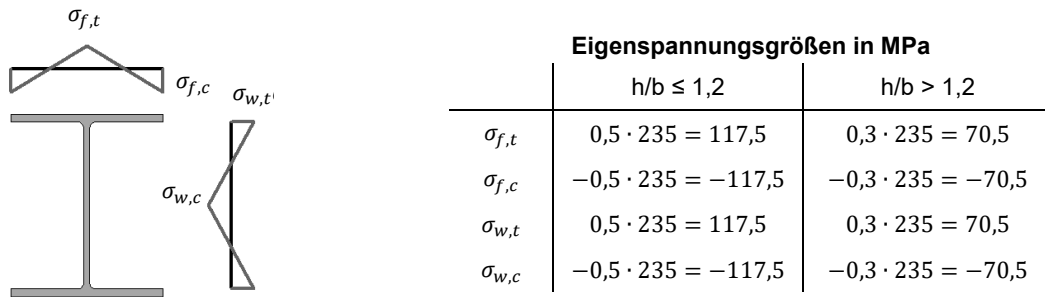


Abb. 2-20: Eigenspannungsannahmen nach ECCS (1984)

Basierend auf den numerischen Traglastuntersuchungen von Schulz unter Berücksichtigung einer geometrischen Imperfektion in Form einer sinusförmigen Vorkrümmung mit dem Stich von  $L/1000$  in Verbindung mit den Eigenspannungsannahmen nach Abb. 2-18, wurden die Europäischen Knickspannungskurven entwickelt. Der Verlauf dieser Kurven wurde zunächst tabellarisch angegeben und in (ECCS, 1977) veröffentlicht, bis Marquoi & Rondal (1978) unter Anwendung der Ayrton-Perry Formulierung den Verlauf näherungsweise durch entsprechende Gleichungen beschrieben haben.

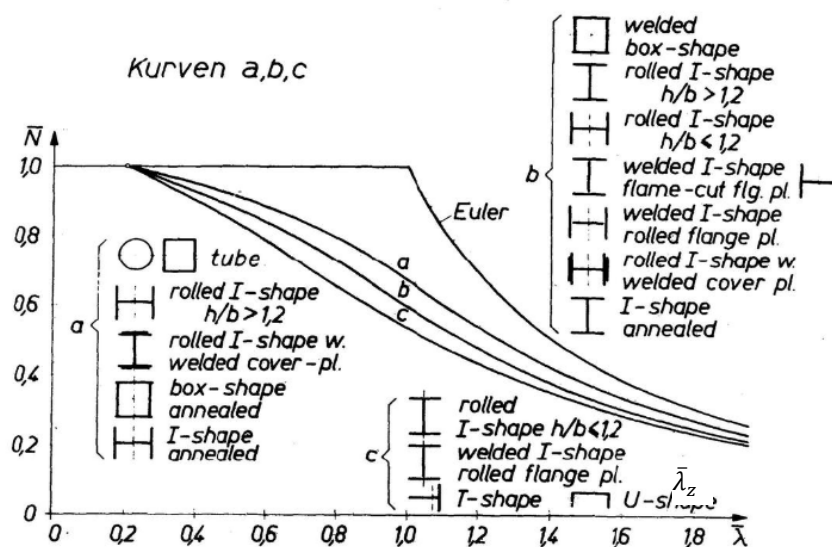


Abb. 2-21: Europäische Knickspannungskurven nach ECCS mit entsprechender Einteilung der Profile aus Beer & Schulz (1975)

Die Einteilung der gewalzten I-Profile in die zugehörigen Knickspannungskurven a, b und c erfolgt analog zur Vorgabe der Druckeigenstressungsgröße in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis. Beim Ausknicken um die schwache Achse werden Profile mit  $h/b > 1,2$  in die Knickspannungskurve b und Profile mit  $h/b \leq 1,2$  in die Knickspannungskurve c eingeordnet (Abb. 2-21).

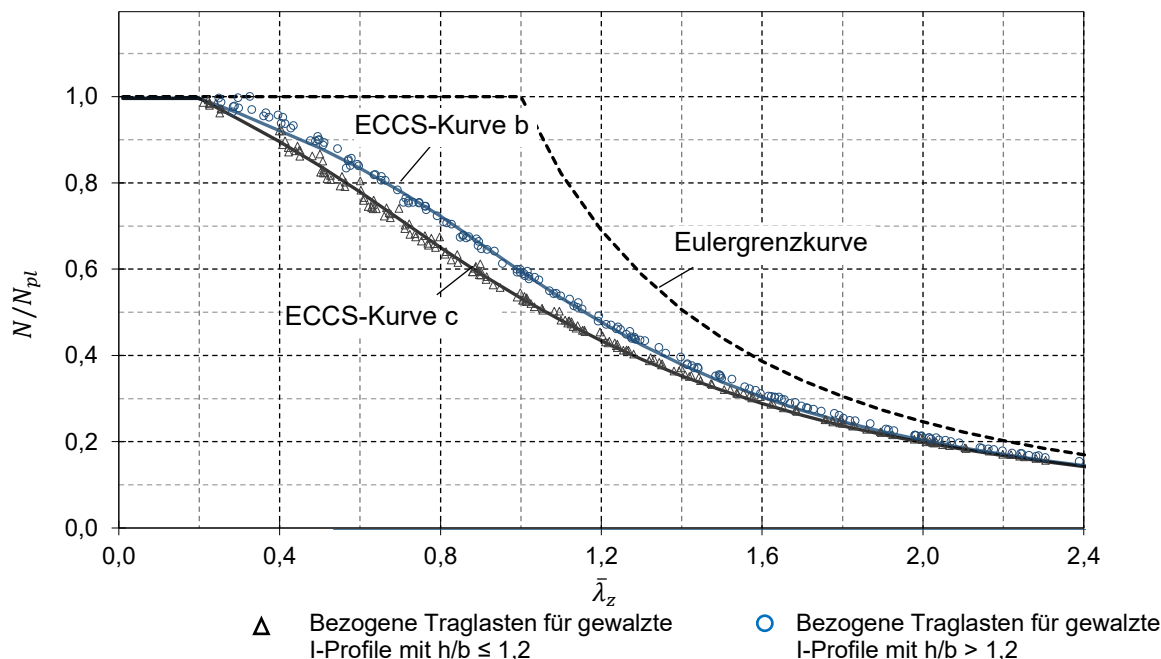


Abb. 2-22: Vergleich von nach GMNIA ermittelten bezogenen Traglasten unter Ansatz der Imperfektionsannahmen nach ECCS mit Knickspannungskurven nach ECCS für Knicken um die schwache Achse an gewalzten I-Profilen aus S 235

Traglastberechnungen von Stützen aus gewalzten I- Profilen mittels GMNIA unter Berücksichtigung der in Abb. 2-20 dargestellten Eigenspannungsannahmen und einer sinusförmigen Vorkrümmung mit  $L/1000$  führen zu einer sehr guten Übereinstimmung mit den Europäischen Knickspannungskurven (Abb. 2-22), was auf eine gemeinsame Grundlage schließen lässt.

Eine nahezu identische Eigenspannungsannahme zu den ECCS Empfehlungen wird in der schwedischen Stahlbaunorm BSK 99 (2003) gegeben. Dabei werden in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis feste Eigenspannungsgrößen vorgegeben.

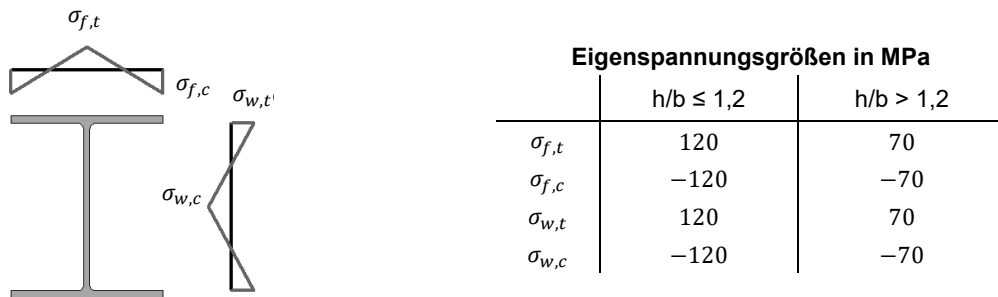
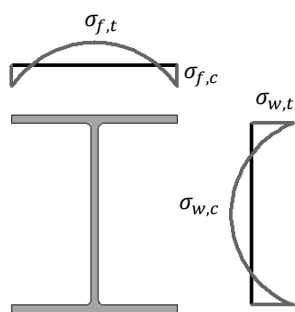


Abb. 2-23: Eigenspannungsannahmen nach BSK 99 (2003)

Basierend auf der Auswertung zahlreicher Studien hat Young (1975) eine Eigenspannungsannahme für kleine und mittelgroße gewalzte I-Profile entwickelt, die sich besonders durch die Vorgabe von Eigenspannungsgrößen in Abhängigkeit von verschiedenen Querschnittsabmessungen auszeichnet.



**Größe der Eigenspannungsamplituden**

$$\sigma_{f,c} = -165 \cdot \left(1 - \frac{h \cdot t_w}{2,4 \cdot b \cdot t_f}\right)$$

$$\sigma_{f,t} = \sigma_{w,t} = 100 \cdot \left(0,7 + \frac{h \cdot t_w}{2 \cdot b \cdot t_f}\right)$$

$$\sigma_{w,c} = -100 \cdot \left(1,5 + \frac{h \cdot t_w}{2,4 \cdot b \cdot t_f}\right)$$

Abb. 2-24: Eigenspannungsannahmen nach (Young, 1975)

Unter Anwendung der in Abb. 2-24 aufgeführten empirischen Gleichungen ist es möglich eine parabolische Eigenspannungsverteilung im Flansch und im Steg profilspezifisch zu ermitteln. Die Festlegung erfolgt dabei unter dem Gesichtspunkt, dass gerade die Flanscheigenspannungen maßgeblich die Traglast von Stützen beeinflussen, während die Eigenspannungsverteilung im Steg lediglich der Einhaltung des Gleichgewichtes im Gesamtquerschnitt dient (Subramanian & White, 2017).

Eine Auswertung der von Young entwickelten Gleichungen für die Druckeigenspannung am Flanschrand  $\sigma_{f,c}$  für alle gängigen IPE-, HEA-, HEB- und HEM-Profile ist in Abb. 2-25 aufgeführt. Dabei werden die Spannungen in Bezug zur Streckgrenze des Baustahls S 235 gesetzt.

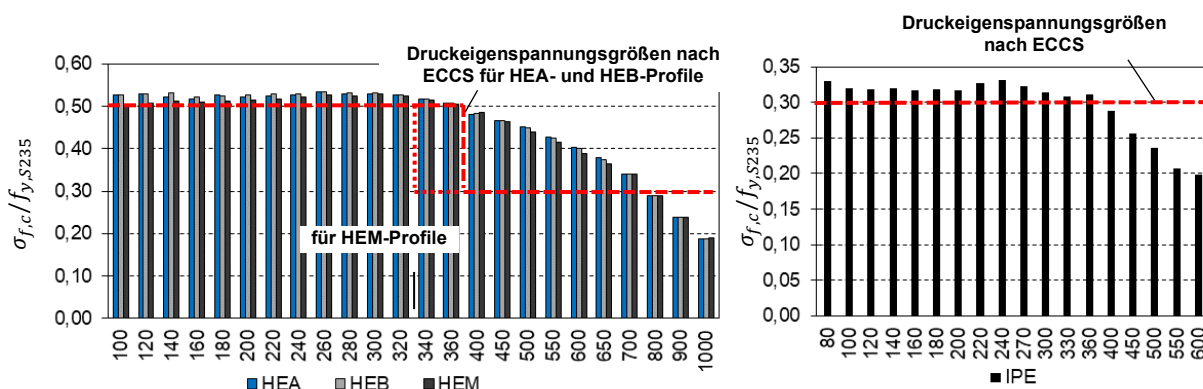


Abb. 2-25: Druckeigenspannungen am Flanschrand nach Young im Bezug zur Streckgrenze von S 235 (235 MPa) für alle Profile der IPE-, HEA-, HEB- und HEM-Reihe

Der Vergleich der Druckeigenspannungsgrößen mit ECCS-Annahmen weist profilübergreifend eine gute Übereinstimmung bei Profilgrößen bis 360 auf. Im Gegensatz zu dem abrupten Wechsel der bezogenen Druckeigenspannung nach Beer und Schulz von 0,5 auf 0,3 bei einem  $h/b$ -Verhältnis von 1,2, nimmt die bezogene Eigenspannung nach Young kontinuierlich mit zunehmender Profilgröße ab.

Die Eigenspannungsannahmen nach Young stellen im Hinblick auf die Traglast biegebeanspruchter biegedrillknickgefährdeter I-Profile eine äußerst günstige Verteilung dar. Die Aufintegration des parabolischen Eigenspannungsverlaufs über die Flanschbleche ergibt bei allen untersuchten Profilen eine Zugkraft. Zugbeanspruchte Querschnittsbereiche mit großem Abstand zum Schubmittelpunkt erzeugen eine versteifende Wirkung gegenüber Querschnittsverdrehungen. Dieser Effekt zeigt sich analog bei einer geometrisch nichtlinearen Berechnung und beim Auftreten von großen Querschnittsverdrehungen. In unter Zugnormalspannung stehenden Querschnittsteilen werden Abtriebskomponenten erzeugt, die der Verdrehung entgegenwirken und proportional mit steigender Querschnittsverdrehung zunehmen. Daraus ergibt sich neben der St. Venant'schen und der Wölbkrafttorsion ein weiterer Torsionsabtragungsmechanismus, der die Torsionssteifigkeit des Querschnitts erhöht. Drucknormalspannungen weisen in diesem Kontext eine konträre Wirkung auf.

In Abb. 2-26 ist die positive Wirkung der Zugeigenspannung in den Flanschblechen exemplarisch für ein HEA 360 Profil aus S 235 mit drei unterschiedlichen Zugeigenspannungsgrößen in Flanschnitte  $\sigma_{f,t}$



anhand von Last-Querschnittsverdrehungs-Kurven dargestellt. Nach Young ergeben sich für ein HEA 360 Profil Druckeigenspannungen am Flanschrand von  $\sigma_{f,c} = -119,2$  MPa und Zugeigenspannungen in Flanschnitte von  $\sigma_{f,t} = 103,3$  MPa, was zu einer resultierenden Zugkraft in den Flanschen von 153,1 kN führt. Beim Berechnungsbeispiel in Abb. 2-26 wurden gerundete Größen für die Druckeigenspannung mit  $\sigma_{f,c} = -120$  MPa und Zugeigenspannung mit  $\sigma_{f,t} = 100$  MPa zugrunde gelegt. Bei einem Verhältnis zwischen Druck- zu Zugeigenspannung  $\sigma_{f,c} / \sigma_{f,t}$  von 2,0 ergeben sich bei einer parabolischen Eigenspannungsverteilung keine resultierenden Schnittkräfte in den Blechen. Daher wurde zusätzlich die Zugeigenspannung mit  $\sigma_{f,t} = 60$  MPa (keine resultierende Kraft) und  $\sigma_{f,t} = 20$  MPa (resultierende Druckkraft in gleicher Höhe wie Zugkraft bei  $\sigma_{f,t} = 100$  MPa) angenommen.

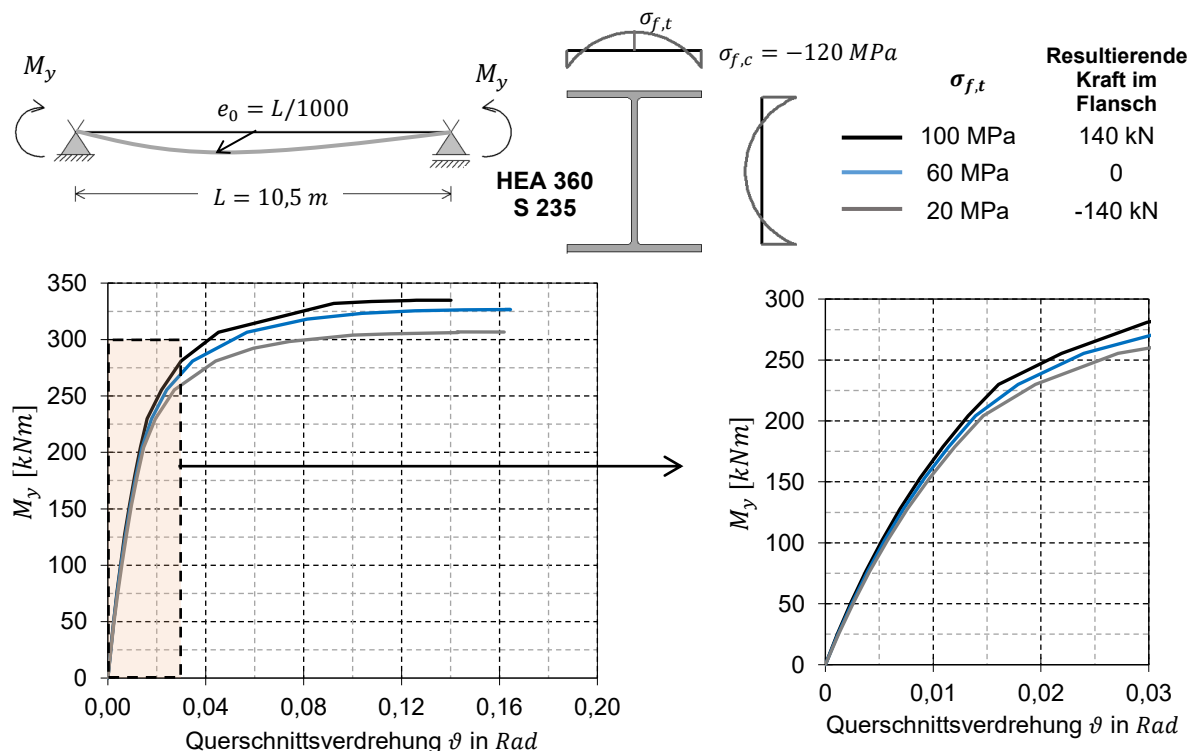


Abb. 2-26: Last-Querschnittsverdrehungskurven eines vorverformten Biegeträgers aus HEA 360 - S 235 und unterschiedlichen Zugeigenspannungsgrößen in Flanschnitte.

Aus dem Verlauf der zugehörigen Last-Querschnittsverdrehungs-Kurven wird der Einfluss aus der Größe der Zugeigenspannung auf das Tragverhalten und die Traglast deutlich. Mit zunehmender Zugeigenspannung in Flanschnitte erhöht sich die Traglast, was im Wesentlichen auf die stabilisierende Wirkung gegenüber der Querschnittsverdrehung zurückzuführen ist. Dies ist an dem steileren Verlauf der Kurven vor Ausbildung der ersten Fließzonen nach Überschreitung der Streckgrenze am Flanschrand zu erkennen. Die oben beschriebene Ursache für die erhöhende Torsionssteifigkeit führt schließlich zu einem höheren Lastniveau bei der ersten Ausbildung von Fließzonen. Übertragen auf die Stabtheorie, ergeben sich beim steiferen Torsionsverhalten geringere Biegemomente um die schwache Achse  $M_z$  und Wölbmomente  $B$  bei gleicher Biegebeanspruchung  $M_y$ .

Vor diesem Hintergrund lassen sich unterschiedliche Eigenspannungsannahmen hinsichtlich des Traglasteinflusses bewerten. Numerische Untersuchungen von Szalai & Papp (2005) haben gezeigt, dass sich durch die Berücksichtigung der Eigenspannungsannahme nach Young sogar größere Traglasten an schlanken biegedrillknickgefährdeten Biegeträgern einstellen können als ohne Ansatz von Eigenspannungen. Die Eigenspannungsannahmen nach Ketter (Abb. 2-15) und nach ECCS (Abb. 2-20) wirken sich hingegen stets traglastmindernd aus.

Der unterschiedliche Eigenspannungsverlauf, linear oder parabolisch, hat einen geringen Einfluss auf die Tragfähigkeit von Stützen, wie numerische Untersuchungen von Batterman & Johnston (1967) gezeigt haben. Demnach wirkt sich der lineare Verlauf etwas ungünstiger auf die Traglast aus als der parabolische Verlauf, was nach (Wolf, 2006) auf den weiter außen liegenden Spannungsnull-durchgangspunkt bei parabolischer Eigenspannungsverteilung zurückzuführen ist und die Druckspannungen nach innen hin stärker abnehmen als bei der linearen Verteilung.

### 2.3.5 Eigenspannungen in geschweißten I-Profilen

Die Verteilung der Eigenspannung in einem geschweißten I-Profil unterscheidet sich aufgrund des abweichenden Herstellungsprozesses grundlegend von den Walzeigenspannungen im Walzprofil. Schweißprofile bestehen aus einzelnen Blechen, die mittels Schweißnähte miteinander zu einem Gesamtquerschnitt verbunden werden. Bereits im Initialzustand weisen die einzelnen Bleche, abhängig von der Herstellungsart, Eigenspannungen auf. Bleche, die mittels autogenen Brennschneiden durch hohen Wärmeeintrag auf das gewünschte Maß zugeschnitten werden, weisen an den Blechrändern große Zugeigenspannungen auf. Zur Herstellung des Gleichgewichtszustandes ergeben sich daraus Druckeigenspannungen im Inneren des Bleches. Gewalzte Bleche besitzen infolge der unterschiedlichen Abkühlungsgeschwindigkeiten der Rand- und Kernbereiche Druckeigenspannungen an den Rändern und Zugeigenspannungen im Innenbereich, siehe Abb. 2-27 (Alpsten & Tall, 1969).

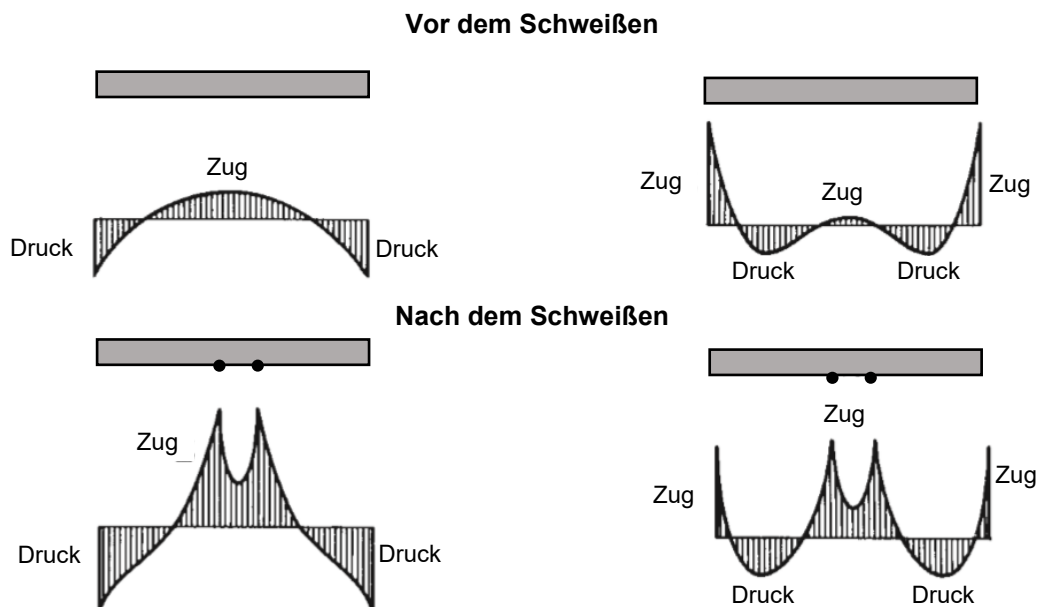


Abb. 2-27: Qualitativer Vergleich der Eigenspannungsverteilung an einem Blech vor und nach dem Schweißvorgang an einem gewalzten Blech (links) und einen durch Brennschnitt zugeschnittenes Blech (rechts) nach Ziemian (2010)

Das lokale Zuführen von großer Wärme während des Schweißprozesses verändert diesen Initialspannungszustand. An der Oberfläche der zur Schweißnaht zugewandten Seite stellen sich große Zugeigenspannungen bis zur Höhe der Streckgrenze des Schweißmaterials ein (Brozetti, 1969). Diese können insbesondere bei normalfesten Baustählen höher als die Streckgrenze des Blechmaterials ausfallen. Mit zunehmendem Abstand zur Schweißstelle nehmen die Eigenspannungen ab und es bilden sich räumliche Spannungsgradienten aus. Die neben der Naht sehr großen Gradienten werden mit zunehmendem Abstand geringer. Die Größe der Spannungsgradienten ist von der Blechdicke und der Streckgrenze abhängig. Mit zunehmender Größe der genannten Faktoren stellen sich größere Gradienten ein, Abb. 2-28 (Lauert, 2019).

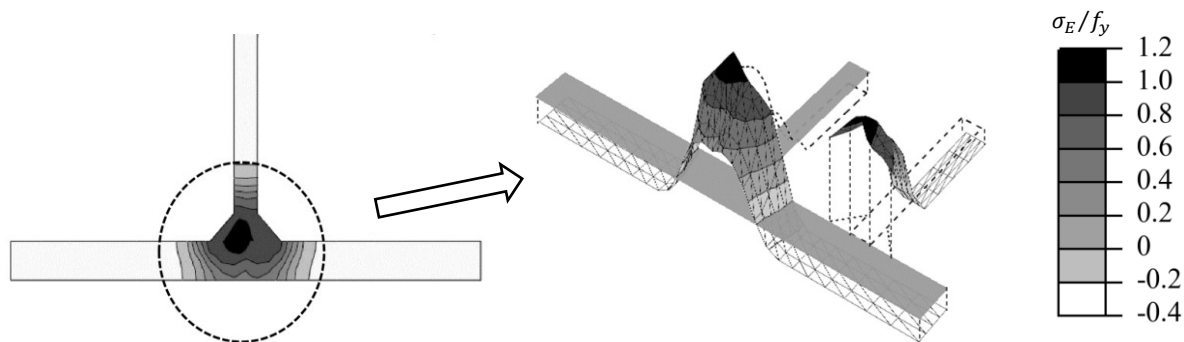


Abb. 2-28: Räumliche Eigenspannungsverteilung in einem geschweißten I-Profil aus hochfestem Baustahl ( $f_y \approx 750$  MPa) basierend auf einer nichtlinearen thermisch-mechanischen Analyse aus (Liu, 2017)

Bei dicken, einseitig geschweißten Blechen ( $t > 25$  mm für normalfesten Baustahl,  $t > 10$  mm für hochfesten Baustahl) sind in der Nähe der Schweißnaht deutlich unterschiedliche Eigenspannungsgrößen an der zur Schweißnaht zugewandten und gegenüberliegenden Seite messbar, siehe Abb. 2-29. Auf der gegenüberliegenden Seite können sich geringere Zugeigenspannungen oder mit zunehmender Blechdicke oder Streckgrenze sogar Druckeigenspannungen einstellen. Wegen der ausgeprägt veränderlichen Eigenspannungsverteilung ergeben sich geringere gemittelte Membraneigenspannungsgrößen.

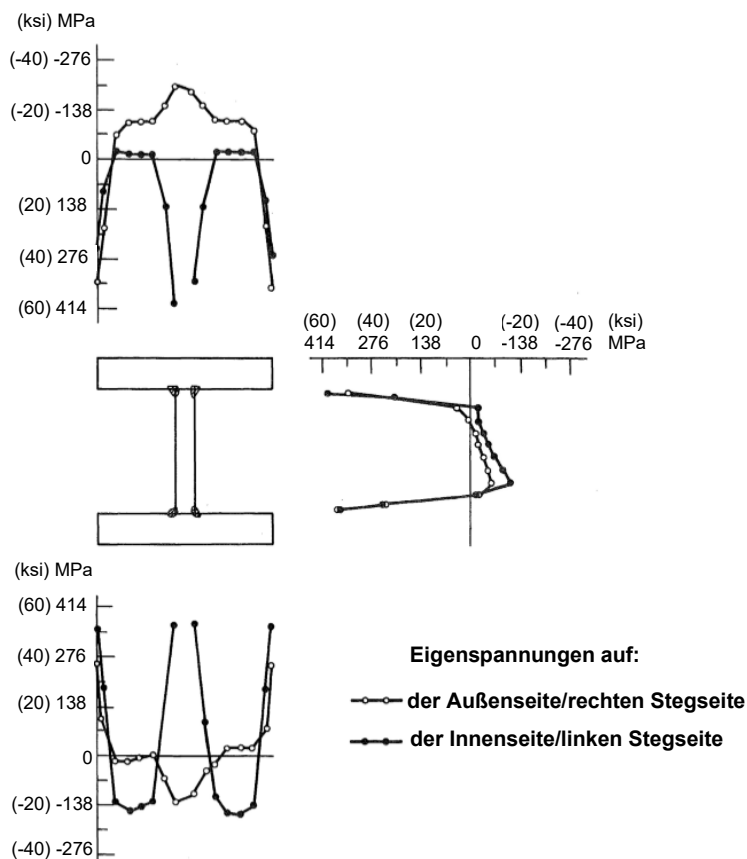


Abb. 2-29: Gemessene Eigenspannungen an aus brenngeschnittenen Blechen mittels Kehlnähten zusammengesetzten, geschweißten, dickflanschigen I-Profil (15H290) aus amerikanischem Baustahl A441 ( $f_y = 310$  MPa) gemäß (Alpsten & Fall, 1969)

Das Umlagerungsverhalten der Eigenspannungen beim zusammengeschweißten Querschnitt ist von der Streckgrenze abhängig. Nach Untersuchungen von Ban (2013) an I-Profilen aus S 460 bleibt der in den einzelnen Blechen herrschende Gleichgewichtszustand der Eigenspannungen beim zusammengeschweißten Gesamtquerschnittes erhalten. Eine Umlagerung der Eigenspannungen zwischen dem Steg und den Flanschen findet kaum statt. Bei Untersuchungen von Liu an I-Profilen aus S 690 wurde

hingegen eine beträchtliche Interaktion zwischen den Eigenspannungen in den Flanschen und im Stegblech festgestellt (Liu, 2017).

Die sich in den Blechen einstellende Druckeigenspannung dient in mechanischer Hinsicht vordergründig der Herstellung des Gleichgewichtszustandes. Demnach sind die Blechabmessungen und die Resultierenden der Zugeigenspannungen infolge des Schweißprozesses und/oder des Brennschnitts entscheidend für die Größe der Druckeigenspannungen. Die Zugkraftresultierende ist von der Größe der maximalen Zugeigenspannung und der geometrischen Ausdehnung des Zugbereiches abhängig, die wiederum durch die Blechdicke, den Wärmeenergieertrags sowie der Streckgrenze des Bleches und des Schweißgutes maßgeblich beeinflusst wird (Lauert et al., 2016).

### 2.3.6 Publizierter Eigenspannungsannahmen für geschweißte I-Profile

In den vergangenen Jahrzehnten wurde eine Vielzahl von unterschiedlichen Eigenspannungsannahmen für geschweißte I-Profile entwickelt. Bei allen Annahmen wird von einer symmetrischen Eigenspannungsverteilung ausgegangen.

In (ECCS, 1976) wird ausgehend von den individuellen Eigenspannungsverteilungen aus dem Brennschnittprozess und dem Aufbringen von Schweißnähten in den einzelnen Blechen eine Eigenspannungsannahme für geschweißte I-Profile gegeben (Abb. 2-30).

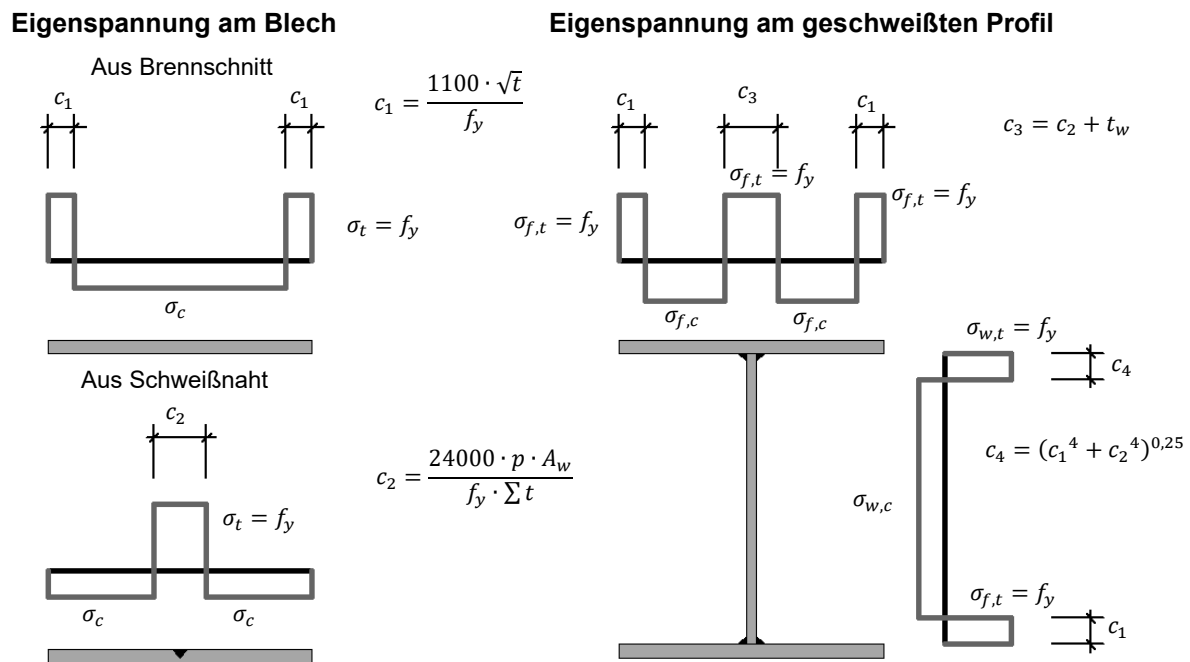


Abb. 2-30: Eigenspannungsannahmen nach Young & Dwigth, Darstellung in Anlehnung an (Lauert, 2019)

Die Größe der Zugeigenspannungen infolge des Brennschnitts und der Schweißnaht werden in Höhe der Streckgrenze der Bleche  $\sigma_t = f_y$  angenommen. Aus der Ausnutzung der Gleichgewichtsbedingung in den einzelnen Blechen lassen sich die zugehörigen Druckeigenspannungsgrößen  $\sigma_c$  rückrechnen. Die Berechnung der Breite der Zugeigenspannungsblöcke an den Blechrändern  $c_1$  infolge des Brennschnitts erfolgt in Abhängigkeit von der Blechdicke  $t$  und der Streckgrenze der Bleche  $f_y$ . Die empirische Gleichung zur Bestimmung der Breite des Zugeigenspannungsblocks infolge der Schweißnaht  $c_2$  erfordert die Kenntnis über die Fläche der Schweißnaht  $A_w$  (in  $\text{mm}^2$ ), der Summe der an der Schweißnaht gestoßenen Blechdicken  $\sum t$  sowie das gewählte Schweißverfahren, das durch den Prozessfaktor  $p$  (z.B. für Metall-Aktivgas-Schweißen = 0,75 und Unterpulverschweißen = 0,90) (Lauert, 2019) definiert wird. Bei der Übertragung auf das aus den einzelnen Blechen zusammengesetzte, geschweißte I-Profil müssen die Breiten der Eigenspannungsblöcke aufgrund der Überlagerung der Einflüsse infolge Brennschnitt und Schweißnaht angepasst werden.

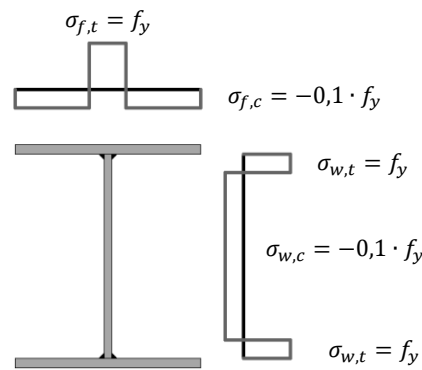


Abb. 2-31: Eigenspannungsannahmen nach (Young & Robinson, 1975) für geschweißte I-Profile aus hochfestem Baustahl

Bei numerischen Traglastuntersuchungen an geschweißten I-Profilen aus hochfesten Stahlsorten wurden von Young & Robinson (1975) vereinfachte Eigenspannungsannahmen getroffen (Abb. 2-31). Hierbei wurden die Spannungsblöcke aus den festgelegten Eigenspannungsgrößen für Zug in Höhe der Streckgrenze und für Druck mit 10 % der Streckgrenze abgeleitet. Zugeigenspannungen an den Flanschrändern infolge Brennschnitt wurden dabei nicht berücksichtigt.

In (ECCS, 1984) werden Eigenspannungsannahmen für GMNIA Berechnungen vorgegeben (Abb. 2-32). Die Größe der Eigenspannungen wird dabei in Bezug zur Streckgrenze vom Baustahl S 235 angegeben.

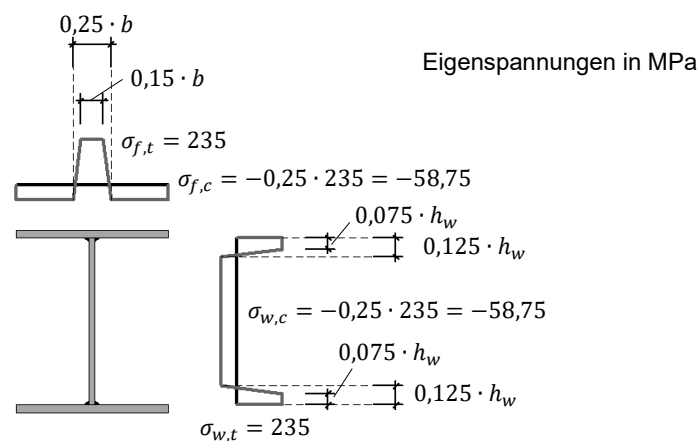


Abb. 2-32: Eigenspannungsannahmen nach ECCS (1984)

In der schwedischen Stahlbaunorm BSK 99 (2003) werden Eigenspannungsannahmen empfohlen, bei denen die Zugeigenspannungsgröße in Höhe der Streckgrenze anzunehmen ist. Die Größe der Druckeigenspannung ist aus dem Gleichgewicht am einzelnen Blech zu ermitteln. Da die Vorgabe der Abmessung der Zugeigenspannungsblöcke in Abhängigkeit von der Blechdicken erfolgt, ist die Größe der Druckeigenspannung vom Breite/Dicke Verhältnis der einzelnen Bleche abhängig. Bei kurzen und dicken Flanschblechen können sich dadurch erhebliche Druckeigenspannungsgrößen einstellen (Abb. 2-33)

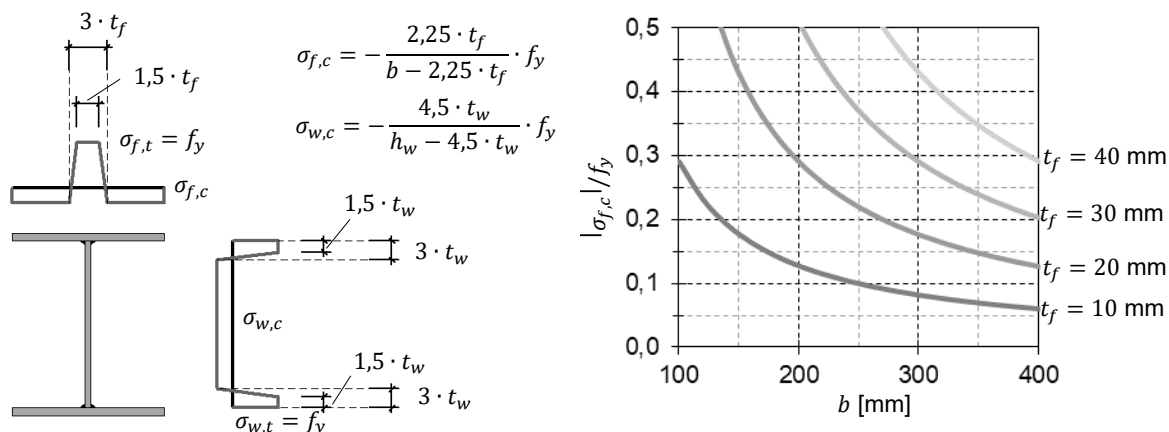


Abb. 2-33: Eigenspannungsannahmen nach BSK 99 (links) und Auswertung der Druckeigenspannungsgrößen für verschiedene Flanschdicken und -breiten (rechts)

Basierend auf einer statistischen Auswertung publizierter Eigenspannungsuntersuchungen, insbesondere ausgeführt an der Lehigh Universität (Alpsten & Tall, 1969), (Brozetti, 1969), (Estuar & Tall, 1962), (McFalls & Tall, 1967), haben Chernenko & Kennedy (1988) eine qualitative Eigenspannungsannahme mit Angabe von Eigenspannungstreugrößen in Bezug zur Streckgrenze entwickelt. Dabei wurde stets von durch Brennschnitt gefertigten Blechen ausgegangen.

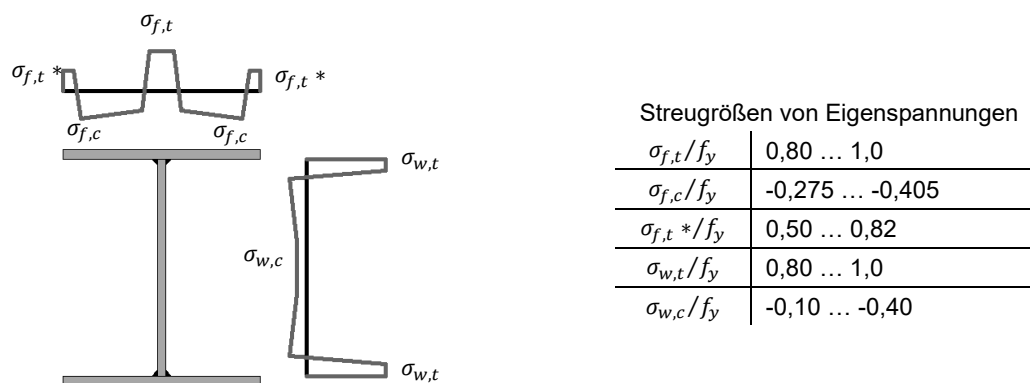


Abb. 2-34: Eigenspannungsannahmen nach (Chernenko & Kennedy, 1988)

Beg & Hladig (1994) haben experimentell an geschweißten I-Profilen aus hochfestem Stahl ( $f_y > 525$  MPa) den Einfluss des Brennschneidens und der Blechdicke auf die Eigenspannungsverteilung untersucht. Als Ergebnis wurden zwei verschiedene Eigenspannungsannahmen (Abb. 2-35) entwickelt, die sich durch den Herstellungsprozess der Flanschbleche unterscheiden. In den Messungen wurde ein ausgeprägter Spannungsgradient im Bereich der Schweißnaht über die Flanschblechdicke festgestellt. Da die Eigenspannungsannahmen zur Bewertung des Einflusses auf die Stütztraglast aus hochfestem Baustahl mittels GMNIA entwickelt wurden und aus der Variation der Eigenspannungen über die Blechdicke vernachlässigbare Auswirkungen auf die Traglast resultieren, sind die Spannungsgradienten indirekt in den vorgegebenen Eigenspannungsgrößen berücksichtigt. Diese entsprechen den gemittelten Werten der an den Außenflächen gemessenen Eigenspannungsgrößen mehrerer Probekörper.

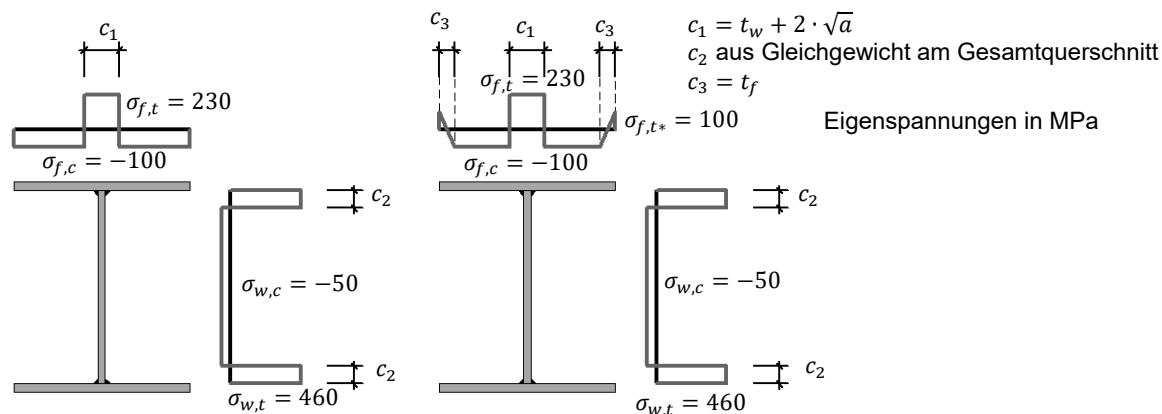


Abb. 2-35: Eigenspannungsannahmen nach (Beg & Hladig, 1994) für geschweißte I-Profile aus hochfesten Baustahl ohne (links) und mit (rechts) Einfluss des Brennschneidens der Flanschbleche

In Abb. 2-36 sind die Eigenspannungsannahmen nach (Yang et al., 2016) dargestellt. Diese wurden für geschweißte I-Profile aus der Stahlsorte Q460GJ definiert und werden im Rahmen der Validierung des FE-Modells mit Traglastversuchen im Kapitel 0 angewendet. Die Stahlsorte Q460GJ wurde in China entwickelt und zeichnet sich insbesondere durch hohe Duktilität, gute Schweißeignung und geringere Abminderung der Streckgrenze bei größeren Blechdicken aus (Xiong et al., 2016). Basierend auf experimentellen Untersuchungen an acht geschweißten doppelt- und einfachsymmetrischen I-Profilen aus brenngeschnittenen Blechen haben Yang et al. (2016) eine trapezförmige Eigenspannungsverteilung angenommen. Der Einfluss aus dem Brennschnitt äußert sich durch abgeminderte Druckeigenstressgrößen an den Flanschrändern.

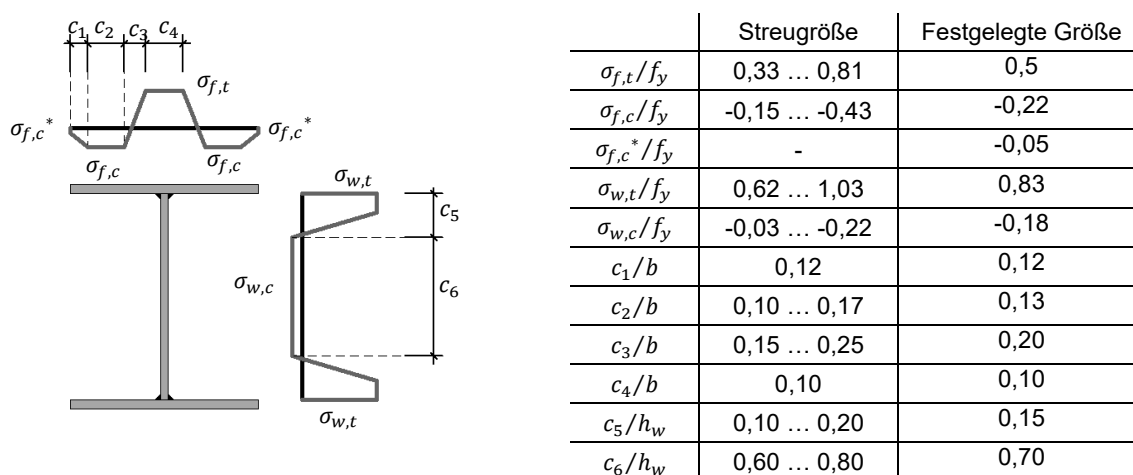


Abb. 2-36: Eigenspannungsannahmen nach (Yang et al., 2016) für geschweißte I-Profile aus Baustahl Q460GJ

Liu (2017) hat auf Grundlage von experimentellen und numerischen Untersuchungen an geschweißten I-Profilen aus S 355 und S 690 Einflüsse aus der Streckgrenze, der Querschnittsgeometrie und aus der Anzahl der Schweißnahtlagen auf die Eigenspannungsverteilung und -größe identifiziert. Durch die Anzahl der Schweißnahtlagen wird indirekt der Energieeintrag berücksichtigt, der bei mehreren ausgeführten Lagen und großen Blechdicken deutlich geringer ist als bei einer Lage. Die Bleche wurden mittels spannungsarmem Plasmaschneider zugeschnitten, wodurch keine Zugeigenstressungen an den Flanschrändern hervorgerufen wurden. Liu hat empirische Gleichungen entwickelt, mit denen in Abhängigkeit von der Anzahl der Schweißnahtlage für geschweißte I-Profile aus S 355 oder S 690 die Eigenspannungsgrößen bestimmt werden können (Abb. 2-37).

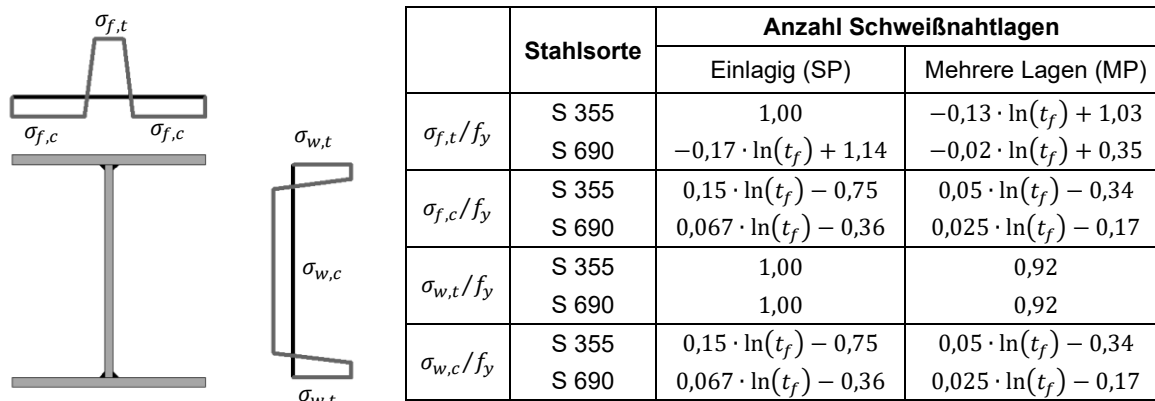


Abb. 2-37: Eigenspannungsannahmen nach (Liu, 2017) für geschweißte I-Profile aus S 355 und S 690

In Abb. 2-38 sind die Gleichungen nach Liu für die Größe der Eigenspannungen im Flansch graphisch ausgewertet. Daraus ist der Einfluss aus der Anzahl der Schweißnahtlagen, einlagig (SP) oder mehrere Lagen (MP), deutlich auf die zur Streckgrenze bezogene Eigenspannungsgröße zu erkennen.

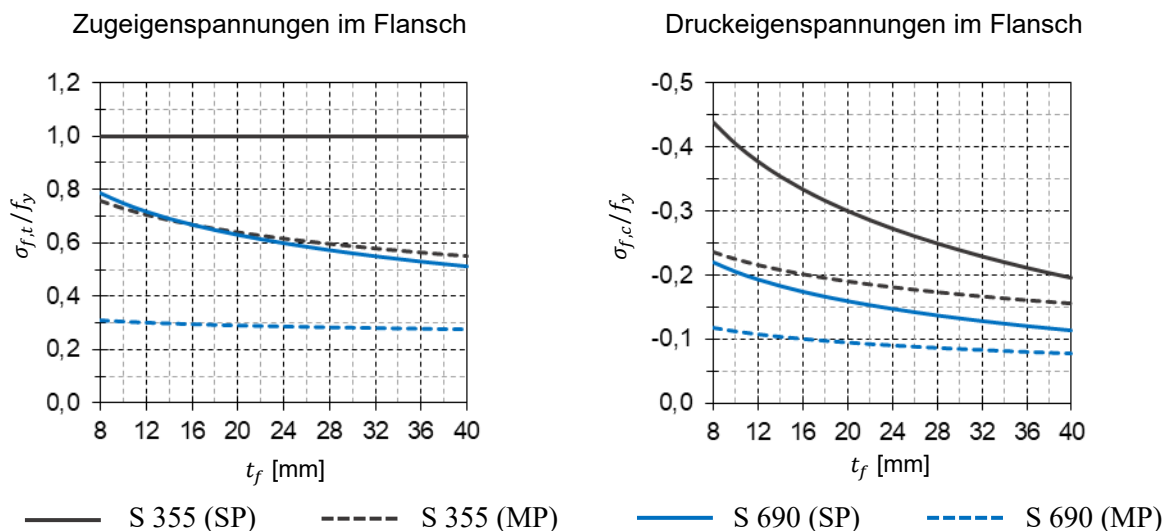


Abb. 2-38: Auswertung der Druck- und Zugeigenspannungen im Flansch nach (Liu, 2017)

Eine statistische Auswertung unter Berücksichtigung zahlreicher publizierter Eigenspannungsmessungen wurde von Tankova et al. (2019) veröffentlicht. Darin werden wesentliche statistische Parameter, wie die Mindest- und Maximalwerte ( $\sigma_{E,min}$  und  $\sigma_{E,max}$ ), der statistische Mittelwert  $\sigma_{E,m}$ , die Standardabweichung  $\sigma_{E,st}$  und der Variationskoeffizient der gemessenen Eigenspannungsgrößen  $V_{\sigma E}$  sowie die Anzahl der Proben  $n$ , die der Auswertung zugrunde lagen, für verschiedene Stahlsortengruppen angegeben (Tab. 2-5). Die einzelnen Eigenspannungsgrößen entsprechen dabei dem Durchschnittswert der in den jeweiligen Bereichen gemessenen Druck- bzw. Zugeigenspannungen. Die zur Normierung angesetzten Streckgrenzen wurden aus Zugversuchen erfasst und stellen somit die tatsächlichen Streckgrenzen der Bleche dar.



Tab. 2-5: Statistische Parameter der Eigenspannungsgrößen geschweißter I-Profile für verschiedene Stahlsorten nach (Tankova et al., 2019)

Stahlsorte	Statistische Parameter	Eigenspannung im Flansch		Eigenspannung im Steg	
		Druck	Zug	Druck	Zug
Bis S 420	$\sigma_{E,min}$	$-0,43 \cdot f_y$	$0,13 \cdot f_y$	$-0,83 \cdot f_y$	$0,38 \cdot f_y$
	$\sigma_{E,m}$	<b><math>-0,18 \cdot f_y</math></b>	<b><math>0,78 \cdot f_y</math></b>	$-0,35 \cdot f_y$	$0,85 \cdot f_y$
	$\sigma_{E,max}$	$-0,01 \cdot f_y$	$1,07 \cdot f_y$	$-0,01 \cdot f_y$	$1,59 \cdot f_y$
	$\sigma_{E,St}$	$0,09 \cdot f_y$	$0,27 \cdot f_y$	$0,21 \cdot f_y$	$0,26 \cdot f_y$
	$V_{\sigma,E}$	47 %	28 %	72 %	32 %
	$n$	42	14	10	14
S 460	$\sigma_{E,min}$	$-0,42 \cdot f_y$	$0,02 \cdot f_y$	$-0,38 \cdot f_y$	$0,07 \cdot f_y$
	$\sigma_{E,m}$	<b><math>-0,19 \cdot f_y</math></b>	<b><math>0,45 \cdot f_y</math></b>	$-0,19 \cdot f_y$	$0,59 \cdot f_y$
	$\sigma_{E,max}$	$-0,04 \cdot f_y$	$0,83 \cdot f_y$	$-0,04 \cdot f_y$	$0,92 \cdot f_y$
	$\sigma_{E,St}$	$0,08 \cdot f_y$	$0,20 \cdot f_y$	$0,09 \cdot f_y$	$0,21 \cdot f_y$
	$V_{\sigma,E}$	44 %	45 %	45 %	36 %
	$n$	71	36	19	34
Bis S 690	$\sigma_{E,min}$	$-0,29 \cdot f_y$	$0,15 \cdot f_y$	$-0,20 \cdot f_y$	$0,50 \cdot f_y$
	$\sigma_{E,m}$	<b><math>-0,16 \cdot f_y</math></b>	<b><math>0,46 \cdot f_y</math></b>	$-0,13 \cdot f_y$	$0,67 \cdot f_y$
	$\sigma_{E,max}$	$-0,05 \cdot f_y$	$0,65 \cdot f_y$	$-0,05 \cdot f_y$	$0,78 \cdot f_y$
	$\sigma_{E,St}$	$0,06 \cdot f_y$	$0,16 \cdot f_y$	$0,05 \cdot f_y$	$0,11 \cdot f_y$
	$V_{\sigma,E}$	36 %	37 %	34 %	16 %
	$n$	67	23	15	8

Aus der näheren Betrachtung der gemessenen Druckeigenspannungsgrößen in den Flanschen, aus denen für die Tragfähigkeit von stabilitätsgefährdeten Bauteilen der bedeutsamste Einfluss resultiert, ist eine ausgeprägte Proportionalität zur Streckgrenze zu erkennen. Der bezogene Druckeigenspannungsgrad ändert sich nur geringfügig für die unterschiedlichen Stahlsortengruppen. Der Mittelwert der bezogenen Druckeigenspannungen bleibt im Bereich zwischen 0,16 und 0,19. Bei der normierten Zugeigenspannungsgröße in Flanschmitte ist hingegen eine deutliche Abnahme mit steigender Stahlgüte zu erkennen, was auf eine wesentlich geringere Abhängigkeit von der Streckgrenze zurückzuführen ist. Der bei normalfesten Baustählen bis S 420 normierte Mittelwert von 0,78 ist bei hochfesten Baustählen ab S 460 mit 0,45 deutlich geringer.

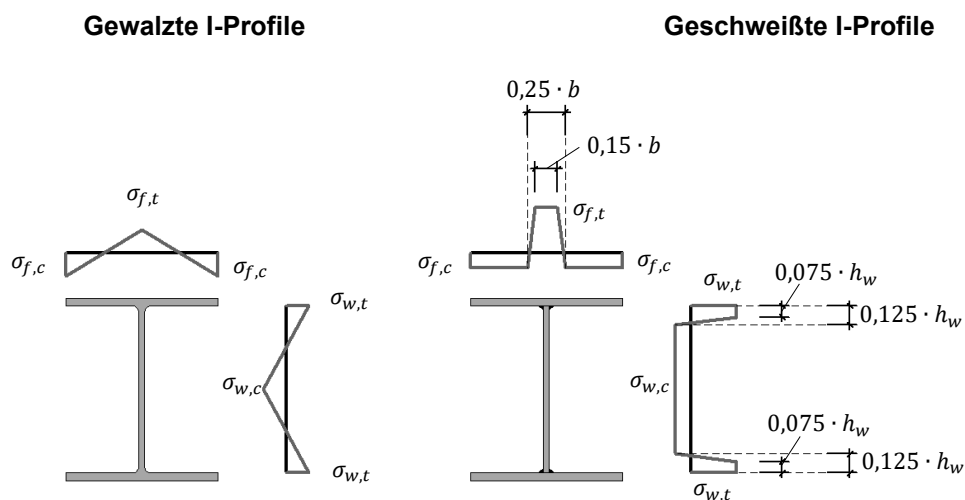
### 2.3.7 Imperfektionsannahmen nach EN 1993-1-14

Im Zuge der grundlegenden Überarbeitung der Eurocodes wird das bestehende Normengesamtpaket durch die Implementierung neuer Normen erweitert. Eine dieser neuen Bemessungsnormen stellt die EN 1993-1-14 dar, die die bemessungsspezifischen Grundlagen für die Auslegung von Stahlbauteilen und -tragwerken unter Anwendung der Finite-Elemente-Methode regeln wird.

Im Entwurf zur EN 1993-1-14 (2018) werden Regelungen und Empfehlungen zu Imperfektionsannahmen gegeben, die bei einer GMNIA Berechnung anzuwenden sind. Es werden zwei Möglichkeiten genannt, den Einfluss realer Imperfektionen zu berücksichtigen. Neben den simultanen Kombinationen aus geometrischer Imperfektion und Eigenspannungen können geometrische Ersatzimperfektionen angesetzt werden, die eine äquivalente Traglastminderung bewirken. In EN 1993-1-14 werden lokale Ersatzimperfektionen für beulgefährdete Bauteile gegeben, die den Vorgaben des Anhang D der DIN EN 1993-1-5 (2010) gleichen. Ersatzimperfektionen, die bei einer globalen Traglastanalyse stabilitätsgefährdeter I-Profile angewendet werden können, werden nicht geregelt.

Für den kombinierten Ansatz werden im Entwurf der EN 1993-1-14 Eigenspannungsannahmen (Abb. 2-39) empfohlen, die im Wesentlichen den Annahmen nach ECCS (1984) mit Ausnahme der Bezugsspannung für die Ermittlung der Eigenspannungsgrößen bei geschweißten Profilen entsprechen.

Diese werden in Abhängigkeit von der Streckgrenze angegeben, während sich die Eigenspannungsgrößen für gewalzte Profile auf die Spannung 235 MPa beziehen.



Eigenspannungen im:	Flansch		Steg	
	$\sigma_{f,c}$	$\sigma_{f,t}$	$\sigma_{w,c}$	$\sigma_{w,t}$
Gewalzte I-Profile mit $h/b \leq 1,2$	$-0,5 \cdot f_{y,S235}$ $= -117,5 \text{ MPa}$	$0,5 \cdot f_{y,S235}$ $= 117,5 \text{ MPa}$	$-0,5 \cdot f_{y,S235}$ $= -117,5 \text{ MPa}$	$0,5 \cdot f_{y,S235}$ $= 117,5 \text{ MPa}$
Gewalzte I-Profile mit $h/b > 1,2$	$-0,3 \cdot f_{y,S235}$ $= -70,5 \text{ MPa}$	$0,3 \cdot f_{y,S235}$ $= 70,5 \text{ MPa}$	$-0,3 \cdot f_{y,S235}$ $= -70,5 \text{ MPa}$	$0,3 \cdot f_{y,S235}$ $= 70,5 \text{ MPa}$
Geschweißte I-Profile	$-0,25 \cdot f_y$	$1,0 \cdot f_y$	$-0,25 \cdot f_y$	$1,0 \cdot f_y$

Abb. 2-39: Imperfektionsannahmen nach EN 1993-1-14 (2018)

Pauschale Größenangaben für geometrische Imperfektionen, mit denen ein Bauteilnachweis stabilitätsgefährdeter I-Profile mittels GMNIA geführt werden kann, sind im Entwurf der EN 1993-1-14 nicht vorhanden. Die in ECCS (1984) empfohlene geometrische Imperfektion in Form einer Vorkrümmung mit Stich von  $L/1000$  wurde nicht übernommen.

## 2.4 Stabilitätsnachweise mit geometrischen Ersatzimperfektionen

### 2.4.1 Allgemeines

Stabilitätsnachweise unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen haben eine lange Tradition im Stahlbau. Bei einer geometrisch nichtlinearen Strukturberechnung unter Zugrundelegung der Gültigkeit der Elastizitätstheorie können durch geometrische Ersatzimperfektionen traglastmindernde Einflüsse verschiedener Ursachen näherungsweise erfasst werden. Der Ansatz der geometrischen Ersatzimperfektion kann bei der Nachweisführung auf direktem oder indirektem Weg erfolgen.

Bei Stabilitätsnachweisen mit direkter Berücksichtigung von Ersatzimperfektionen wird durch die Größe und Form derer das Tragverhalten gezielt beeinflusst. Bei einem stabilitätsgefährdeten Stab stellen sich begleitende Schnittgrößen ein, die neben den durch äußere Belastung hervorgerufenen Schnittgrößen den Querschnitt zusätzlich beanspruchen (siehe Abb. 2-40). Der finale Nachweis erfolgt durch die Überprüfung der Querschnittstragfähigkeit unter Berücksichtigung aller auftretenden Schnittgrößen an der ungünstigsten Stelle im Bauteil.

Bei der indirekten Berücksichtigung von Ersatzimperfektionen handelt es sich um Nachweismethoden, deren Grundlage ein mechanisches Modell bildet, das einem vorverformten, imperfekten Stabes entspricht. Das Ersatzstabverfahren nach DIN EN 1993-1-1 folgt diesem Grundgedanken, der bereits 1886 von Ayrton-Perry formuliert wurde (Taras, 2011).

### 2.4.2 Ersatzstabverfahren nach DIN EN 1993-1-1

Sowohl für den Stabilitätsfall Biegeknicke wie auch für Biegedrillknicke kann gemäß DIN EN 1993-1-1 der Stabilitätsnachweis nach dem Ersatzstabverfahren geführt werden, dem das mechanische Modell eines imperfekten Stabes zugrunde liegt.

#### Ersatzstabverfahren für das Stabilitätsproblem Biegeknicke

Das Basismodell, das die Grundlage für die Herleitung der Abminderungsfaktoren  $\chi$  für Biegeknicke bildet, besteht aus einem drucknormalkraftbeanspruchten vorverformten Pendelstab (Abb. 2-40). Die Vorverformung, welche in diesem Fall die gleiche Bedeutung hat wie die geometrische Ersatzimperfektion, muss alle traglastmindernden Effekte abdecken, die das Modell selbst nicht erfasst. Hierzu zählen insbesondere die Fließzonenausbildungen, die Eigenspannungen sowie geometrische Imperfektionen. Die Form der Vorverformung über die Stablänge entspricht einer Sinushalbwellen (ECCS, 2006).

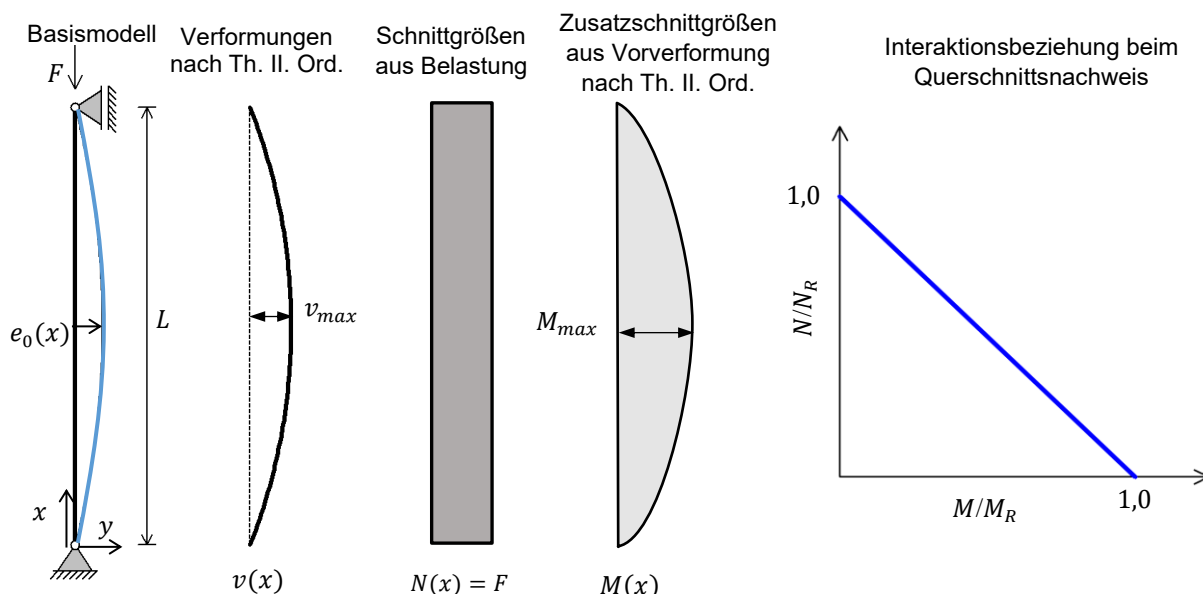


Abb. 2-40: Basissystem und Basisannahmen bei der Herleitung des Ersatzstabverfahrens beispielhaft für das Biegeknicke in y-Richtung

Die Berechnung der Schnittgrößen erfolgt nach Theorie II. Ordnung, was zu einer Erhöhung der maximalen Biegebeanspruchung  $M_{max}$  in Stabmitte bei zunehmender Normalkraftausnutzung im Verhältnis zur kritischen Knicklast  $N_{cr}$  führt.

$$M = M_{max} = N \cdot v_{max} = N \cdot e_0 \cdot \frac{1}{1 - \frac{N}{N_{cr}}} \quad \text{Gl. 2-25}$$

Die angewendete Interaktionsbeziehung der Schnittgrößen beim Nachweis der Querschnittstragfähigkeit ist linear.

$$\frac{N}{N_R} + \frac{M}{M_R} = 1 \quad \text{Gl. 2-26}$$

Durch Einführung der folgenden Beziehungen

$$N_R = A \cdot f_y$$

$$M_R = W \cdot f_y$$

$$\chi = \frac{N}{A \cdot f_y}$$

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I}{L^2}$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{N_{cr}}} \rightarrow N_{cr} = \frac{A \cdot f_y}{\bar{\lambda}^2}$$

und einsetzen in Gleichung Gl. 2-26 ergibt:

$$\chi + e_0 \cdot \frac{A}{W} \cdot \frac{\chi}{1 - \chi \cdot \bar{\lambda}^2} = 1 \tag{Gl. 2-27}$$

Mit der Einführung des Terms  $\eta^* = e_0 \cdot \frac{A}{W}$  vereinfacht sich die Gleichung zu:

$$\chi + \eta^* \cdot \frac{\chi}{1 - \chi \cdot \bar{\lambda}^2} = 1$$

Die Gleichung kann unter Berechnung des Zwischenwertes  $\phi$  nach  $\chi$  aufgelöst werden:

$$\phi = 0,5 \cdot (1 + \eta^* + \bar{\lambda}^2) \tag{Gl. 2-28}$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \tag{Gl. 2-29}$$

Der Ausdruck des Terms  $\eta^*$  wird durch die Gl. 2-30 ersetzt. Die geänderte Formulierung wurde von Maquoi & Rondal (1978) entwickelt und gibt die schlankheitsabhängige Charakteristik der zu dem Zeitpunkt nur in tabellarischer und graphischer Form angegebenen Europäischen Knickspannungslinien in mathematischer Form wieder. Durch die Kalibrierung des Beiwertes  $\alpha$  und der Plateaulänge  $\bar{\lambda}_0$ , die mit  $\bar{\lambda}_0 = 0,2$  festgelegt wurde, ist eine gute Übereinstimmung zwischen dem Verlauf der Europäischen Knickspannungslinien und dem Verlauf der Knicklinien, die durch  $\chi$  nach Gl. 2-29 beschrieben werden, erzielt worden (Rondal & Maquoi, 1979), (Greiner & Taras, 2010).

$$\eta^* = \alpha \cdot (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) \tag{Gl. 2-30}$$

Eingesetzt in Gl. 2-28 ergibt sich die in DIN EN 1993-1-1 angegebene Formel zur Bestimmung des Zwischenwertes.

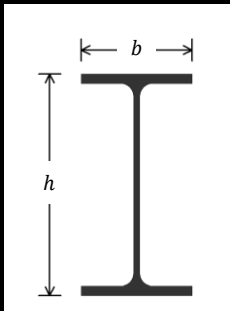
$$\phi = 0,5 \cdot [1 + \alpha \cdot (\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \tag{Gl. 2-31}$$

Der Imperfektionsbeiwert  $\alpha$ , der repräsentativ für die Erfassung zahlreicher Einflussfaktoren steht, die u.a. aus unterschiedlichen Querschnittsformen und Eigenspannungen herrühren, ist nach Tab. 2-6 anzusetzen. Die Zuordnung in die zugehörigen Knicklinien erfolgt nach Tab. 2-7.

Tab. 2-6: Imperfektionsbeiwert  $\alpha$  nach DIN EN 1993-1-1

Knicklinie	a <sub>0</sub>	a	b	c	d
Imperfektionsbeiwert $\alpha$	0,13	0,21	0,34	0,49	0,76

Tab. 2-7: Zugehörige Knicklinie für Walzprofile mit  $t_f \leq 40$  mm

	Ausweichen rechtwinklig zur Achse	Knicklinie	
		S 235 - S 420	S 460 - S 700
$\frac{h}{b} > 1,2$	y - y	a	a <sub>0</sub>
	z - z	b	a
$\frac{h}{b} \leq 1,2$	y - y	b	a
	z - z	c	b

Der Übergang von Gl. 2-27 zur Gl. 2-29 in Verbindung mit Gl. 2-31 kann nur erfolgen, wenn die Größe der geometrischen Imperfektion  $e_0$  mit Gl. 2-32 beschrieben wird:

$$e_0 = \frac{W}{A} \cdot \alpha \cdot (\bar{\lambda} - 0,2) \tag{Gl. 2-32}$$

**Ersatzstabverfahren für das Stabilitätsproblem Biegedrillknicken**

In prEN 1993-1-1 (2020) werden die Regelungen zu dem Ersatzstabverfahren für Biegedrillknicken weitgehend überarbeitet. Die Grundlage der Nachweisformeln zu dem neuentwickelten Ersatzstabverfahren für den Nachweis gegen Biegedrillknicken bildet das in Abb. 2-41 dargestellte Basissmodell. Dabei wird ein beidseitig gabelgelagerter Träger unter konstanter Biegemomentbeanspruchung betrachtet. Das affin zur ersten Eigenform vorverformte System wird nach Biegetorsionstheorie II. Ordnung berechnet.

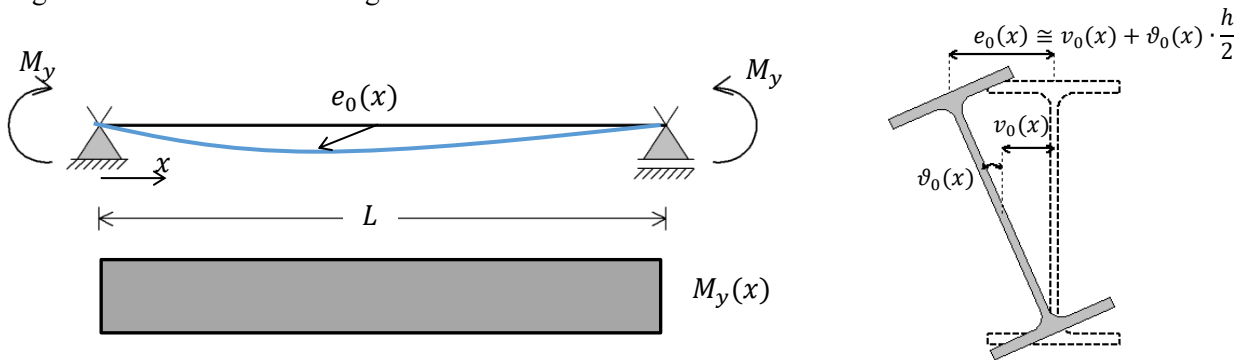


Abb. 2-41: Zugrundeliegendes Basissystem und Form der Vorverformung bei der Herleitung des Ersatzstabverfahrens für Biegedrillknicken

Die Herleitung der Gleichungen zur Beschreibung des Abminderungsfaktors  $\chi_{LT}$  basiert auf der Anwendung der linearen Interaktionsbeziehung nach Gl. 2-33 (Taras, 2011).

$$\frac{M_y}{W_y} + \frac{M_z}{W_z} + \frac{B}{I_w} \cdot \omega_{max} = f_y \tag{Gl. 2-33}$$

Die maximalen Schnittgrößen  $M_z$  und  $B$  in der Feldmitte können aus den Verformungen nach Biegetorsionstheorie II. Ordnung abgeleitet werden.

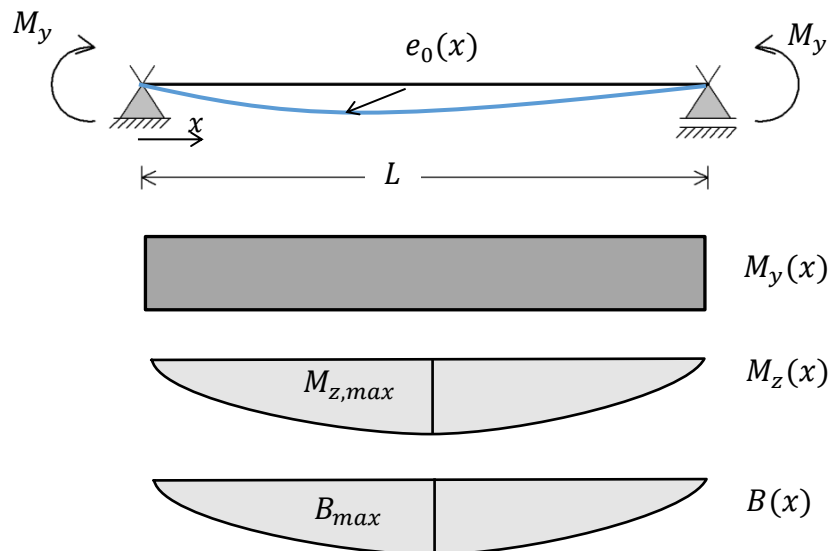


Abb. 2-42: Schnittgrößen nach Biegetorsionstheorie II. Ordnung

$$M_y(x) = M_y \quad \text{Gl. 2-34}$$

$$M_{z,max} = M_z = EI_z \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \cdot v = N_{cr,z} \cdot v \quad \text{Gl. 2-35}$$

$$B_{max} = B = EI_w \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \cdot \vartheta \quad \text{Gl. 2-36}$$

Die Vorverformung wird affin zur ersten Eigenform angesetzt, die sich aus einer Vorkrümmung  $v_0$  und einer Vorverdrehung  $\vartheta_0$  mit einem festen Verhältnis zueinander zusammensetzt.

$$v_0 = \frac{M_{cr}}{N_{cr,z}} \cdot \vartheta_0 \quad \text{Gl. 2-37}$$

Die Verformungen nach Theorie II. Ordnung können mit Hilfe der Vergrößerungsfunktionen (Kaim, 2004), (Taras, 2011) bestimmt werden:

$$\vartheta = \vartheta_0 \cdot \frac{1}{1 - \frac{M_y}{M_{cr}}} \cdot \frac{M_y}{M_{cr}} \quad \text{Gl. 2-38}$$

$$v = v_0 \cdot \frac{1}{1 - \frac{M_y}{M_{cr}}} \cdot \frac{M_y}{M_{cr}} = \vartheta_0 \cdot \frac{M_y}{N_{cr,z}} \cdot \frac{1}{1 - \frac{M_y}{M_{cr}}} \quad \text{Gl. 2-39}$$

Die Größe der geometrischen Imperfektion wird mit der maximalen Auslenkung des Obergurtes definiert:

$$e_0 \approx v_0 + \vartheta_0 \cdot \frac{h}{2} \quad \text{Gl. 2-40}$$

$$\vartheta_0 = \frac{e_0}{\frac{M_{cr}}{N_{cr,z}} + \frac{h}{2}} \quad \text{Gl. 2-41}$$

Das Einsetzen der zuvor genannten Beziehungen in die Interaktionsbeziehung nach Gl. 2-33 ergibt:

$$\frac{M_y}{W_y} + \frac{e_0}{\frac{M_{cr}}{N_{cr,z}} + \frac{h}{2}} \cdot \frac{M_y}{1 - \frac{M_y}{M_{cr}}} \cdot \left( \frac{1}{W_z} + \frac{N_{cr,z}}{I_z \cdot M_{cr}} \cdot \omega_{max} \right) = f_y$$

Durch das Einsetzen der folgenden Beziehungen:

$$\omega_{max} = \frac{h \cdot b}{4} \quad \text{Gl. 2-42}$$

$$W_z = W_{el,z} = \frac{2 \cdot I_z}{b} \quad \text{Gl. 2-43}$$

folgt:

$$\frac{M_y}{W_y} + \frac{e_0}{\frac{M_{cr}}{N_{cr,z}} + \frac{h}{2}} \cdot \frac{M_y}{1 - \frac{M_y}{M_{cr}}} \cdot \frac{1}{W_z} \left( 1 + \frac{N_{cr,z}}{M_{cr}} \cdot \frac{h}{2} \right) = f_y$$

Das Einsetzen der Gl. 2-43 hat zur Folge, dass der Querschnittsnachweis mit dem elastischen Widerstandsmomentes  $W_z = W_{el,z}$  zu führen ist, unabhängig welcher Querschnittsklasse der Querschnitt zuzuordnen ist. Die Bestimmung der maximalen Wölbordinate  $\omega_{max}$  mit der Gl. 2-42 entspricht nicht der allgemein anerkannten Vorgehensweise am Mittellinienmodell des Querschnittes, bei dem statt der Profilhöhe  $h$  der Abstand der Gurtmittellinien (Profilhöhe abzüglich der Blechdicke des Gurtes) angesetzt wird. Auf die Auswirkungen dieser Vereinfachungen wird in Kapitel 4.4.3 näher eingegangen.

Nach dem Einsetzen der nachfolgenden Beziehungen:

$$\bar{\lambda}_{LT}^2 = \frac{W_y \cdot f_y}{M_{cr}}$$

$$\bar{\lambda}_z^2 = \frac{A \cdot f_y}{N_{cr,z}}$$

$$\chi_{LT} = \frac{M_y}{W_y \cdot f_y}$$

und umformen ergibt:

$$\chi_{LT} + \chi_{LT} \cdot \frac{A \cdot e_0}{W_z} \cdot \frac{\bar{\lambda}_{LT}^2}{\bar{\lambda}_z^2} \cdot \frac{1}{1 - \chi_{LT} \cdot \bar{\lambda}_{LT}^2} = 1 \quad \text{Gl. 2-44}$$

Analog zum Biegeknicken vereinfacht sich die Gleichung durch die Einführung des Terms  $\eta^*$  zu:

$$\eta^* = \frac{A \cdot e_0}{W_z} \cdot \frac{\bar{\lambda}_{LT}^2}{\bar{\lambda}_z^2} \quad \text{Gl. 2-45}$$

$$\chi_{LT} + \eta^* \cdot \frac{\chi_{LT}}{1 - \chi_{LT} \cdot \bar{\lambda}_{LT}^2} = 1 \quad \text{Gl. 2-46}$$

Die Gleichung Gl. 2-46 kann unter Berechnung des Zwischenwertes  $\phi_{LT}$  nach  $\chi_{LT}$  aufgelöst werden.

$$\phi_{LT} = \frac{1}{2} \cdot (1 + \eta^* + \bar{\lambda}_{LT}^2) \quad \text{Gl. 2-47}$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + \sqrt{\phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} \quad \text{Gl. 2-48}$$

Die Kalibrierung des Terms  $\eta^*$  erfolgte auf Basis von numerisch ermittelten Traglasten nach GMNIA (Taras, 2011). Eine gute Übereinstimmung wird mit der folgenden Gleichung zur Beschreibung des Zwischenwertes erreicht:

$$\phi_{LT} = 0,5 \cdot \left[ 1 + \frac{\bar{\lambda}_{LT}^2}{\bar{\lambda}_z^2} \cdot \alpha_{LT} \cdot (\bar{\lambda}_z - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] \quad \text{Gl. 2-49}$$

Der Imperfektionsbeiwert  $\alpha_{LT}$  ist dabei nach Tab. 2-8 anzusetzen.

Tab. 2-8: Imperfektionsbeiwert  $\alpha_{LT}$  für Biegedrillknicken

Grenze	Imperfektionsbeiwert $\alpha_{LT}$
$\frac{h}{b} > 1,2$	$0,12 \cdot \sqrt{\frac{W_{el,y}}{W_{el,z}}} \leq 0,34$
$\frac{h}{b} \leq 1,2$	$0,16 \cdot \sqrt{\frac{W_{el,y}}{W_{el,z}}} \leq 0,49$

Der Zusammenhang zwischen den Gl. 2-44 und Gl. 2-48 kann nur hergestellt werden, wenn die Größe der geometrischen Imperfektion  $e_0$  mit der Gl. 2-50 beschrieben wird:

$$e_0 = \frac{W_{el,z}}{A} \cdot \alpha_{LT} \cdot (\bar{\lambda}_z - 0,2) \quad \text{Gl. 2-50}$$

Eine Gegenüberstellung mit Gl. 2-32 zeigt offenkundige Gemeinsamkeiten in der Beschreibung der Größe der Vorverformung auf. Beiden Formulierungen gemein ist die Abhängigkeit vom bezogenen Schlankheitsgrad für das Biegeknicken. Für gedrungene Bauteile mit  $\bar{\lambda}_z \leq 0,2$  ist demnach keine Ersatzimperfection anzusetzen. Mit zunehmendem Schlankheitsgrad nimmt die Größe der Ersatzimperfection zu.

### 2.4.3 Stand der Normung zu geometrischen Ersatzimperfectionen

#### Geometrische Ersatzimperfectionen nach DIN 18 800 Teil 2

Bei der Nachweisführung nach der Deutschen Stahlbaunorm DIN 18 800 Teil 2 (1990) wurde grundsätzlich von imperfekten Stäben und Tragwerken ausgegangen. Dadurch wurde dem Umstand Rechnung getragen, dass selbst bei sehr genauen Herstellungs- und Fertigungsverfahren perfekte Bauteile mit erträglichem Aufwand nicht herzustellen sind. Die vorgegebenen repräsentativen geometrischen Bauteilimperfectionen deckten darüber hinaus strukturelle Imperfection sowie die traglastmindernden Einflüsse infolge Fließzonenaustritt ab und wurden aus dem Vergleich der Traglasten nach GMNIA abgeleitet (Lindner et al., 1993).

Tab. 2-9 zeigt die geometrischen Ersatzimperfection für Biegeknicken nach DIN 18 800-2 (1990). Die Form der Ersatzimperfection entspricht einer quadratischen Parabel oder einer Halbsinuswelle und sollte möglichst gut mit der zum niedrigsten Knickeigenwert gehörenden Verformungsfigur übereinstimmen. Eine Kompatibilität mit den geometrischen Randbedingungen wird nicht zwingend gefordert. Der Nachweis der Querschnittstragfähigkeit kann mit der nichtlinearen Interaktionsbeziehung nach DIN 18 800 Teil 1 (1990) geführt werden, wobei die plastische Momententragfähigkeit auf die 1,25-fache Größe der elastischen Momententragfähigkeit zu begrenzen ist. Erfolgt der Querschnittsnachweis ohne Ausnutzung der plastischen Querschnittsreserven mit der elastischen Interaktionsbeziehung, können die in Tab. 2-9 angegebenen Werte mit dem Faktor 2/3 multipliziert werden.

Tab. 2-9: Geometrische Ersatzimperfectionen für Biegeknicken nach DIN 18 800-2 (1990)

Grenzen	Ausweichen rechtwinklig zur Achse	Stich der Vorkrümmung
$\frac{h}{b} > 1,2$	y - y	L/300
	z - z	L/250
$\frac{h}{b} \leq 1,2$	y - y	L/250
	z - z	L/200

Für den Stabilitätsnachweis Biegedrillknicken können die Ersatzimperfectionen für das Biegeknicken mit Ausweichen rechtwinklig zur z-z Achse verwendet werden. Der Stich, der um die schwache Achse anzunehmenden Vorkrümmung ohne Berücksichtigung der zur räumlichen Verformungsfigur zugehörigen Querschnittsverdrehungen, kann mit dem Faktor 0,5 reduziert werden. Hinsichtlich der anzuwendenden Interaktionsbeziehung beim Querschnittsnachweis, die bei Biegedrillknicken bis zu acht einwirkende Schnittgrößen umfassen kann, werden keine Hinweise gegeben. Ähnlich wie bei DIN EN 1993-1-1 basieren die in DIN 18 800-1 verwendeten Interaktionsbeziehung auf der Grundlage einer plastischen Spannungsverteilung, die durch die Spannungsnulllinie definiert wird, siehe Seite 17. Eine Erweiterung der Interaktionsbeziehung um die Wirkung von Wölbbimomenten ist dabei mit großen Schwierigkeiten verbunden. In verschiedenen Publikationen (Lindner et al., 1993), (Rubin, 2005) werden Grundlagen zu Interaktionen unter Berücksichtigung von Wölbbimomenten beschrieben, deren Anwendung jedoch ein numerisch gestütztes Vorgehen erfordert und mit entsprechend hohem Berechnungsaufwand verbunden ist.

Untersuchungen von Beier-Tertel (2008) haben gezeigt, dass die Anwendung der Ersatzimperfectionen für das Biegedrillknicken zu deutlich höheren Traglasten führen als nach GMNIA, wenn der plastische



Querschnittsnachweis unter Anwendung des Teilschnittgrößenverfahrens erfolgt. Außerdem wurde eine Schlankheits- und Querschnittsabhängigkeit der erforderlichen geometrischen Ersatzimperfektion festgestellt, die gerade im mittleren Schlankheitsbereich und bei Profilen mit  $h/b \geq 1,8$  erhöhte Größen erfordert. Aus der Berücksichtigung dieser Studie wurde in der überarbeiteten Ausgabe der DIN 18 800-2 (2008) eine verschärfte Regelung der geometrischen Ersatzimperfektionen für Biegedrillknicken eingeführt, siehe Tab. 2-10 (Kindmann & Beier-Tertel, 2010).

Tab. 2-10: Geometrische Ersatzimperfektionen für Biegedrillknicken nach DIN 18 800-2 (2008)

Grenzen	Bezogener Schlankheitsgrad	Stich der Vorkrümmung um die schwache Achse
$\frac{h}{b} \leq 1,2$	beliebig	L/400
$1,2 < \frac{h}{b} \leq 2,0$	beliebig	L/500
$\frac{h}{b} > 2,0$	$0,7 \leq \bar{\lambda}_{LT} \leq 1,3$	L/250
	$\bar{\lambda}_{LT} = \begin{cases} < 0,7 \\ > 1,3 \end{cases}$	L/500

**Geometrische Ersatzimperfektionen nach DIN EN 1993-1-1 und DIN EN 1993-1-1/NA**

In der gegenwärtig gültigen Fassung der europäischen Stahlbaunorm DIN EN 1993-1-1 (2010) erfolgt die Vorgabe der geometrischen Ersatzimperfektionen in ähnlicher Form mit Pauschalgrößen bezogen auf die Bauteillänge und in Abhängigkeit von den Knicklinien. Die Grundlage dieser Werte bildet ein Vergleich mit Traglasten nach dem Ersatzstabverfahren unter Betrachtung von sinusförmig vorverformten, zentrisch gedrückten, beidseitig gelenkig gelagerten Stäben (Stroetmann & Lindner, 2010).

Tab. 2-11: Geometrische Ersatzimperfektionen für Biegeknicken nach DIN EN 1993-1-1 (2010) und DIN EN 1993-1-1/NA (2010)

Profilart	Grenzen	Ausweichen rechtwinklig zur Achse	Vorkrümmung nach DIN EN 1993-1-1 (2010)				Vorkrümmung nach DIN EN 1993-1-1/NA (2010)			
			Elastische Querschnittsausnutzung		Plastische Querschnittsausnutzung		Elastische Querschnittsausnutzung		Plastische Querschnittsausnutzung	
			S 235 bis S 420	S 460	S 235 bis S 420	S 460	S 235 bis S 420	S 460		
gewalzte I-Profile	$\frac{h}{b} > 1,2$	y - y	L/300	L/350	L/250	L/300	L/550	L/600	wie bei elastischer Querschnittsausnutzung, jedoch $\frac{M_{pl}}{M_{el}}$ -fach	
		z - z	L/250	L/350	L/200	L/300	L/350	L/600		
	$\frac{h}{b} \leq 1,2$	y - y	L/250	L/300	L/200	L/250	L/350	L/550		
		z - z	L/200	L/300	L/150	L/250	L/250	L/550		
geschweißte I-Profile	beliebig	y - y	L/250		L/200		L/350			
		z - z	L/200		L/150		L/250			

Im Deutschen Nationalen Anhang werden geringere Ersatzimperfektionen für den Biegeknickenachweis aufgeführt (Tab. 2-11), die jedoch der Anwendung der linearen Interaktion beim Querschnittsnachweis bedürfen. Die Rückrechnung dieser Pauschalwerte erfolgte ebenfalls aus der Betrachtung von Traglasten nach dem Ersatzstabverfahren. Dabei wurde der in Deutschland gültige Teilsicherheits-

nachweis mit  $\gamma_{M1} = 1,1$  berücksichtigt, der von der Vorgabe im Hauptdokument der DIN EN 1993-1-1 ( $\gamma_{M1} = 1,0$ ) abweicht.

Abb. 2-43 zeigt den Verlauf des Verhältnisses der Stablänge  $L$  zum Stich der Vorkrümmung nach DIN EN 1993-1-1, Gleichung 5.10 (Gl. 2-53). Es wird exemplarisch ein HEM 340 Profil mit einem  $h/b$ -Verhältnis von 1,22 und Knicken um die schwache Achse ( $z$ - $z$  Achse) betrachtet. Der Nachweis der Querschnittstragfähigkeit erfolgt mit der elastischen Interaktion. Der Einfluss des höheren Teilsicherheitsbeiwertes macht sich im tieferen Verlauf der Ersatzimperfektionskurve bemerkbar.

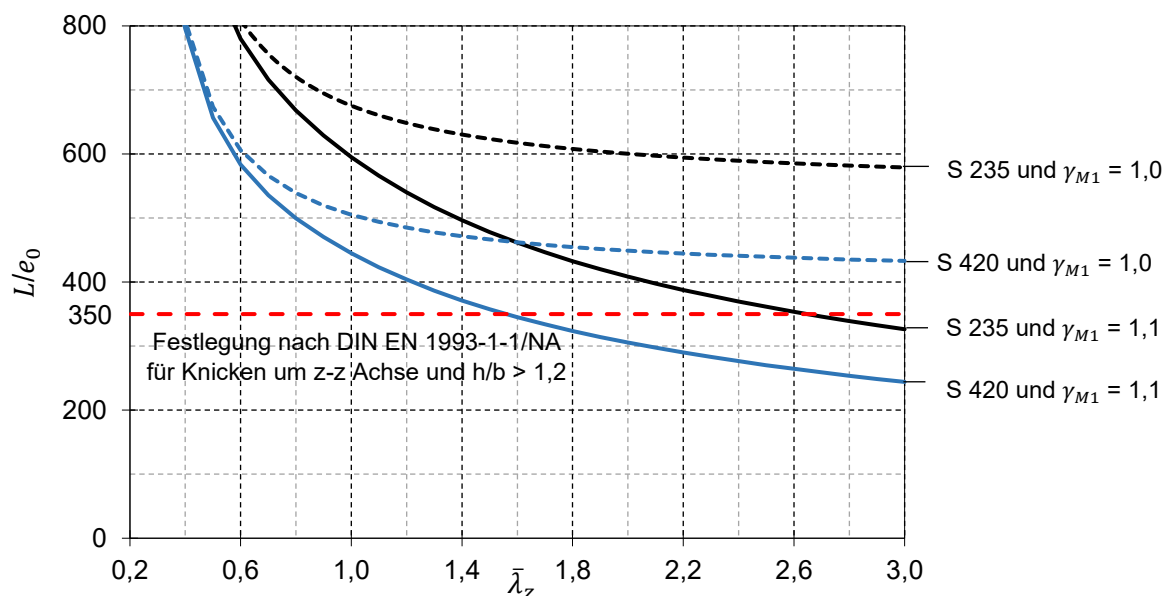


Abb. 2-43: Erforderliche Ersatzimperfektionen für das Biegeknicken um die  $z$ - $z$  Achse für einen druckbeanspruchten Pendelstab aus HEM 340 ( $h/b = 1,22$ ) für verschiedene Stahlsorten und Teilsicherheitsbeiwerte

Die Anwendung der in DIN EN 1993-1-1/NA festgelegten Werte führt somit bei Bauteilen mit niedriger und mittlerer Schlankheit zu kleineren Traglasten als nach dem Ersatzstabverfahren. Bei sehr großen Schlankheiten ergeben sich geringfügig höhere Traglasten, die jedoch aufgrund des geringeren traglastmindernden Einflusses von Ersatzimperfektionen in diesem Schlankheitsbereich noch akzeptabel sind.

Die in DIN EN 1993-1-1 (2010) geregelten und in Tab. 2-12 angegebenen geometrischen Ersatzimperfektionen für Biegedrillknicken geben für I-Profile mit  $h/b > 2,0$  größere Werte vor, als für Profile mit  $h/b \leq 2,0$ . In der DIN EN 1993/NA (2010) wird als zusätzliche Bedingung eingeführt, dass im Bereich  $0,7 \leq \bar{\lambda}_{LT} \leq 1,3$  diese Werte zu verdoppeln sind. Analog zu den Regelungen in DIN 18 800-2 darf die Ersatzimperfektion in Form einer Vorkrümmung um die schwache Achse angesetzt werden. Eine explizite Vorgabe zur Interaktionsbeziehung, die beim Querschnittsnachweis anzuwenden ist, wird nicht gegeben, so dass die Berücksichtigung von Wölbbimomenten den Anwender vor ähnlichen Problemen stellt, wie bereits bei der DIN 18 800-2.

Tab. 2-12: Geometrische Ersatzimperfectionen für Biegedrillknicken nach DIN EN 1993-1-1 (2010)

Profilart	Grenzen	Stich der Vorkrümmung $e_0$	
		Elastische Querschnittsausnutzung	Plastische Querschnittsausnutzung
gewalzte I-Profile	$\frac{h}{b} \leq 2,0$	L/500	L/400
	$\frac{h}{b} > 2,0$	L/400	L/300
geschweißte I-Profile	$\frac{h}{b} \leq 2,0$	L/400	L/300
	$\frac{h}{b} > 2,0$	L/300	L/200

**Geometrische Ersatzimperfectionen nach prEN 1993-1-1**

Der aktuelle Entwurf der prEN 1993-1-1 (2020) sieht eine abweichende Regulierung der Ersatzimperfectionen für das Biegeknicken vor und beruht auf den Untersuchungen von Lindner et al. (2016). Die Größe der Vorkrümmung ist dabei zu bestimmen mit:

$$e_0 = \frac{\alpha}{\varepsilon} \cdot \beta \cdot L \tag{Gl. 2-51}$$

mit:

$e_0$  Stich der repräsentativen Vorkrümmung

$\alpha$  Imperfectionsbeiwert, abhängig von der zugehörigen Knicklinie

$\beta$  Referenzwert für die relative Vorkrümmung nach Tab. 2-13

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}$$

mit Streckgrenze  $f_y$  in N/mm<sup>2</sup>

Tab. 2-13: Relative Vorkrümmung  $\beta$

Biegeknicken um die Achse	Elastische Querschnittsausnutzung	Plastische Querschnittsausnutzung
$y - y$	1/110	1/75
$z - z$	1/200	1/68

Tab. 2-14 zeigt die Pauschalwerte der geometrischen Ersatzimperfectionen für gewalzte und geschweißte I-Profile.

Tab. 2-14: Geometrische Ersatzimperfektionen für Biegeknicken nach prEN 1993-1-1 (2020)

Profilart	Grenzen	Ausweichen rechtwinklig zur Achse	Vorkrümmung nach prEN 1993-1-1 (2020)			
			Elastische Querschnittsausnutzung		Plastische Querschnittsausnutzung	
			S 235 bis S 420	S 460 bis S 700	S 235 bis S 420	S 460 bis S 700
gewalzte I-Profile	$\frac{h}{b} > 1,2$	y - y	$L/523 \cdot \varepsilon$	$L/846 \cdot \varepsilon$	$L/357 \cdot \varepsilon$	$L/577 \cdot \varepsilon$
		z - z	$L/588 \cdot \varepsilon$	$L/952 \cdot \varepsilon$	$L/200 \cdot \varepsilon$	$L/324 \cdot \varepsilon$
	$\frac{h}{b} \leq 1,2$	y - y	$L/324 \cdot \varepsilon$	$L/523 \cdot \varepsilon$	$L/221 \cdot \varepsilon$	$L/357 \cdot \varepsilon$
		z - z	$L/408 \cdot \varepsilon$	$L/588 \cdot \varepsilon$	$L/139 \cdot \varepsilon$	$L/200 \cdot \varepsilon$
geschweißte I-Profile	beliebig	y - y	$L/324 \cdot \varepsilon$		$L/221 \cdot \varepsilon$	
		z - z	$L/408 \cdot \varepsilon$		$L/139 \cdot \varepsilon$	

Wenn der Querschnittsnachweis unter Ausnutzung der plastischen Querschnittsreserven erfolgt, dann ist für das Biegeknicken um die y-y-Achse eine linear-plastische Interaktion und für das Biegeknicken um die z-z-Achse die nichtlineare Interaktion mit einer Begrenzung der Momenten Tragfähigkeit auf  $M_{pl,Rd} = 1,25 \cdot M_{el,Rd}$  anzuwenden.

Die Vorgabe der Begrenzung der Momenten Tragfähigkeit bei Biegung um die schwache Achse wird durch die deutlichen Traglastminderung begründet, die bei schlanken Bauteilen aus der gleichzeitigen Wirkung von Biegung um die schwache Achse und geringen Druckkräften resultiert (Lindner, 2017). In Abb. 2-44 ist anhand des frühzeitig fallenden Verlaufs der Traglastkurven basierend auf GMNIA zu erkennen, dass für sehr schlanke Bauteile  $\bar{\lambda}_z = 1,5$  und  $3,0$  nur durch eine pauschale Reduzierung der plastischen Momenten Tragfähigkeit eine sichere Bemessung gewährleistet werden kann.

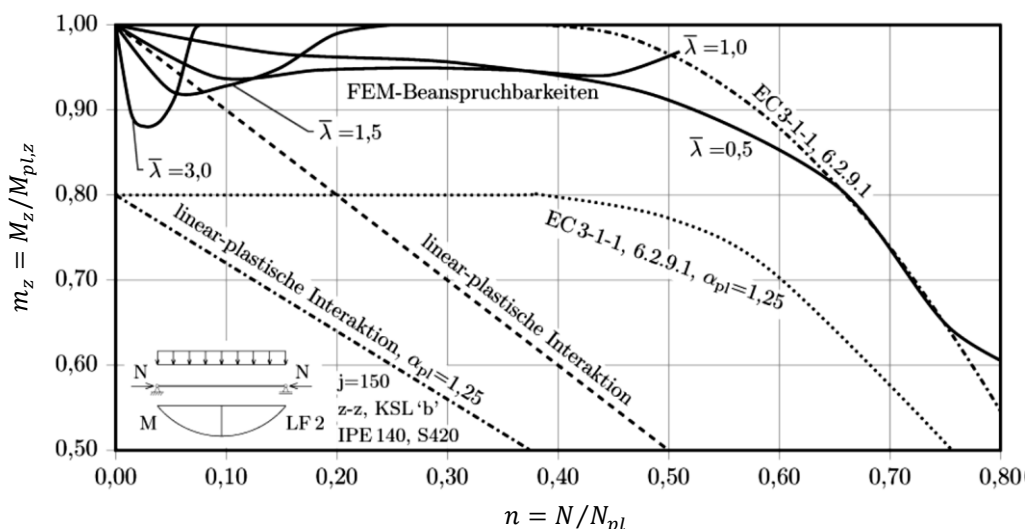


Abb. 2-44: Ergebnisse von Traglastrechnungen und verschiedenen Interaktionsgleichungen in Abhängigkeit von Normalkraft- und Momentenausnutzung für das Profil IPE 140 aus S 420 und Knicken in der z-z-Ebene und Ansatz von  $j = 150$  aus (Lindner, 2017)

Die Struktur der Imperfektionsvorgaben für Biegedrillknicken wurde in Anlehnung an die neuen Regelungen für Biegeknicken angepasst. Die Amplitude der Ersatzimperfektion  $e_{0,LT}$ , die weiterhin

ohne Berücksichtigung von Torsionsimperfektionen als Vorkrümmung für Biegeknicke um die schwache Achse anzusetzen ist, bestimmt sich mit Gleichung Gl. 2-52

$$e_{0,LT} = \beta_{LT} \cdot \frac{L}{\varepsilon} \tag{Gl. 2-52}$$

mit:

$\beta_{LT}$  Referenzwert der bezogenen Vorkrümmung für Biegedrillknicken nach Tab. 2-15

$\varepsilon$  Materialparameter  $\sqrt{\frac{235}{f_y}}$  mit Streckgrenze  $f_y$  in N/mm<sup>2</sup>

$L$  Bauteillänge

Tab. 2-15: Referenzwert der bezogenen Vorkrümmung  $\beta_{LT}$  für Biegedrillknicken nach prEN 1993-1-1 (2020)

Profilart	Grenzen	Elastische Querschnittsausnutzung	Plastische Querschnittsausnutzung
gewalzte I-Profile	$\frac{h}{b} \leq 2,0$	L/250	L/200
	$\frac{h}{b} > 2,0$	L/200	L/150
geschweißte I-Profile	$\frac{h}{b} \leq 2,0$	L/200	L/150
	$\frac{h}{b} > 2,0$	L/150	L/100

Im Vergleich zu den Regelungen nach DIN EN 1993-1-1 (2010) wurden die Größen der anzusetzenden Ersatzimperfektionen verdoppelt. Begründet wird diese Änderung mit den Untersuchungsergebnissen von Kindmann & Beier-Tertel (2010), siehe (Lindner, 2018). Die zusätzliche Berücksichtigung des Materialparameters  $\varepsilon$  führt zu einer weiteren Vergrößerung der Amplitude für höhere Stahlgüten. Vorgaben hinsichtlich der anzuwendende Interaktionsbeziehung beim Querschnittsnachweis bilden weiterhin keinen Bestandteil der Norm.

### Geometrischen Ersatzimperfektionen auf Grundlage des Ersatzstabverfahrens

Aus der Betrachtung der Analogie, die das mechanische Basismodell des Ersatzstabverfahrens für Biegeknicke und das Nachweisverfahren nach Theorie II. Ordnung unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen aufweist, wurden mehreren Imperfektionsannahmen abgeleitet. Die Grundlage für diesen Ansatz bietet die DIN EN 1993-1-1 (2010) in Abs. 5.3.2 (11) mit der Regelung die geometrische Imperfektion affin zur maßgebenden Knickeigenform anzusetzen mit der maximalen Amplitude von:

$$e_0 = \alpha \cdot (\bar{\lambda} - 0,2) \cdot \frac{M_{Rk}}{N_{Rk}} \cdot \frac{1 - \chi \cdot \bar{\lambda}^2}{1 - \chi \cdot \bar{\lambda}^2} \cdot \frac{1}{\gamma_{M1}} \tag{Gl. 2-53}$$

Der letzte Term der Gl. 2-53 berücksichtigt die unterschiedliche Wirkungsweise des Teilsicherheitsbeiwertes  $\gamma_{M1}$ . Während beim Ersatzstabverfahren das Endergebnis durch  $\gamma_{M1}$  dividiert wird und dadurch eine pauschale Abminderung der Traglast erfolgt, wird beim Nachweis nach Theorie II. Ordnung unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen die Streckgrenze mit dem Teilsicher-

heitsbeiwert reduziert. Dadurch ergibt sich eine schlankheitsabhängige Wirksamkeit des Teilsicherheitsbeiwertes, auf die im Kapitel 7.3 näher eingegangen wird.

#### 2.4.4 Stand der Forschung zu geometrischen Ersatzimperfektionen

##### Geometrische Ersatzimperfektionen für geometrisch nichtlineare elastische Berechnungsmethoden

Chladný & Štujberová (2013) haben eine Berechnungsmethode unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen für den Biegeknicknachweis von druck- und biegebeanspruchten Bauteilen entwickelt, die Bestandteil eines Gesamttragwerks sind und eine konstante oder eine veränderliche Querschnittsform aufweisen können. Die Imperfektion wird dabei affin zur Biegeknickform angesetzt. Die Bestimmung der Amplitude, die in Anlehnung an die Gl. 2-53 erfolgt, erfordert u.a. die Kenntnis über den für das Gesamttragwerk abgeleiteten äquivalenten bezogenen Schlankheitsgrad an der bemessungsmaßgebenden Stelle, die aus dem Ansatz einer zunächst beliebigen Imperfektionsgröße bestimmt wird und teilweise ein iteratives Vorgehen erfordert.

In (Agüero et al., 2015) wurde eine Methode unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen für den Stabilitätsnachweis Biegedrillknicken vorgestellt. Die geometrische Ersatzimperfektion ist dabei affin zur Biegedrillknickform anzusetzen. Kerngedanke bei der Berechnung der Amplitude nach Gl. 2-54 ist die Zielsetzung, dass die Einwirkung eines Biegemomentes  $M_y$ , das der Größe des aufnehmbaren Momentes nach dem Ersatzstabverfahren  $M_{b,Rd} = \chi_{LT} \cdot M_{y,Rd}$  entspricht, zu einer 100%igen Ausnutzung des Querschnitts an der ungünstigsten Stelle führt. Der elastische Querschnittsnachweis erfolgt spannungsbasiert und der plastische Querschnittsnachweis unter Anwendung einer linearen Interaktionsbeziehung.

$$\max \left[ \frac{M_{b,Rd}}{M_{y,R}} + \frac{e_0}{\frac{M_{cr}}{M_{b,Rd}} - 1} \cdot \left( \frac{E \cdot I_z \cdot v_{cr}''}{M_{z,R}} + \frac{E \cdot I_w \cdot \vartheta_{cr}''}{B_R} \right) \right] = 1,0 \quad \text{Gl. 2-54}$$

In (Papp, 2016) und (Hajdú et al., 2017) wird eine Methode für die Ermittlung von geometrischen Ersatzimperfektionen für den Biegedrillknicknachweis von biege- und normalkraftbeanspruchten doppelsymmetrischen I-Profilen nach Biegetorsionstheorie II. Ordnung beschrieben. Die Imperfektion setzt sich dabei aus einer Vorkrümmung um die schwache Achse  $v_0$  und einer Vorverdrehung  $\vartheta_0$  zusammen. Die Amplituden dieser beiden Vorverformungskomponenten werden in Abhängigkeit von den geometrischen Imperfektionen  $e_0$  nach Gl. 2-32 für Biegeknicken und nach Gl. 2-50 für Biegedrillknicken an der bemessungsrelevanten Stelle abgeleitet.

$$v_0 = \frac{\alpha_{ult}}{\alpha_{ult,N}} \cdot e_{0(Gl. 2-32)} + \frac{\alpha_{ult}}{\alpha_{ult,M}} \cdot e_{0(Gl. 2-50)} \quad \text{Gl. 2-55 a}$$

$$\vartheta_0 = \frac{v_0}{\frac{M_{cr}}{N_{cr,z}} \cdot \frac{1}{1 - \frac{N}{N_{cr,T}}}} \quad \text{Gl. 2-55 b}$$

mit:

$$\alpha_{ult,N} = \frac{N_{pl}}{N} \quad \alpha_{ult,M} = \frac{M_{y,R}}{M_y} \quad \alpha_{ult} = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_{ult,N}} + \frac{1}{\alpha_{ult,M}}}$$

Der abschließenden Querschnittsnachweis erfolgt mit einer linearen Interaktionsbeziehung.

In (Wieschollek et al., 2012) wurde ein Verfahren publiziert, das unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen und einer Berechnung nach Theorie II. Ordnung den Stabilitätsnachweis gegen

Biegeknicke und Biegedrillknicken von druck- und biegebeanspruchten Bauteilen erbringt. Dabei können sowohl konstante als auch über die Bauteillänge veränderliche Querschnitte berücksichtigt werden. Durch die getrennte Betrachtung der Stabilitätseinflüssen in der Haupttragebene und aus der Ebene werden zwei zugehörige Ausnutzungsgrade bestimmt. Für die Bemessung aus der Ebene werden geometrische Ersatzimperfectionen affin zur maßgebenden Eigenform angesetzt und deren Amplitude unter Anwendung der Gleichung Gl. 2-53 ermittelt. Der bezogene Schlankheitsgrad  $\bar{\lambda}$  wird dabei durch den globalen bezogenen Schlankheitsgrad  $\bar{\lambda}_{op}$  nach Gl. 5-10 ersetzt. Die Ermittlung der Imperfectionsgröße und die Identifizierung der bemessungsrelevanten Stelle erfordern ein iteratives Vorgehen.

### Geometrische Ersatzimperfectionen für geometrisch und materiell nichtlinearen Berechnungsmethoden

Snijder et al. (2018) haben drei verschiedene Ansätze zu geometrischen Ersatzimperfectionen für den Einsatz in GMNIA Berechnungen entwickelt, bei denen der traglastmindernde Einfluss aus Eigenspannungen und geometrischen Imperfectionen durch geometrische Ersatzimperfectionen abgedeckt wird. Die Ansätze unterscheiden sich in der Imperfectionsform - affin zur ersten Biegedrillknickeigenform und affin zur Biegeknickeigenform, was beim betrachteten baustatischen System der seitlichen sinusförmigen Vorkrümmung entspricht - und in der Art, wie die Größe der Ersatzimperfection zu bestimmen ist.

Die Formulierung zur Bestimmung der Imperfectionsgröße erfolgt dabei in Anlehnung an die Gleichung Gl. 2-32, die die Größe der Vorverformung beschreibt, die dem mechanischen Basismodell des Ersatzstabverfahrens für Biegeknicke zugrunde liegt. Durch den Korrekturfaktor  $k$  wird eine Anpassung an die Resultate nach GMNIA erreicht. Zusätzlich wurde eine auf Biegedrillknicken modifizierte Gleichung verwendet, mit geändertem Imperfectionsbeiwert ( $\alpha_{LT}$  statt  $\alpha$ ) und bezogenem Schlankheitsgrad ( $\bar{\lambda}_{LT}$  statt  $\bar{\lambda}_z$ ), siehe Tab. 2-16.

Tab. 2-16: Übersicht der untersuchten Ansätze zu Ersatzimperfectionen für GMNIA Berechnung nach (Snijder et al., 2018)

Imperfectionsansatz	Form der geometrischen Ersatzimperfection	Imperfectionsgröße
1	Affin zur Biegeknickeigenform	$e_0 = k \cdot \alpha \cdot (\bar{\lambda}_z - 0,2) \cdot \frac{W_{pl,z}}{A}$
2	Affin zur Biegedrillknickeigenform	$e_0 = k \cdot \alpha \cdot (\bar{\lambda}_z - 0,2) \cdot \frac{W_{pl,z}}{A}$
3	Affin zur Biegedrillknickeigenform	$e_0 = \alpha_{LT} \cdot (\bar{\lambda}_{LT} - 0,2) \cdot \frac{W_{pl,z}}{A}$

Aus dem Vergleich mit Traglasten nach GMNIA wurde für die beiden ersten Imperfectionsansätze für IPE- und HEA-Profilreihen unterschiedliche Korrekturfaktoren abgeleitet, die in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis angegeben und in Abhängigkeit vom  $I_y/I_z$ -Verhältnis zu ermitteln sind, siehe Tab. 2-17. Der dritte Imperfectionsansatz nach Tab. 2-16 erfordert keine weiteren Korrekturen.

Tab. 2-17: Korrekturfaktoren für die Imperfektionsansätze 1 und 2 nach (Snijder et al., 2018)

Profilreihe	Grenzen	Imperfektionsansatz 1	Imperfektionsansatz 2
IPE	$h/b \leq 2,0$	$k = -0,34 \cdot \frac{I_y}{I_z} + 5,6$	$k = -0,13 \cdot \frac{I_y}{I_z} + 2,44$
	$h/b > 2,0$	$k = -0,017 \cdot \frac{I_y}{I_z} + 2,15$	$k = -0,017 \cdot \frac{I_y}{I_z} + 1,44$
HEA	$h/b \leq 1,0$	$k = -6,90 \cdot \frac{I_y}{I_z} + 20,4$	$k = -1,69 \cdot \frac{I_y}{I_z} + 5,39$
	$1,0 < h/b \leq 1,2$	$k = -0,11 \cdot \frac{I_y}{I_z} + 1,65$	$k = -0,11 \cdot \frac{I_y}{I_z} + 1,05$
	$1,2 < h/b \leq 2,0$	$k = -0,041 \cdot \frac{I_y}{I_z} + 1,70$	$k = -0,027 \cdot \frac{I_y}{I_z} + 0,94$
	$h/b > 1,2$	$k = -0,008 \cdot \frac{I_y}{I_z} + 2,20$	$k = -0,008 \cdot \frac{I_y}{I_z} + 1,21$

### 2.4.5 Forschungsbedarf zu Nachweisverfahren unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen

Die im Kapitel 2.4.3 beschriebenen Hintergründe der in prEN 1993-1-1 (2020) aufgeführten Regelungen zu geometrischen Ersatzimperfektionen machen einige Unzulänglichkeiten offensichtlich. Während im Vergleich zur aktuellen Norm DIN EN 1993-1-1 (2010) die Regelungen für den Stabilitätsnachweis Biegeknicken, basierend auf neuen Studien, umfangreich überarbeitet wurden, wurden die Imperfektionsvorgaben für den Stabilitätsnachweis gegen Biegedrillknicken pauschal verdoppelt und zusätzlich mit einem Materialparameter beaufschlagt. Im Kapitel 6.4 wird aus dem Vergleich mit anderen Nachweisverfahren deutlich, dass diese ungünstigen Imperfektionsannahmen in vielen Fällen zu einer signifikanten Traglastunterschätzung führen.

Interaktionsbeziehungen, die den plastischen Querschnittsnachweis unter Berücksichtigung aller acht einwirkenden Schnittgrößen ermöglichen, werden in prEN 1993-1-1 nicht angegeben. Obwohl der abschließende Querschnittsnachweis einen Hauptbestandteil des Verfahrens bildet und das damit erzielte Ergebnis ausschlaggebend beeinflusst, werden keine eindeutigen Vorgaben zur anzuwendenden Interaktionsbeziehungen gegeben. Der Bedarf an einer wissenschaftlich fundierten Untersuchung, die die verfahrensspezifischen untereinander interagierenden Abhängigkeiten, bestehend aus der Größe und der geometrischen Form der anzusetzenden Ersatzimperfektion sowie der beim Querschnittsnachweis verwendeten Interaktionsbeziehung, gesamtheitlich betrachtet, ist daher als gegeben zu erachten.

Allen im vorangegangenen Kapitel 2.4.4 vorgestellten Verfahren ist gemein, dass ein Bezug zum Ersatzstabverfahren besteht und die Größe der geometrischen Ersatzimperfektion in Abhängigkeit des bezogenen Schlankheitsgrades zu bestimmen ist. Der bezogene Schlankheitsgrad ist selbst von vielen Faktoren abhängig, wie z.B. von der Bauteillänge, den Querschnitts- und den Materialeigenschaften, sowie der Normalkraft- und der Momentenverteilung. Dies führt dazu, dass durch die schlankheitsabhängige Ermittlung der Imperfektionsgröße zahlreiche Einflussfaktoren überschlägig erfasst werden und sich dadurch auf das Ergebnis auswirken.

Im Gegensatz zu den im Kapitel 2.4.4 vorgestellten Methoden wird bei der Gestaltung und Entwicklung der in dieser Arbeit beschriebenen Nachweisverfahren auf eine von der Bauteilschlankheit abhängige Vorgabe der geometrischen Ersatzimperfektion verzichtet. Die einzelnen Einflussfaktoren aus der Momentenverteilung, der Querschnitts- und der Materialeigenschaften werden durch individuelle Beiwerte berücksichtigt und die Imperfektionsgröße, analog zu den Regelungen in prEN 1993-1-1 im Bezug zur Bauteillänge angegeben. Der Vorteil, der sich dadurch ergibt, besteht in einer flexibleren Kalibrierung der einzelnen Beiwerte unter Berücksichtigung der gegenseitigen Wechselwirkungen. Als weiterer Vorteil ist die einfachere Anwendbarkeit zu nennen, die kein iteratives Vorgehen bei der



Ermittlung der anzusetzenden Imperfektionsgröße erfordert. Die Übertragung auf komplexe, sich aus mehreren Bauteilen zusammengesetzten Stahltragwerke, ist ebenfalls mit weniger Berechnungsaufwand verbunden, da keine Identifikationen des maßgebenden Schlankheitsgrades und der bemessungsrelevanten Stelle notwendig sind.

### 3 Geometrisch und materiell nichtlineare Analyse mit Imperfektionen (GMNIA)

#### 3.1 Beschreibung des FE Modells

##### 3.1.1 Vorbemerkungen

Im Rahmen der Untersuchungen für die Entwicklung von Ersatzimperfektionen wurden Traglasten unter Anwendung der geometrisch und materiell nichtlineare Analyse unter Berücksichtigung von Eigenspannungen und geometrischen Imperfektionen (GMNIA) bestimmt. Hierfür wurde das FE-Programm ANSYS Mechanical APDL (Version: Academic R18) verwendet. Die Eingabe der Systemdaten und Berechnungseinstellungen erfolgte skriptgesteuert mittels eines APDL-Codes. Dadurch konnte eine automatisierte Vorgehensweise zur Erzielung einer großen Datenbasis von realitätsnahen Traglasten für eine Vielzahl von variierenden Lastformen, unterschiedlichen Querschnitten und Stahlsorten realisiert werden.

##### 3.1.2 Querschnittsidealisierung

In Abhängigkeit von der Herstellungsart wurden die untersuchten I-Profile mittels eines reinen Shell-Modells für geschweißte Profile oder mit Hilfe eines hybriden Shell-Beam-Modells für Walzprofile, bei dem sich der Querschnitt aus einer Kombination bestehend aus Schalen- und Balkenelementen zusammensetzt, idealisiert. Bei den geschweißten I-Profilen wurden die Gurt- und Stegbleche mit Schalenelemente modelliert. Die Dicke der Schalenelemente wurde jeweils mit den Flansch- und den Stegblechdicken angesetzt. In den Schnittpunkten zwischen Steg- und Flanschblech ergibt sich bei dieser Modellierungsmethode eine Überschneidung. Die sich daraus einstellenden erhöhten Querschnittswerte werden durch die Vernachlässigung der Schweißnähte teilweise ausgeglichen. Beim gewalzten I-Profil wurden ergänzend Balkenelemente zur Berücksichtigung der versteifenden Wirkung aus den Walzausrundungen im Schnittpunkt zwischen den Gurt- und Stegblechen angeordnet. Den Balkenelementen wurde ein Rechteckhohlprofilquerschnitt (RHP) zugeordnet (Abb. 3-1). Diese Querschnittsform ist aufgrund der hohen Eigentorsionssteifigkeit und der durch die gegebene zusätzliche Einflussmöglichkeit aus unterschiedlicher Vorgabe der Querschnittshöhe und -breite, besonders geeignet.

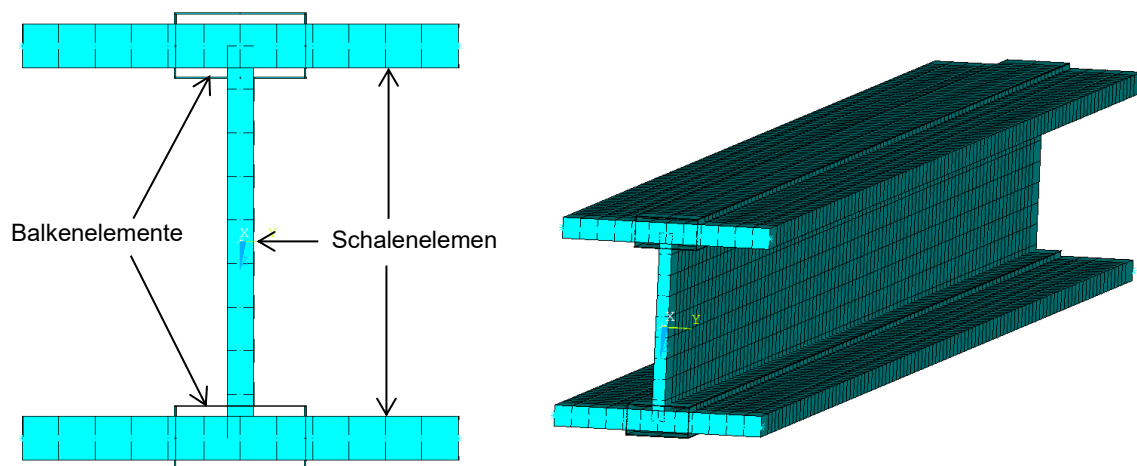
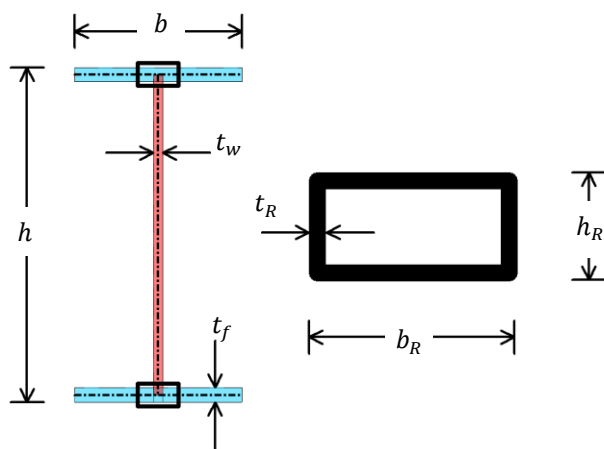


Abb. 3-1: Querschnittsidealisierung von Walzprofilen durch Schalen- und Balkenelementen



$$A_{ges} = \int_A dA = A_S + 2 \cdot A_R$$

$$A_S = 2 \cdot b \cdot t_f + (h - t_f) \cdot t_w$$

$$A_R = 2 \cdot (b_R + h_R - 2 \cdot t_R) \cdot t_R$$

$$I_{y,ges} = \int_A z^2 \cdot dA = I_{y,S} + 2 \cdot I_{y,R}$$

$$I_{y,S} = 2 \cdot \left[ \frac{b \cdot t_f^3}{12} + \left( \frac{h - t_f}{2} \right)^2 \cdot b \cdot t_f \right] + \frac{t_w \cdot (h - t_f)^3}{12}$$

$$I_{y,R} = \frac{b_R \cdot h_R^3}{12} - \frac{(b_R - 2 \cdot t_R) \cdot (h_R - 2 \cdot t_R)^3}{12} + \left( \frac{h - t_f}{2} \right)^2 \cdot A_R$$

$$I_{z,ges} = \int_A y^2 \cdot dA = I_{z,S} + 2 \cdot I_{z,R}$$

$$I_{z,S} = 2 \cdot \frac{t_f \cdot b^3}{12} + \frac{(h - t_f) \cdot t_w^3}{24}$$

$$I_{z,R} = \frac{h_R \cdot b_R^3}{12} - \frac{(h_R - 2 \cdot t_R) \cdot (b_R - 2 \cdot t_R)^3}{12}$$

$$I_{T,ges} = \int_A (y^2 + z^2) \cdot dA = I_{T,S} + 2 \cdot I_{T,R}$$

$$I_{T,S} = 2 \cdot \frac{b \cdot t_f^3}{3} + \frac{(h - t_f) \cdot t_w^3}{3}$$

$$I_{T,R} = 2 \cdot \frac{(b_R - t_R)^2 \cdot (h_R - t_R)^2 \cdot t_R}{(b_R + h_R - 2 \cdot t_R)}$$

Abb. 3-2: Querschnittswerte für das Rechteckhohlprofil ( $R$ ), das Schalenmodell ( $S$ ) und dem Gesamtquerschnitt ( $ges$ ) des verwendeten Hybridmodells zur Modellierung von gewalzten I-Profilen

Abb. 3-2 zeigt die Gleichungen für die Ermittlung der Querschnittswerte des Rechteckhohlprofils (Index  $R$ ), des Schalenmodells (Index  $S$ ), das dem Mittellinienmodell der Flansch- und Stegblechen entspricht, sowie dem zusammengesetzten Gesamthybridmodell (Index  $ges$ ).

Während die Geometrie der Schalenquerschnitte eindeutig durch die Form und Dicke der Steg- und Flanschbleche festgelegt wird, ist die Definition der RHP-Abmessungen variabel. Die Festlegung dieser erfolgte unter der Berücksichtigung der folgenden drei Kriterien:

- i. Die Höhe des RHP beträgt maximal die zweifache Flanschdicke. Bei einem Biegeträger stellt sich ein linearer Normalspannungsverlauf über die Höhe des Gesamtprofils ein. Durch die Begrenzung der Höhe wird ein vorzeitiges Plastizieren der äußersten Fasern des RHP-Querschnitts weitestgehend vermieden, siehe Abb. 3-3. Vergleichsberechnungen mit einem äquivalenten Rohrprofil haben eine um bis zu 10 % geringere Traglast ergeben, was auf den vorzeitigen Steifigkeitsverlust durch die frühere Fließzonenausbildung zurückzuführen ist.
- ii. Die Torsionssteifigkeit ( $G \cdot I_T$ ) des Gesamtquerschnitts, der sich aus drei Blechen (Schalenelemente) und zwei Stäben (Balkenelemente) zusammensetzt, entspricht der genormten Torsionssteifigkeit des betrachteten Walzprofils. Zusätzlich kann durch die Modifikation der Querdehnzahl  $\nu$ , die für Baustahl grundsätzlich mit  $\nu = 0,3$  angenommen werden kann (Lyse & Godfrey, 1933), die Schub- und die Torsionssteifigkeit beeinflusst werden.
- iii. Auch die anderen Querschnittswerte  $A$ ,  $I_y$  und  $I_z$  des Gesamtquerschnitt weisen eine gute Übereinstimmung mit den genormten Querschnittskennwerten auf.

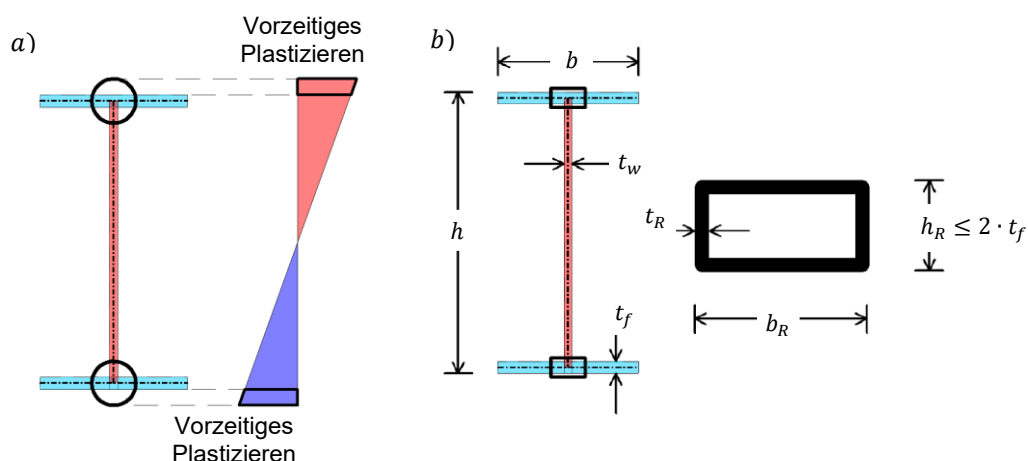


Abb. 3-3: a) Querschnittsidealisierung mit Rohrprofil und zugehörigen Normalspannungsverlauf, b) Querschnittsidealisierung mit RHP-Profil

Die Knoten der verwendeten Balkenelemente vom Typ Beam188 (zwei Knoten je Element) und die der Schalenelemente vom Typ Shell181 (vier Knoten je Element) weisen jeweils sechs Knotenfreiheitsgrade auf. Durch die Unterdrückung des optionalen siebten Freiheitsgrades (Verwölbung) beim Balkenelement und die Vermeidung von Mittelknoten bei Balken- und Schalenelement wurde die kinematische Verträglichkeit der beiden unterschiedlichen Elementarten durch gleiche Freiheitsgrade, gleiche Ansatzfunktionen und identische Lage der Knoten im Übergangsbereich sichergestellt (ANSYS, 2018).

Die Gurtbleche wurden mit jeweils zehn bis zwölf Elementen und die Stegbleche mit neun bis zehn Elementen diskretisiert. Die getroffene Wahl der Querschnittsvernetzung resultierte vorwiegend aus dem Ansatz der Eigenspannungen, worauf im Abschnitt 3.1.5 näher eingegangen wird. Die Elementanzahl in Bauteillängsrichtung wurde so festgelegt, dass sich Kantenlängenverhältnisse der Schalenelemente von maximal 1:5 einstellen. Sensitivitätsanalysen zur erforderlichen Netzdichte haben gezeigt, dass auch eine gröbere Diskretisierung des Querschnitts und in Bauteillängsrichtung möglich wären, um genaue Ergebnisse erzielen zu können.

### 3.1.3 Randbedingungen

Lagerungsbedingungen und an den Bauteilrändern einwirkende Einzellasten wurden über sogenannte Pilotknoten modelliert. Diesen Pilotknoten wurden die gewünschte Randbedingung (Festhaltung) zugewiesen. Einzellasten wurden ebenfalls auf die Pilotknoten aufgebracht. Durch eine Kopplung der Freiheitsgrade des Pilotknotens mit den angrenzenden Linien über entsprechende Kontakt- und Targetelemente können ideale Randbedingungen, wie z.B. die Gabellagerung modelliert werden.

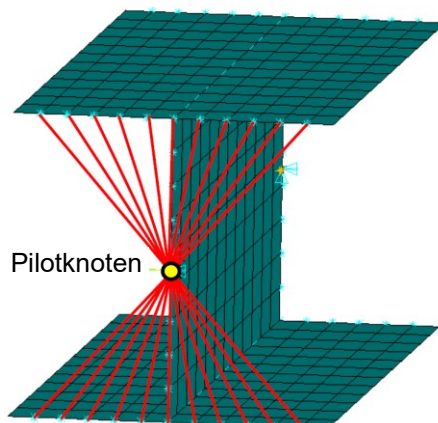


Abb. 3-4: Pilotknoten zur Modellierung von idealisierten Randbedingungen und Einzellasten

Zur Vermeidung von Singularitäten in den Auflagerelementen, was infolge lokaler Steifigkeitsminderungen durch plastizierte Elemente hervorgerufen wird, sollten die auflagnahen Elemente stets im elastischen Zustand verbleiben. Dies wurde durch die Anwendung unterschiedlicher Materialmodelle (linear-elastisch oder nichtlinear) bewerkstelligt (Abb. 3-5).

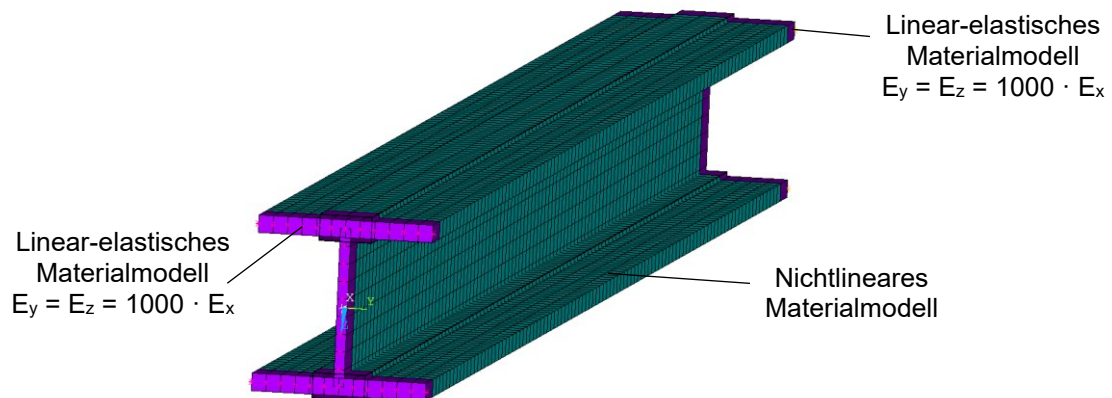


Abb. 3-5: Abweichende Materialmodellzuordnung für die auflagnahen Elemente

Weiterhin haben Voruntersuchungen gezeigt, dass infolge von Querschnittsverformungen in den Auflagerbereichen die Torsionssteifigkeit des Gesamtsystems wesentlich abgemindert wird. Dieser Effekt tritt in ähnlicher Größenordnung auch bei FE-Modellen unter Anwendung von Solidelementen auf, siehe Abb. 3-6.

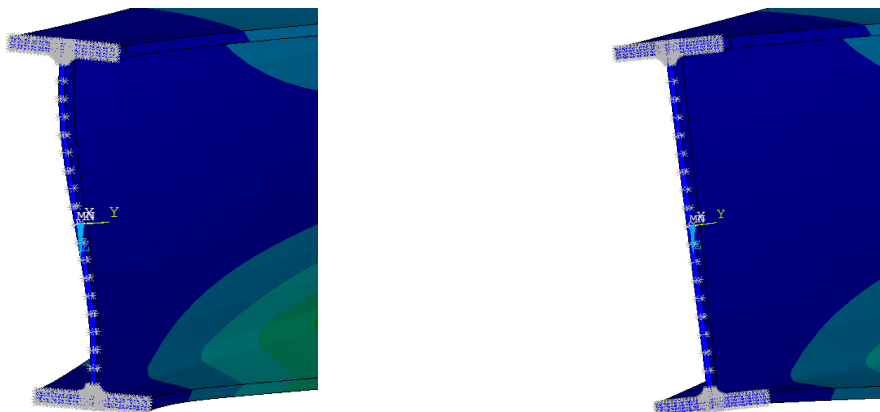


Abb. 3-6: Querschnittsverformung des Auflagerbereichs ohne (links) und mit (rechts) Modifikation der auflagnahen Elementsteifigkeiten

Zur Vermeidung dieses Effekts wurden die Steifigkeiten der auflagnahen Elemente so modifiziert, dass Querschnittsverformungen im Auflagerbereich nahezu verhindert werden. Eine Behinderung der Wölbverformungen und daraus resultierende ungewollte Wölbeinspannungen können durch eine orthotrope Steifigkeitsverteilung auf ein Minimum reduziert werden. Während in Stablängsrichtung realistische Steifigkeitskenngrößen (Elastizitätsmodul  $E_x = 210.000 \text{ MPa}$ ) verwendet wurden, wurden die Elastizitätsmoduln in lokaler  $y$ - und  $z$ -Richtung der Querschnittsebene um den Faktor 1000 erhöht, siehe Abb. 3-5.

Die Modellierung von konstanten Streckenlasten erfolgte durch Knotenlasten, die in der Schnittlinie der oberen Gurtbleche und dem Stegblech angesetzt wurden. Dadurch entspricht der tatsächliche Abstand  $z_p$  zwischen der Lastangriffsebene zur Profilschwerachse der halben Profilhöhe abzüglich der halben Flanschblechdicke.

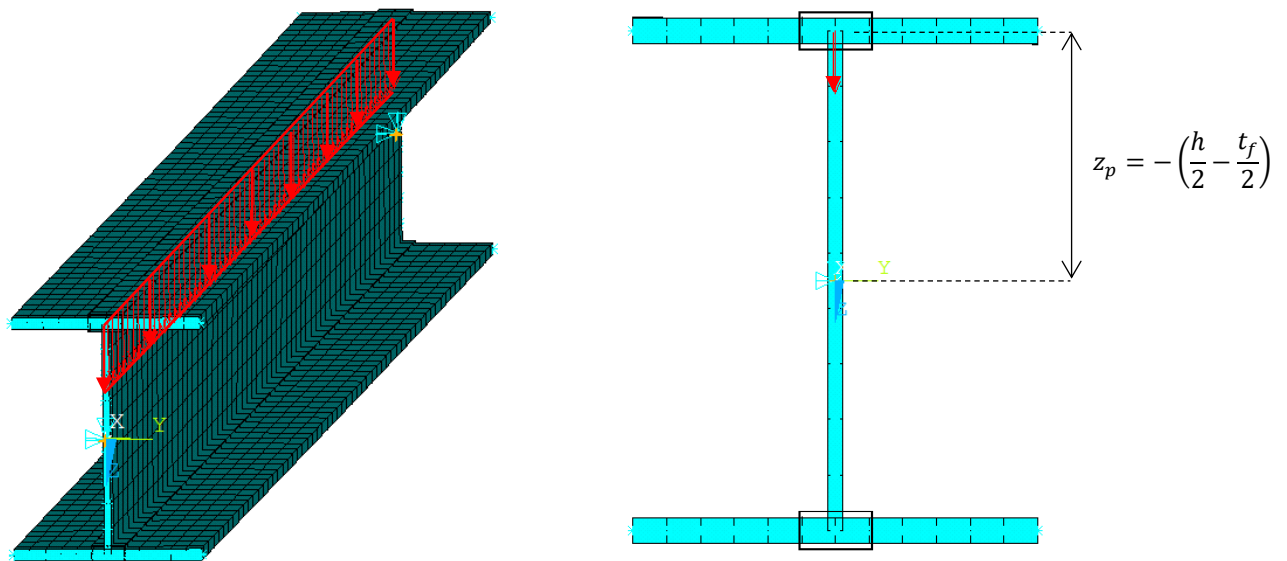


Abb. 3-7: Ansatz von konstanten Streckenlasten am Profilkopf

Mittige Einzellasten wurden jeweils über 15 Knotenlasten auf das Modell aufgebracht. Die Einleitung von großen Einzellasten erfordert die Ausführung von Steifen, die im Modell beidseitig mit einer Blechdicke von 20 mm berücksichtigt wurden. Das Vernachlässigen der Steifen führt bei der numerischen Simulation wie auch in der Realität zu vorzeitigem Plastizieren des Stegbleches und dem Verlust der Tragfähigkeit.

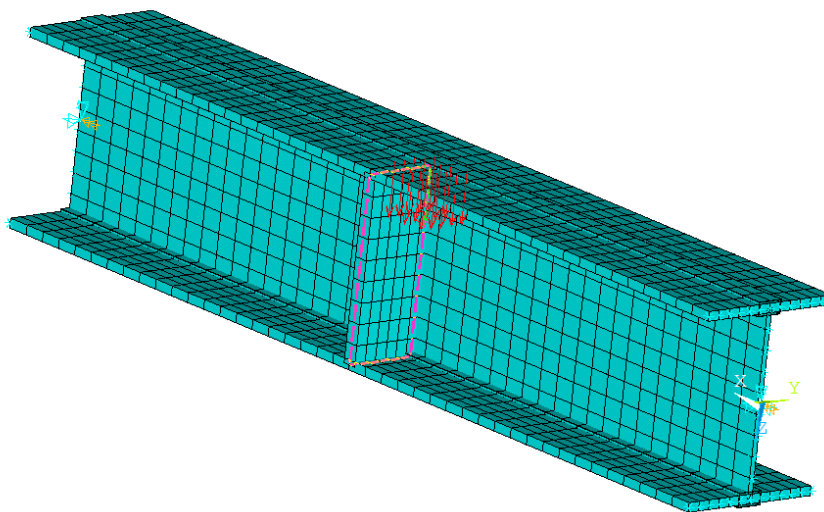


Abb. 3-8: Ansatz von Einzellasten in Feldmitte

### 3.1.4 Materialeigenschaften und Materialgesetze

Naturharter Baustahl kann näherungsweise durch eine multilineare Spannungs-Dehnungs-Beziehung mit einem ausgeprägtem Fließplateau und anschließender Verfestigung (Strain Hardening) beschrieben werden (Abb. 3-9).

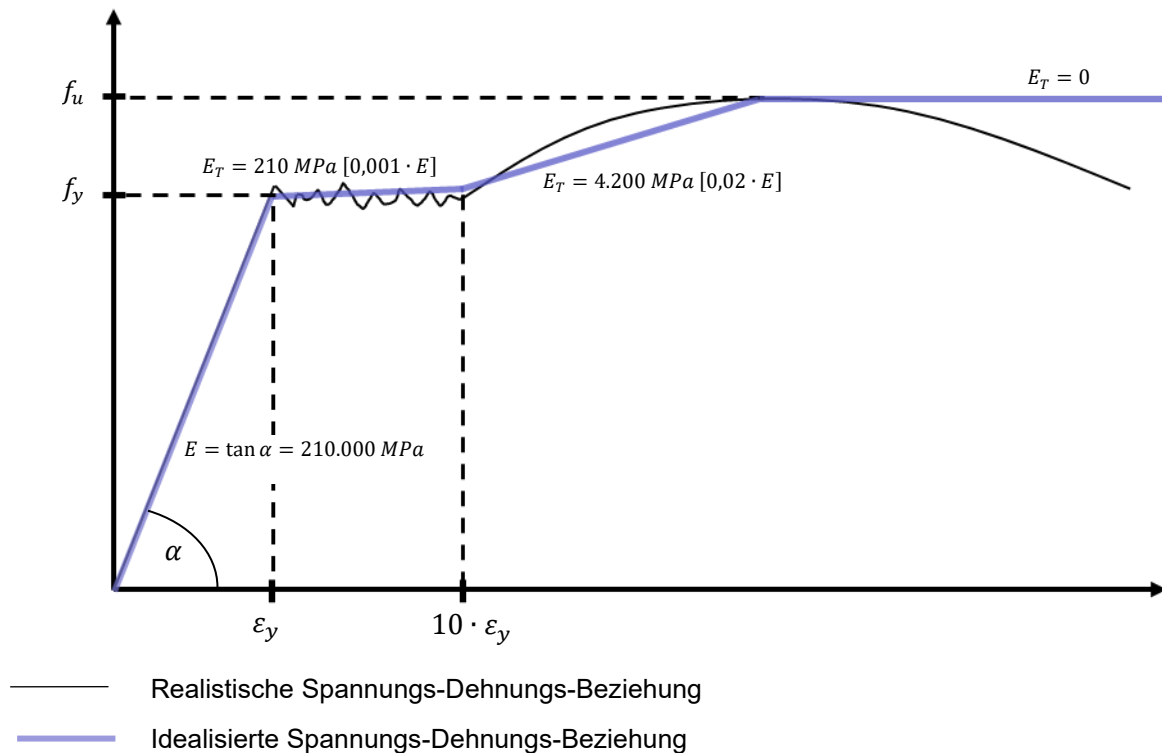


Abb. 3-9: Multilineares Materialgesetz mit Verfestigung

Wenn die einwirkende Spannung die Streckgrenze des Baustahls überschreitet, treten Plastifizierungserscheinungen auf. In diesen Fließzonen wird die Steifigkeit signifikant abgemindert, was sich insbesondere bei der Betrachtung von stabilitätsgefährdeten Bauteilen traglastmindernd auswirkt. Wesentliche Traglasteinflüsse aus der angesetzten Spannungs-Dehnungs-Beziehung resultieren aus der Größe der Streckgrenze  $f_y$  und dem Elastizitätsmodul  $E$ , der die Neigung der Spannungs-Dehnungs-Linie vor Erreichen der Streckgrenze beschreibt. Die Berücksichtigung von der Verfestigung führt lediglich bei sehr kurzen und kompakten Bauteilen ohne Stabilitätsgefahr zu einer Erhöhung der Traglast, wie u.a. Untersuchungen von Dekker et al. (2017), Boissonnade & Somja (2012) und Yun et al. (2018) gezeigt haben.

Zahlreiche Untersuchungen an gewalzten I-Profilen u.a. von Tall & Alpsten (1969) haben gezeigt, dass zwischen den einzelnen gemessenen Streckgrenzen über verschiedene Querschnitte größere Unterschiede auftreten. Die meist dünneren Stegbleche können eine um bis zu 20 % höhere Streckgrenze aufweisen als die dickeren Flanschbleche. Außerdem ist die Streckgrenze an den Flanschrändern im Allgemeinen höher als in Flanschmitte, was auf ein unterschiedliches Abkühlungsverhalten zurückzuführen ist (Alpsten, 1975). Bei größeren Blechdicken tritt außerdem eine Variation der Streckgrenze über die Dickenrichtung auf mit unterschiedlicher Spannungs-Dehnungs-Beziehung. Materialuntersuchungen von Tall & Alpsten (1969) von im Außenbereich entnommenen Proben ergaben ein ausgeprägtes Fließplateau bei höherer Streckgrenze, während bei innenliegenden Proben sich ein kontinuierlicher Übergang vom elastischen in den Verfestigungsbereich eingestellt hat.

Ferner ist das mechanische Materialverhalten von Baustahl signifikant von der Bauteiltemperatur abhängig. Mit höher werdenden Temperaturen verringern sich die Steifigkeit und Festigkeit des Materials, während bei tiefen Temperaturen die Duktilität geringer ausfällt. Gerade bei Brandbeanspruchung stabilitätsgefährdeter Bauteile ist die Temperaturabhängigkeit des Baustahls von herausragender Bedeutung, wie u.a. Untersuchungen von Ali et al. (1998), Lange & Wohlfeil (2007), Pauli (2013) und Wetzel (2018) an Stützen und Knobloch (2007) an beulgefährdeten Stahlquerschnitten zeigen.

Weitere Einflüsse auf die Materialeigenschaften von Baustahl resultieren aus der Belastungsgeschwindigkeit. Mit zunehmender Belastungsgeschwindigkeit wird die Streckgrenze und der Tangentenmodul im Verfestigungsbereich größer, während der Elastizitätsmodul weitestgehend unabhängig von der Belastungsgeschwindigkeit ist (Böttcher et al., 2003).

Alle genannten Aspekte von unterschiedlicher Verteilung der Materialeigenschaften über das Bauteil sowie die Temperatur- und Belastungsabhängigkeit wurden bei der Modellierung nicht berücksichtigt. Es wurde ein homogenes multilineares Materialverhalten unter Verwendung des von-Mises Fließkriteriums mit isotroper Verfestigung über das gesamte Bauteil angenommen, das durch die Streckgrenze, die Zugfestigkeit, den Elastizitätsmodul, die Plateaulänge und den Tangentenmodul nach Abb. 3-9 beschrieben wird. Die Streckgrenze und die Zugfestigkeit wurde dabei mit den Nennwerten nach DIN EN 1993-1-1 angesetzt.

### 3.1.5 Imperfektionen

Imperfektionen bilden einen wesentlichen Bestandteil in der GMNIA-Berechnung, die repräsentativ die Diskrepanz zwischen einem idealisierten FE-Modell und einem realen Bauteil abdecken, siehe Kapitel 2.3. Der kombinierte Imperfektionsansatz, bestehend aus geometrischen Imperfektionen und Eigenspannungen, stellt in dieser Hinsicht eine gängige und bewährte Vorgehensweise dar. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden die Eigenspannungen entsprechend den Annahmen nach dem Entwurf der EN 1993-1-14 angesetzt. In Abb. 3-10 ist der gewählte Ansatz der Eigenspannungen dargestellt. Die Berücksichtigung im FE-Modell erfolgte durch die elementweise Vorgabe von Initialnormalspannungen  $\sigma_{init}$ . Die lineare Eigenspannungsverteilung in den Walzprofilen wurde näherungsweise durch einen stufenartigen Eigenspannungsverlauf idealisiert.

Da durch den Eigenspannungszustand keine äußeren Kraftgrößen bewirkt werden, muss die Verteilung der Eigenspannungen  $\sigma_{init}$  über den Querschnitt  $A$  so angesetzt werden, dass sich die daraus resultierenden inneren Kraftgrößen im Gleichgewicht befinden.

$$\int_A \sigma_{init} \cdot dA = 0 \quad \text{Gl. 3-1}$$

Zur Erfüllung der durch die Gleichung Gl. 3-1 ausgedrückten Bedingung ist bei gewalzten I-Profilen die Größe der Eigenspannungen im Walzausrundungsbereich profilspezifisch ( $x \cdot 235$ ) zu bestimmen.

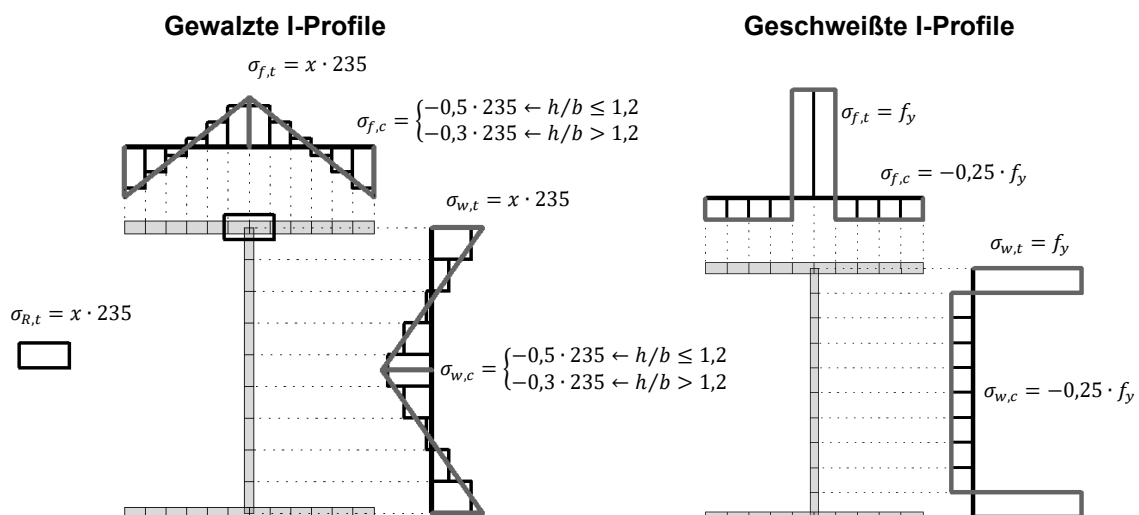


Abb. 3-10: Gewählte Eigenspannungsannahme für gewalzte (links) und geschweißte (rechts) I-Profile

Abb. 3-11 zeigt die auf das FE-Modell aufgebrachte Eigenspannungsverteilung eines gewalzten I-Profiles.



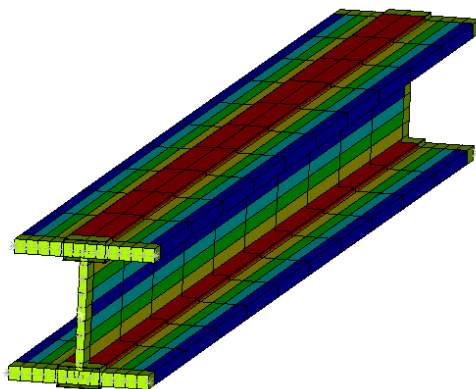


Abb. 3-11: Eigenspannungsverteilung im FE-Modell bei einem gewalzten I-Profil

Die geometrische Imperfektion wurde in Anlehnung an die Imperfektionsannahmen nach Beer & Schulz (1969, 1975) und den ECCS Empfehlungen (1984) mit der Größe  $L/1000$  gewählt. Die Form der geometrischen Imperfektion wurde affin zur ersten Eigenform angesetzt, die durch eine vorangehende lineare Eigenwertanalyse (LBA) bestimmt wurde. Beim Biegedrillknicken setzt sich die Eigenform aus einer Vorkrümmung um die schwache Achse und einer Vorverdrehung des Querschnittes zusammen. Der Verlauf dieser beiden Verformungskomponenten ist von der Belastung und den Randbedingungen des statischen Systems abhängig. Die maximale Verformungsamplitude der Eigenform wurde auf den Wert  $L/1000$  skaliert. Bei Eigenformen, die eine beidseitige Verformung aufweisen, wie beispielsweise bei einem antisymmetrischen Biegemomentverlauf über die Bauteillänge, wurde die Differenz der beiden maximalen Auslenkungen auf die Größe  $L/1000$  skaliert. Für den in Abb. 3-12 dargestellten Fall entspricht die Gesamtvorverformung  $e_0$  der Summe der beiden konträr sich einstellenden maximalen Auslenkungen der beiden Flansche  $v_{max,o}$  und  $v_{max,u}$ .

$$e_0 = v_{max,o} + v_{max,u} = L/1000 \quad \text{Gl. 3-2}$$

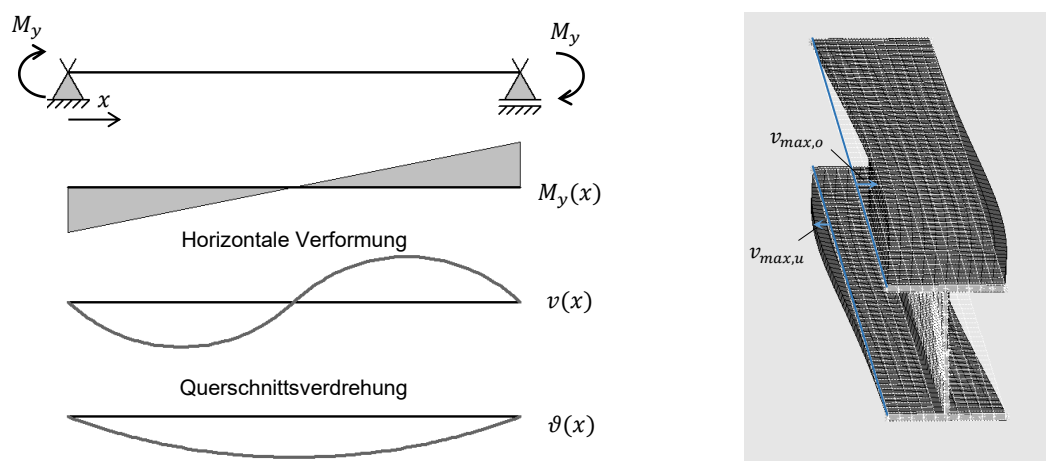


Abb. 3-12: Ansatz der geometrischen Imperfektion bei einem antisymmetrischen Biegemomentverlauf

Der Ansatz einer eigenformaffinen geometrischen Imperfektion führt bei biegedrillknickgefährdeten Bauteilen zur geringeren Traglast als eine reine Vorkrümmung (Boissonnade & Somja, 2012), (Taras, 2011). Andere geometrische Imperfektionen, wie z.B. exzentrische Lasteinleitung, wurden nicht berücksichtigt.

## 3.2 Verifizierung und Validierung des FE-Modells

### 3.2.1 Allgemeines

Generell sollten normative Nachweisverfahren basierend auf experimentellen Versuchsergebnissen entwickelt werden, da diese einen physikalischen Nachweis erbringen, der prinzipiell nicht in Frage

gestellt werden kann (Rebello et al., 2009). Schwierigkeiten entstehen daraus bei der anschließenden probabilistischen Bewertung der Zuverlässigkeit des Bemessungsverfahrens. Die Erstellung einer repräsentativen statistischen Verteilung des realen Bauteilversagens erfordert eine sehr große Anzahl von Versuchsergebnissen. Aus wirtschaftlichen Gründen ist diese Vorgehensweise, insbesondere für die Entwicklung von Nachweisverfahren, die die Tragfähigkeit von stabilitätsgefährdeten Bauteilen behandeln, nicht ohne weiteres möglich. Eine alternative Methode ist durch die Generierung von realitätsnahen Traglasten mittels GMNIA gegeben. Wesentliche Voraussetzungen bilden dabei die Validierung und Verifizierung des FE-Modells und der dabei getroffenen Modellierungsannahmen (Abb. 3-13). In DIN EN 1990 und EN 1993-1-14 werden hierfür die normativen Grundlagen geregelt.

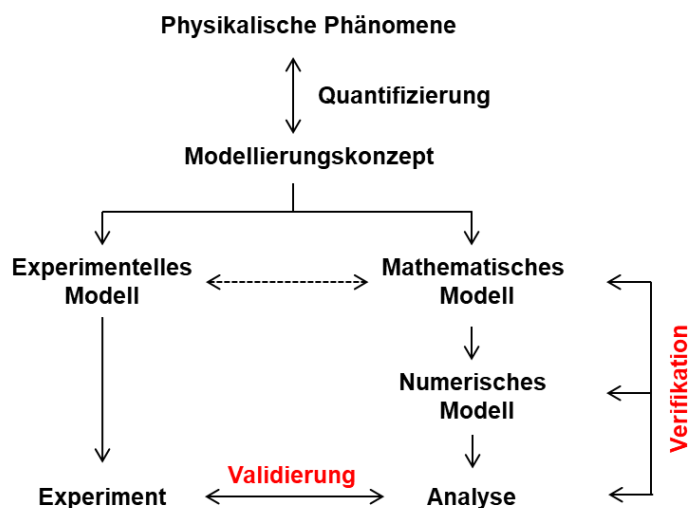


Abb. 3-13: Validierungs- und Verifizierungsprozess gemäß EN 1993-1-14

Mit der Verifizierung wird die Eignung des FE-Modells bestätigt, mathematische und mechanische Problemstellungen akkurat wiedergeben zu können. Die Validierung erfolgt aus der Simulation von experimentellen Versuchen. Dadurch wird nachgewiesen, dass das gesamte Modellierungskonzept zur Nachahmung des physikalisch-komplexen Tragverhaltens eines realen Bauteils geeignet ist.

### 3.2.2 Verifizierung des FE-Modells

Um das komplexe räumliche und nichtlineare Tragverhalten eines stabilitätsgefährdeten Bauteils präzise simulieren zu können, muss die effektive und damit tatsächlich wirksame Bauteilsteifigkeit und -festigkeit des numerischen Modells genau erfasst werden. Wesentliche Einflüsse darauf resultieren aus den verwendeten Materialeigenschaften und der Art und Weise, wie der Querschnitt und die Randbedingungen modelliert werden. Insbesondere bei gewalzten I-Profilen stellt die vereinfachte Modellierung mittels des Shell-Beam-Hybridmodells eine Näherung der tatsächlichen Gegebenheiten dar. Anhand von Vergleichsrechnungen unter Betrachtung von einfachen strukturmechanischen Standardfällen, für deren Lösung basierend auf der Balkentheorie analytisch exakte Gleichungen existieren, werden Rückschlüsse auf die effektive Bauteilsteifigkeit des numerischen Modells gezogen.

Tab. 3-1: Untersuchten Walzprofile

Profilreihe	IPE	HEA	HEB	HEM
Profilnennggröße	80	100	100	100
	200	300	300	300
	400	360	360	320
	600	400	400	340
		600	600	600
		800	800	800
		1000	1000	1000

Der Umfang der Verifizierungsuntersuchung beschränkt sich auf 25 ausgewählte Walzprofile, die in Tab. 3-1 aufgelistet werden. Zur Erfassung der schlankheitsabhängigen Einflüsse wurde die Bauteillänge  $L$  so variiert, dass sich folgende bezogene Schlankheitsgrade unter Betrachtung eines konstanten Biegemomentverlaufs über das Bauteil einstellen:

$$\bar{\lambda}_{LT} = 0,4 - 0,5 \dots 1,1 - 1,2 - 1,4 - 1,6 - 2,0$$

Entscheidend für das Tragverhalten und die Traglast biegedrillknickgefährdeter Bauteile ist die Biegesteifigkeit um die schwache Achse des I-Profils und der Widerstand des Querschnittes gegenüber Querschnittsverdrehung, die durch die Kenngrößen  $I_z$  und  $I_T$  repräsentiert werden. In Abb. 3-14 sind die Ergebnisse der effektiven Flächenträgheitsmomente  $I_{z,eff}$  und der St. Venant'sche Torsionsträgheitsmomente  $I_{T,eff}$  des FE-Modells in Bezug zu den nominellen Größen für die untersuchten Profile nach Tab. 3-1 in Abhängigkeit vom bezogenen Schlankheitsgrads aufgeführt. Die effektiven Steifigkeitskenngrößen wurden dabei aus den numerisch ermittelten maximalen Verformungen  $v_{max}$  und den Querschnittsverdrehungen  $\vartheta_{max}$  rückgerechnet. Für die Bewertung der Biegesteifigkeit um die schwache Profilachse wurde als baustatisches System ein beidseitig gabelgelagerter Balken mit konstantem Biegemomentverlauf  $M_z(x)$  über die Bauteillänge betrachtet. Für die Rückrechnung der effektiven Torsionssteifigkeit wurde ein baustatisches System und Lastansatz gewählt, der ausschließlich zu einem Tragmechanismus über die St. Venant'sche Torsionssteifigkeit führt (Abb. 3-14 b). Wölbkrafttorsion entsteht hierbei nicht, da die zweifache Ableitung der Verdrehungsfunktion  $\vartheta(x)''$  über die Bauteillänge null ergibt und sich somit kein Wölbmoment einstellt (Lumpe & Gensichen, 2014).

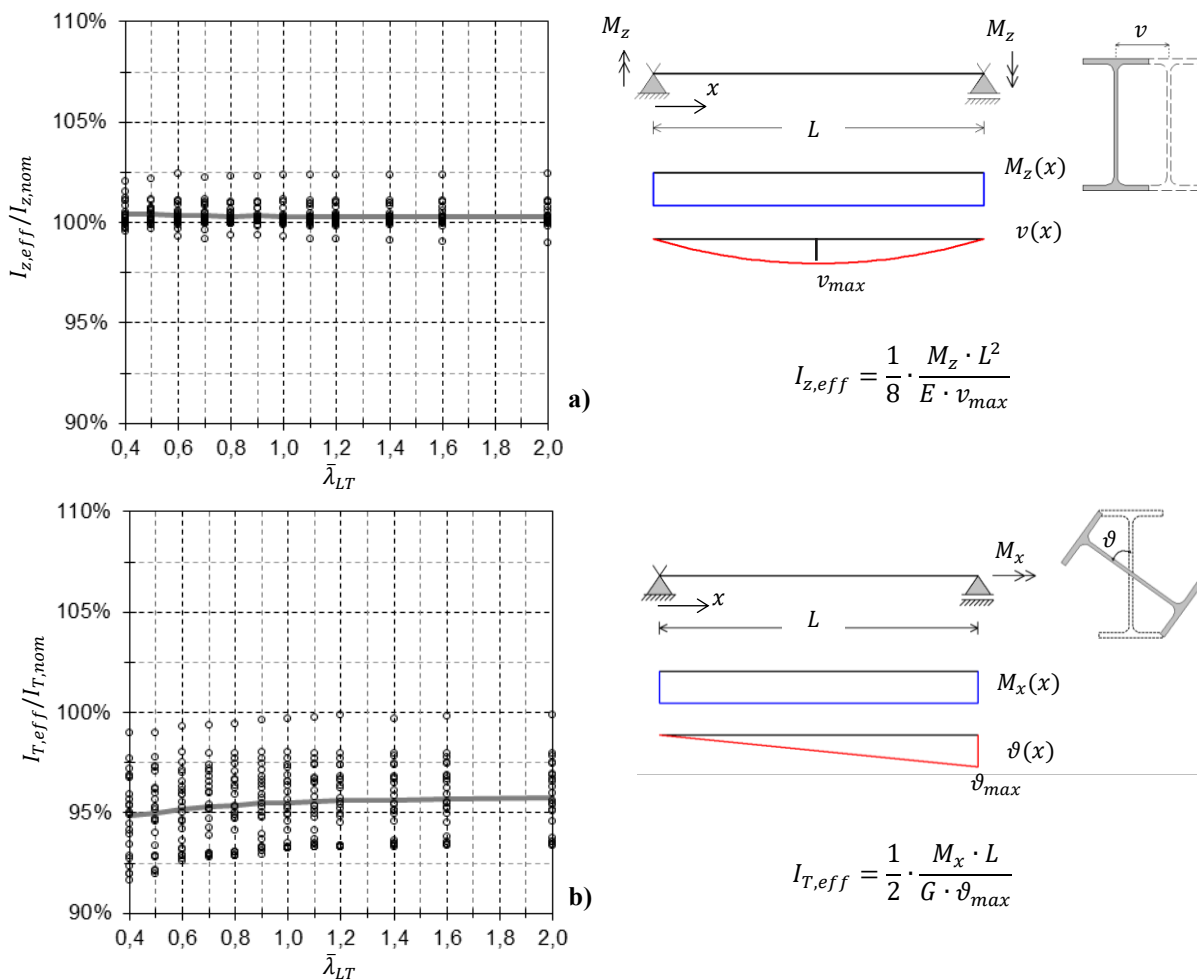


Abb. 3-14: Effektive Steifigkeitsgrößen  $I_{z,eff}$  und  $I_{T,eff}$  des numerischen Modells und die der Berechnung zugrundeliegenden baustatischen Systeme

Neben den Einzelergebnissen für jedes untersuchte Walzprofil wird in Abb. 3-14 auch der Mittelwert aller Profile durch die graue Linie angegeben. Die effektiv wirksame Biegesteifigkeit um die schwache Achse des numerischen Modells weist schlankheitsunabhängig eine sehr gute Übereinstimmung mit den nominellen Steifigkeitskenngrößen für gewalzte Profile auf. Der Mittelwert beträgt über alle Schlankheitsbereiche hinweg 100,3 % bei einer geringen Streuung der Einzelergebnisse. Die Torsionssteifigkeit wird durch das hybride FE-Modell verglichen mit der Balkentheorie in abgeschwächter Form wiedergegeben. Basierend auf Voruntersuchungen wurde die Querschnittsverformung, die sich beim Shell-Beam-Modell insbesondere im Lasteinleitungsbereich einstellt und bei der Balkentheorie zu null angenommen wird, als Ursache für die Diskrepanz ausfindig gemacht. Zur Minderung dieses Unterschiedes werden die Steifigkeiten der Randlelemente dahingehend modifiziert, damit lokale Querschnittsverformungen am Bauteilanzfang und am Bauteilende, wo die Lagerungsbedingungen und konzentrierte Lasten wirken, gering gehalten werden (Abb. 3-5). Vergleichsrechnung unter Anwendung von FE-Solid-Elementen mit exakter Abbildung des gewalzten I-Querschnittes inklusive den Walzausrundungen haben zu ähnlicher effektiver Modellsteifigkeit geführt. Auch dabei haben sich infolge Torsionsbeanspruchung Querschnittsverformungen eingestellt, die die effektive Torsionssteifigkeit deutlich abmindern, siehe Abb. 3-6.

Weitere ausschlaggebende Kenngrößen zur Beschreibung der Systemsteifigkeit stabilitätsgefährdeter Bauteile stellen die Verzweigungslasten dar. Beim Biegedrillknicken ist die ideale Knicklast  $N_{cr,z}$  und das ideale Biegedrillknickmoment  $M_{cr}$  charakterisierend für das Tragverhalten. In Abb. 3-15 werden die numerisch ermittelten Verzweigungslasten bezogen auf Verzweigungslasten auf der Grundlage der Balkentheorie nach Gl. 3-3 und Gl. 3-4 unter Betrachtung eines konstanten Drucknormalkraft- bzw. Biegemomentverlaufes über die Bauteillänge angegeben.

$$N_{cr,z} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_z}{L^2} \quad \text{Gl. 3-3}$$

$$M_{cr} = N_{cr,z} \cdot \sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{L^2 \cdot G \cdot I_T}{\pi^2 \cdot E \cdot I_z}} \quad \text{Gl. 3-4}$$

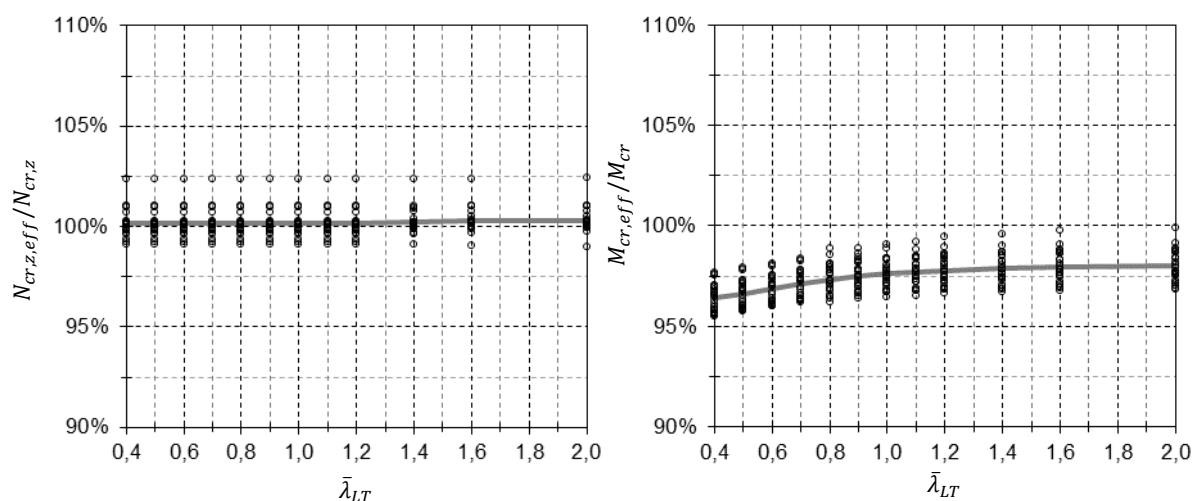


Abb. 3-15: Bezogene Verzweigungslasten (ideale Knicklast links, ideales Biegedrillknickmoment rechts) basierend auf einer geometrisch nichtlinearen elastischen Eigenwertberechnung (LBA)

Die Ergebnisse der Verzweigungslasten sind im engen Zusammenhang mit den effektiven Steifigkeiten zu interpretieren. Die ideale Knicklast, die gemäß Gl. 3-3 ausschließlich von der Querschnittskenngröße  $I_z$  abhängig ist, zeigt ähnlich sehr gute Übereinstimmungen mit den Größen nach der Balkentheorie, wie bereits beim effektiven Flächenträgheitsmoment  $I_{z,eff}$  erfasst wurde. Das ideale Biegedrillknickmoment wird hingegen von zahlreichen Querschnittswerten beeinflusst. Darunter befindet sich auch das St. Venant'sche Torsionsträgheitsmoment  $I_T$ , wodurch auch eine Beeinflussung durch den

tendenziell ähnlichen schlankkeitsabhängigen Verlauf der Mittelwertkurven erkennbar ist. Die Abweichungen von den Ergebnissen nach der Balkentheorie sind beim idealen Biegedrillknickmoment mit ca. 98 % nicht so ausgeprägt wie beim Torsionsflächenträgheitsmoment  $I_{T,eff}$  mit 95,7 %.

Bei gedungenen und mittelschlanken Bauteilen spielt zusätzlich das Plastifizierungsverhalten des Querschnitts eine entscheidende Rolle bei der Traglastermittlung. Für die Bewertung des effektiven plastischen Querschnittswiderstandes des FE-Modells wurden materiell nichtlineare Berechnungen (MNA) an kurzen Bauteilen mit einer einheitlichen Länge von 60 cm durchgeführt. Damit ein Vergleich mit den aus dem plastischen Widerstandsmoment ermittelten plastischen Momentenbeanspruchbarkeiten möglich ist, wurde die Verfestigung beim im FE-Modell angewendeten Materialgesetz vernachlässigt.

Tab. 3-2: Effektive aufnehmbaren Biegemomente um die starke Achse für ausgewählte Querschnitte

Profil	$M_{pl,y,eff}$ [kNm]	$\frac{M_{pl,y,eff}}{M_{pl,y,nom}}$	Profil	$M_{pl,y,eff}$ [kNm]	$\frac{M_{pl,y,eff}}{M_{pl,y,nom}}$
IPE 80	5,61	102,8 %	HEB 100	24,7	101,0 %
IPE 200	52,0	100,3 %	HEB 300	446	101,6 %
IPE 400	306	99,5 %	HEB 360	642	102,0 %
IPE 600	825	100,0 %	HEB 400	764	100,6 %
HEA 100	19,8	101,5 %	HEB 600	1534	101,6 %
HEA 300	324	99,8 %	HEB 800	2446	102,6 %
HEA 360	501	102,1 %	HEB 1000	3597	103,0 %
HEA 400	618	102,6 %	HEM 100	58,2	105,1 %
HEA 600	1274	101,3 %	HEM 300	989	103,2 %
HEA 800	2069	101,2 %	HEM 320	1071	102,8 %
HEA 1000	3075	102,1 %	HEM 340	1148	103,6 %
			HEM 600	2139	103,8 %
			HEM 800	3033	103,3 %
			HEM 1000	4042	103,8 %

Als weitere Verifizierungsmaßnahmen können Traglasten und Traglastkurven nachgerechnet werden, die selbst entweder mittels GMNIA ermittelt oder auf der Grundlage von GMNIA Berechnungen entwickelt wurden. In Abb. 2-22 wurde bereits eine Gegenüberstellung von Traglasten nach GMNIA unter Berücksichtigung der in diesem Kapitel beschriebenen Modellierungsannahmen und den ursprünglichen Europäischen Knickspannungskurven nach ECCS (1977)<sup>1</sup> aufgeführt. Die Europäischen Knickspannungskurven fundieren auf den numerischen Untersuchungen von Beer & Schulz und stellen durch die begleitenden umfangreichen experimentellen und statistischen Studien im Sinne der Sicherheitsphilosophie des Eurocodes zuverlässige Traglastkurven dar. Die gute Übereinstimmung der Ergebnisse bestätigt die Eignung des verwendeten FE-Modells und den angesetzten Imperfektionsannahmen, Stütztraglasten simulieren zu können, die eine geringe Unterschreitungswahrscheinlichkeit aufweisen.

Ferner werden numerische Traglastkurven aus der Dissertation von Taras (2011) nachgerechnet, die unter anderem die Grundlage des Ersatzstabverfahrens für Drill- und Biegedrillknicken nach prEN 1993-1-1 bilden. Taras hat zur Generierung realitätsnaher Traglasten mittels GMNIA zwei grundlegend verschiedene FE-Modelle verwendet. Bei schlanken Querschnitten und kurzen Bauteillängen, deren Tragverhalten maßgeblich durch lokales Beulen beeinflusst wird, wurde ein reines Balkenmodell verwendet. Bauteile aus gewalzten I-Profilen, bei denen lokale Effekte nicht relevant sind, wurden mittels eines hybriden Shell-Beam-Modells idealisiert. Zur Berücksichtigung der

<sup>1</sup> Recommendation R4

versteifenden Wirkung der Walzausrundungen wurden äquivalente Balkenelemente in den Schwerpunkten der Flanschbleche angeordnet, denen ein Quadrathohlprofilquerschnitt zugewiesen wurde. Die Verbindung zwischen den einzelnen Blechen erfolgte durch starre Koppelemente. Die dabei angesetzten Imperfektionsannahmen und das Materialgesetz entsprechen im Wesentlichen den in der vorliegenden Arbeit getroffenen Annahmen. Die Berechnungen wurden mit dem FE-Programm Abaqus durchgeführt.

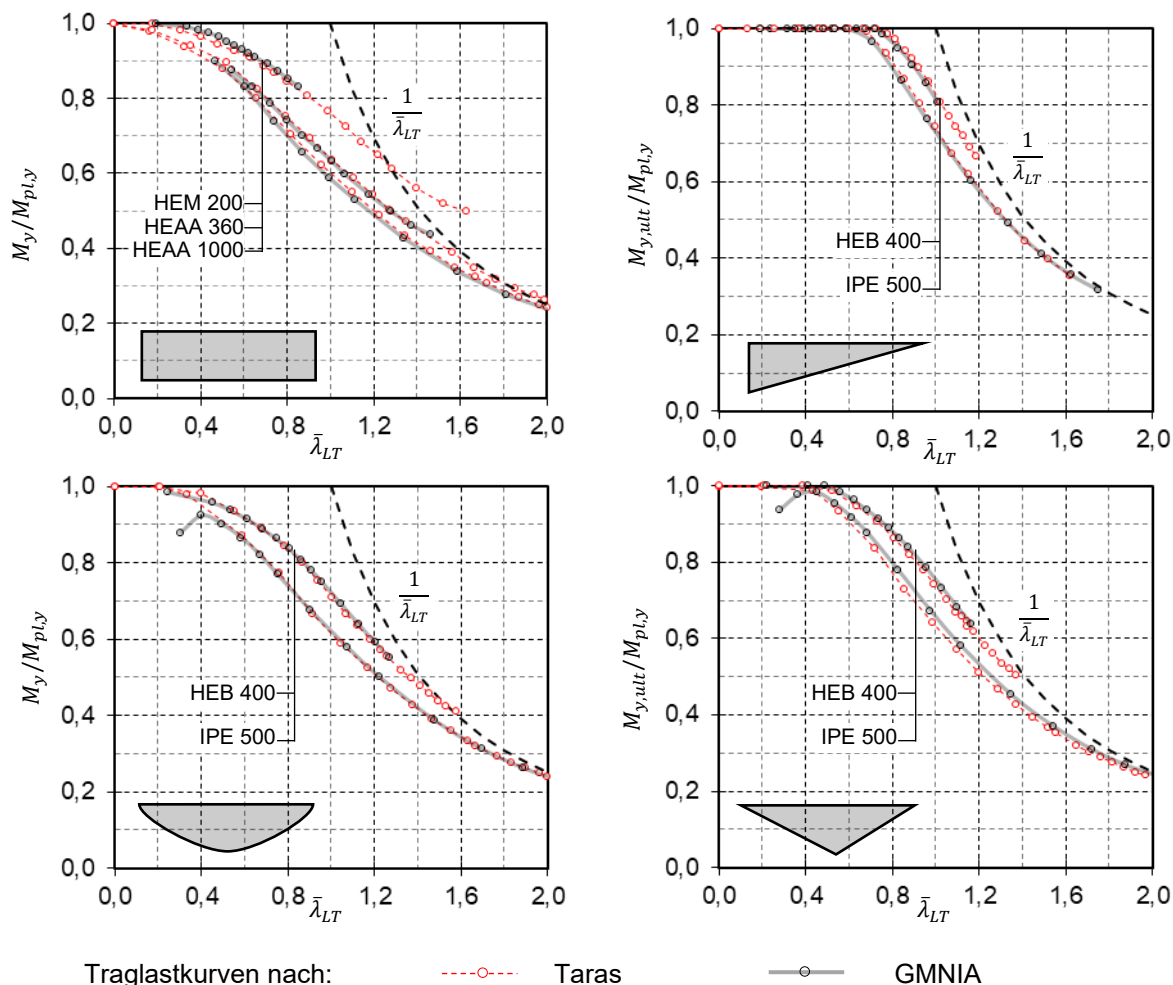


Abb. 3-16: Traglastkurven nach GMNIA und Taras (2011) für verschiedene Lastformen und Walzprofilen

In Abb. 3-16 sind die numerischen Traglastkurven nach Taras (2011) und unter Anwendung des in diesem Kapitel beschriebenen FE-Modells dargestellt. Analog zu den Randbedingungen der Parameterstudie in Kapitel 4.1 wurden auch hier die Bauteillängen aus dem  $L/h$ -Verhältnis abgeleitet. Daher unterscheiden sich die angegebenen Schlankheitsbereiche der Traglastkurven untereinander.

Generell ist eine gute Übereinstimmung zwischen den Traglastkurven nach Taras und unter Anwendung des in dieser Arbeit entwickelten FE-Modells gegeben, was insbesondere auf die vielen Gemeinsamkeiten der eingesetzten hybriden Shell-Beam-Modelle zurückzuführen ist. Größere Unterschiede ergeben sich bei kurzen, durch Querlast beanspruchten Trägern. Bei schlanken hohen Profilen (IPE 500) wird der Traglastzustand durch Querkraftversagen hervorgerufen, bevor ein für Biegedrillknicken charakteristisches Biegeversagen eintritt. Beim Einsatz von Schalenelementen wird der Querkraft einfluss direkt durch die Schubspannungen im von-Mises-Fließkriterium berücksichtigt. Der Traglastzustand wird dabei durch die vollständige Plastifizierung des Stegbleches definiert, siehe Abb. 3-17. Vergleichsrechnungen unter Einsatz von FE-Solid-Elementen führen zu einer marginal größeren Traglast (< 2 %) bei ähnlicher Fließzonenbildung über den Querschnitt.

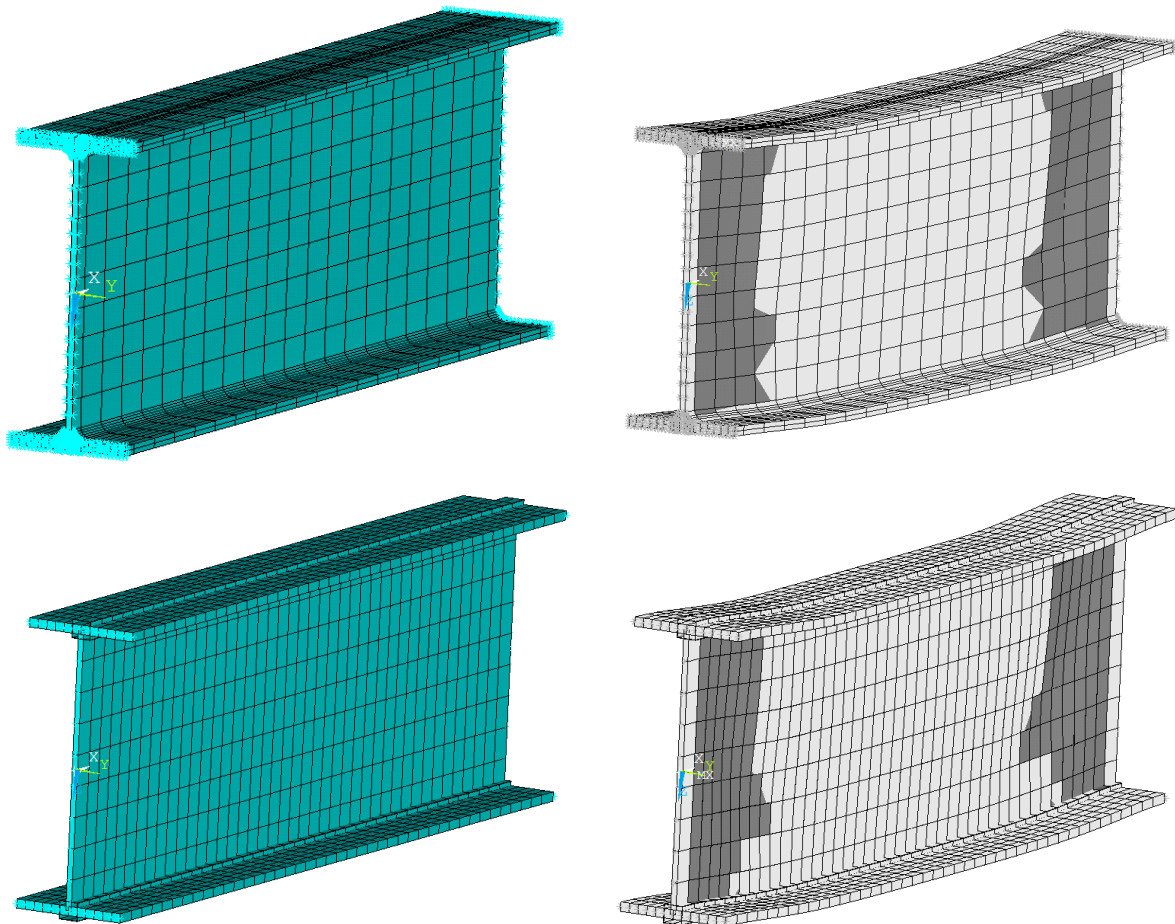


Abb. 3-17: Gegenüberstellung des Traglastzustandes eines durch Gleichstreckenlast beanspruchten 1,5 m langen beidseitig gabelgelagerten Biegeträgers aus IPE 500-S235 ( $M_{pl,y} = 515,6 \text{ kNm}$  und  $V_{pl,z} = 818,8 \text{ kN}$  nach DIN EN 1993-1-1) idealisiert mit Volumenelementen (oben: Traglast  $M_y$  461,2 kNm und  $V_z = 1230 \text{ kN}$ ) und Shell-Beam-Modell (unten: Traglast  $M_y$  453 kNm und  $V_z = 1208 \text{ kN}$ ), dunkelgraue Bereiche = Fließzonen

Größere Auswirkungen auf die Traglast von kurzen Bauteilen resultieren aus dem gewählten Materialgesetz. Bei solchen durch ausgeprägte Plastifizierung von Querschnittsteilen verursachten Versagenszuständen können durch die Berücksichtigung von Materialverfestigung (Strain-Hardening) deutliche Traglastreserven ausgenutzt werden. Beim in Abb. 3-17 aufgeführten Beispiel stellte sich im Traglastzustand im Bezug zur plastischen Querkrafttragfähigkeit des Querschnitts  $V_{pl,z}$  nach DIN EN 1993-1-1 eine um bis zu 50 % höhere Querkraft  $V_{z,ult}$  ein. Vergleichsberechnung ohne Verfestigung haben Querkräfte in ähnlicher Größenordnung der Querkrafttragfähigkeit nach DIN EN 1993-1-1 ergeben.

### 3.2.3 Modellvalidierung mit Versuchsergebnissen

Für die Beurteilung und zur Sicherstellung der Eignung eines FE-Modells zur Simulation von realitätsnahen Traglasten ist es erforderlich, dieses an experimentellen Untersuchungen zu validieren. Neben den in den Versuchen erzielten Traglasten lässt sich grundsätzlich auch das gemessene Last-Verformungs-Verhalten durch geeignete FE-Modelle mit hoher Genauigkeit wiedergeben. Grundsätzlich gilt: Je detaillierter der Versuchsaufbau sowie die tatsächlichen Material- und Bauteileigenschaften bei der Modellierung berücksichtigt werden, desto besser stimmen die gemessenen Last-Verformungs-Kurven und die experimentellen Traglasten mit den simulierten Ergebnissen überein. In der Regel können jedoch die tatsächlichen Geometrie- und Materialeigenschaften der untersuchten Bauteile, wenn überhaupt, nur an wenigen lokalen Stellen messtechnisch erfasst werden. Die detaillierte Abbildung des komplexen Versuchsaufbaus und die Simulation der exakten Versuchsdurchführung erfolgt im Allgemeinen ebenfalls unter Zugrundelegung von vereinfachenden Annahmen. Daher treten

stets gewisse Abweichungen auf, deren Ursache nicht zwangsläufig auf eine Unzulänglichkeit des FE-Modells zurückzuführen ist.

Umgekehrt können Berechnungen nach GMNIA zum Verständnis der komplexen Tragphänomene realer stabilitätsgefährdeter Bauteile beitragen. Die im Versuch messtechnisch erfassten Verformungen können durch die Nachrechnung und der Darstellung des inneren Dehnungszustandes genauer bewertet und dadurch das grundsätzliche Tragverhalten präzise nachvollzogen werden.

Die Validierung des verwendeten FE-Modells erfolgte durch die Simulation von insgesamt 54 Traglastversuchen. Die Auswahl der Versuche erfolgte unter der Zielsetzung, dem großen Anwendungsspektrums des entwickelten Nachweisverfahrens gerecht zu werden. Verschiedenartige Stabilitätseinflüsse, hervorgerufen durch diverse Beanspruchungszuständen und variierenden Bauteilschlankheiten, standen dabei im Vordergrund der Untersuchung. Bedingt durch die grundlegenden Unterschiede bei der Modellierung des Querschnittes und den gewählten Eigenspannungsansätzen für gewalzte und geschweißte I-Profile wurden für beide Herstellungsarten Traglastversuche mit verschiedenen Beanspruchungsarten berücksichtigt.

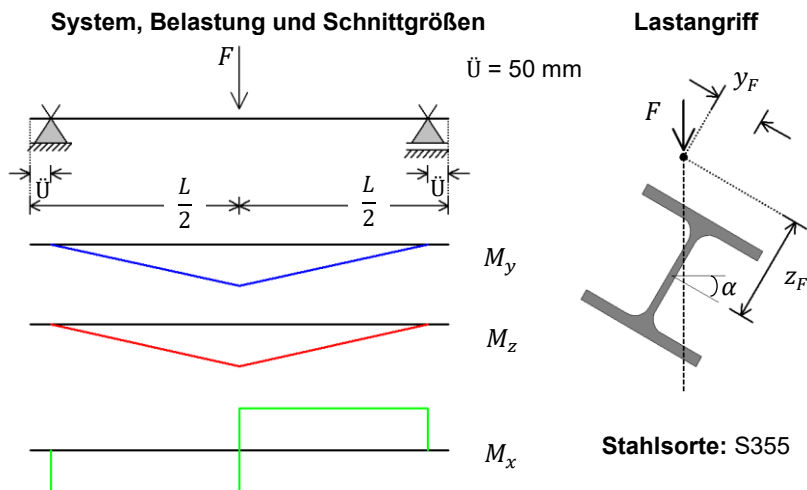
Eine ausführliche Dokumentation mit der Darstellung der gemessenen und numerisch erzielten Last-Verformungs-Kurven wird im Anhang B gegeben. Des Weiteren werden dort die wesentlichen Merkmale, die das Tragverhalten stabilitätsgefährdeter Bauteile unter verschiedenen Beanspruchungszuständen kennzeichnen, anhand von versuchstechnisch gemessenen Verformungen und numerisch ermittelten Zustandsgrößen aufgezeigt.

Im Rahmen der Validierung wurde ein besonderes Augenmerk auf die Auswirkungen von verschiedenen Imperfektionen auf die Traglast und das Tragverhalten gesetzt. Neben der Schlankheitsabhängigkeit der traglastmindernden Wirkung von Imperfektionen, hat sich auch die Beanspruchungsart als ein wesentlicher Indikator herausgestellt. Die bei I-Profilen zu Stabilitätsversagen führenden Beanspruchungen - Druck und Biegung um die starke Achse – weisen bei Bauteilen mittlerer Schlankheit eine ausgeprägte Imperfektionsabhängigkeit auf. Die Größe und Form der geometrischen Imperfektion sowie die Größe und Verteilung der angesetzten Eigenspannungen beeinflussen deutlich das Tragverhalten und die Traglast von durch Druck und/oder durch Biegung  $M_y$  beanspruchten Bauteilen. Stellt sich infolge der Beanspruchung ein Tragverhalten ein, das durch Biegung um die schwache Achse oder Torsion gekennzeichnet ist, ist der Einfluss von Imperfektionen auf die Traglast hingegen gering.

Für Nachweisverfahren, deren Entwicklung ausschließlich auf numerisch ermittelten Traglasten basiert, ist es notwendig, die Abweichungen zwischen den numerischen und experimentellen Ergebnissen statistisch zu erfassen und bei der Sicherheitsbewertung des neuentwickelten Nachweisverfahrens zu berücksichtigen (Sedlacek & Stangenberg, 2000), (SAFEBRIC TILE, 2017). Die Identifikation der aus der Verwendung des FE-Modells auftretenden statistischen Unsicherheit gegenüber experimentellen Traglastversuchen bilden somit eine weitere Zielsetzung der Validierung.

In den Abb. 3-18 bis Abb. 3-22 werden der Versuchsaufbau und die Versuchsparameter von den fünf betrachteten Versuchsreihen aufgeführt und die numerischen Traglasten den Testresultaten gegenübergestellt.

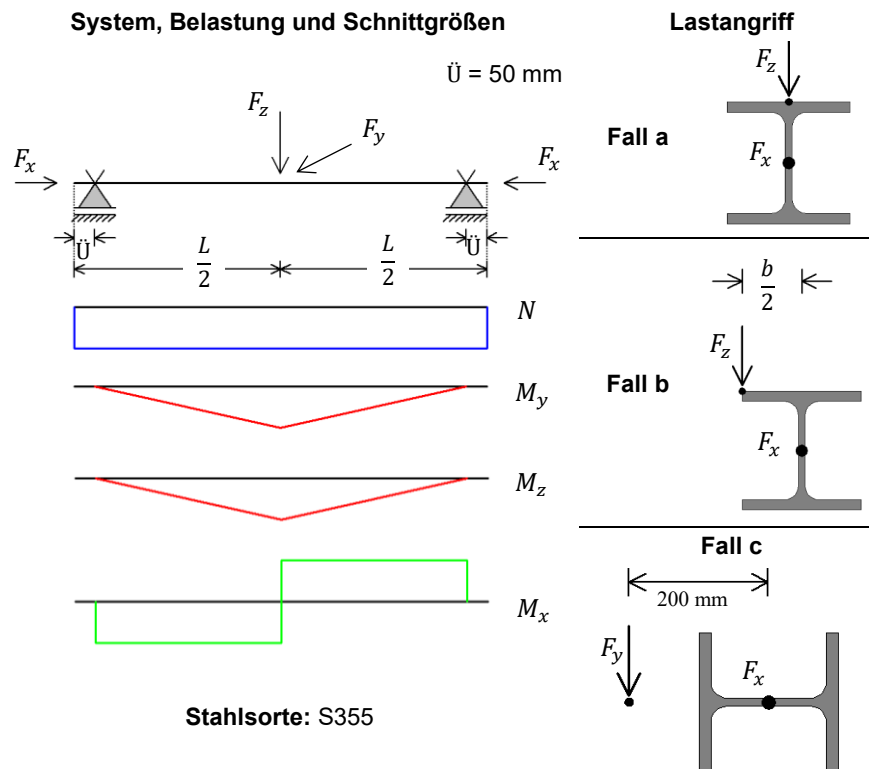




Bez.	Profil	L [cm]	Lastangriff			Traglasten		
			$y_f$ [cm]	$z_F$ [cm]	$\alpha$ [°]	Versuch $F_{test}$ [kN]	GMNIA $F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{test}$ [%]
BE-11	IPE 200	2,8	2,5	-21,5	0	38,0	37,8	99,5
BE-121	IPE 200	2,8	0	-21,5	20	25,8	**	**
BE-122	IPE 200	2,8	-1,0	-21,5	20	26,4	**	**
BE-13	IPE 200	2,8	16,5	0	-70	30,5	**	**
BE-14	IPE 200	4,0	2,5	-21,5	0	21,9	22,2	101,6
BE-151	IPE 200	4,0	0	-21,5	20	17,0	**	**
BE-152	IPE 200	4,0	0	-21,5	20	16,9	**	**
BE-16	IPE 200	4,0	16,5	0	-70	20,5	19,5	95,2
BE-21	HEB 200	4,0	5	-21,5	0	173,5	156,4	90,2
BE-221	HEB 200	4,0	0	-21,5	20	131,3	128,2	97,6
BE-222	HEB 200	4,0	0	-21,5	20	133,7	128,2	95,9
BE-23	HEB 200	4,0	21,5	0	-70	163,4	**	**
BE-24	HEB 200	5,6	5,0	-21,5	0	110,0	103,5	94,1
BE-251	HEB 200	5,6	0	-21,5	20	91,7	90,5	98,6
BE-252	HEB 200	5,6	-5,0	-21,5	20	103,8	98,5	94,9
BE-26	HEB 200	5,6	-5,0	-21,5	20	104,2	98,5	94,5

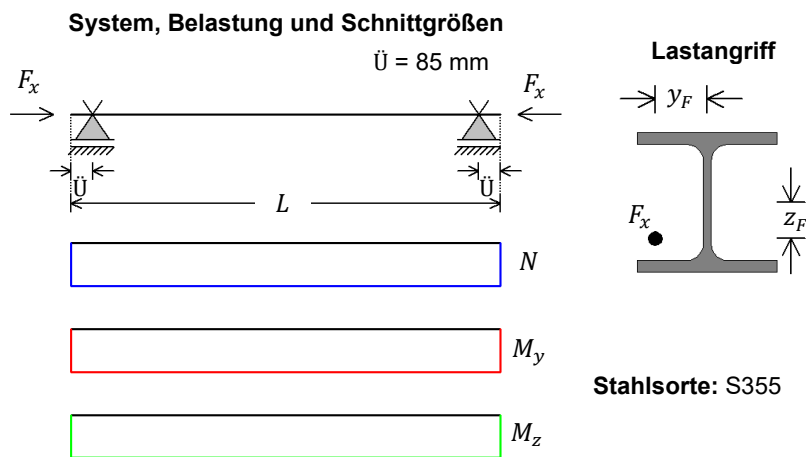
\*\*Aufgrund großen Querschnittsverdrehung keine eindeutige Traglast.

Abb. 3-18: Versuchparameter und Traglasten der Drei-Punkt-Biegeversuche an gewalzten I-Profilen (Versuchsreihe BE)



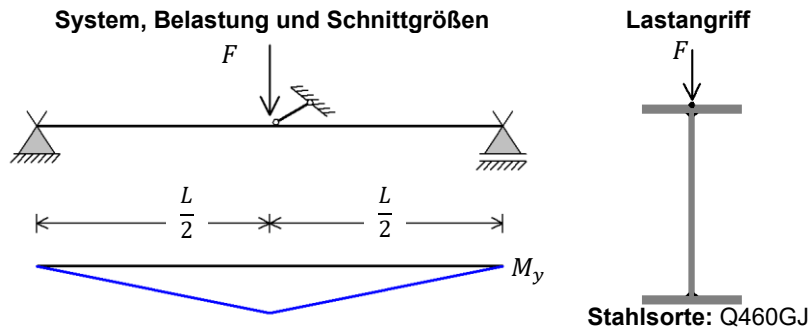
Bez.	Profil	L [m]	Last- ansatz	Traglasten						
				Versuch			GMNIA			$F_{num}/F_{test}$ [%]
$F_{x,test}$ [kN]	$F_{y,test}$ [kN]	$F_{z,test}$ [kN]	$F_{x,num}$ [kN]	$F_{y,num}$ [kN]	$F_{z,num}$ [kN]					
BO-II-1	HEB 200	5,0	Fall b	216,4	-	107,2	222,2	-	110,1	102,7
BO-II-1a	HEB 200	5,0		359,9	-	103,7	361,9	-	104,3	100,6
BO-II-2	HEB 200	5,0		539,9	-	95,9	527,7	-	93,7	97,7
BO-II-3	HEB 200	8,0		209,9	-	56,1	202,3	-	54,0	96,4
BO-II-4	HEB 200	8,0		488,6	-	38,3	428,0	-	33,5	87,6
BO-II-5	HEB 200	5,0	Fall c	332,7	67,9	-	327,0	66,7	-	98,3
BO-II-6	HEB 200	5,0		688,3	49,0	-	611,0	43,5	-	88,8
BO-II-7	HEB 200	8,0		335,9	24,9	-	325,6	24,1	-	96,9
BO-II-8	HEB 200	8,0		223,8	36,4	-	205,3	33,4	-	91,7
BO-II-9	HEB 200	5,0	Fall a	632,7	-	172,2	476,8	-	129,8	75,4
BO-II-9a	HEB 200	5,0		442,1	-	191,9	338,9	-	147,1	76,7
BO-II-9b	HEB 200	5,0		900,9	-	150,2	675,4	-	112,6	75,0
BO-II-10	HEB 200	8,0		232,3	-	84,4	200,3	-	72,8	86,2
BO-II-11	HEB 200	8,0		668,7	-	61,7	455,7	-	42,1	68,1

Abb. 3-19: Versuchsparameter und Traglasten der Drei-Punkt-Biege- und Druckversuche an gewalzten I-Profilen (Versuchsreihe BO-II)



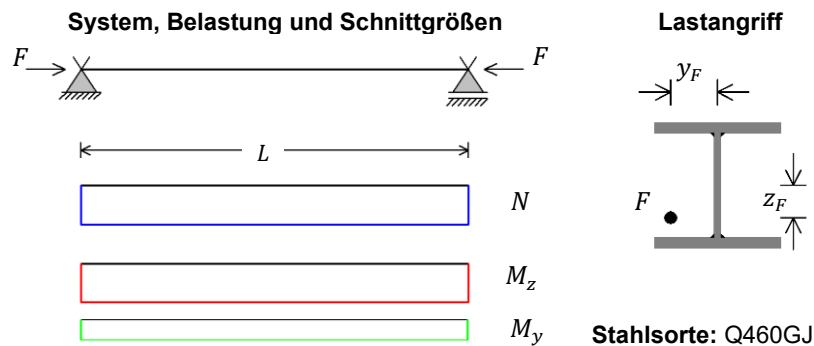
Bez.	Profil	L [m]	Lastansatz		Traglasten		
			$y_F$ [mm]	$z_F$ [mm]	Versuch $F_{test}$ [kN]	GMNIA $F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{test}$ [%]
BO-III-1	HEB 200	3,0	26	-34	1453	1448	99,6
BO-III-2	HEB 200	3,0	14	-29	1706	1744	102,2
BO-III-1a	HEB 200	3,0	12	-26	1833	1778	97,0
BO-III-2a	HEB 200	3,0	5	-40	1800	1775	98,6
BO-III-3	HEB 200	5,0	15	-80	966,0	942,1	97,5
BO-III-4	HEB 200	5,0	40	-80	749,4	757,1	101,0
BO-III-5	HEB 200	8,0	5	-40	613,6	637,0	103,8
BO-III-6	HEB 200	8,0	5	-80	669,0	592,7	88,6

Abb. 3-20: Versuchsparameter und Traglasten der exzentrischen Druckversuche an gewalzten I-Profilen (Versuchsreihe BO-III)



Bez.	Nominelle Profilabmessungen				L	Traglasten		
	h [mm]	b [mm]	t <sub>f</sub> [mm]	t <sub>w</sub> [mm]		Versuch F <sub>test</sub> [kN]	GMNIA F <sub>num</sub> [kN]	F <sub>num</sub> /F <sub>test</sub> [%]
C1	270	180	10	8	5,0	268,2	271,6	101,3
C2	270	180	10	8	6,0	217,6	205,6	94,5
C3	270	180	10	8	7,0	179,2	160,7	89,7
C4	270	180	10	8	8,0	136,4	131,3	96,2
C5	450	180	10	8	5,0	507,7	467,7	92,1
C6	450	180	10	8	6,0	387,2	353,8	91,4
C7	450	180	10	8	7,0	314,4	286,6	91,2
C8	450	180	10	8	8,0	243,6	220,3	90,4

Abb. 3-21: Versuchparameter und Traglasten der Drei-Punkt-Biegeversuche an geschweißten I-Profilen



Bez.	Nominelle Profilabmessungen				L	Lastausmitte		Traglasten		
	h [mm]	b [mm]	t <sub>f</sub> [mm]	t <sub>w</sub> [mm]		y <sub>F</sub> [mm]	z <sub>F</sub> [mm]	Versuch F <sub>test</sub> [kN]	GMNIA F <sub>num</sub> [kN]	F <sub>num</sub> /F <sub>test</sub> [%]
H-314-30	314	314	25	12	342,7	30,8	2,3	5104	4695	92,0
H-314-60	314	314	25	12	342,8	60,1	2,0	3977	3786	95,2
H-266-45	266	263	25	12	385,7	43,6	-7,3	2915	2738	93,9
H-266-75	266	263	25	12	385,5	75,0	1,8	2334	2220	95,1
H-218-30	218	213	25	12	391,2	30,9	1,8	2218	1953	88,1
H-218-60	218	213	25	12	391,5	61,9	2,0	1584	1510	95,3
H-170-45	170	163	25	12	360,2	43,8	0,5	1032	1015	98,3
H-170-75	170	163	25	12	360,0	73,6	6,3	789,1	822,5	104,2

Abb. 3-22: Versuchparameter und Traglasten der exzentrischen Druckversuche an geschweißten I-Profilen

Der gewählte Imperfektionsansatz, bestehend aus einer eigenformaffinen Vorverformung, skaliert auf  $L/1000$ , und den in Abb. 3-10 beschriebenen Eigenspannungen, stellt verglichen mit den messtechnisch erfassten geometrischen Imperfektionen eine konservative Annahme dar und führt gegenüber von Versuchsergebnissen mit wenigen Ausnahmen zu einer Unterschätzung der mittels GMNIA erzielten Traglasten. Unter Berücksichtigung der weitreichenden und stochastischen Natur von Imperfektionen, auf die im Abschnitt 2.3 näher eingegangen wurde, ist eine Unterschätzung experimenteller Traglasten durchaus wünschenswert. Für die Generierung von numerischen Traglasten, auf deren Grundlage ein Bemessungskonzept entwickelt wird, sind die gewählten und in wissenschaftlichen Arbeiten vielfach verwendeten sowie in der Normung geregelten Imperfektionsannahmen daher als geeignet zu bewerten.

Insgesamt weisen die mittels GMNIA erzielten Traglasten eine gute Übereinstimmung mit den Testresultaten auf. Die größeren Abweichungen der Versuche BO-II-9 bis BO-II-11 in Abb. 3-19 resultieren einerseits aus den konservativen Imperfektionsannahmen, andererseits aber auch durch das gemessene vorwiegend ebene Tragverhalten, das sich in den genannten Versuchen eingestellt hat. Für weiterführende Hintergründe wird auf den Anhang B verwiesen.

## 4 Geometrische Ersatzimperfectionen für reine Biegebeanspruchung

### 4.1 Einleitung und Umfang der Parameterstudie

Nach dem gegenwärtigen Stand der Technik stellt die geometrisch und materiell nichtlinearen Berechnung unter Berücksichtigung von geometrischen und strukturellen Imperfectionen (GMNIA) die genaueste Methode dar, die Traglast stabilitätsgefährdeter Bauteile zu ermitteln. Dabei wird der Einfluss aus der Ausbildung von steifigkeitsreduzierenden Fließzonen, Eigenspannungen und Vorverformungen direkt erfasst. Beim Stabilitätsnachweis nach Theorie II. Ordnung werden die genannten Effekte näherungsweise durch den Ansatz von geometrischen Ersatzimperfectionen berücksichtigt. Die mit dem Verfahren erzielte Traglast wird maßgeblich durch die Größe und Form der Ersatzimperfection sowie die beim Querschnittsnachweis angewendete Interaktionsbeziehung beeinflusst. Eine Kalibrierung dieser individuellen Parameter und die gegenseitige Abstimmung aufeinander ermöglicht die Erzielung von Traglasten, die eine gute Übereinstimmung aufweisen wie nach der GMNIA.

Im Folgenden werden die sich auf die Traglast auswirkenden Einflussfaktoren aus der geometrischen Form der Ersatzimperfection, der Belastung, der Stahlgüte und der beim Querschnittsnachweis angewendeten Interaktionsbeziehung bewertet. Zur Veranschaulichung dieser Auswirkungen werden erforderliche Ersatzimperfectionsgrößen  $e_0$  abgeleitet, deren Ansatz zu identischen Traglasten führt wie nach der GMNIA. Die Berechnungen nach GMNIA erfolgen unter Anwendung des im Kapitel 3.1 beschriebenen FE-Modells.

Die Größe der geometrischen Ersatzimperfection beschreibt die maximale Vorverformungsamplitude des am stärksten ausgelenkten Flansches. Bei einer reinen seitlichen Vorkrümmung entspricht die Imperfectionsgröße der maximalen seitlichen Vorverformung  $v_0$  der Schwerachse des betrachteten Profils. Wird eine räumliche Vorverformung betrachtet, wie beispielsweise eine zur ersten Biegedrillknickeigenform affine Vorverformung, setzt sich die Amplitude aus den beiden Anteilen der seitlichen Vorkrümmung  $v_0$  und der Querschnittsvorverdrehung  $\vartheta_0$  zusammen. Bei der eigenformaffinen geometrischen Ersatzimperfection werden die Vorverformungsanteile unter Beachtung des zur Eigenform gehörenden Verhältnis der Querschnittsverdrehung zur seitlichen Verformung so skaliert, dass die maximale Auslenkung des Druckflansches  $e_0$  entspricht, siehe Abb. 4-1.

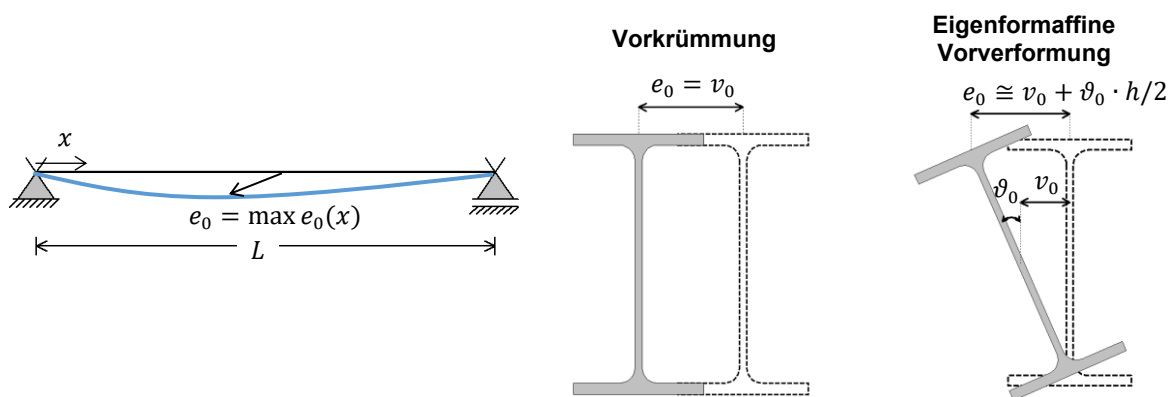


Abb. 4-1: Definition der Imperfectionsgröße  $e_0$

Die Amplitude der erforderlichen geometrischen Ersatzimperfection wird mit dem dimensionslosen Faktor  $j$  erfasst, der das Verhältnis zwischen der Bauteillänge  $L$  und der Imperfectionsgröße  $e_0$  beschreibt.

$$j = \frac{L}{e_0} \quad \text{Gl. 4-1}$$

Die Anwendung des Nachweisverfahrens unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen besitzt hinsichtlich des baustatischen Systems und der Systemrandbedingungen keine Einschränkungen. Bei der Entwicklung des Verfahrens wird als statisches System stets ein beidseitig gabelgelagerter Einfeldträger angenommen. Die Betrachtung dieses idealisierten statisch bestimmten Systems stellt unter dem Gesichtspunkt einer uneingeschränkten Systemauswahl eine ungünstige Annahme dar. Der traglasterhöhende Einfluss aus der Ausnutzung von plastischen Systemreserven, die sich bei einer statisch unbestimmten Lagerung oder Verformungsbehinderungen durch angrenzende Bauteile ergeben, bleiben unberücksichtigt (Fominow, 2011). Eine Ausnahme bildet das ebenfalls statisch bestimmte System eines Kragträgers bzw. einer Kragstütze. Aufgrund des grundlegend unterschiedlichen Tragverhaltens und den beim Kragträger nicht existierenden plastischen Systemreserven können die am gabelgelagert Einfeldträger abgeleitete Nachweisverfahren beim Kragssystem zu unsicheren Ergebnissen führen (Ebel, 2014).

Eine wesentliche Eingrenzung wird in der betrachteten maximalen Bauteillänge festgelegt. Die größten Ersatzimperfektionen sind im Allgemeinen im mittleren bezogenen Schlankheitsbereich ( $0,7 < \bar{\lambda}_{LT} < 1,3$ ) erforderlich. Kompakte Profile, wie z.B. HEM 100, weisen jedoch bereits bei einer bezogenen Schlankheit von  $\bar{\lambda}_{LT} = 0,9$  eine zugehörige Bauteillänge von 99,0 m ( $L/h = 82,5$ ) auf (Abb. 4-2), was für baupraktische Belange einen unrealistisch großen Wert darstellt. Aus diesem Grund wird eine Begrenzung der maximalen Bauteillänge auf ein Bauteillänge/Profilhöhe-Verhältnis von 50 getroffen. Für sehr schlanke Profile wird das Grenzmaß auf 40 festgelegt. Dadurch wird sichergestellt, dass die für die baupraktische Anwendung irrelevanten Bauteillängen das Ergebnis nicht beeinflussen.

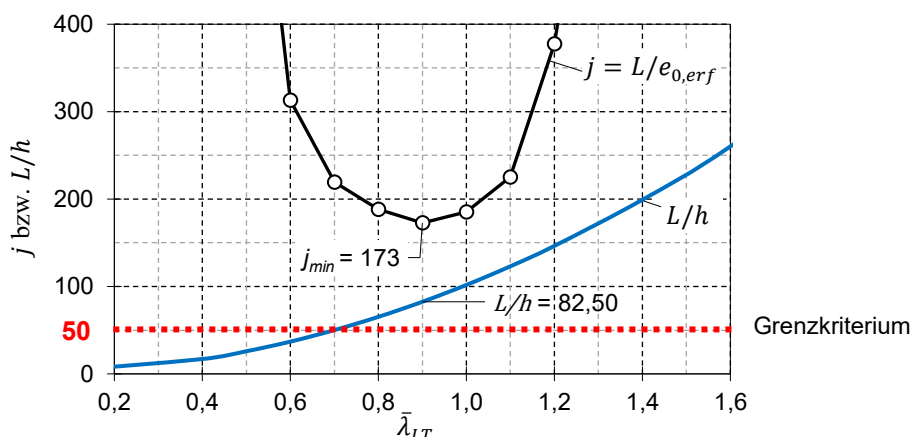


Abb. 4-2: Verlauf der erforderlichen j-Werte und das zugehörige L/h-Verhältnis für ein HEM 100 Profil aus S 235 bei einem konstanten Momentenverlauf über die Bauteillänge mit Ansatz einer reinen sinusförmigen Vorkrümmung um die schwache Achse und linear-plastische Interaktionsbeziehung

#### 4.2 Einfluss aus der geometrischen Form der Ersatzimperfektion

Bei einer geometrisch nichtlinearen elastischen Berechnung (GNIA) von stabilitätsgefährdeten biegebeanspruchten Trägern wird durch den Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen eine Erhöhung der inneren Beanspruchungen bewirkt. Die Größe und die Form der Ersatzimperfektion beeinflusst dabei wesentlich das räumliche Tragverhalten. Ausgehend von der Betrachtung eines beidseitig gabelgelagerten I-Trägers, beansprucht durch ein konstantes Biegemoment über die Bauteillänge, lässt sich ein Gleichungssystem (siehe Gl. 4-2) nach Theorie II. Ordnung aufstellen.

$$\begin{bmatrix} E \cdot I_z \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 & -M_y \\ -M_y & E \cdot I_w \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 + G \cdot I_T \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v \\ \vartheta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M_y \cdot \vartheta_0 \\ M_y \cdot v_0 \end{bmatrix} \quad \text{Gl. 4-2}$$

Mit der Lösung des Gleichungssystem lassen sich die seitlichen Verformungen  $v$  und Querschnittsverdrehungen  $\vartheta$  nach Theorie II. Ordnung bestimmen. Das Ergebnis ist abhängig von den Imperfektionsgrößen  $v_0$  und  $\vartheta_0$  und dem Verhältnis dieser Größen zueinander. Zur Beurteilung der aus der Imperfektionsform resultierenden Traglastauswirkungen werden drei Imperfektionsformen betrachtet, deren Verlauf über die Bauteillänge stets sinusförmig angenommen wird:

- i. Reine seitliche Vorkrümmung (nur  $v_0$ )
- ii. Kombination aus  $v_0$  und  $\vartheta_0$  mit zur Eigenform zugehörigem Verhältnis zueinander (LTB)
- iii. Reine Vorverdrehung (nur  $\vartheta_0$ )

Das zur Eigenform zugehörige Verhältnis zwischen der Vorkrümmung und Vorverdrehung für das betrachtete System ist abhängig vom Verhältnis der idealen Knicklast zum idealen Biegedrillknickmoment und bestimmt sich nach Gl. 4-3.

$$\vartheta_0 = \frac{N_{cr,z}}{M_{cr}} \cdot v_0 \tag{Gl. 4-3}$$

Zur besseren Vergleichbarkeit werden im Folgenden die Vorverformungsanteile  $v_0$  und  $\vartheta_0$  so skaliert, dass sich eine einheitliche seitliche Auslenkung des Obergurtes einstellt, siehe Abb. 4-3.

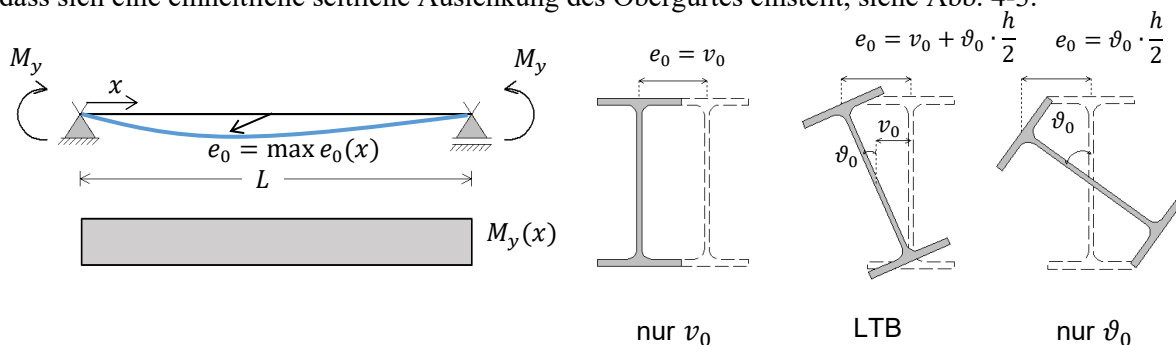


Abb. 4-3: Betrachtetes baustatisches System und Imperfektionsformen bei Bewertung des Traglasteinflusses aus der Imperfektionsform

In Abb. 4-4 sind die Traglastkurven unter Ansatz der drei verschiedenen Imperfektionsformen mit der festgelegten maximalen Auslenkung des Druckgurtes von  $e_0 = L/250$  dargestellt. Den Berechnungen liegt ein HEA 400 Profil aus S 235 zugrunde. Der Nachweis der Querschnittstragfähigkeit erfolgt nach der Elastizitätstheorie beim Erreichen der Streckgrenze an der äußersten Faser.

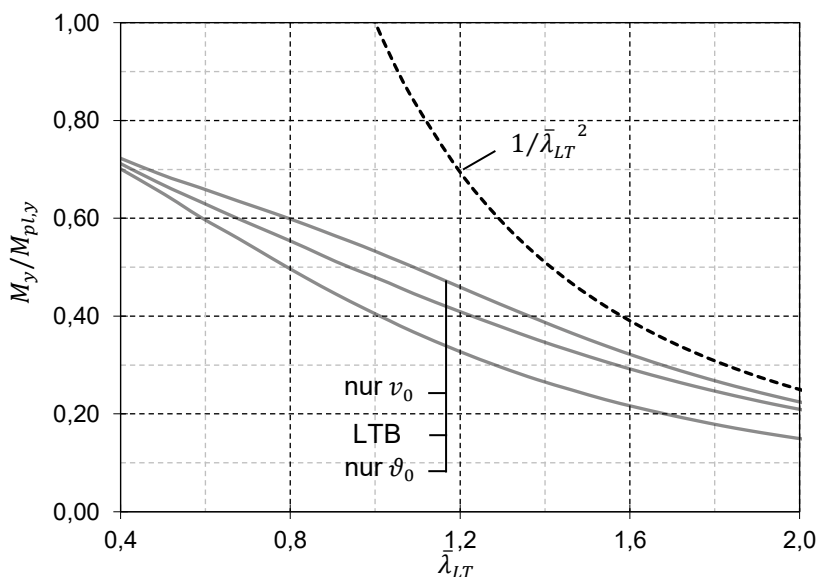


Abb. 4-4: Traglastkurven für HEA 360 aus S 235, konstanten Biegemomentverlauf, elastischer Querschnittstragfähigkeit unter Ansatz von drei verschiedenen Imperfektionsformen mit maximaler Auslenkung des Druckgurtes von  $e_0 = L/250$ .



Im Hinblick auf die Auswirkung auf die ermittelte Traglast stellen die Imperfektionsformen reine Vorkrümmung (nur  $v_0$ ) und reine Vorverdrehung (nur  $\vartheta_0$ ) den oberen und unteren Grenzwert dar. Der Ansatz einer reinen Vorverdrehung wirkt sich am ungünstigsten auf die Traglast aus, wohingegen aus der reinen Vorkrümmung die geringste Traglastabminderung resultiert. Der Verlauf der Traglastkurve aus dem Ansatz der eigenformaffinen Imperfektionsform (LTB), verläuft zwischen den beiden Kurven aus (nur  $v_0$ ) und (nur  $\vartheta_0$ ) und nähert sich mit zunehmender Schlankheit der Traglastkurve aus reiner Vorkrümmung an. Aus der Umformung der Gl. 4-3 in Gl. 4-4 ist die Abhängigkeit des Verhältnisses  $\vartheta_0/v_0$  von der Bauteillänge  $L$  und dadurch auch von der Schlankheit ersichtlich, die zum beschriebenen Verhalten führt.

$$\frac{\vartheta_0}{v_0} = \frac{N_{cr,z}}{M_{cr}} = \frac{1}{\sqrt{\frac{I_w + \frac{G}{E} \cdot \frac{L^2}{\pi^2} \cdot I_T}{I_z}}} \quad \lim_{L \rightarrow \infty} \left( \frac{\vartheta_0}{v_0} \right) = v_0 \quad \text{Gl. 4-4}$$

Neben dem  $\vartheta_0/v_0$ -Verhältnis beeinflusst auch die Lastform und der davon ausgehende Biegemomentverlauf  $M_y(x)$  den Wirkungsgrad der angesetzten Imperfektionsform. Durch den Ansatz von geometrischen Imperfektionen verdreht sich der Biegeträger und führt dadurch zu zusätzlichen Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung, wobei für die Bemessung schlanker Bauteile die aus der Normalspannung resultierenden Schnittgrößen  $M_z$  und  $B$  relevant sind. Die größten Zuwächse dieser Schnittgrößen stellen sich in den Bereichen ein, wo die Auslenkung der Imperfektion maximal ist. In Abb. 4-5 sind die Zusammenhänge zwischen der Imperfektionsform und dem Verlauf der Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung und den daraus resultierenden Ausnutzungsgraden beim elastischen Querschnittsnachweis dargestellt.

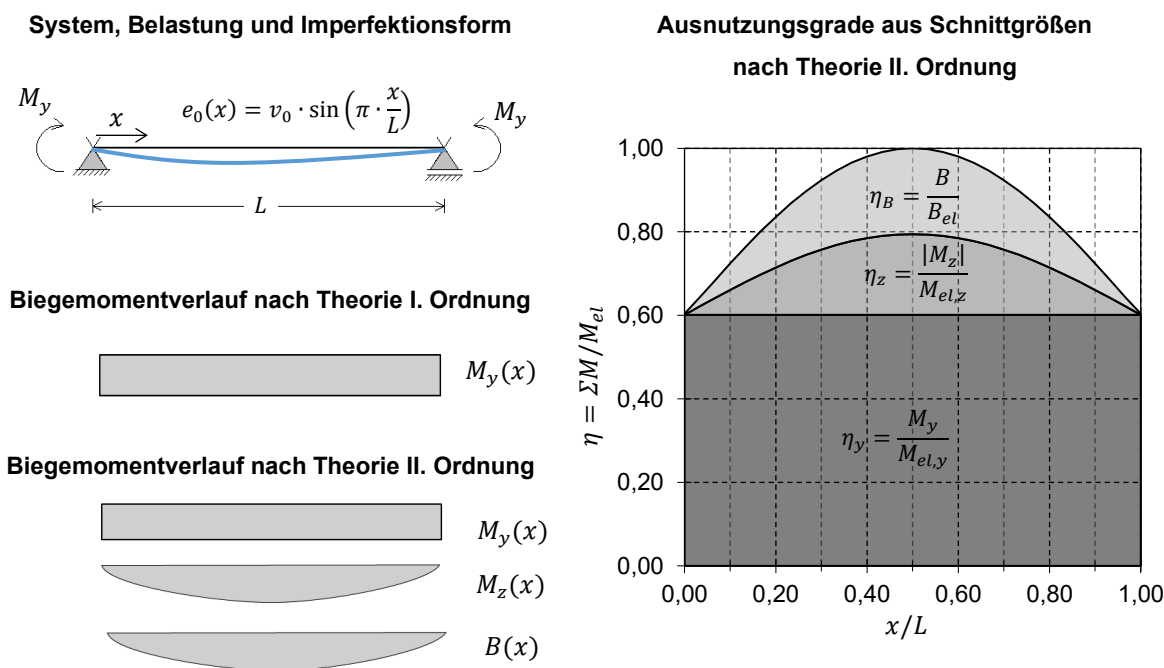


Abb. 4-5: Zusammenhänge aus der Imperfektionsform, den Verlauf der Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung und den Ausnutzungsgraden unter Anwendung der linear elastischen Interaktionsbeziehung

Die betragsmäßig größte Überlagerung der Ausnutzungsgrade  $\eta_y$ ,  $\eta_z$  und  $\eta_B$  aus den einzelnen Schnittgrößen kennzeichnet die bemessungsrelevante Stelle. Je höher der Ausnutzungsgrad infolge des Biegemomentes  $M_y$  an dieser Stelle ist, desto geringer ist der erforderliche Zuwachs der Ausnutzungsgrade infolge  $M_z$  und  $B$  um den Traglastzustand  $\sum \eta_i = 1,0$  zu erreichen. Für die Ableitung von erforderlichen geometrischen Ersatzimperfektionen hat dies zur Folge, dass geringere Imperfektionsgrößen  $e_0$  notwendig sind, um den gewünschten Effekt einer angemessenen Traglastabminderung zu bewirken.

Abb. 4-6 zeigt den Verlauf von Traglastkurven für einen Biegeträger bestehend aus einem HEA 400 Profil, der durch unterschiedliche lineare Momentenverteilungen beansprucht wird. Der Ansatz einer sinusförmigen Vorkrümmung um die schwache Achse von  $e_0 = v_0 = L/250$  in Verbindung mit einer elastischen Interaktionsbeziehung beim Querschnittsnachweis entspricht den derzeit gültigen Regelungen nach dem Deutschen Nationalen Anhang DIN EN 1993-1-1/NA, wobei auf eine Halbierung der Imperfektionsgröße außerhalb des mittelschlanken Bereichs verzichtet wurde. Die effektivste Erhöhung der Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung entsteht, wenn die örtliche Konstellation aus hohem Biegemomentanteil  $M_y$  und großer Imperfektionsgröße  $e_0$  gegeben ist. Daher wird durch die gleiche Imperfektionsform und -größe beim konstanten Momentenverlauf ( $\psi = +1,0$ ) die größte Traglastabminderung erzielt, während beim antisymmetrischen Verlauf des linearen Biegemoments ( $\psi = -1$ ), wo das Biegemoment in Feldmitte  $M_y = 0$  beträgt, überhaupt keine traglastmindernde Wirkung durch den Ansatz der Ersatzimperfektionen auftritt. Die Traglast wird hierbei nur durch die elastische Momentenbeanspruchbarkeit  $M_{el,y}$  und das ideale Biegedrillknickmoment  $M_{cr}$  definiert.

$$M_{y,ult} = \min \left\{ \begin{matrix} M_{el,y} \\ M_{cr} \end{matrix} \right. \quad \text{Gl. 4-5}$$

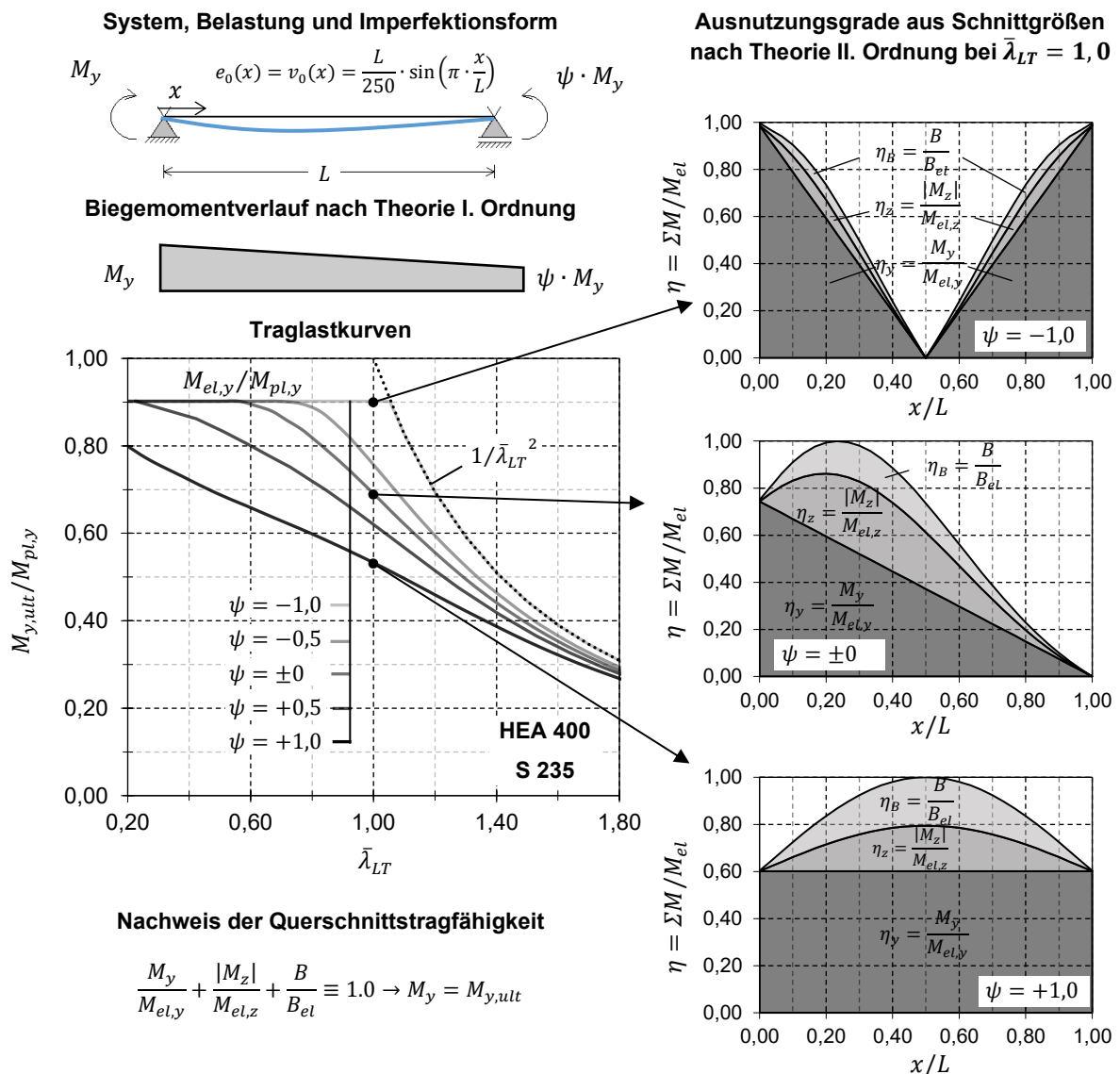


Abb. 4-6: Traglastkurven und Ausnutzungsgrade unter Ansatz einer sinusförmigen Vorkrümmung und Anwendung einer linear elastischen Interaktionsbeziehung von Biegeträgern aus HEA 400 (S 235), beansprucht durch unterschiedliche lineare Biegemomentverteilungen

Der verminderten Wirksamkeit kann durch eine an die Belastung und den Biegemomentverlauf angepasste Imperfektionsform begegnet werden. Eine im Sinne der praktischen Handhabung vertretbare alternative Imperfektionsform stellt die zur Biegedrillknickeigenform affine Vorverformung dar. Hierbei setzt sich die Imperfektionsform aus den beiden Verformungsanteilen  $v_0$  und  $\vartheta_0$  zusammen, deren Verlauf und Verhältnis zueinander als Ergebnis einer vorgeschalteten linearen Eigenwertanalyse (LBA) resultiert.

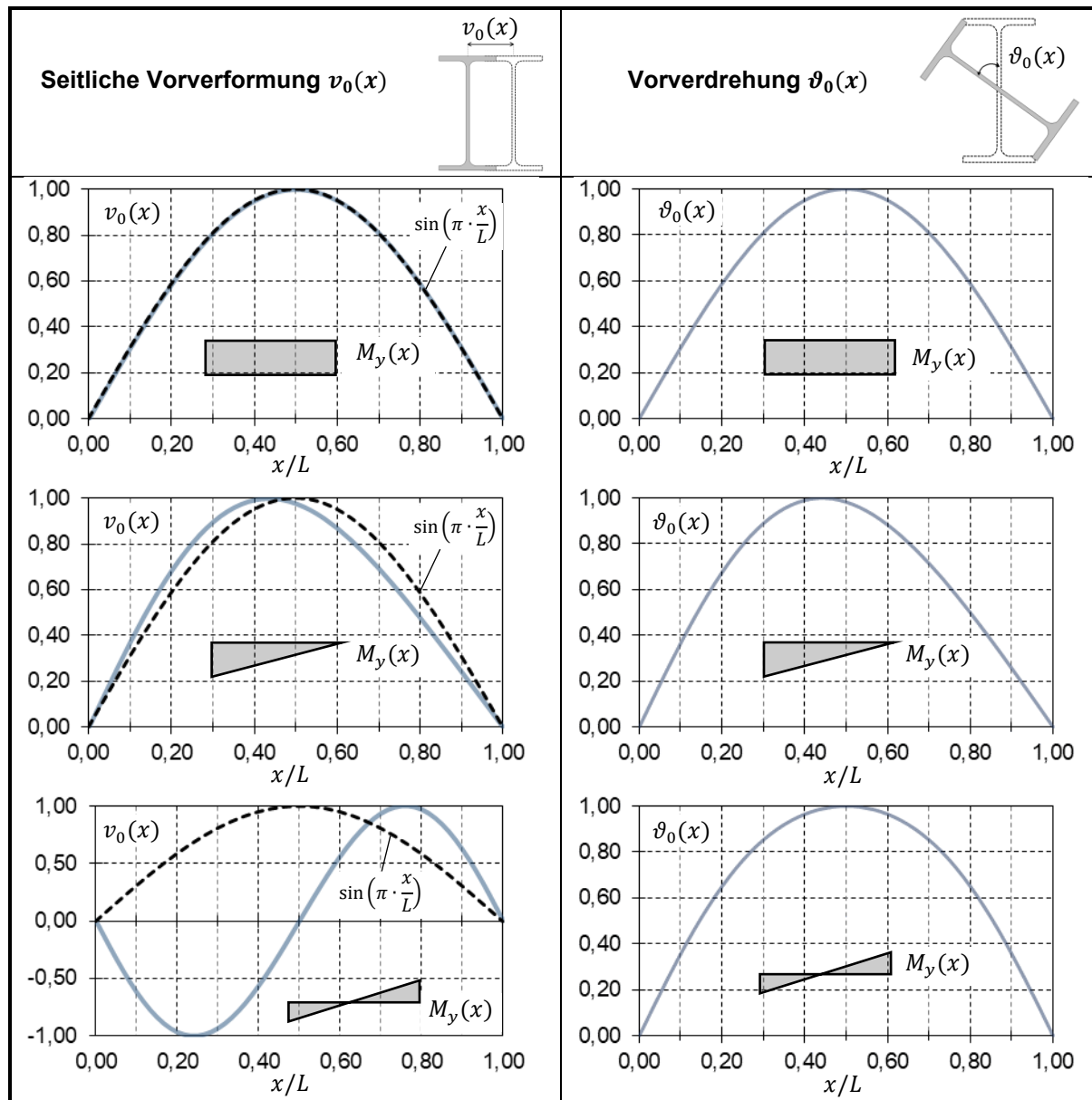


Abb. 4-7: Verlauf der Vorverformungsanteile  $v_0(x)$  und  $\vartheta_0(x)$  aus der Eigenform in Abhängigkeit von unterschiedlichen linearen Momentenverläufen skaliert auf den Wert 1.

Die sich aus dem Ansatz der eigenformaffinen Ersatzimperfectionen einstellenden Traglastkurven sind in Abb. 4-8 aufgeführt. Ein eindeutiger Zusammenhang des Traglasteinflusses in Abhängigkeit vom Momentenverlauf und dem Faktor  $\psi$  ist in diesem Fall nicht mehr gegeben. Obwohl der konstante Biegemomentverlauf  $\psi = +1,0$  im Vergleich zum antisymmetrischen Verlauf  $\psi = -1,0$  eine ungünstigere Lastform darstellt, ergeben sich ähnliche Traglasten im mittleren Schlankheitsbereich. Durch den antisymmetrischen Verlauf der Vorkrümmung  $v_0$ , der in Feldmitte einen Nulldurchgang aufweist (siehe Abb. 4-7, unten links), ist der Anteil der Vorverdrehung  $\vartheta_0$  an der Gesamtvorverformung  $e_0$  beim antisymmetrischen Momentenverlauf wesentlich größer, als beim konstanten Biegemomentverlauf. Das dadurch beeinflusste Tragverhalten weist eine größere Querschnittsverdrehung mit zunehmender Belastung auf und reagiert somit verformungsempfindlicher als beim Ansatz einer durch die

Vorkrümmung  $v_0$  dominierte Imperfectionsform. Die damit einhergehenden Schnittgrößen  $M_z$  und  $B$  führen zu einem vorzeitigen Erreichen der Querschnittstragfähigkeit.

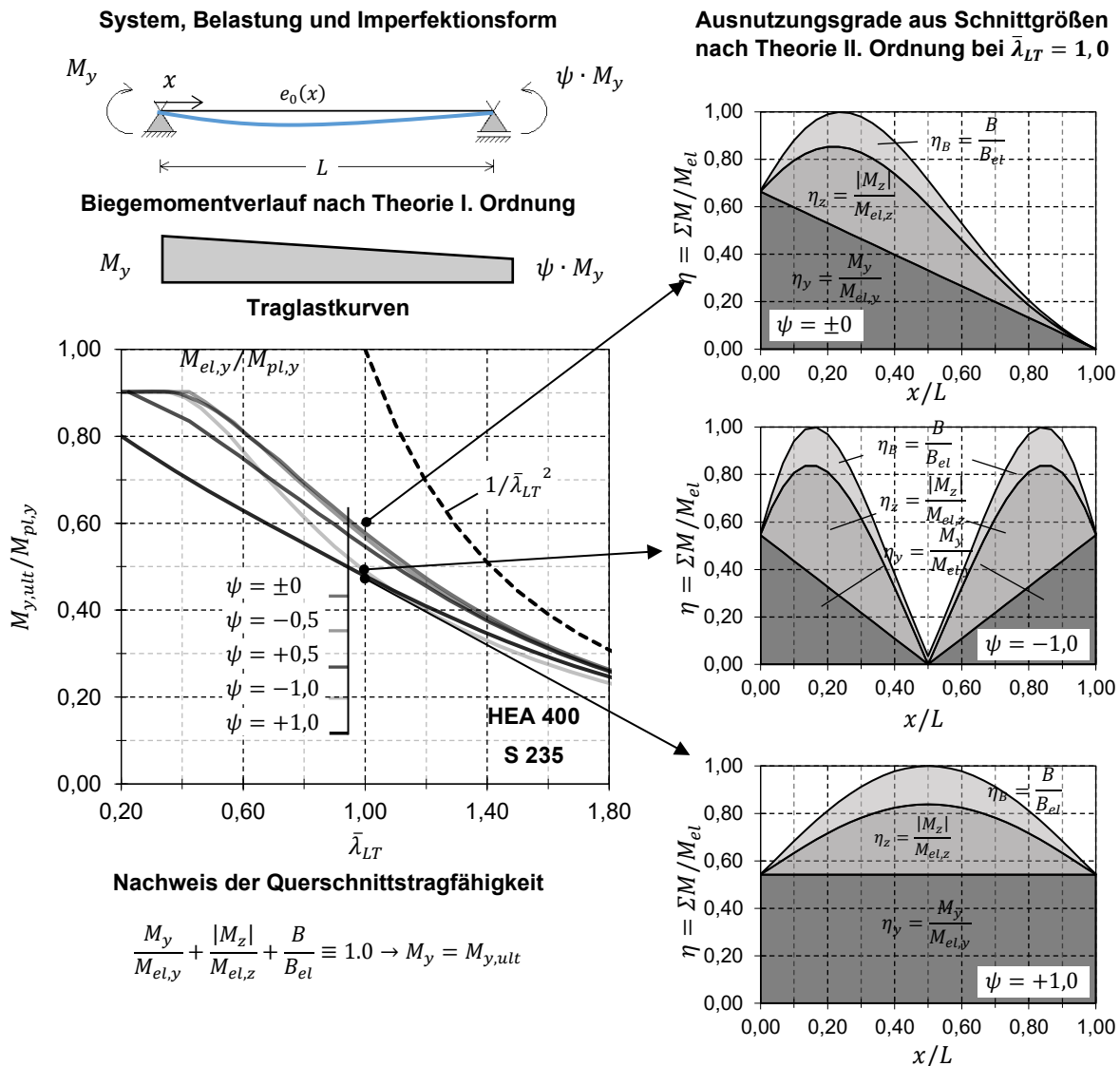


Abb. 4-8: Traglastkurven und Ausnutzungsgrade unter Ansatz einer eigenformaffinen Vorverformung und Anwendung einer linear elastischen Interaktionsbeziehung von Biegeträgern aus HEA 400 (S 235), beansprucht durch unterschiedliche lineare Biegemomentverteilungen

Die aus den unterschiedlichen Last- und Profilverteilungen, der Interaktionsbeziehungen und Stahlgüten bedingte Einflüsse auf die mit diesem Verfahren ermittelte Traglast sind grundlegend abhängig von der angesetzten Imperfectionsform. Auf Grund dessen wird im Folgenden eine differenzierte Betrachtung der Einflussfaktoren für die beiden untersuchten Imperfectionsformen gegeben:

**IMP-1:** Affin zur ersten Biegedrillknickform

**IMP-2:** Sinusförmige seitliche Vorkrümmung

Die Amplitude der geometrischen Ersatzimperfection  $e_0$  wird durch die maximale Auslenkung des druckbeanspruchten Flansches beschrieben. Bei der Vorverformung affin zur ersten Biegedrillknickform (IMP-1) werden die Vorverformungsanteile unter Beachtung des zur Eigenform gehörenden Verhältnisses der Querschnittsverdrehung/Verformung so skaliert, dass die maximale Auslenkung des Druckflansches  $e_0$  entspricht.

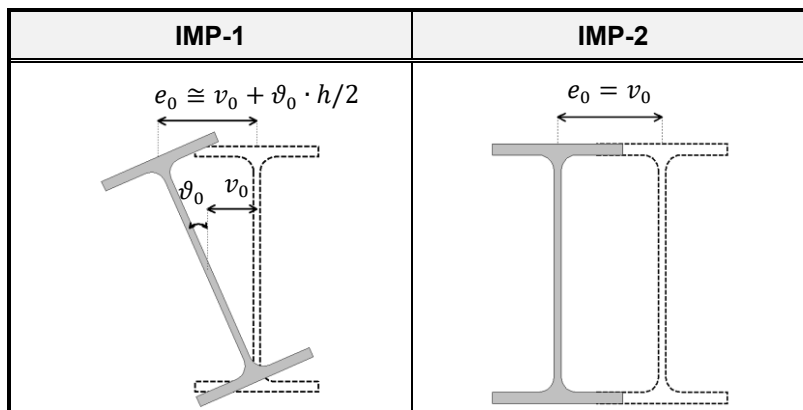


Abb. 4-9: Untersuchte Imperfektionsformen: Affin zur ersten Biegedrillknickeigenform (links) und sinusförmige Vorkrümmung (rechts)

### 4.3 Einfluss aus der beim Querschnittsnachweis angewendeten Interaktionsbeziehung

Beim Nachweis der Querschnittstragfähigkeit wird zwischen der elastischen und plastischen Berechnung unterschieden. Zur Vermeidung von lokalen Instabilitäten, die aus örtlichen Beulen von dünnwandigen Querschnittsteilen resultieren, ist die Vorgabe der Art des Querschnittsnachweises in Abhängigkeit von der Querschnittsklassifizierung sinnvoll. Nach DIN EN 1993-1-1 wird bei schlanken, semi-kompakten Querschnitten, die der Querschnittsklasse 3 zugeordnet werden, die Querschnittstragfähigkeit nach der Elastizitätstheorie ermittelt, während bei dickwandigeren, kompakten Querschnitten (Querschnittsklassen 1 und 2) die Tragfähigkeit unter Ausnutzung von plastischen Querschnittsreserven erfolgt. Sehr schlanke, dünnwandige Querschnitte, die in die Querschnittsklasse 4 eingeteilt werden, bedürfen weiteren Überlegungen, die die Berücksichtigung der lokalen Beulgefahr betreffen. PrEN 1993-1-1 erlaubt für die Behandlung von Querschnitten, die in die Querschnittsklasse 3 eingeteilt werden, eine alternative Vorgehensweise. Die sich beim Wechsel von der Querschnittsklasse 2 zur Querschnittsklasse 3 einstellende abrupte Reduzierung der Querschnittstragfähigkeit kann für doppelsymmetrische I-Profile durch ein lineares Übergangsmodell mit teilplastischem Verhalten beschrieben werden. Nähere Hinweise hierzu werden in (Greiner et al., 2009), (Kettler et al., 2008) gegeben.

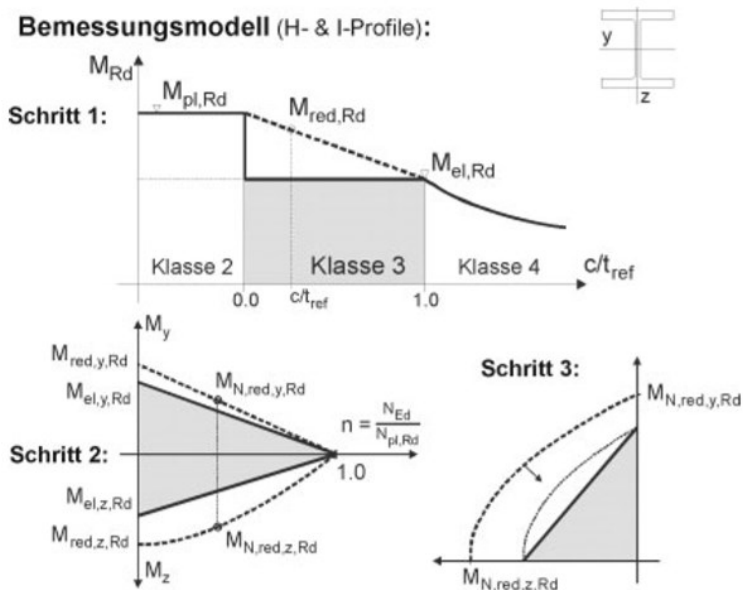


Abb. 4-10: Bemessungsmodell für I-Profile aus Kettler et al. (2008)

Da lokale Instabilitäten nur bei kurzen Bauteilen maßgeblich zum Versagen beitragen, nimmt deren Einfluss mit zunehmender Bauteilschlankheit ab. Bei schlanken Bauteilen, bestehend aus I-Profilen, ist die globale Stabilitätsgefahr maßgebend, die Schlankheit und Dünnwandigkeit des Querschnittes ist

dabei im Allgemeinen vernachlässigbar. Die Ableitung der erforderlichen Größen der Ersatzimperfektion erfolgt daher mit dem Ziel, unabhängig von der Art des Querschnittsnachweises (elastisch oder plastisch) eine möglichst gute Übereinstimmung mit den Referenztraglasten nach GMNIA zu erzielen.

Im Folgenden werden neben der elastischen spannungsbasierten Methode zur Bestimmung der Querschnittstragfähigkeit fünf verschiedene plastische Interaktionsbeziehungen für den Querschnittsnachweis untersucht. Teilplastische Interaktionsbeziehungen werden bei der Entwicklung des Nachweisverfahrens nicht betrachtet.

### I-1: Elastische Interaktionsbeziehung

Die Interaktionsbeziehung I-1 behandelt den Querschnittsnachweis auf der Grundlage der Elastizitätstheorie. Das Versagenskriterium bildet dabei die Vergleichsspannung  $\sigma_{Eq}$  nach der Gestaltänderungshypothese (von Mises), die an beliebiger Stelle im Querschnitt das Niveau der Streckgrenze  $f_y$  erreicht.

$$\sigma_{Eq} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x \cdot \sigma_z + 3 \cdot \tau^2} \leq f_y \quad \text{Gl. 4-6}$$

Die Auswirkungen infolge der Schubspannungserzeugenden Schnittgrößen werden berücksichtigt.

### I-2: Linear plastische Interaktionsbeziehung

Bei der linearen plastischen Interaktionsbeziehung nach Gl. 4-7 handelt es sich um eine vereinfachte konservative Methode, die plastischen Querschnittsreserven zu berücksichtigen.

$$\frac{M_y}{M_{pl,y}} + \frac{M_z}{M_{pl,z}} + \frac{B}{B_{pl}} \leq 1,0 \quad \text{Gl. 4-7}$$

Die Einflüsse infolge der Schubspannungserzeugenden Schnittgrößen werden durch eine Abminderung der plastischen Momentenbeanspruchbarkeit gemäß den Regelungen nach DIN EN 1993-1-1 berücksichtigt, siehe Gl. 2-8 bis Gl. 2-11.

### I-3: Linear plastische Interaktionsbeziehung mit begrenztem plastischem Formfaktor

Untersuchungen zum Stabilitätsproblem Biegeknicken (Lindner et al., 2016), (Lindner, 2017) haben gezeigt, dass eine Begrenzung des plastischen Formfaktors zur Ermittlung der plastischen Momentenbeanspruchbarkeit um die schwache Achse in Anlehnung an die DIN 18800-2 auf  $\alpha_{pl} = 1,25$  sinnvoll ist. Die Begrenzung wird sinngemäß auch auf die plastische Beanspruchbarkeit gegenüber dem Wölbmoment übertragen.

$$\frac{M_y}{M_{pl,y}} + \frac{M_z}{1,25 \cdot M_{el,z}} + \frac{B}{1,25 \cdot B_{el}} \leq 1,0 \quad \text{Gl. 4-8}$$

Die Begrenzung der plastischen Beanspruchbarkeiten ist unter anderem der spezifischen Eigenschaft des Stabilitätsversagens geschuldet, bei dem in Abhängigkeit von der Schlankheit die plastischen Querschnittsreserven nur teilweise ausgenutzt werden.

### I-4: Nichtlineare Interaktionsbeziehung nach Agüero et al.

In prEN1993-1-1 (2020) sind keine nichtlinearen Interaktionsbeziehungen angegeben, die die gleichzeitige Wirkung von  $M_y$ ,  $M_z$  und  $B$  berücksichtigen. Eine einfache und mit den Regelungen von DIN EN 1993-1-1 im Einklang stehende Interaktionsbeziehung wird in Agüero et al. (2021) beschrieben.

$$\left( \frac{M_y}{M_{pl,y}} \right)^2 + \frac{M_z}{M_{pl,z}} + \frac{B}{B_{pl}} \leq 1,0 \quad \text{Gl. 4-9}$$

### I-5: Teilschnittgrößenverfahren

Eine genauere Methode zur Berechnung des plastischen Querschnittswiderstandes bei I-Profilen ist mit dem Teilschnittgrößenverfahren nach (Kindmann & Frickel, 2002) gegeben, bei dem alle acht Schnittgrößen, die im Falle des Stabilitätsproblems Biegedrillknicken auftreten, berücksichtigt werden. Mit dem modifizierten Teilschnittgrößenverfahren nach (Kindmann & Ludwig, 2014) wird eine präzisere Berücksichtigung der Abrundungen der Walzradien bei gewalzten I-Profilen erreicht. Die Grundlagen und dabei eingesetzten Gleichungen werden im Abschnitt 2.2.4 beschrieben.

Die mit der beim Querschnittsnachweis angewendeten Interaktionsbeziehung einhergehenden Auswirkungen auf die gesamte Nachweisführung können mit Hilfe der erforderlichen Größen der Ersatzimperfektion  $e_0$  veranschaulicht werden. Die erforderlichen Ersatzimperfektionsgrößen werden iterativ bestimmt. Die Berücksichtigung dieser geometrischen Imperfektion führt bei einer Berechnung nach der Biegetorsionstheorie II. Ordnung und unter Anwendung der betrachteten Interaktionsbeziehung beim Querschnittsnachweis zur gleichen Traglast wie nach GMNIA. Exemplarisch wird ein IPE 200 Profil aus S 235 mit konstantem Biegemoment  $M_y$  über die Bauteillänge betrachtet.

Abb. 4-11 zeigt die erforderlichen Ersatzimperfektionen in Form des dimensionslosen  $j$ -Wertes in Abhängigkeit vom bezogenen Schlankheitsgrad für Biegedrillknicken für alle fünf untersuchten Interaktionsbeziehungen unter Annahme einer eigenformaffinen Ersatzimperfektion.

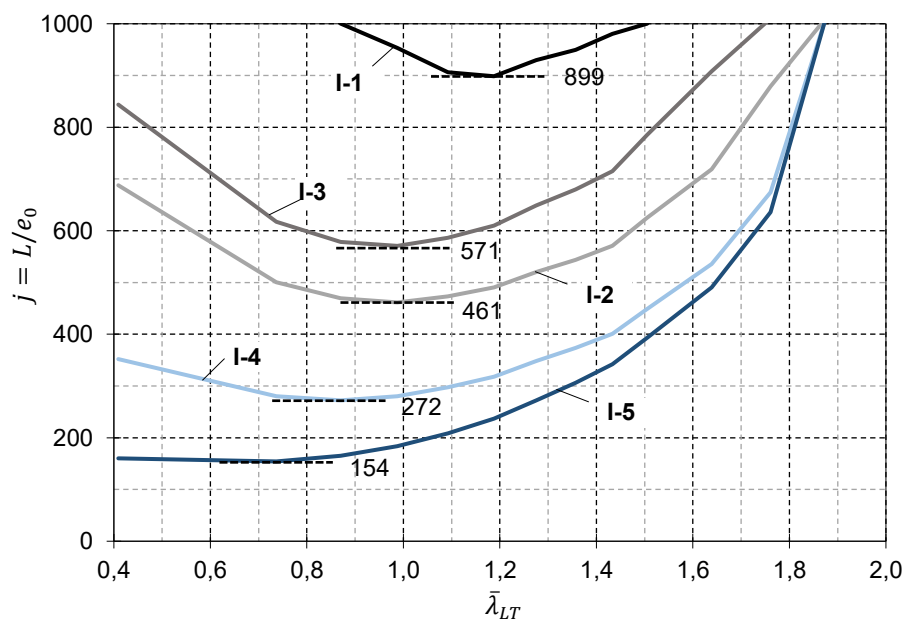


Abb. 4-11: Erforderliche Ersatzimperfektionsgrößen für IPE 200 aus S 235 mit konstantem Momentenverlauf  $M_y$  unter Ansatz einer eigenformaffinen Imperfektion (IMP-1) für verschiedene Interaktionsbeziehungen beim Querschnittsnachweis

Die Anwendung der linearen Interaktionen führt zu dem typischen Verlauf der  $j$ -Kurven, mit dem geringsten  $j$ -Wert und somit der größten erforderlichen Ersatzimperfektion im mittleren Schlankheitsbereich und deutlich größeren  $j$ -Werten im niedrigen bzw. hohen Schlankheitsbereich. Die konservativste Form der Nachweisführung mittels der elastischen Interaktion (I-1) erfordert die geringsten Ersatzimperfektionsgrößen. Die maximale Größe stellt sich bei  $\bar{\lambda}_{LT} = 1,2$  ein und beträgt  $e_{0,I-1,max} = L/899$ . Die Anwendung der linear plastischen Interaktionsbeziehung (I-2) weist eine fast doppelt so große maximale Imperfektionsgröße mit  $e_{0,I-2,max} = L/461$  bei  $\bar{\lambda}_{LT} = 1,0$  auf. Die Begrenzung des plastischen Formbeiwertes bei der Ermittlung der plastischen Momententragfähigkeit auf  $\alpha_{pl} = 1,25$  bewirkt eine annähernd gleichmäßige Anhebung der  $j$ -Kurve.

Die nichtlinearen Interaktionen I-4 und I-5 erfordern mit  $e_{0,I-4,max} = L/272$  und  $e_{0,I-5,max} = L/154$  deutlich größere Ersatzimperfectionen als die linear-plastischen Interaktionsbeziehungen (I-2 und I-3). Der Verlauf der  $j$ -Kurven weist eine abweichende Charakteristik auf mit kleinen Neigungsraten im niedrigen Schlankheitsbereich und großer Steigung im hohen Schlankheitsbereich.

Die Ursachen für die erhöhten Imperfectionsgrößen und den grundsätzlich abweichenden Kurvenverlauf sind auf mehrere Effekte zurückzuführen. Abb. 4-12 zeigt die einzelnen Ausnutzungsgrade infolge der Biegemomente  $M_y$ ,  $M_z$  und des Wölbmoments  $B$  an der bemessungsrelevanten Stelle, die bei der Ermittlung der erforderlichen Ersatzimperfectionen unter der Anwendung der linear plastischen Interaktion (Kurve I-2 in Abb. 4-11) bestimmt wurden. Daraus wird deutlich, dass im niedrigen Schlankheitsbereich bis  $\bar{\lambda}_{LT} = 0,7$  die alleinige Wirkung der Biegemomente  $M_y$  bereits einen Anteil von über 80 % an der Gesamtausnutzung besitzt. Der restliche Anteil von weniger als 20 % stellt den Differenzbetrag zwischen dem plastischen Moment  $M_{pl,y}$  und der bei GMNIA ermittelten Traglast  $M_y$  dar und muss durch die begleitenden Schnittgrößen  $M_z$  und  $B$  erzielt werden. Diese zusätzlichen Schnittgrößen resultieren aus der seitlichen Verformung und Querschnittsverdrehung nach Theorie II. Ordnung und werden direkt durch die Größe der Ersatzimperfection beeinflusst. Mit zunehmender Schlankheit steigt der Anteil der Ausnutzungsgrade infolge der Zusatzschnittgrößen  $M_z$  und  $B$  und beträgt bei einem bezogenen Schlankheitsgrad von  $\bar{\lambda}_{LT} = 1,8$  über 70 % (Abb. 4-12).

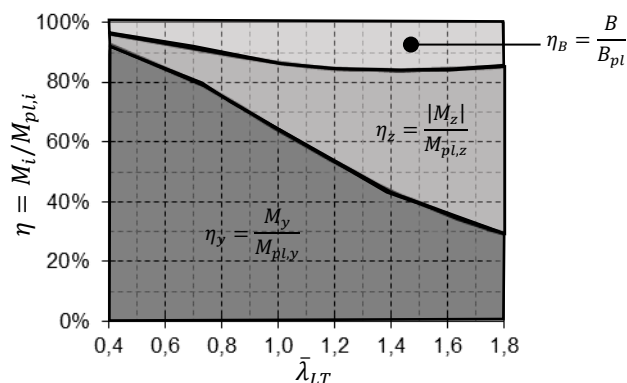


Abb. 4-12: Ausnutzungsgrade infolge  $M_y$ ,  $M_z$  und  $B$  bei der Berechnung der erforderlichen eigenformaffinen Ersatzimperfectionen (IMP-1) für IPE 200 aus S 235 mit konstantem Momentenverlauf  $M_y$  unter Anwendung der linear plastischen Interaktion (I-2) beim Querschnittsnachweis

Unter Beachtung der geschilderten Zusammenhänge werden im nächsten Schritt die Unterschiede der linearen und nichtlinearen Interaktionen näher betrachtet. Einziger Unterschied zwischen der linearen plastischen Interaktion (I-2) nach Gl. 4-7 und der nichtlinearen Interaktionsbeziehungen (I-4) nach Gl. 4-9 besteht im Exponenten des zum  $M_y$  zugehörigen Ausnutzungsgrades. Durch die Quadrierung dieses Terms in Gl. 4-9 wird die Ausnutzung infolge  $M_y$  abgeschwächt. Zur Kompensation dieses Effekts ist ein größerer Anteil infolge den Zusatzschnittgrößen  $M_z$  und  $B$  und damit eine größere Ersatzimperfection erforderlich. Dies wirkt sich insbesondere im niedrigen Schlankheitsbereich aus, wo einerseits die Gesamtausnutzung durch den Ausnutzungsgrad aus  $M_y$  dominiert wird und zum anderen das System eine geringe Verformungsempfindlichkeit gegenüber Imperfectionen aufweist. Mit zunehmender Bauteillänge nimmt die Verformungsempfindlichkeit überproportional zu, wodurch im hohen bezogenen Schlankheitsbereich geringere Ersatzimperfectionen erforderlich sind, obwohl der Anteil der Ausnutzungsgrade aus  $M_z$  und  $B$  größer ist. Daher sind im niedrigen Schlankheitsbereich die größten Unterschiede der erforderlichen Ersatzimperfectionen zwischen den linearen und nichtlinearen Interaktionen ersichtlich, während im hohen Schlankheitsbereich die Ergebnisse kaum durch die gewählte Interaktionsbeziehung beim Querschnittsnachweis beeinflusst werden.

Aus der Anwendung des Teilschnittgrößenverfahrens (I-5) ergeben sich die größten erforderlichen Ersatzimperfectionen im niedrigen Schlankheitsbereich. Dies ist im Wesentlichen auf die genauere und wirtschaftlichere Berücksichtigung des Einflusses infolge des Wölbmomentes auf die Querschnittstragfähigkeit zurückzuführen. Beim Teilschnittgrößenverfahren wird aus  $M_z$  und  $B$  aufgrund der



gegenseitigen Wirkung ein unterschiedlicher Plastifizierungsgrad im Ober- und Unterflansch ermittelt.

Ähnliche Tendenzen und Zusammenhänge sind auch bei der geometrischen Ersatzimperfektion in Form einer reinen Vorkrümmung (IMP-2) zu erkennen. Abb. 4-13 gibt die zugehörigen  $j$ -Kurven für verschiedene Interaktionsbeziehungen an. Im Vergleich zur eigenformaffinen Imperfektion erfordert die seitliche Vorkrümmung höhere Ersatzimperfektionen.

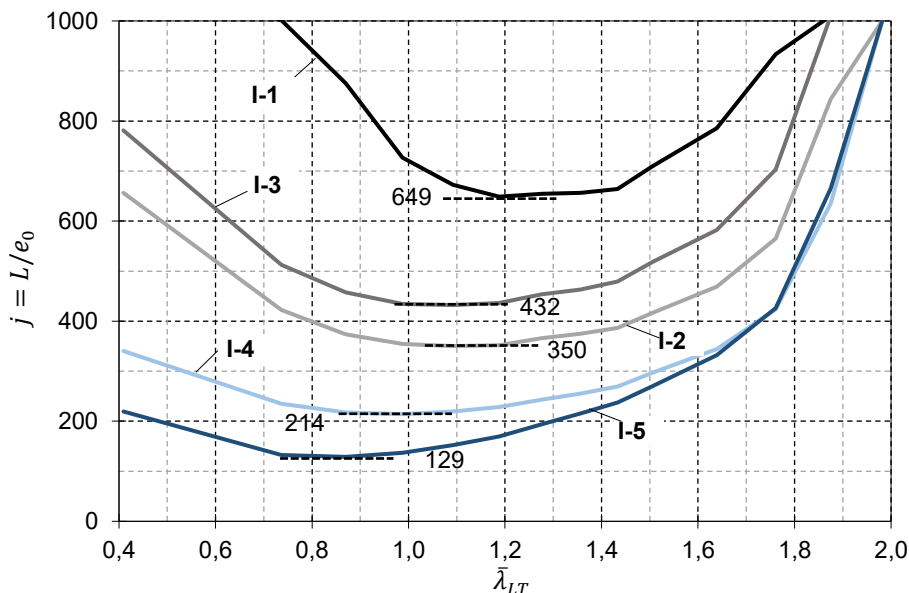


Abb. 4-13: Erforderliche Ersatzimperfektionsgrößen für IPE 200 aus S 235 mit konstantem Momentenverlauf  $M_y$  unter Ansatz einer sinusförmigen Vorkrümmung (IMP-2) für verschiedene Interaktionsbeziehungen beim Querschnittsnachweis

Die Kenntnis über die erforderlichen Imperfektionsgrößen und den Verlauf der  $j$ -Kurven bilden eine wichtige Hilfestellung für die Entwicklung des Nachweisverfahrens. Zur Festlegung der priorisierten Interaktionsbeziehung geben die sich daraus einstellenden Traglastkurven zusätzliche Entscheidungshilfen.

In Abb. 4-14 sind bezogene Traglastkurven unter Anwendung der Interaktionen I-1 bis I-5 dargestellt. Die Berechnungen wurden unter Ansatz der maximal erforderlichen Ersatzimperfektionsgrößen nach Abb. 4-11 durchgeführt. Die damit erzielten Traglasten  $M_{ult,y}$  werden in Bezug zu den numerischen Traglasten nach GMNIA ( $M_{y,GMNIA}$ ) dargestellt. Aufgrund der pauschalen Annahme der maximalen Ersatzimperfektionen werden die Traglasten nach GMNIA in keinem Fall überschritten, so dass sich stets kleinere Werte als 1,0 einstellen.

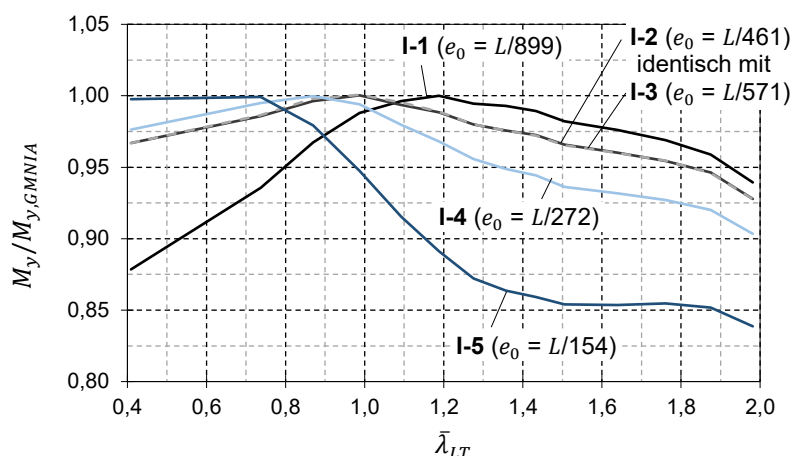


Abb. 4-14: Traglastkurven für IPE 200 aus S 235 mit konstantem Biegemomentverlauf unter Anwendung der Interaktionen I-1 bis I-5 und unter Berücksichtigung der maßgebenden erforderlichen eigenformaffinen Ersatzimperfectionen (IMP-1).

Der Verlauf der Traglastkurven veranschaulicht deutlich die Abhängigkeiten zwischen der erforderlichen Imperfektionsgröße und der Bauteilschlankheit. Die Anwendung der linear elastischen Interaktionsbeziehung I-1 führt im niedrigen Schlankheitsbereich zu einer deutlichen Unterschätzung der Traglast nach GMNIA. Diese Auswirkung ist durchaus wünschenswert, da hierdurch bei dünnwandigen und semi-kompakten Querschnitten einer lokalen Beulgefahr vorgebeugt wird, die bei kurzen Bauteilen auftreten kann. Für kompakte Querschnitte eignet sich die Anwendung einer plastischen Interaktion, wobei die linearen (I-2 und I-3) und die nichtlineare I-4 bis zu einem bezogenen Schlankheitsgrad von  $\bar{\lambda}_{LT} \leq 1,0$  nahezu identische Traglasten liefern. Aus der Anwendung des Teilschnittgrößenverfahrens I-5 ergeben sich aufgrund der genaueren Berücksichtigung der Wölbmomente die höchsten Traglasten und die mit der besten Übereinstimmung mit GMNIA.

Bei schlanken Bauteilen nimmt die Bedeutung der Imperfektionsgröße zu, während die Art des Querschnittsnachweises an Einfluss verliert. Die Verwendung der elastischen Interaktion (I-1) führt aufgrund der geringen Imperfektionsgröße ( $e_0 = L/899$ ) zu höheren Traglasten als unter Ausnutzung der plastischen Querschnittsreserven. Zur Begrenzung dieser für den Anwender paradoxen Auswirkung, unter Führung eines plastischen Querschnittsnachweises geringere Traglasten erreichen zu können als mit der elastischen Querschnittstragfähigkeit, sollten die vorgegebenen Imperfektionen für den elastischen und plastischen Querschnittsnachweis möglichst ähnliche Größenwerte aufweisen.

Aus der Gegenüberstellung der Traglastkurven mit plastischen Interaktionen in Abb. 4-14 weisen die linearen Interaktionen I-2 und I-3 die höchsten Traglasten auf. Die nichtlinearen plastischen Interaktionen ergeben wegen den wesentlich größeren erforderlichen Imperfektionsgrößen deutlich geringere Traglasten, wobei aus der Anwendung des Teilschnittgrößenverfahrens (I-5) die geringsten Traglasten im hohen Schlankheitsbereich resultieren.

Aus der Bewertung und Abwägung der beschriebenen Einflüssen, die mit der Anwendung verschiedener Interaktionsbeziehungen einhergehen, wird für die Betrachtung der reinen Biegebeanspruchung die Verwendung der linearen Interaktion (I-2) für den plastischen Querschnittsnachweis empfohlen. Obwohl nichtlineare Interaktionsbeziehungen die plastische Querschnittstragfähigkeit unter verschiedenen Schnittgrößenkonstellationen präziser beschreiben, führen diese bei stabilitätsgefährdeten Bauteilen nur selten zu genaueren Ergebnissen. Die Anwendung der linearen Interaktion weist aufgrund der einfachen Handhabung und der geringeren erforderlichen Imperfektionsgröße deutliche Vorteile auf. Die Begrenzung des plastischen Formbeiwertes hat vernachlässigbar geringe Auswirkungen auf den Nachweisprozess und wird im Rahmen der weiteren Untersuchung nicht weiter betrachtet.

## 4.4 Einfluss aus der Querschnittsgeometrie

### 4.4.1 Allgemeines

Das räumliche Tragverhalten von biegedrillknickgefährdeten Bauteilen wird maßgeblich durch die Querschnittseigenschaften beeinflusst. Dabei spielen insbesondere die Querschnittssteifigkeiten und das Verhältnis der verschiedenen Steifigkeitskenngrößen zueinander eine entscheidende Rolle. Dieser Einfluss erstreckt sich auch auf die Sensitivität des Bauteils gegenüber von Vorverformungen und damit auch auf die erforderliche Größe der Ersatzimperfection.

In Abb. 4-15 sind Traglastkurven für zwei grundlegend verschiedene Walzprofile, dem kompakten HEM 200 und dem schlanken HEA 1000, dargestellt. Als baustatisches System liegt ein beidseitig gabelgelagerter Stab mit konstantem Biegemomentverlauf über die Bauteillänge zugrunde. Die blauen Traglastkurven ergeben sich aus dem Ansatz einer zur ersten Biegedrillknickeigenform affinen Vorverformung mit unterschiedlichen Skalierungsgrößen der maximalen seitlichen Auslenkung des druckbeanspruchten Flansches. Der Nachweis der Querschnittstragfähigkeit erfolgt mit der linear plastischen Interaktionsbeziehung nach Gl. 4-7. Aus der Differenz der Traglasten, die sich aus der Berücksichtigung einer relativ kleinen und großen Vorverformung ergeben, kann die Sensitivität des Bauteils gegenüber der Wirkung von geometrischen Imperfectionen bewertet werden. Demnach reagiert das schlanke Profil HEA 1000 mit 30 % Traglastminderung wesentlich empfindlicher auf die Variation der Imperfectionsgröße von  $L/1000$  auf  $L/200$  als das kompakte HEM 200 Profil mit lediglich 20 % Traglastminderung. Die beschriebene Bauteilsensitivität, die mit zunehmender Querschnittsschlankheit eine steigende Tendenz aufweist, spielt eine wesentliche Rolle beim Entwicklungsprozess des Nachweisverfahrens und der Kalibrierung der erforderlichen geometrischen Ersatzimperfectionen.

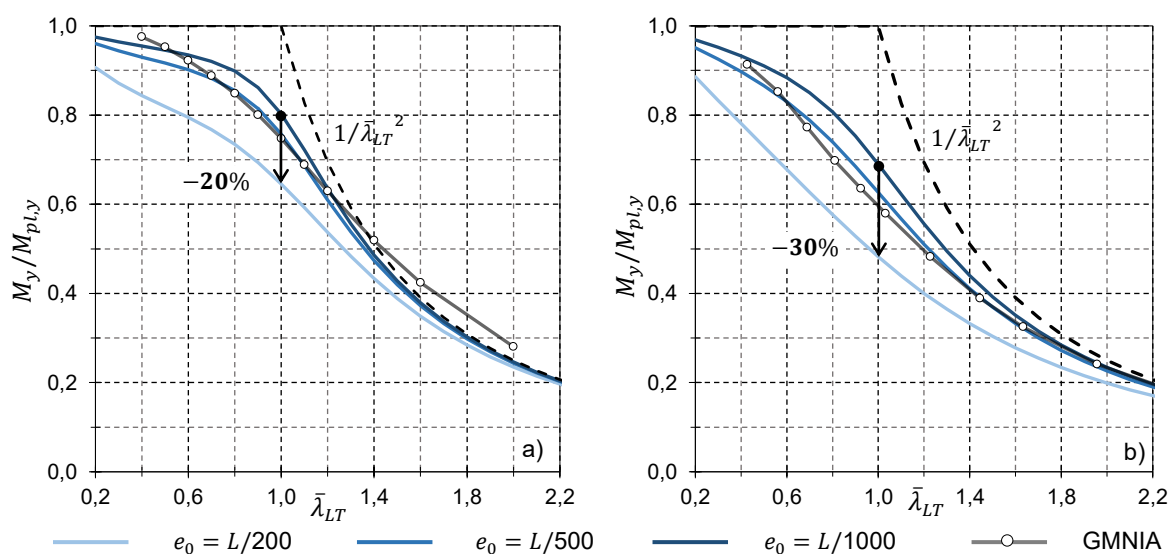


Abb. 4-15: Traglastkurven für ein beidseitig gabelgelagerten Trägers beansprucht durch einen konstanten Biegemomentverlauf mit unterschiedlichen Größen ( $L/1000$ ,  $L/500$ ,  $L/200$ ) der eigenformaffinen Ersatzimperfection (IMP-1) für a) HEM 200 und b) HEA 1000. Beide Walzprofile aus S 235.

Abb. 4-16 zeigt den Verlauf zahlreicher  $j$ -Kurven in Abhängigkeit vom bezogenen Schlankheitsgrad für verschiedene I-Walzprofile aus S 235. Als baustatisches System wird ein beidseitig gabelgelagerter Träger mit konstantem Biegemomentverlauf über die Bauteillänge betrachtet. In Abb. 4-16 a) wird der Querschnittsnachweis elastisch (I-1) nach Gl. 4-6 und in Abb. 4-16 b) unter Anwendung der linear plastischen Interaktionsbeziehung (I-2) nach Gl. 4-7 geführt. Die geometrische Ersatzimperfection wird affin zur ersten Biegedrillknickeigenform (IMP-1) angesetzt.

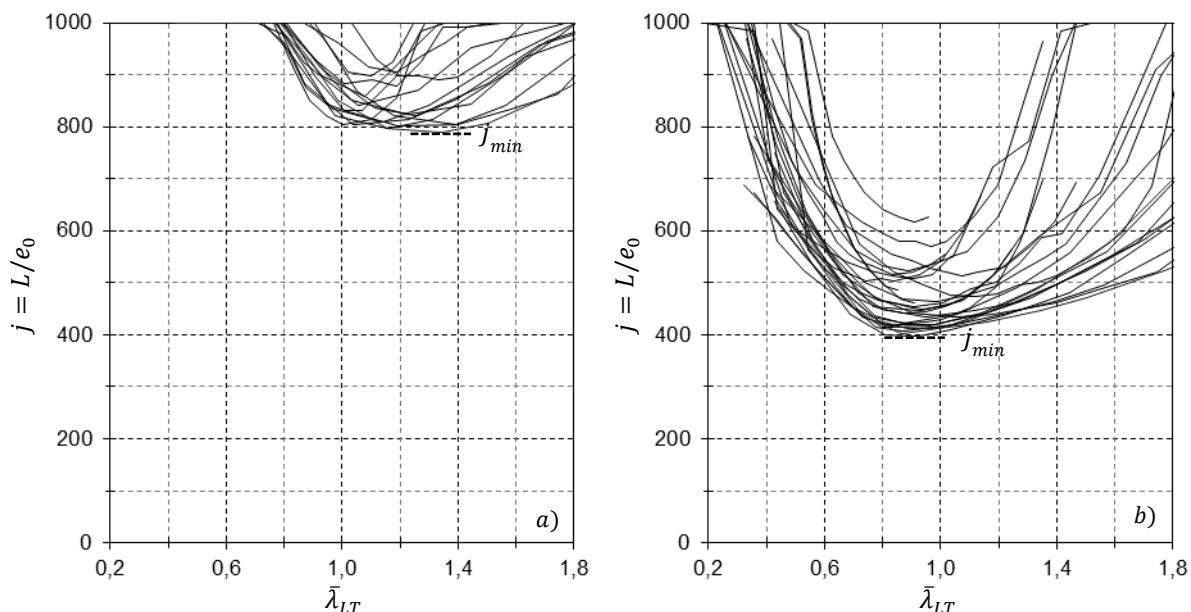


Abb. 4-16: Erforderliche Größen der eigenformaffinen Ersatzimperfection (IMP-1) für verschiedene Walzprofile aus S 235, konstantem Biegemomentverlauf und Querschnittsnachweis mit: a) elastischer Interaktion I-1 und b) linear plastischen Interaktion I-2

Für alle  $j$ -Kurven stellt sich ein einheitlicher Verlauf mit dem Minimalwert  $j_{min}$  im mittleren bezogenen Schlankheitsbereich ein. Dieser typische  $j$ -Kurven-Verlauf stellt sich unabhängig vom betrachteten Profil, der Herstellungsart (gewalzt oder geschweißt), der angesetzten geometrischen Imperfectionsform (eigenformaffin oder als reine Vorkrümmung), der Stahlgüte, der Belastung oder gar dem Beanspruchungszustand ein, sofern die Darstellung in Abhängigkeit vom zu betrachtenden Stabilitätsproblem zugehörigen bezogenen Schlankheitsgrad erfolgt. Für die Entwicklung des Nachweisverfahrens und insbesondere zur Kalibrierung der Imperfectionsgröße  $e_0$  ist die Kenntnis über den Minimalwert  $j_{min}$  für die einzelnen Profile entscheidend, wohingegen der Verlauf und die Abhängigkeit von der bezogenen Schlankheit zweitrangig sind. Aus diesem Grund wird im Folgenden auf die Darstellung der  $j$ -Kurven verzichtet und lediglich die ermittelten Minimalwerte angegeben.

In den beiden Diagrammen in Abb. 4-16 ist eine ausgeprägte Streuung der zu verschiedenen Walzprofilen zugehörigen  $j$ -Kurven zu erkennen, was auf eine Profilabhängigkeit der erforderlichen Ersatzimperfectionsgröße schließen lässt. Auch der Einfluss aus der beim Querschnittsnachweis angewandten Interaktionsbeziehung ist durch die unterschiedliche Höhenlage der  $j$ -Kurven in Abb. 4-16 a) und b) offensichtlich. Zusätzlich tritt eine gegenseitige Beeinflussung zwischen den beiden Einflussgrößen – Profilabhängigkeit und Interaktionsbeziehung beim Querschnittsnachweis – auf.

#### 4.4.2 Ersatzimperfectionen in Abhängigkeit vom $h/b$ -Verhältnis

Zur Identifikation der maßgebenden Querschnittsparameter werden im Folgenden die individuellen Einflussfaktoren verschiedener Querschnittsgrößen bewertet. Eine vorrangige Bedeutung weist in diesem Kontext das Verhältnis der Profilhöhe/Profilbreite ( $h/b$ ) auf. Nach DIN EN 1993-1-1 wird die Größe der geometrischen Ersatzimperfection in Abhängigkeit von der Knicklinie angegeben, die wiederum vom  $h/b$ -Verhältnis abhängig ist. Beim Biegedrillknicknachweis wird eine Abgrenzung bei  $h/b = 2,0$  vorgenommen. I-Profilen mit  $h/b > 2,0$  wird ein ungünstiges Verhalten unterstellt, mit entsprechend größeren Ersatzimperfection als für Profile mit  $h/b \leq 2,0$  (Stroetmann & Lindner, 2010).

Tab. 4-1: Erforderliche Ersatzimperfectionen in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis für verschiedene gewalzte I-Profile aus S 235 bei einem konstanten Momentenverlauf und eigenformaffiner Imperfectionsform (IMP-1)

Walzprofil	h/b	$j_{min} = L/e_0$		Walzprofil	h/b	$j_{min} = L/e_0$		Walzprofil	h/b	$j_{min} = L/e_0$	
		Querschnitts- nachweis				Querschnitts- nachweis				Querschnitts- nachweis	
		elastisch	plastisch			elastisch	plastisch			elastisch	plastisch
HEAA 100	<b>0,91</b>	>1000	696	HEAA 400	<b>1,26</b>	>1000	524	HEB 650	<b>2,17</b>	879	458
HEAA 300	<b>0,94</b>	>1000	QK 3	HEA 400	<b>1,30</b>	>1000	508	HEM 650	<b>2,19</b>	895	473
HEA 200	<b>0,95</b>	>1000	504	HEB 400	<b>1,33</b>	>1000	571	IPE 400	<b>2,22</b>	836	424
HEA 100	<b>0,96</b>	>1000	516	HEM 400	<b>1,41</b>	>1000	582	HEAA 700	<b>2,23</b>	852	422
HEA 300	<b>0,97</b>	961	469	HEAA 500	<b>1,57</b>	895	467	HEA 700	<b>2,30</b>	832	430
HEB 200	<b>1,00</b>	>1000	516	HEA 500	<b>1,63</b>	922	477	HEB 700	<b>2,33</b>	856	452
HEB 300	<b>1,00</b>	>1000	489	HEB 500	<b>1,67</b>	977	508	HEM 700	<b>2,36</b>	860	465
HEAA 320	<b>1,00</b>	938	QK 3	HEM 500	<b>1,71</b>	>1000	526	IPE 450	<b>2,37</b>	817	417
HEA 320	<b>1,03</b>	891	454	IPE 80	<b>1,74</b>	>1000	514	IPE 500	<b>2,50</b>	809	415
HEB 320	<b>1,07</b>	>1000	485	HEAA 550	<b>1,74</b>	883	450	HEAA 800	<b>2,57</b>	840	422
HEM 200	<b>1,07</b>	>1000	485	HEA 550	<b>1,80</b>	883	454	HEA 800	<b>2,63</b>	797	419
HEM 260	<b>1,08</b>	>1000	469	IPE 100	<b>1,82</b>	>1000	524	HEB 800	<b>2,67</b>	820	434
HEM 240	<b>1,09</b>	>1000	465	HEB 550	<b>1,83</b>	930	485	HEM 800	<b>2,69</b>	811	434
HEAA 360	<b>1,13</b>	832	442	HEM 550	<b>1,87</b>	957	501	IPE 600	<b>2,73</b>	805	407
HEM 320	<b>1,16</b>	>1000	461	HEAA 600	<b>1,90</b>	860	446	HEAA 1000	<b>3,23</b>	824	401
HEA 360	<b>1,17</b>	809	422	IPE 200	<b>2,00</b>	899	463	HEA 1000	<b>3,30</b>	785	397
HEB 360	<b>1,20</b>	895	450	IPE 300	<b>2,00</b>	856	434	HEB 1000	<b>3,33</b>	797	411
HEM 340	<b>1,22</b>	>1000	618	HEA 650	<b>2,13</b>	820	430	HEM 1000	<b>3,34</b>	789	411

QK 3: Querschnittsklasse 3

In Tab. 4-1 sind die erforderlichen Ersatzimperfectionen für insgesamt 54 gewalzte I-Profile aus S 235 in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis aufgeführt. Die Ersatzimperfection entspricht der skalierten ersten Biegedrillnickeigenform (IMP-1) und die angegebene Imperfectionsgröße  $e_0$  der maximalen Auslenkung des druckbeanspruchten Flansches in Feldmitte. Die Ergebnisausgabe für die einzelnen Walzprofile erfolgt unter Berücksichtigung der Querschnittsklasse. Die Ausnutzung der vollen plastischen Querschnittsreserven bedarf der Einordnung des Querschnitts in die Querschnittsklassen 1 oder 2. Querschnitte, die der Querschnittsklasse 3 oder 4 zuzuordnen sind, werden bei der Betrachtung des plastischen Querschnittsnachweises nicht berücksichtigt. Gleiches gilt für Profile mit der Querschnittsklasse 4 und der elastischen Querschnittstragfähigkeit.

In der graphischen Darstellung in Abb. 4-17 der in Tab. 4-1 aufgeführten Ergebnisse ist ein abnehmender Trend der unteren Grenzlinien, die die Minimalwerte  $j_{min}$  umfassen, mit zunehmendem  $h/b$ -Verhältnis zu beobachten. Dieser Trend stellt sich jeweils in den Bereichen  $h/b \leq 1,2$  und  $h/b > 1,2$  ein. Das  $h/b$ -Verhältnis von 1,2 kennzeichnet die wechselnde Eigenspannungsannahme bei GMNIA, siehe Abb. 3-10, und führt zu einer Diskontinuität bei den erforderlichen Ersatzimperfectionen. In (Stroetmann & Fominow, 2018) wurde dieses Phänomen ebenfalls wahrgenommen, obwohl die erforderlichen Ersatzimperfectionen basierend auf den Grenzlaster nach dem Ersatzstabverfahren gemäß prEN 1993-1-1 analytisch abgeleitet wurden. Die weitreichenden Auswirkungen auf weiterführende Nachweisverfahren aus dem abrupten Eigenspannungswechsel bei  $h/b = 1,2$ , deren Hintergründe auf den Seiten 30 ff. näher beschrieben sind, werden dadurch ersichtlich. Eine getrennte Betrachtung von gewalzten Profilen mit  $h/b \leq 1,2$  und  $h/b > 1,2$  ist sinnvoll, insbesondere wenn die Kalibrierung der Ersatzimperfectionen basierend auf GMNIA Berechnungen erfolgt, denen die beschriebenen Eigenspannungsannahmen zugrunde liegen.

Die nach DIN EN 1993-1-1 getroffene Differenzierung bei  $h/b = 2,0$  ist hingegen als unzutreffend zu bewerten. Die erforderlichen Ersatzimperfectionen für das Profil HEA 360 mit einem  $h/b$ -Verhältnis von 1,17 weisen ähnliche Größenordnungen auf, wie beim Profil HEM 1000 mit  $h/b = 3,34$ .

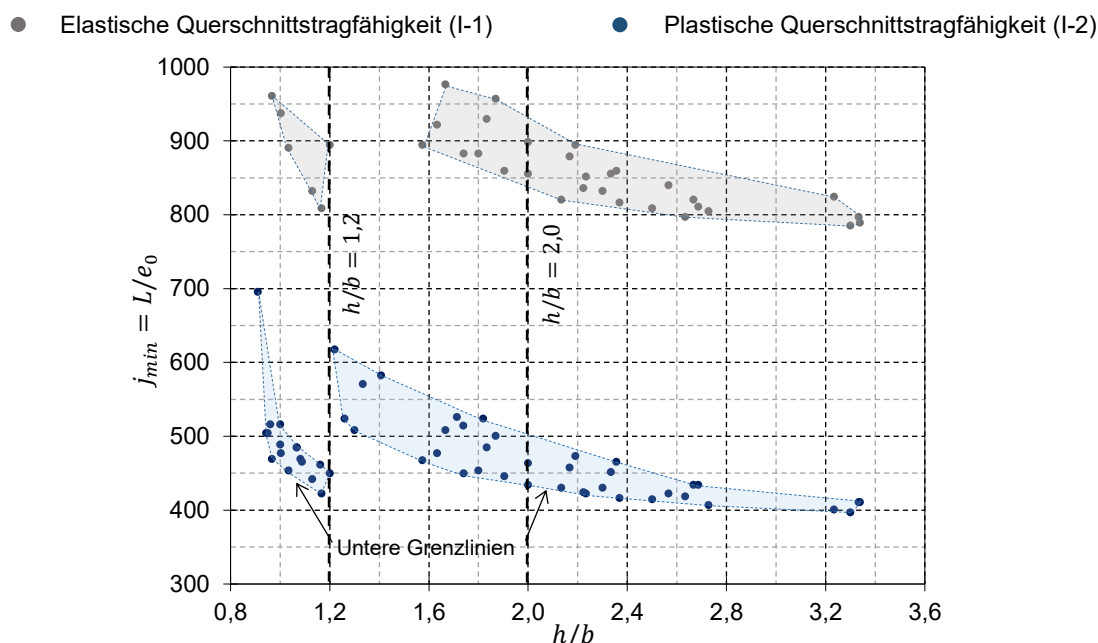


Abb. 4-17: Darstellung der in Tab. 4-1 aufgelisteten  $j_{min}$ -Werten in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis

Der Ansatz einer sinusförmigen seitlichen Vorkrümmung (IMP-2) als Ersatzimperfektion führt zu den in Tab. 4-2 gelisteten und in Abb. 4-18 graphisch illustrierten Ergebnissen. Auch bei der reinen Vorkrümmung ist eine differenzierte Betrachtung zwischen den Walzprofilen mit  $h/b \leq 1,2$  und  $h/b > 1,2$  aus den zuvor genannten Gründen sinnvoll. Im Vergleich zur Imperfektionsform IMP-1 (Abb. 4-17) ergeben sich aus dem Ansatz der reinen Vorkrümmung IMP-2 (Abb. 4-18) größere Streubreiten der erforderlichen Imperfektionsgrößen. Außerdem ist kein fallender oder steigender Trend der unteren Grenzlinie mit zunehmendem  $h/b$ -Verhältnis zu erkennen. Beide Eigenschaften - große Streubreite und konstanter Trend – bilden Anhaltspunkte für eine unzureichende Relation zwischen den  $j_{min}$ -Werten und dem  $h/b$ -Verhältnis.

Tab. 4-2: Erforderliche Ersatzimperfektionen in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis für verschiedene gewalzte I-Profile aus S 235 bei einem konstanten Momentenverlauf und einer sinusförmigen Imperfektionsform (IMP-2)

Walzprofil	h/b	$j_{min} = L/e_0$		Walzprofil	h/b	$j_{min} = L/e_0$		Walzprofil	h/b	$j_{min} = L/e_0$	
		Querschnittsnachweis				Querschnittsnachweis				Querschnittsnachweis	
		elastisch	plastisch			elastisch	plastisch			elastisch	plastisch
HEAA 100	<b>0,91</b>	>1000	419	HEAA 400	<b>1,26</b>	809	434	HEB 650	<b>2,17</b>	608	346
HEAA 300	<b>0,94</b>	781	QK 3	HEA 400	<b>1,30</b>	735	381	HEM 650	<b>2,19</b>	551	308
HEA 200	<b>0,95</b>	723	358	HEB 400	<b>1,33</b>	785	383	IPE 400	<b>2,22</b>	668	362
HEA 100	<b>0,96</b>	891	282	HEM 400	<b>1,41</b>	770	321	HEAA 700	<b>2,23</b>	739	387
HEA 300	<b>0,97</b>	684	352	HEAA 500	<b>1,57</b>	758	405	HEA 700	<b>2,30</b>	651	356
HEB 200	<b>1,00</b>	727	309	HEA 500	<b>1,63</b>	668	370	HEB 700	<b>2,33</b>	602	348
HEB 300	<b>1,00</b>	688	325	HEB 500	<b>1,67</b>	643	354	HEM 700	<b>2,36</b>	541	311
HEAA 320	<b>1,00</b>	711	QK 3	HEM 500	<b>1,71</b>	604	309	IPE 450	<b>2,37</b>	670	364
HEA 320	<b>1,03</b>	629	335	IPE 80	<b>1,74</b>	610	311	IPE 500	<b>2,50</b>	672	362
HEB 320	<b>1,07</b>	657	319	HEAA 550	<b>1,74</b>	762	397	HEAA 800	<b>2,57</b>	750	393
HEM 200	<b>1,07</b>	>1000	237	HEA 550	<b>1,80</b>	647	360	HEA 800	<b>2,63</b>	637	358
HEM 260	<b>1,08</b>	>1000	233	IPE 100	<b>1,82</b>	657	331	HEB 800	<b>2,67</b>	618	348
HEM 240	<b>1,09</b>	>1000	225	HEB 550	<b>1,83</b>	633	346	HEM 800	<b>2,69</b>	534	309
HEAA 360	<b>1,13</b>	633	352	HEM 550	<b>1,87</b>	567	301	IPE 600	<b>2,73</b>	666	360
HEM 320	<b>1,16</b>	>1000	231	HEAA 600	<b>1,90</b>	739	397	HEAA 1000	<b>3,23</b>	750	381
HEA 360	<b>1,17</b>	559	305	IPE 200	<b>2,00</b>	649	350	HEA 1000	<b>3,30</b>	680	360
HEB 360	<b>1,20</b>	563	293	IPE 300	<b>2,00</b>	680	368	HEB 1000	<b>3,33</b>	623	356
HEM 340	<b>1,22</b>	>1000	321	HEA 650	<b>2,13</b>	633	354	HEM 1000	<b>3,34</b>	582	338

QK 3: Querschnittsklasse 3

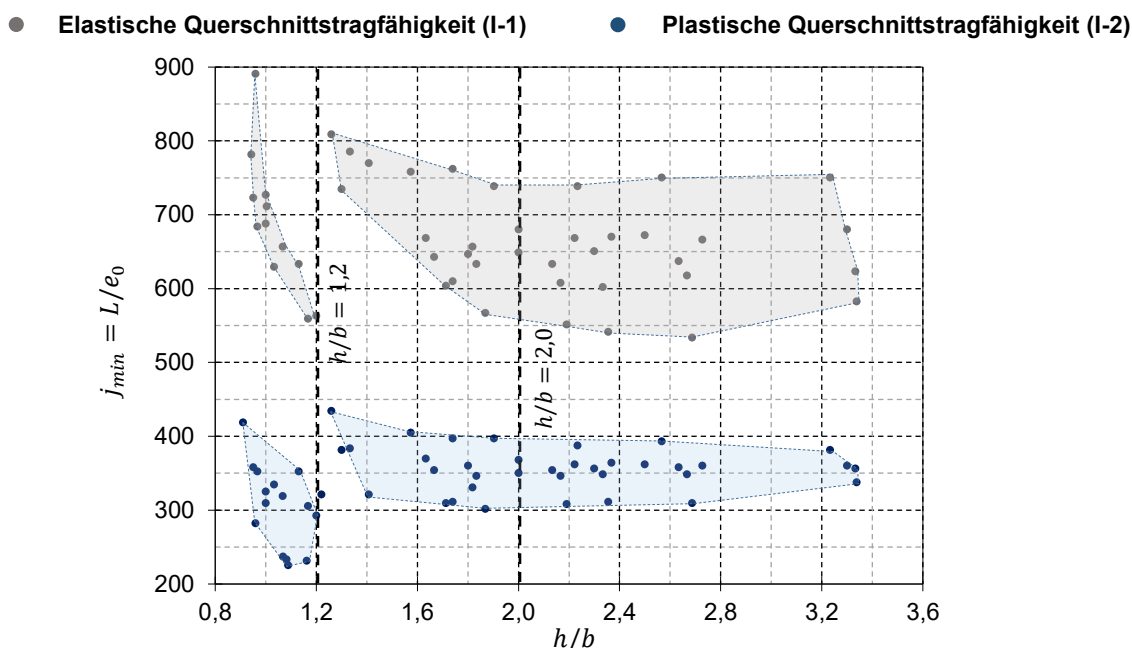


Abb. 4-18: Darstellung der in Tab. 4-2 aufgelisteten erforderlichen Ersatzimperfectionen in Abhängigkeit vom h/b-Verhältnis

Bei geschweißten I-Profilen ist ebenfalls eine Abhängigkeit zwischen der Querschnittsgeometrie und den erforderlichen  $j_{min}$ -Werten gegeben, die einer näheren Untersuchung bedarf. Bei geschweißten I-Profilen setzt sich der Gesamtquerschnitt aus drei Blechen zusammen. Die Festlegung der Breite und Dicke der einzelnen Bleche weist eine nahezu uneingeschränkte Variationsmöglichkeit auf. Im Gegensatz zu gewalzten I-Profilen bestehen keine Eingrenzungen durch eine systematische Katalogisierung in wenige gängige Profilvereihen. Daher wird im Rahmen der Untersuchung die Geometriewahl für geschweißte doppelsymmetrische I-Profile in Anlehnung an die Profilauswahl für gewalzte I-Querschnitte getroffen. Die Höhe und die Breite des Gesamtquerschnitts sowie die Blechbreite und die Blechdicke der Gurte und des Stegs werden analog zu den Abmessungen der entsprechenden Walzprofile festgelegt (Abb. 4-19).

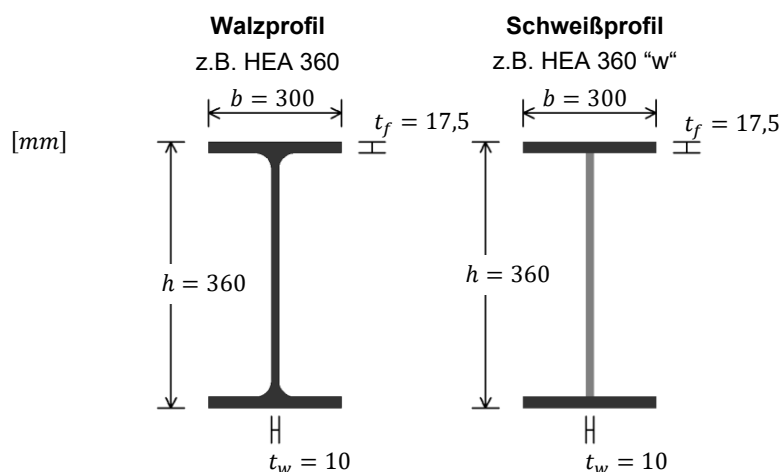


Abb. 4-19: Zusammenhang zwischen Profilbezeichnung und Blechabmessungen bei geschweißten I-Profilen

Die Abweichungen zu den Walzprofilen, die sich aus der Vernachlässigung der Walzausrundung und des abweichenden Eigenspannungsansatz ergeben, werden bei der Bezeichnung der geschweißten I-Profile durch einen zusätzlichen Buchstaben "w" kenntlich machen.

Tab. 4-3: Erforderliche Ersatzimperfektionen in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis für verschiedene geschweißte I-Profile aus S 235 bei einem konstanten Momentenverlauf und eigenformaffinen Imperfektionsform (IMP-1)

Geschweißte doppelt- symmetrische I-Profile	$h/b$	$j_{min} = L/e_0$		Geschweißte doppelt- symmetrische I-Profile	$h/b$	$j_{min} = L/e_0$		Geschweißte doppelt- symmetrische I-Profile	$h/b$	$j_{min} = L/e_0$	
		Querschnitts- nachweis				Querschnitts- nachweis				Querschnitts- nachweis	
		elastisch	plastisch			elastisch	plastisch			elastisch	plastisch
HEAA 100 "w"	<b>0,91</b>	992	419	HEAA 400 "w"	<b>1,26</b>	594	QK 3	HEB 650 "w"	<b>2,17</b>	567	294
HEAA 300 "w"	<b>0,94</b>	715	QK 3	HEA 400 "w"	<b>1,30</b>	657	360	HEM 650 "w"	<b>2,19</b>	618	307
HEA 200 "w"	<b>0,95</b>	852	403	HEB 400 "w"	<b>1,33</b>	727	360	IPE 400 "w"	<b>2,22</b>	551	284
HEA 100 "w"	<b>0,96</b>	>1000	387	HEM 400 "w"	<b>1,41</b>	867	317	HEAA 700 "w"	<b>2,23</b>	516	275
HEA 300 "w"	<b>0,97</b>	781	QK 3	HEAA 500 "w"	<b>1,57</b>	532	QK 3	HEA 700 "w"	<b>2,30</b>	543	282
HEB 200 "w"	<b>1,00</b>	>1000	395	HEA 500 "w"	<b>1,63</b>	579	307	HEB 700 "w"	<b>2,33</b>	549	292
HEB 300 "w"	<b>1,00</b>	899	387	HEB 500 "w"	<b>1,67</b>	633	321	HEM 700 "w"	<b>2,36</b>	594	303
HEAA 320 "w"	<b>1,00</b>	637	QK 3	HEM 500 "w"	<b>1,71</b>	727	321	IPE 450 "w"	<b>2,37</b>	522	278
HEA 320 "w"	<b>1,03</b>	766	374	IPE 80 "w"	<b>1,74</b>	727	352	IPE 500 "w"	<b>2,50</b>	528	300
HEB 320 "w"	<b>1,07</b>	875	383	HEAA 550 "w"	<b>1,74</b>	559	294	HEAA 800 "w"	<b>2,57</b>	540	287
HEM 200 "w"	<b>1,07</b>	>1000	317	HEA 550 "w"	<b>1,80</b>	551	307	HEA 800 "w"	<b>2,63</b>	536	278
HEM 260 "w"	<b>1,08</b>	>1000	337	IPE 100 "w"	<b>1,82</b>	696	331	HEB 800 "w"	<b>2,67</b>	530	287
HEM 240 "w"	<b>1,09</b>	>1000	329	HEB 550 "w"	<b>1,83</b>	618	309	HEM 800 "w"	<b>2,69</b>	582	294
HEAA 360 "w"	<b>1,13</b>	633	QK 3	HEM 550 "w"	<b>1,87</b>	684	315	IPE 600 "w"	<b>2,73</b>	543	291
HEM 320 "w"	<b>1,16</b>	>1000	309	HEAA 600 "w"	<b>1,90</b>	524	298	HEAA 1000 "w"	<b>3,23</b>	530	283
HEA 360 "w"	<b>1,17</b>	700	368	IPE 200 "w"	<b>2,00</b>	590	333	HEA 1000 "w"	<b>3,30</b>	493	270
HEB 360 "w"	<b>1,20</b>	781	376	IPE 300 "w"	<b>2,00</b>	543	290	HEB 1000 "w"	<b>3,33</b>	516	270
HEM 340 "w"	<b>1,22</b>	>1000	311	HEA 650 "w"	<b>2,13</b>	524	286	HEM 1000 "w"	<b>3,34</b>	528	274

QK 3: Querschnittsklasse 3

In Tab. 4-3 sind die ermittelten erforderlichen Ersatzimperfektionen für geschweißte I-Profile unter Ansatz einer eigenformaffinen geometrischen Imperfektion (IMP-1) aufgeführt und in Abb. 4-20 in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis illustriert. Die bei der GMNIA angesetzte Eigenspannungsverteilung und -größe (Abb. 3-10) sieht bei geschweißten I-Profile keine Abhängigkeiten vom  $h/b$ -Verhältnis vor. Dadurch treten auch keine Diskrepanzen bei individuellen  $h/b$ -Verhältnissen auf, die eine zusätzliche Unterteilung in unterschiedliche Bereiche für die Beschreibung der Querschnittsabhängigkeit erfordert.

- **Elastische Querschnittstragfähigkeit (I-1)**
- **Plastische Querschnittstragfähigkeit (I-2)**

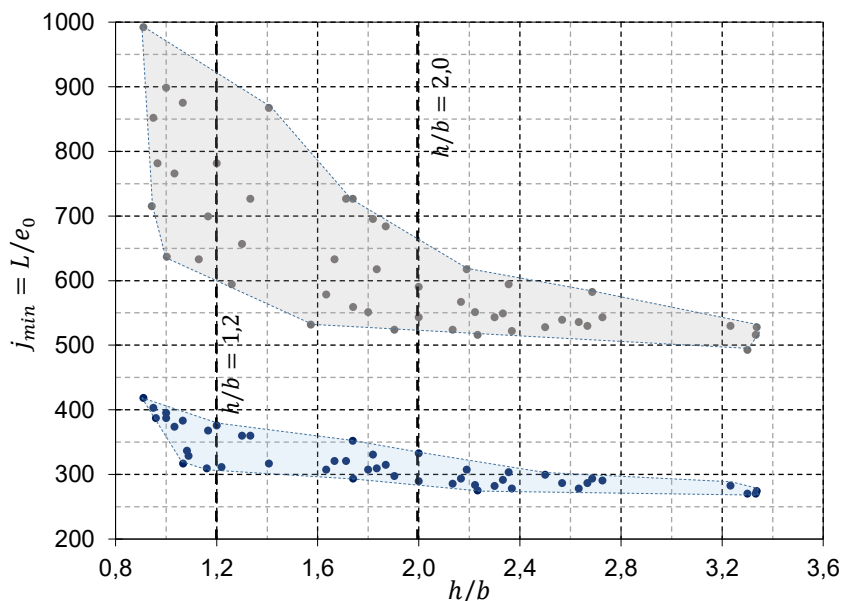


Abb. 4-20: Darstellung der in Tab. 4-3 aufgelisteten erforderlichen Ersatzimperfektionen in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis



Tab. 4-4 und Abb. 4-21 zeigen die Ergebnisse, die aus dem Ansatz einer sinusförmigen seitlichen Vorkrümmung resultieren.

Tab. 4-4: Erforderliche Ersatzimperfektionen in Abhängigkeit vom h/b-Verhältnis für verschiedene geschweißte I-Profile aus S 235 bei einem konstanten Momentenverlauf und einer sinusförmigen Imperfektionsform (IMP-2)

Geschweißte doppelt- symmetrische I-Profile	h/b	$j_{min} = L/e_0$		Geschweißte doppelt- symmetrische I-Profile	h/b	$j_{min} = L/e_0$		Geschweißte doppelt- symmetrische I-Profile	h/b	$j_{min} = L/e_0$	
		Querschnitts- nachweis				Querschnitts- nachweis				Querschnitts- nachweis	
		elastisch	plastisch			elastisch	plastisch			elastisch	plastisch
HEAA 100 "w"	0,91	992	301	HEAA 400 "w"	1,26	594	QK 3	HEB 650 "w"	2,17	567	233
HEAA 300 "w"	0,94	715	QK 3	HEA 400 "w"	1,30	657	270	HEM 650 "w"	2,19	618	214
HEA 200 "w"	0,95	852	317	HEB 400 "w"	1,33	727	253	IPE 400 "w"	2,22	551	255
HEA 100 "w"	0,96	>1000	235	<b>HEM 400 "w"</b>	1,41	<b>867</b>	<b>199</b>	HEAA 700 "w"	2,23	516	257
HEA 300 "w"	0,97	781	QK 3	HEAA 500 "w"	1,57	532	QK 3	HEA 700 "w"	2,30	543	245
HEB 200 "w"	1,00	>1000	255	HEA 500 "w"	1,63	579	246	HEB 700 "w"	2,33	549	231
HEB 300 "w"	1,00	899	282	HEB 500 "w"	1,67	633	237	HEM 700 "w"	2,36	594	218
HEAA 320 "w"	1,00	637	QK 3	HEM 500 "w"	1,71	727	200	IPE 450 "w"	2,37	522	248
HEA 320 "w"	1,03	766	301	IPE 80 "w"	1,74	727	218	IPE 500 "w"	2,50	528	253
HEB 320 "w"	1,07	875	274	HEAA 550 "w"	1,74	559	270	HEAA 800 "w"	2,57	540	261
<b>HEM 200 "w"</b>	1,07	<b>&gt;1000</b>	<b>183</b>	HEA 550 "w"	1,80	551	241	HEA 800 "w"	2,63	536	249
<b>HEM 260 "w"</b>	1,08	<b>&gt;1000</b>	<b>185</b>	IPE 100 "w"	1,82	696	234	HEB 800 "w"	2,67	530	233
<b>HEM 240 "w"</b>	1,09	<b>&gt;1000</b>	<b>185</b>	HEB 550 "w"	1,83	618	237	HEM 800 "w"	2,69	582	227
HEAA 360 "w"	1,13	633	QK 3	HEM 550 "w"	1,87	684	206	IPE 600 "w"	2,73	543	253
<b>HEM 320 "w"</b>	1,16	<b>&gt;1000</b>	<b>189</b>	HEAA 600 "w"	1,90	524	261	HEAA 1000 "w"	3,23	530	264
HEA 360 "w"	1,17	700	284	IPE 200 "w"	2,00	590	252	HEA 1000 "w"	3,30	493	237
HEB 360 "w"	1,20	781	261	IPE 300 "w"	2,00	543	252	HEB 1000 "w"	3,33	516	235
<b>HEM 340 "w"</b>	1,22	<b>&gt;1000</b>	<b>187</b>	HEA 650 "w"	2,13	524	239	HEM 1000 "w"	3,34	528	232

QK 3: Querschnittsklasse 3

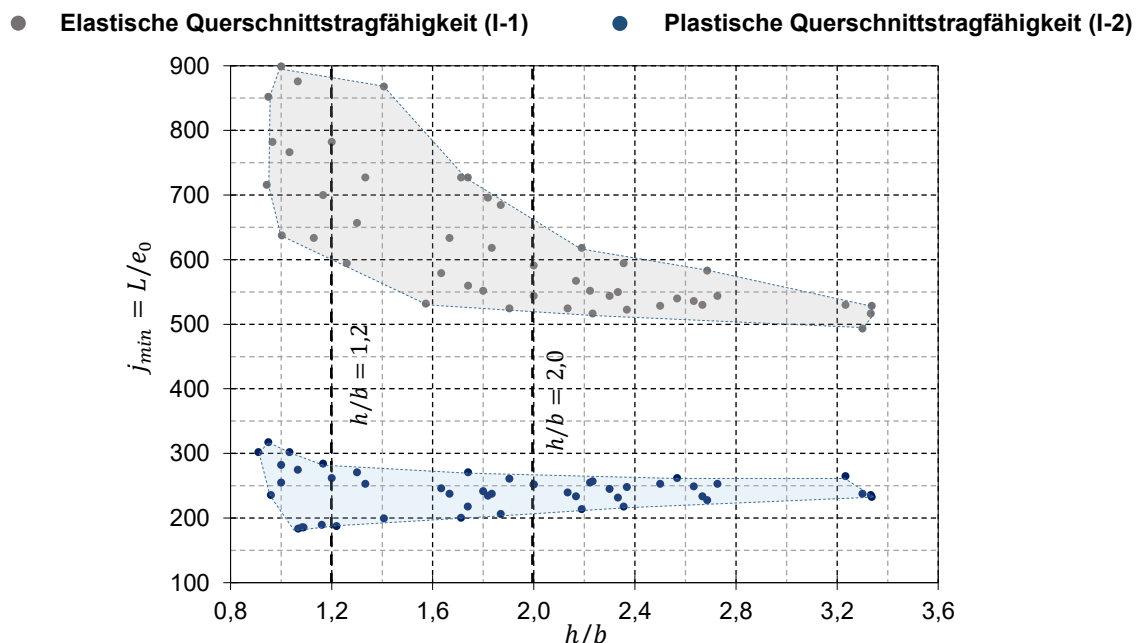


Abb. 4-21: Darstellung der in Tab. 4-4 aufgelisteten erforderlichen Ersatzimperfektionen in Abhängigkeit vom h/b-Verhältnis

Auffallend sind die gegensätzlichen Trends der zur elastischen und plastischen Querschnittstragfähigkeit zugehörigen unteren Grenzlinien. Beim Nachweis der Querschnittstragfähigkeit mit der linear plastischen Interaktion (I-2) ist ein steigender Verlauf wahrzunehmen, während bei der Nachweisführung mit der elastischen Interaktion (I-1) sich ein fallender Verlauf mit

zunehmendem  $h/b$ -Verhältnis einstellt. Bei der Anwendung der plastischen Interaktion treten die geringsten  $j_{min}$ -Werte und somit die größten erforderlichen Imperfectionsgrößen bei den kleinformatigen HEM „w“ Profilen auf (Tab. 4-4, rot hervorgehoben). Diese verdrehsteifen Querschnitte weisen ein unempfindliches Tragverhalten gegenüber dem Ansatz von geometrischen Imperfectionen auf. Zur Erzielung der sich in einer GMNIA-Berechnung einstellenden Traglastminderung sind relativ große Ersatzimperfectionen erforderlich. Durch die Anwendung der elastischen Interaktion beim Querschnittsnachweis wird hingegen eine ausreichende Reduzierung der Bauteiltragfähigkeit erreicht, die den Ansatz einer geometrischen Ersatzimperfection erübrigt.

#### 4.4.3 Querschnittsparameter aus dem Ersatzstabverfahren nach prEN 1993-1-1

Ein weiterer Querschnittsparameter, der im Zusammenhang mit Imperfectionen nennenswert ist, kann aus dem Ersatzstabverfahren nach prEN 1993-1-1 abgeleitet werden. Die Grundlagen der Gleichung für den Abminderungsbeiwert  $\chi_{LT}$  beim Biegedrillknicknachweis bildet ein mechanisches Modell (Taras, 2011). Dabei wird ein beidseitig gabelgelagerter affin zur ersten Biegedrillknickeigenform vorverformter Stab unter konstantem Biegemomentverlauf über die Bauteillänge betrachtet (Abb. 4-22).

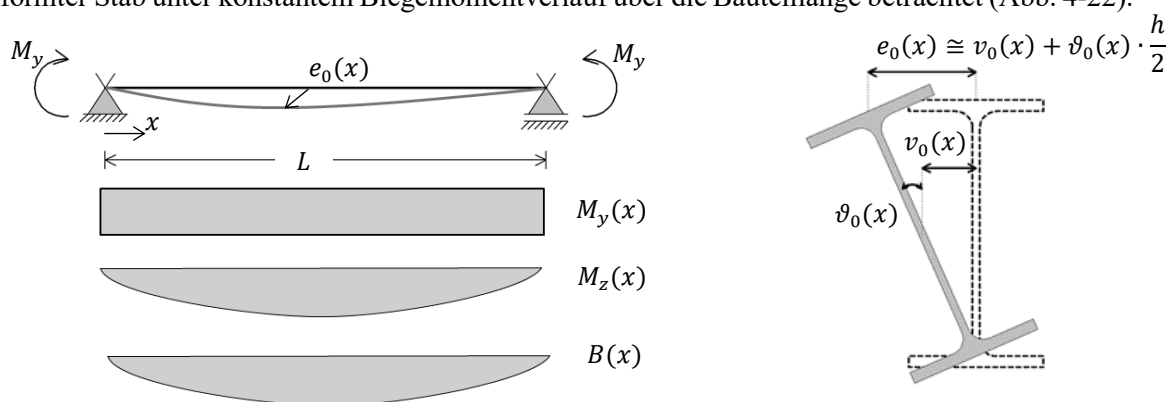


Abb. 4-22: Mechanisches Grundmodell des Ersatzstabverfahrens für Biegedrillknicken nach prEN1993-1-1.

Mit den nach Biegetorsionstheorie II. Ordnung sich einstellenden Schnittgrößen, bestehend aus den Biegemomenten  $M_y$  und  $M_z$  sowie den Wölbmomenten  $B$ , wird ein Querschnittsnachweis unter Anwendung einer linearen Interaktionsbeziehung nach Gl. 4-10 geführt.

$$\frac{M_y}{W_y} + \frac{|M_z|}{W_{el,z}} + \frac{B}{I_w} \cdot \omega_{max} = f_y \quad \text{Gl. 4-10}$$

mit:

$$\begin{aligned} W_y &= W_{pl,y} && \text{für Querschnittsklasse 1 und 2} \\ W_y &= W_{el,y} \text{ bzw. } W_{ep,y} && \text{für Querschnittsklasse 3} \\ W_y &= W_{eff,y} && \text{für Querschnittsklasse 4} \end{aligned}$$

$$\max \omega = \frac{h \cdot b}{4}$$

Die Größe der geometrischen Imperfection  $e_0$  wird mit Gl. 4-11 beschrieben.

$$e_0 = \frac{W_{el,z}}{A} \cdot \alpha_{LT} \cdot (\bar{\lambda}_z - 0,2) \quad \text{Gl. 4-11}$$

Der Imperfectionsbeiwert  $\alpha_{LT}$  kann Tab. 2-8 entnommen werden.

Die lineare Interaktionsbeziehung nach Gl. 4-10 wurde aus Gründen der Vereinfachung gewählt und bildet eine Mischform zwischen der linear elastischen und linear plastischen Interaktion. Die graphische Auswertung der Imperfectionsgröße  $e_0$  nach Gl. 4-11 in Abhängigkeit vom bezogenen Schlankheitsgrad

zeigt die damit einhergehenden Auswirkungen. Die beiden blauen Kurven wurden aus den Traglasten nach dem Ersatzstabverfahren abgeleitet und führen unter Anwendung der entsprechenden Interaktionsbeziehung beim Querschnittsnachweis – obere Kurve: linear elastische Interaktion; untere Kurve: linear plastische Interaktion - zu identischen Ergebnissen. Der Verlauf, der zur Imperfektionsgröße  $e_0$  nach Gl. 4-11 zugehörigen Kurve, befindet sich stets zwischen den beiden blauen Kurven, die im Sinne einer Grenzwertbetrachtung die obere und untere Schranke darstellen.

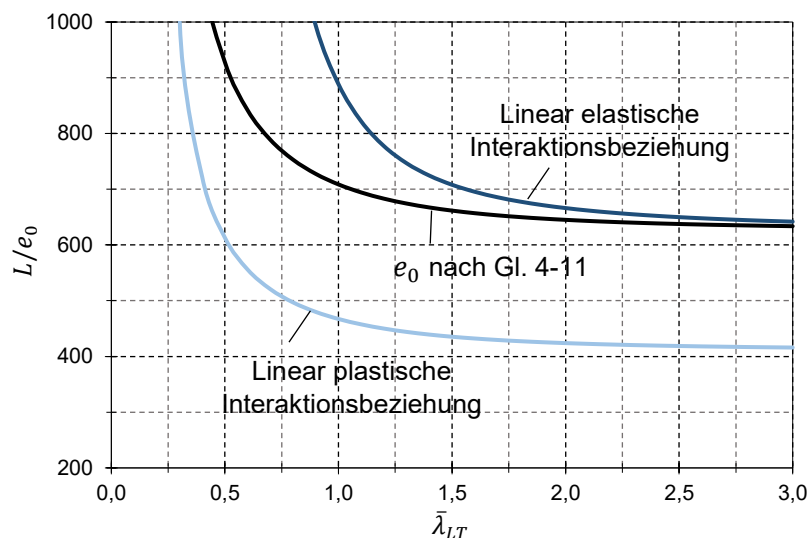


Abb. 4-23: Imperfektionsgrößen nach Gl. 4-11 und aus der Anwendung der linear elastischen und linear plastischen Interaktion beim Querschnittsnachweis für das Walzprofil HEA 360 aus S 235.

In guter Näherung kann die Imperfektionsgröße nach Gl. 4-11 unter Berücksichtigung des plastischen Formbeiwertes  $\alpha_{pl}$  dahingehend modifiziert werden, dass der Querschnittsnachweis mittels der linearplastischen Interaktion bei nahezu identischen Traglastzielung erfolgen kann.

$$e_0 = \frac{\alpha_{pl} \cdot W_{el,z}}{A} \cdot \alpha_{LT} \cdot (\bar{\lambda}_z - 0,2) \quad \text{Gl. 4-12}$$

Der plastische Formbeiwert  $\alpha_{pl}$  entspricht für alle I-Profile annähernd 1,5.

Ausgehend von der Gleichung Gl. 4-12 kann ein Querschnittsbeiwert ermittelt werden, der die Imperfektionsgröße in Abhängigkeit von profilspezifischen Querschnittswerten angibt.

Durch das Umformulieren des bezogenen Schlankheitsgrades

$$\bar{\lambda}_z = \sqrt{\frac{N_{pl}}{N_{cr,z}}} = \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{\pi^2 \cdot EI_z}} \cdot l \quad \text{Gl. 4-13}$$

ergibt sich aus der Gl. 4-12 folgender Ausdruck:

$$e_0 = \frac{\alpha_{pl} \cdot W_{el,z}}{A} \cdot \alpha_{LT} \cdot \left( \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{\pi^2 \cdot EI_z}} \cdot l - 0,2 \right) \quad \text{Gl. 4-14}$$

Durch das Überführen der Imperfektionsgröße  $e_0$  in einen dimensionslosen Ausdruck  $j = L/e_0$  folgt:

$$\frac{A}{\alpha_{pl} \cdot W_{el,z} \cdot \alpha_{LT}} = j \cdot \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{\pi^2 \cdot EI_z}} - \frac{0,2}{e_0} \quad \text{Gl. 4-15}$$

In Abb. 4-23 ist zu erkennen, dass sich die  $j$ -Kurven mit zunehmender Schlankheit einem festen unteren Grenzwert annähern. Durch die angestrebte Ausdrucksweise der Ersatzimperfektion in Form des dimensionslosen Verhältnisses  $L/e_0$  lässt sich ableiten, dass mit zunehmender Bauteillänge die zugehörige Imperfektionsgröße proportional zunimmt und der zweite Term in Gl. 4-15 bei hohen Schlankheitsgraden gegen Null läuft.

$$\bar{\lambda}_{LT} \rightarrow \infty \Rightarrow e_0 \rightarrow \infty \Rightarrow \frac{0,2}{e_0} \rightarrow 0$$

Im Folgenden wird die Querschnittsabhängigkeit des  $j$ -Wertes vereinfacht für große bezogene Schlankheitsgrade  $\bar{\lambda}_{LT} > 2,0$  betrachtet. Dadurch vereinfacht sich die Gl. 4-15 zu:

$$\frac{A}{\alpha_{pl} \cdot W_{el,z} \cdot \alpha_{LT}} = j \cdot \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{\pi^2 \cdot EI_z}} \quad \text{Gl. 4-16}$$

Der Imperfektionsbeiwert  $\alpha_{LT}$  wird in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis nach Tab. 2-8 vorgegeben. Der Vorfaktor 0,12 für  $h/b \leq 1,2$  und 0,16 für  $h/b > 1,2$  wird zunächst als  $\delta$  bezeichnet. Durch Einsetzen von  $\alpha_{LT}$  und umformen ergibt sich:

$$j = \frac{A}{\alpha_{pl} \cdot W_{el,z} \cdot \delta} \cdot \sqrt{\frac{\pi^2 \cdot EI_z}{A \cdot f_y} \cdot \frac{W_{el,z}}{W_{el,y}}} \quad \text{Gl. 4-17}$$

Durch Umformen und Einsetzen von  $W_{el,z} = 2 \cdot I_z/b$  und der Bezugsschlankheit  $\lambda_1 = \pi \cdot \sqrt{E/f_y}$  vereinfacht sich die Gleichung zu:

$$j = \frac{\lambda_1}{\alpha_{pl} \cdot \delta} \cdot \sqrt{\frac{A \cdot b}{2 \cdot W_{el,y}}} \quad \text{Gl. 4-18}$$

Wird exemplarisch ein HEA 360 Profil aus S 235 betrachtet, ergibt sich daraus für die Anwendung der linear plastischen Interaktionsbeziehung beim Querschnittsnachweis folgender  $j$ -Wert:

$$j = \frac{93,91}{1,5 \cdot 0,16} \cdot \sqrt{\frac{143 \text{ cm}^2 \cdot 30 \text{ cm}}{2 \cdot 1891 \text{ cm}^3}} = 391 \cdot 1,065 = 416 \quad \text{Gl. 4-19}$$

Die Anwendung der linear elastischen Interaktionsbeziehung erfordert einen um den  $\alpha_{pl}$  erhöhten Wert:

$$j = 1,5 \cdot 416 = 625$$

Der Vergleich mit Abb. 4-23 zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit den ermittelten Werten. Der erforderliche  $j$ -Wert im hohen Schlankheitsbereich ist somit abhängig von der Bezugsschlankheit  $\lambda_1$ , dem in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis angegebenen Imperfektionsfaktor  $\delta$  und der Querschnittsgeometrie, die durch den Wurzelausdruck  $\sqrt{(A \cdot b)/(2 \cdot W_{el,y})}$  erfasst wird.

#### 4.4.4 Profilabhängigkeit bei den Basislastfällen

Die Darstellung der erforderlichen Ersatzimperfektionen in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis hat die komplexen Zusammenhänge zwischen den verschiedenen Imperfektionsformen, den beim Querschnittsnachweis angewendeten Interaktionsbeziehungen und der unterschiedlichen Herstellungsart der Profile offengelegt. Mit der Berücksichtigung weiterer Parameter, die mit dem großen Anwendungsspektrum des Nachweisverfahrens einhergehen, ist ein zunehmender Komplexitätsgrad verbunden. Die Zielsetzung einer möglichst genauen Wiedergabe von Traglasten unter Berücksichtigung zahlreicher Parameter, ohne eine Definition von rigiden Anwendungsgrenzen des Verfahrens, stellt eine Idealvorstellung dar, die den wesentlichen Anforderungen der Anwenderfreundlichkeit und der Praxistauglichkeit des Nachweisverfahrens nicht gerecht wird. Im

Hinblick auf die Kalibrierung von vereinzelt Parametern, die die vielseitigen Einflüsse in einer einfachen handhabbaren Form abbilden müssen, ist zwangsläufig eine Prioritätensetzung nötig.

Im Zuge der Entwicklung des Nachweisverfahrens wurde der Fokus auf die Anwendung der linear plastischen Interaktionsbeziehung (I-2) gelegt. Die Definition der Parameter zur Beschreibung der Profilabhängigkeit erfolgte somit unter der Zielvorgabe, die Größe der Ersatzimperfektion möglichst zutreffend für die Anwendung der linear plastischen Interaktion anzugeben. Zur Gewährleistung einer praxistauglichen und simplen Handhabung des Verfahrens, wird die dabei abgeleitete Form auf die Anwendung der elastischen Interaktion näherungsweise übertragen. Das dabei getroffene Hauptanliegen besteht in der Erzielung von sicheren Resultaten.

Gleiches ist auch auf die Belastungssituation anzuwenden. Das Tragverhalten und damit auch die erforderliche Ersatzimperfektion wird signifikant durch die Lastform beeinflusst, die sich z.B. durch den Schnittgrößenverlauf und die Lastangriffssituation im Querschnitt beschreiben lässt. Parameter, die unter Berücksichtigung einer bestimmten Lastform abgeleitet wurden, sind nicht ohne weiteres auf andere Belastungssituationen übertragbar. Die Kalibrierung der Parameter zur Beschreibung der Querschnittsabhängigkeit erfordert die Betrachtung mehrerer Lastformen. Da auch hierbei eine schier grenzenlose Variationsmöglichkeit gegeben ist, wurde eine Priorisierung auf vier praxisrelevante Lastfälle festgelegt. Dadurch wird eine Kompatibilität zwischen dem Parameter zur Beschreibung der Querschnittsabhängigkeit und eine Übertragung auf die maßgebenden Lastfälle mittels eines zusätzlichen Faktors (Momentenbeiwert) sichergestellt.

Abb. 4-24 zeigt das statische System mit Lastansatz und die damit erzeugten Lastfälle in Form von Biegemomentenverläufen, die im Rahmen der Ableitung der Parameter zur Beschreibung der Profilabhängigkeit betrachtet wurden. Die Querlasten – die konstante Gleichstreckenlast  $q_z$  und die Einzellast in Feldmitte  $F_z$  – werden am oberen Flansch angreifend angesetzt.

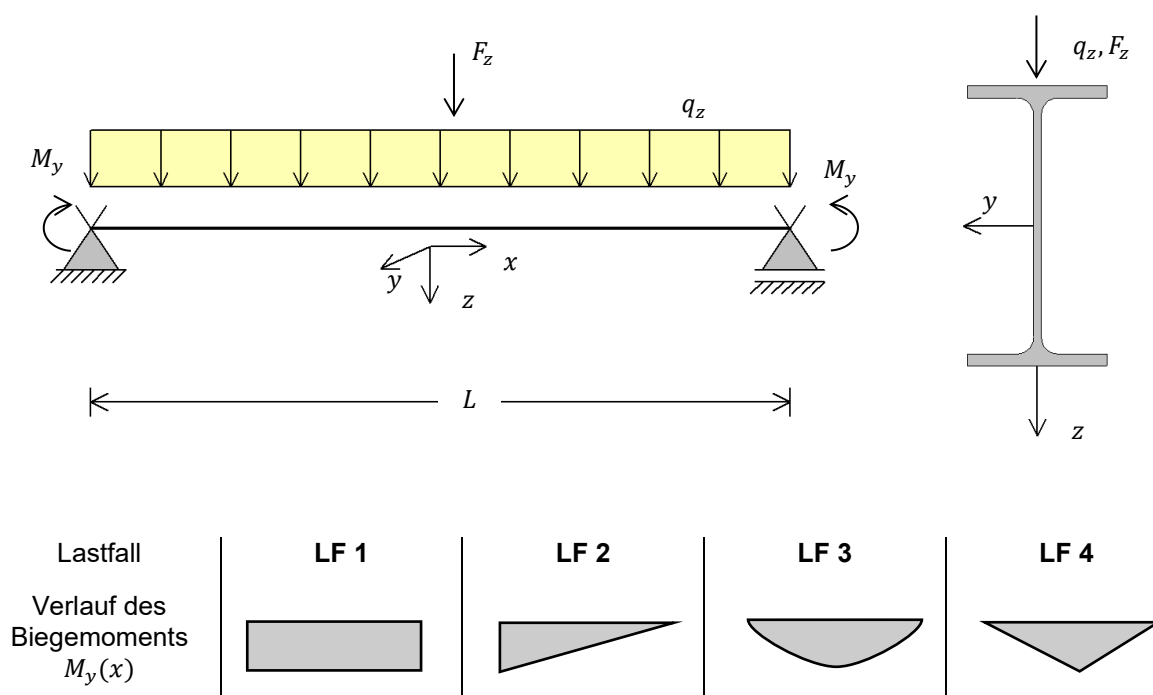


Abb. 4-24: Baustatisches System, Lastangriffssituation und die daraus erzeugten Basislastfälle

Die Ableitung des Momentenbeiwertes unter Betrachtung von zahlreichen Momentenverteilungen erfolgt gesondert im Kapitel 4.5. Die aus dem Lastangriffspunkt resultierenden Auswirkungen werden detailliert im Kapitel 4.6 beschrieben.

Zur Auffindung von geeigneten Kenngrößen, die den Einfluss aus der Querschnittsgeometrie auf die erforderliche Ersatzimperfektion genauer wiedergeben, wurden im weiteren Entwicklungsprozess die

Abhängigkeiten der  $j_{min}$ -Werte von verschiedenen Querschnittsparametern analysiert. Im Rahmen der umfangreichen Untersuchung wurden verschiedene Konstellationen von Steifigkeitskenngrößen ( $I_y/I_z$ ,  $I_y/I_T$ ,  $I_z/I_T$ ,  $I_w/I_T$ ) und Widerstandsmomenten ( $W_{el,y}/W_{el,z}$ ,  $W_{pl,y}/W_{pl,z}$ ) sowie der aus dem Ersatzstabverfahren abgeleitete Querschnittsparameter  $\sqrt{(A \cdot b)/(2 \cdot W_{el,y})}$  betrachtet. Im Folgenden werden nur die unter der Beachtung der zuvor beschriebenen Aspekte als am geeignetsten bewerteten Kenngrößen mit Angabe von simplen mathematischen Gleichungen zur Beschreibung der Querschnittsabhängigkeit vorgestellt. Der dabei angenommene Zusammenhang zwischen der Größe der Ersatzimperfektion  $e_{0,LT}$  und den Beiwerten zur Berücksichtigung der Profilabhängigkeit  $\beta_s$  und des Momentenverlaufs  $\beta_M$  wird durch Gl. 4-20 beschrieben.

$$e_{0,LT} = e_0 \cdot \beta_s \cdot \beta_M \geq e_{0,min} \tag{Gl. 4-20}$$

mit:

$e_0$  Basiswert der Ersatzimperfektion

$\beta_s$  Querschnittsbeiwert

$\beta_M$  Momentenbeiwert

$e_{0,min}$  Mindestimperfektionsgröße

Die Mindestgröße der Ersatzimperfektion wird mit  $e_{0,min} = L/1000$  festgelegt. Diese Größe entspricht der zulässigen Abweichung von der Geradheit nach EN 1090-2 (2018). Der Basiswert der Ersatzimperfektion wird in Bezug zur Bauteillänge  $L$  und gesondert für gewalzte und geschweißte Profile in Abhängigkeit von der Art des Querschnittsnachweises (elastisch oder plastisch) angegeben.

### Eigenformaffine Imperfektionsform (IMP-1)

Für den Ansatz einer eigenformaffinen Imperfektionsform hat sich der aus dem Ersatzstabverfahren abgeleiteten Querschnittsparameter  $\sqrt{(A \cdot b)/(2 \cdot W_{el,y})}$  als am zutreffendsten erwiesen, um den Einfluss aus der Querschnittsgeometrie auf die Größe der erforderlichen Ersatzimperfektion zu beschreiben. Anhand Abb. 4-25 ist ein abfallender Wert dieses Querschnittsparameters mit zunehmender Profilhöhe festzustellen, weitestgehend unabhängig von der betrachteten Profilreihe. Bei den H-Profilen ist die Abstufung bis zu einer Profilhöhe von 300 mm minimal und beträgt um den Wert 1,2. Anschließend stellt sich eine steile Abminderung des Parameters bis zu einer Größe um ca. 0,7 bei den Profilhöhen von 1000 mm ein.

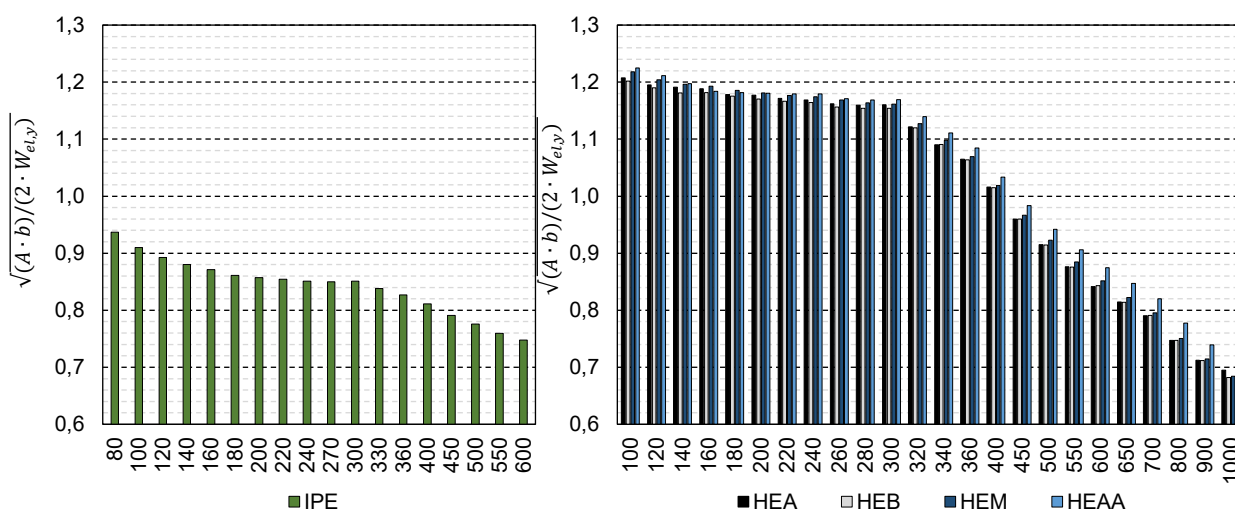


Abb. 4-25:  $\sqrt{A \cdot b/2 \cdot W_{el,y}}$ -Verhältnis für alle Walzprofile der IPE-, HEA-, HEB-, HEM- und HEAA-Reihen

Diese Charakteristik ist auch bei den erforderlichen  $j_{min}$ -Werten feststellbar, die eine überproportionale Erhöhung der erforderlichen Ersatzimperfection mit steigenden Profilhöhen ab 300 mm erfordern. In Abb. 4-26 sind die  $j_{min}$ -Werte in Abhängigkeit vom Querschnittsparameter  $\sqrt{(A \cdot b)/(2 \cdot W_{el,y})}$  für verschiedene gewalzte Profile und unterschiedliche Querschnittsnachweisarten dargestellt.

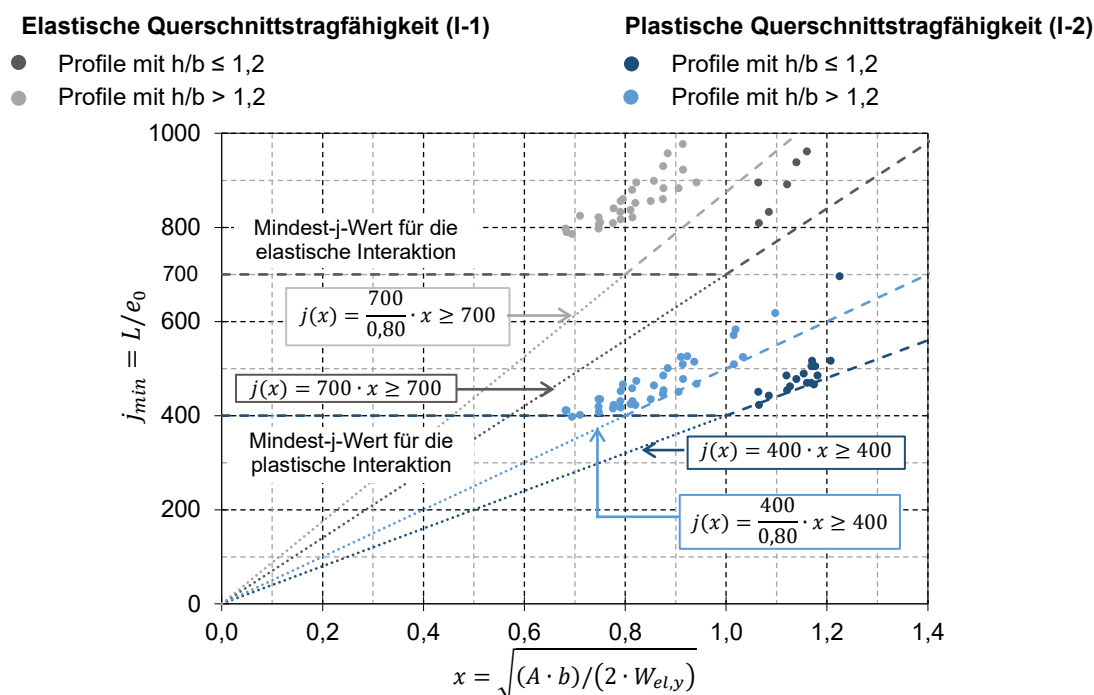


Abb. 4-26: Erforderliche Ersatzimperfectionen für verschiedene gewalzte I-Profile aus S 235 bei einem konstanten Momentenverlauf (LF 1) und einer eigenformaffinen Imperfectionsform (IMP-1)

Die farbliche Unterscheidung der Ergebnisse zwischen Profilen mit  $h/b \leq 1,2$  und  $h/b > 1,2$  sowie der elastischen und plastischen Querschnittstragfähigkeit verdeutlicht die Sinnhaftigkeit der gesonderten Betrachtung dieser Fälle. Die geringen Streuungen in diesen Ergebnisgruppen bei sichtbar ansteigendem Trend der einzelnen  $j_{min}$ -Werte mit Zunahme des Querschnittsparameters bestätigen dessen Eignung, die Profilabhängigkeit mit akzeptabler Genauigkeit beschreiben zu können. Die zugehörigen Gleichungen  $j(x)$  weisen einen einfachen linearen Charakter auf, ausgehend vom Nullpunkt des Koordinatensystems. Die Steigung der Geraden kann allein durch den Basiswert der Ersatzimperfectionsgröße  $e_0$  definiert werden. Aufgrund der gleichen Verhältnisse der Steigungsmaße, die für Profile mit  $h/b \leq 1,2$  und  $h/b > 1,2$  auftreten und sowohl bei der Anwendung der elastischen wie auch der plastischen Querschnittstragfähigkeit identisch mit dem Faktor 0,8 beschrieben werden können, kann der zugehörige Verhältnisfaktor beim Querschnittsbeiwert  $\beta_s$  berücksichtigt werden. Dadurch wird eine simple Ausdrucksweise für die Vorgabe einer maximalen Größe der Ersatzimperfection ermöglicht, indem der Querschnittsparameter auf die Größe 1,0 begrenzt wird, siehe Tab. 4-5. Die dem Anwender daraus entstehende Wahlmöglichkeit durch die Berücksichtigung des Querschnittsparameter  $\beta_s$  die Größe der Ersatzimperfection zu verringern und dadurch ein wirtschaftliches Ergebnis zu erzielen oder vereinfacht mit der maximalen Ersatzimperfectionsgröße, die der Basisimperfectionsgröße  $e_0$  entspricht, die Berechnung durchzuführen, leistet einen wesentlichen Beitrag zur Anwenderfreundlichkeit.

Tab. 4-5 zeigt die zugehörige Definition des Querschnittsbeiwertes  $\beta_s$  und des Basiswertes für die Größe der Ersatzimperfection  $e_0$ . Bei der Vorgabe der entsprechenden Werte ist der Zusammenhang zwischen der Gleichung zur Ermittlung der erforderlichen Ersatzimperfectionsgröße  $e_{0,LT}$  nach Gl. 4-20 und der Auswertung der  $j_{min}$ -Werte in Abb. 4-26 zu beachten. In der graphischen Darstellung werden die erforderlichen  $j_{min}$ -Werte in Abhängigkeit vom aus dem Ersatzstabverfahren abgeleiteten Querschnittsparameter nach Gl. 4-18 angegeben. Die  $j_{min}$ -Werte entsprechen dem Kehrwert der erforderlichen Ersatzimperfection  $e_{0,erf} = L/j_{min}$  bezogen auf die Bauteillänge. Die gewählte

Ausdrucksweise für die Bestimmung der erforderlichen Ersatzimperfection  $e_{0,LT}$  nach Gl. 4-20 sieht jedoch als Ergebnis den Betrag der tatsächlichen Imperfectionsgröße vor. Aus diesem Grund wird der Querschnittsbeiwert  $\beta_s$  in Tab. 4-5 in Form des Kehrwertes des Querschnittsparameters definiert.

Tab. 4-5: Definition des Basiswertes der Ersatzimperfection  $e_0$  und des Querschnittsbeiwertes  $\beta_s$  für gewalzte I-Profile

Abgrenzung	Querschnittsbeiwert $\beta_s$	Nachweis der Querschnittstragfähigkeit	
		elastisch	plastisch
$\frac{h}{b} \leq 1,2$	$\sqrt{\frac{2 \cdot W_{el,y}}{A \cdot b}} \leq 1,0$	$e_0 = \frac{L}{700}$	$e_0 = \frac{L}{400}$
$\frac{h}{b} > 1,2$	$0,80 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot W_{el,y}}{A \cdot b}} \leq 1,0$		

In Abb. 4-27 sind die erforderlichen Ersatzimperfectionen für die vier Basislastfälle und unter Verwendung der linear plastischen Interaktionsbeziehung beim Querschnittsnachweis aufgeführt. Bei schlanken Profilen mit  $h/b > 1,2$  (Abb. 4-27 b) weisen die einzelnen  $j_{min}$ -Werte für alle untersuchten Basislastfälle eine einheitlich steigende Tendenz auf. Die Lastfälle LF 3 und LF 4 erfordern im Vergleich zu LF 1 und LF 2 geringere Ersatzimperfectionen. Dieser Umstand kann in guter Näherung durch eine Höhenverschiebung und eine Erhöhung der Neigung der zugehörigen  $j(x)$  Kurven beschrieben werden. Mathematisch lässt sich dies durch Multiplikation mit einem Vorfaktor  $\beta_M$  umsetzen, der in Abhängigkeit von der Momentenverteilung angegeben werden kann.

- LF 1 ●  $\beta_M = 1,0$
- LF 3 ●  $\beta_M = 0,85$
- LF 2 ●  $\beta_M = 1,0$
- LF 4 ●  $\beta_M = 0,65$

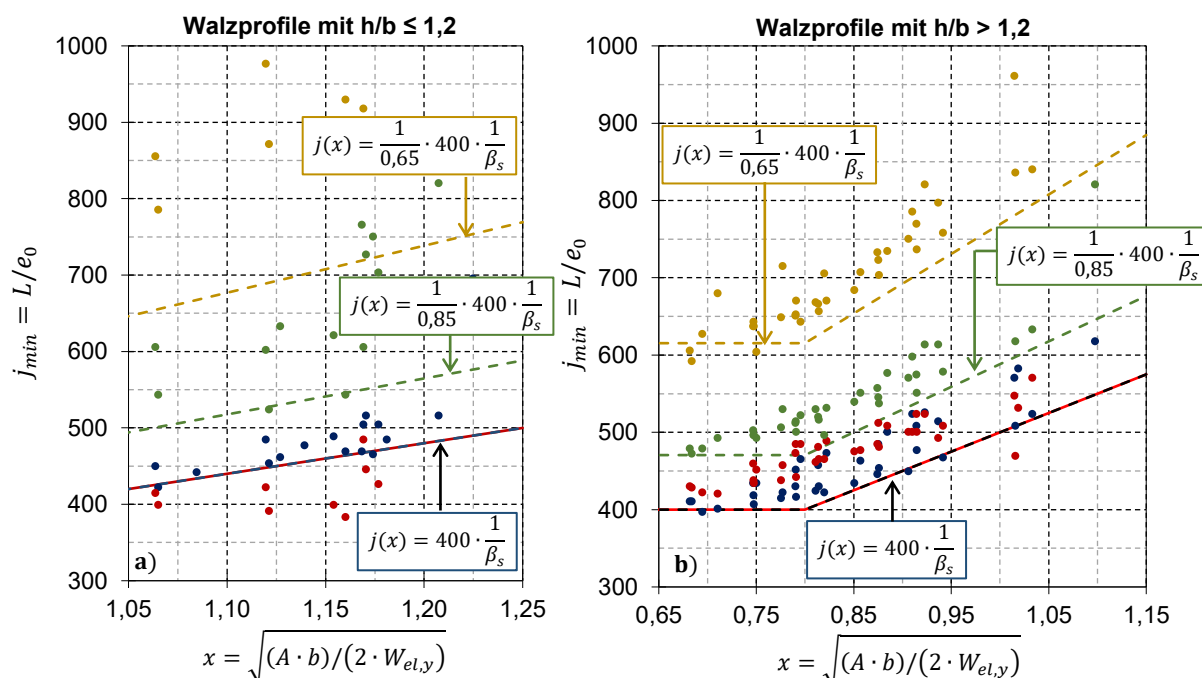


Abb. 4-27: Erforderliche Ersatzimperfectionen für verschiedene gewalzte I-Profile aus S 235, Basislastfälle LF 1 bis LF 4, eigenformaffinen Imperfectionsform (IMP-1) und unter Anwendung der plastischen Interaktionsbeziehung aufgeteilt in a) Walzprofile mit  $h/b \leq 1,2$  und b) Walzprofile mit  $h/b > 1,2$

Bei den kleinformatigen Profilen mit  $h/b \leq 1,2$  (Abb. 4-27 a) werden die erforderlichen  $j_{min}$ -Werte ungenauer durch die  $j(x)$  Kurven erfasst. Da es sich hierbei um eher kompakte Profile handelt, die eine geringere Sensitivität gegenüber geometrischen Imperfectionen aufweisen, resultieren aus der



unpräziseren Vorgabe von Ersatzimperfektion nur geringe Auswirkungen auf Traglasten. Abweichungen gegenüber genauen Traglasten nach GMNIA befinden sich dadurch noch im akzeptablen Bereich.

Erforderliche Ersatzimperfektionen unter Anwendung der elastischen Interaktion beim Querschnittsnachweis werden in Abb. 4-28 dargestellt.

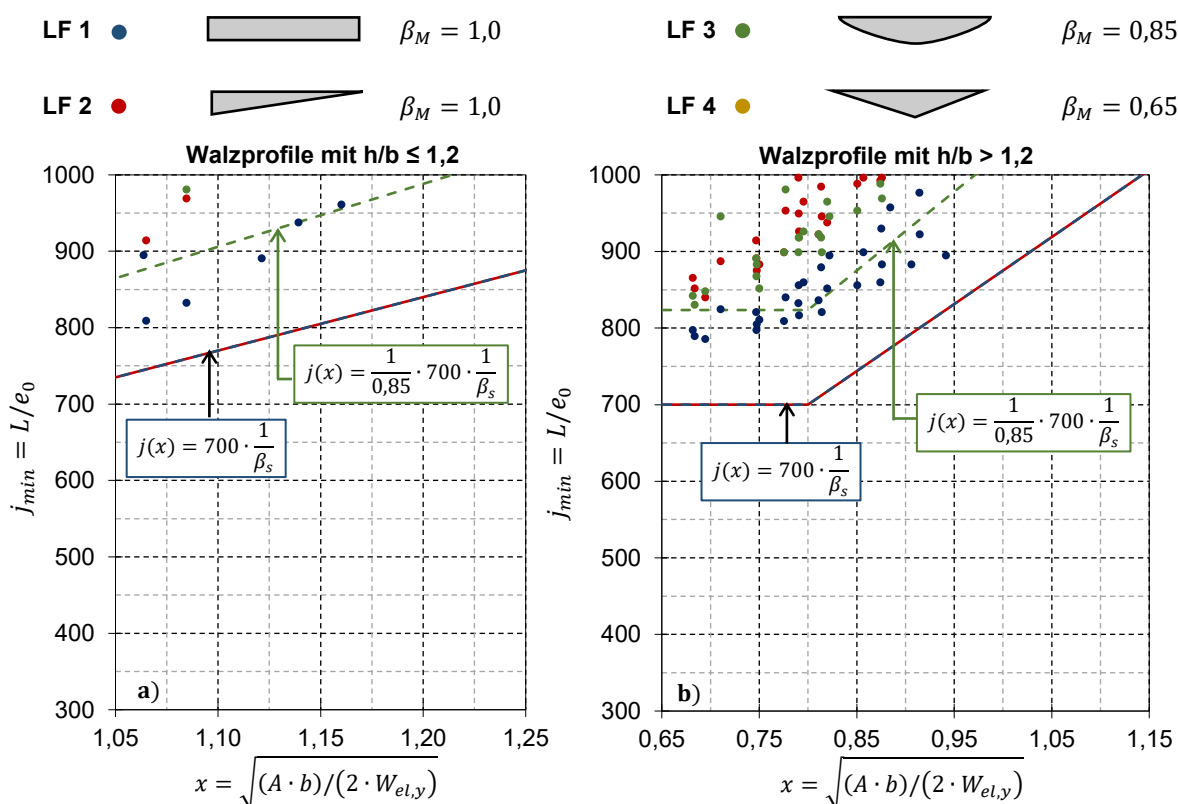


Abb. 4-28: Erforderliche Ersatzimperfektionen für verschiedene gewalzte I-Profile aus S 235, Basislastfälle LF 1 bis LF 4, eigenformaffinen Imperfektionsform (IMP-1) und unter Anwendung der elastischen Interaktionsbeziehung aufgeteilt in a) Walzprofile mit  $h/b \leq 1,2$  und b) Walzprofile mit  $h/b > 1,2$

Durch das Beibehalten einer einheitlichen Formulierung der Profilabhängigkeit für beide Nachweismethoden der Querschnittstragfähigkeit und der vorrangigen Zielsetzung, der stets sicheren Nachweissführung, bestand bei der Ableitung der Beiwerte für den elastischen Querschnittsnachweis nur wenig Spielraum. Die Festlegung der Basisimperfectionsgröße auf  $e_0 = L/700$  wurde maßgeblich aus der Betrachtung des Lastfalls LF 3 getroffen. Für die Lastfälle LF 1 und LF 2 erscheinen auf den ersten Blick größere Traglastreserven durch den deutlich tieferliegenden Verlauf der zugehörigen  $j(x)$  Kurve hingenommen zu werden. Dieser Eindruck relativiert sich jedoch aufgrund der sehr geringen Imperfectionsgröße. Aus der Betrachtung des Lastfalls LF 4 ergeben sich für alle untersuchten Profile geringere erforderliche Imperfektionen als  $L/1000$ . Zur Erzeugung eines räumlichen Tragverhaltens ist der Ansatz einer Mindestimperfectionsgröße  $e_{0,min} = L/1000$  sinnvoll.

Für geschweißte doppelsymmetrische I-Querschnitte ist eine Unterteilung der Querschnitte in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis nicht notwendig. Unter Beachtung des gewählten Nachweiskonzepts wurden für die Vorgabe der Imperfectionsgröße Basiswerte  $e_0$  in Abhängigkeit vom Querschnittsnachweis und ein einheitlicher Querschnittsbeiwert  $\beta_s$  kalibriert. In Abb. 4-29 sind die erforderlichen  $j_{min}$ -Werte in Abhängigkeit vom Querschnittsparameter  $\sqrt{(A \cdot b)/(2 \cdot W_{el,y})}$  aufgeführt. Der steigende Trend bei geringer Streubreite der einzelnen  $j_{min}$ -Werte verifizieren eine zutreffende Beschreibung der Profilabhängigkeit durch den aus dem Ersatzstabverfahren abgeleiteten Querschnittsparameter.

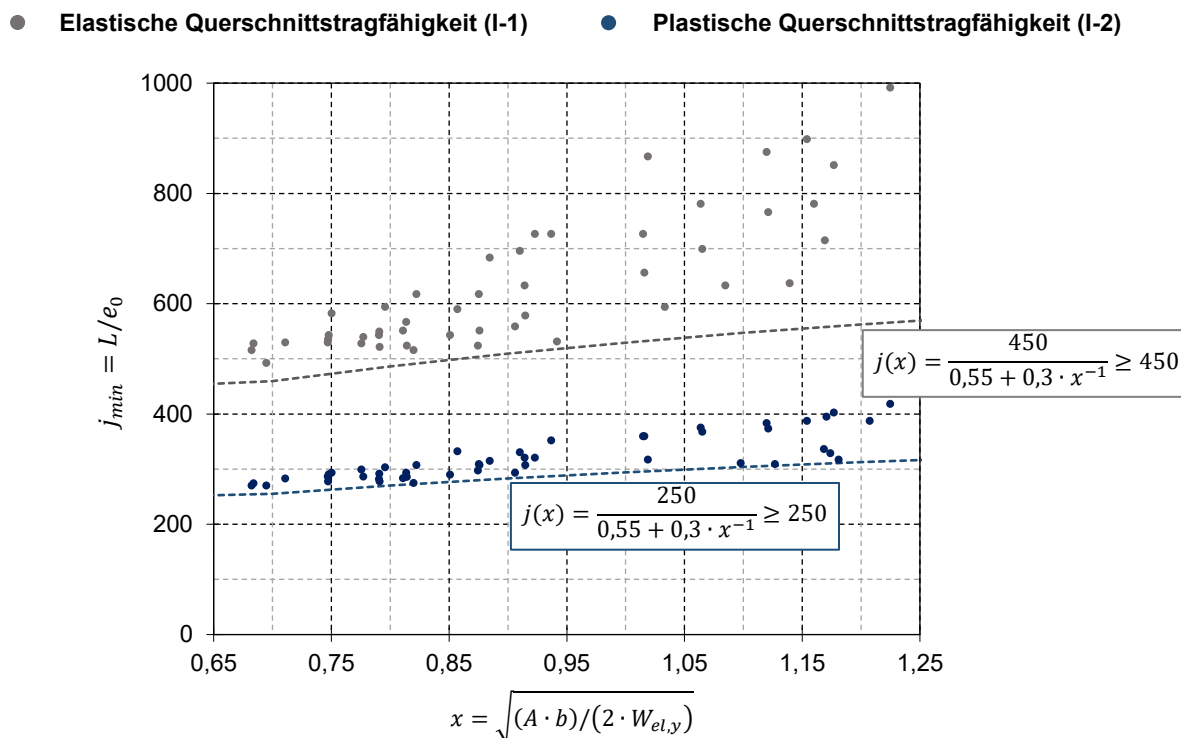


Abb. 4-29: Erforderliche Ersatzimperfektionen für verschiedene gewalzte I-Profile aus S 235 bei einem konstanten Momentenverlauf und eigenformaffinen Imperfektionsform (IMP-1)

In Tab. 4-6 werden die zugehörigen Basisimperfektionsgrößen und der Querschnittsbeiwert angegeben.

Tab. 4-6: Definition des Basiswertes der Ersatzimperfektion  $e_0$  und des Querschnittsbeiwertes  $\beta_s$  für geschweißte I-Querschnitte

Querschnittsbeiwert $\beta_s$	Nachweis der Querschnittstragfähigkeit	
	elastisch	plastisch
$0,55 + 0,3 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot W_{el,y}}{A \cdot b}} \leq 1,0$	$e_0 = \frac{L}{450}$	$e_0 = \frac{L}{250}$

Der gewählte Ansatz weist eine treffliche Kompatibilität mit den vier Basislastfällen auf, siehe Abb. 4-30. Die für Walzprofile abgeleiteten Momentenbeiwerte  $\beta_M$  erfassen auch bei geschweißten Profilen den Einfluss aus unterschiedlichen Belastungssituationen in geeigneter Weise.

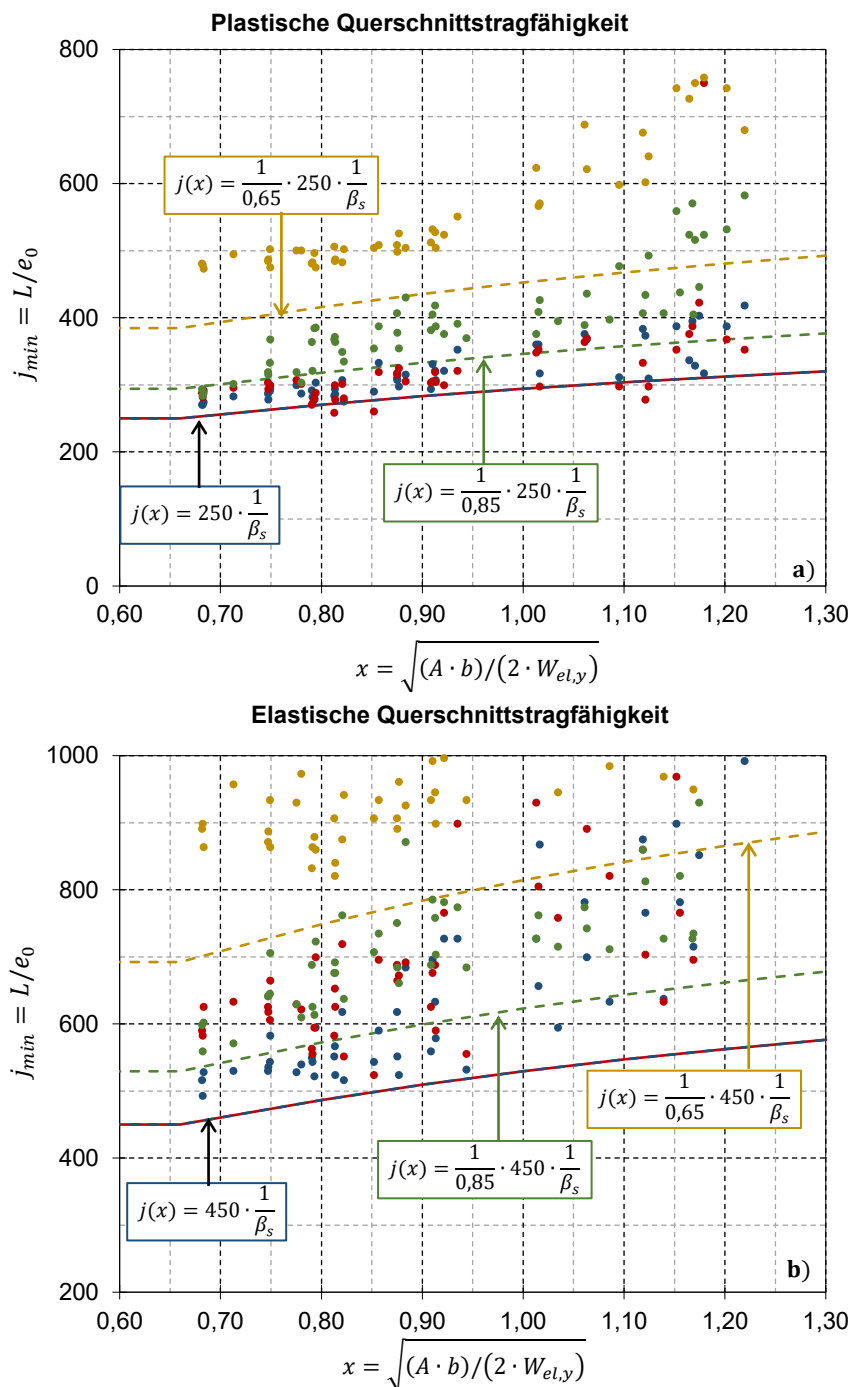


Abb. 4-30: Erforderliche Ersatzimperfectionen für verschiedene geschweißte I-Profile aus S 235, Basislastfälle LF 1 bis LF 4 und eigenformaffinen Imperfectionsform (IMP-1). Querschnittsnachweis unter Ausnutzung der a) plastischen Querschnittstragfähigkeit und b) elastischen Querschnittstragfähigkeit

### Sinusförmige Vorkrümmung (IMP-2)

Die Form der geometrischen Imperfektion hat einen signifikanten Einfluss auf das Tragverhalten. Die aus dem Ansatz der eigenformaffinen Imperfektion gewonnenen Erkenntnisse über die Zusammenhänge der Imperfektionsgröße mit unterschiedlichen Arten der Querschnittsnachweisführung, der Lastform und der Profilabhängigkeit können nicht auf die grundlegend abweichende Imperfektionsform der reinen Vorkrümmung übertragen werden. Lediglich die Sinnhaftigkeit der differenzierten Betrachtungsweise zwischen Walzprofilen mit  $h/b \leq 1,2$  und  $h/b > 1,2$  behält auch bei dieser Imperfektionsform ihre Gültigkeit.

Als geeignetster Parameter zur Beschreibung der Abhängigkeiten zwischen der Größe der erforderlichen Ersatzimperfektion und den Querschnittseigenschaften hat sich das  $I_z/I_T$ -Verhältnis erwiesen. Durch die seitliche Vorkrümmung des Stabes stellt sich ein Tragverhalten ein, das stärker durch die seitliche Verformung des Querschnittes geprägt wird. Die sich einstellende Querschnittsverdrehung ist im Vergleich zum Tragverhalten eines affin zur Biegedrillknickformen vorverformten Stabes geringer. Daher erweisen sich bei der Imperfektionsform IMP-2 gerade solche Profile als tragfähiger, die den seitlichen Verformungen einen vergleichsweise hohen Widerstand entgegenbringen.

Das Verhältnis der Biegesteifigkeit um die schwache Achse zur St. Venant'schen Torsionssteifigkeit ist maßgeblich von der Geometrie der Flanschbleche abhängig. Je dünner und breiter die Flanschbleche sind, desto größer ist das  $I_z/I_T$ -Maß. Gerade die breitflanschigen und dünnwandigen HEAA Profile weisen eine vergleichsweise hohe  $I_z/I_T$ -Relation auf, wohingegen die dickwandigen HEM- und HEB Profile und die I-Profile ein wesentlich geringeres  $I_z/I_T$ -Verhältnis besitzen, siehe Abb. 4-31.

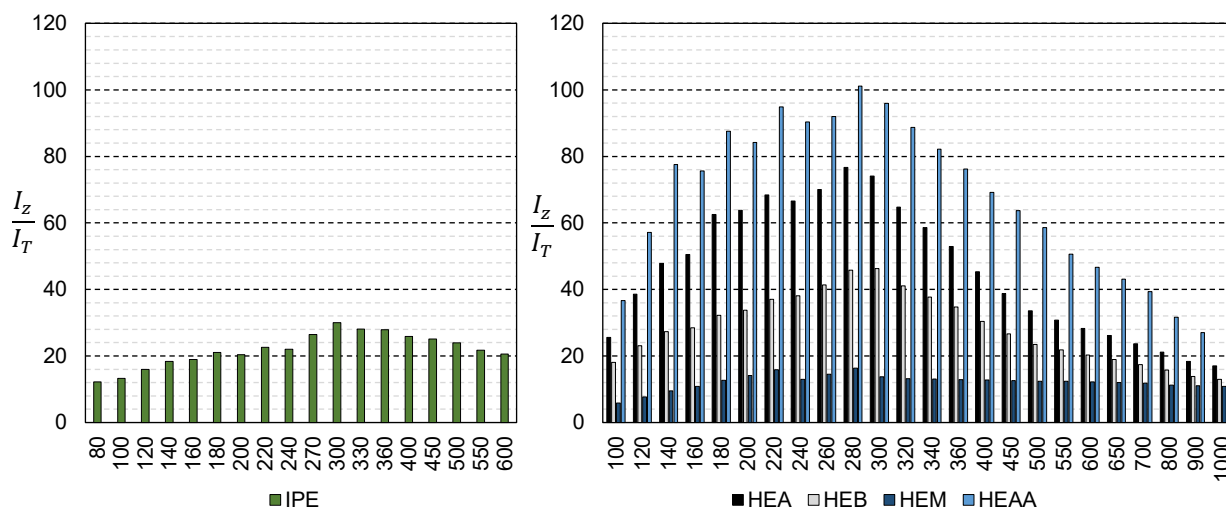


Abb. 4-31:  $I_z/I_T$ -Verhältnisse für alle Walzprofile der IPE-, HEA-, HEB-, HEM- und HEAA-Reihe

Bei der Betrachtung von Walzprofilen hat sich ein Querschnittsbeiwert  $\beta_s$  als zutreffend erwiesen, der unabhängig vom  $h/b$ -Verhältnis mit der folgenden Gleichung zu bestimmen ist:

$$\beta_s = 1,05 - 0,005 \cdot \frac{I_z}{I_T} \leq 1,0 \quad \text{Gl. 4-21}$$

Die Differenzierung zwischen gewalzten I-Profilen mit  $h/b \leq 1,2$  und  $h/b > 1,2$  erfolgt ausschließlich über die Basisimperfektionsgrößen  $e_0$ , die in Tab. 4-7 angegeben sind.

Tab. 4-7: Definition des Basiswertes der Ersatzimperfektion  $e_0$  für gewalzte I-Profile bei der Imperfektionsform (IMP-2)

Abgrenzung	Nachweis der Querschnittstragfähigkeit	
	elastisch	plastisch
$\frac{h}{b} \leq 1,2$	$e_0 = \frac{L}{400}$	$e_0 = \frac{L}{225}$
$\frac{h}{b} > 1,2$	$e_0 = \frac{L}{500}$	$e_0 = \frac{L}{300}$

Abb. 4-32 zeigt die erforderlichen  $j_{min}$ -Werte für den konstanten Biegemomentverlauf (LF 1) in Abhängigkeit vom  $I_z/I_T$ -Verhältnis. Der entwickelte Ansatz zur Ermittlung der Ersatzimperfektionsgröße wird durch die Kurven  $j(x)$  ausgedrückt.

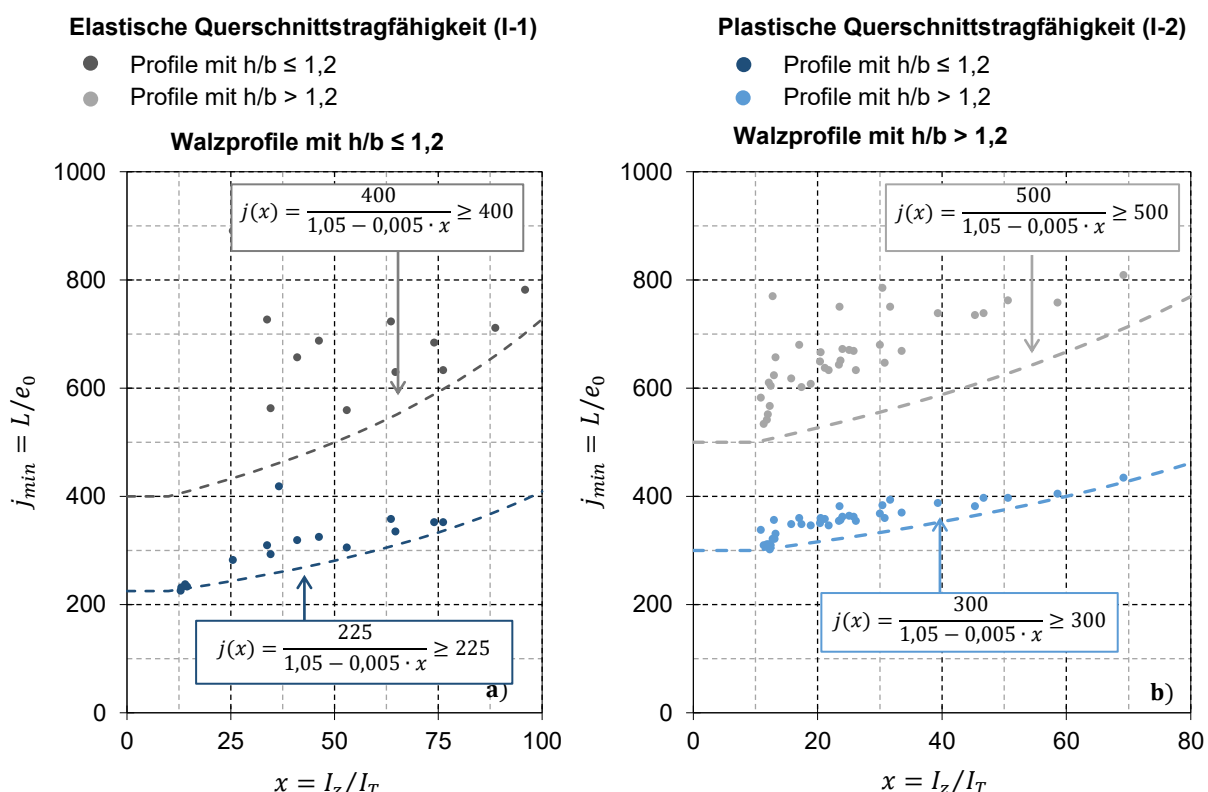


Abb. 4-32: Erforderliche Ersatzimperfektionen für verschiedene gewalzte I-Profile aus S 235 bei einem konstanten Momentenverlauf (LF 1) und einer sinusförmigen Imperfektion (IMP-2)

Aus der Begrenzung des Querschnittsbeiwertes  $\beta_s$  auf den Wert 1,0 (Gl. 4-21) ergibt sich für den Basiswert der Ersatzimperfektion  $e_0$  eine zusätzliche Bedeutung. Durch den Ansatz dieser Imperfektionsgröße kann auf eine Berücksichtigung des optionalen Querschnittsbeiwertes verzichtet werden. Anders verhält es sich mit dem Momentenbeiwert  $\beta_M$ , dessen Anwendung im Falle der seitlichen Vorkrümmung als Imperfektionsform einen obligatorischen Charakter aufweist. Wie anhand der Angabe von  $\beta_M$  in Abb. 4-33 zu erkennen ist, werden die  $\beta_M$  Beiwerte größer als 1,0 und bewirken dadurch eine Erhöhung der anzusetzenden Ersatzimperfektionsgröße  $e_{0,LT}$ . Die Ableitung der Basisimperfektion erfolgt aus der Betrachtung des konstanten Biegemomentverlaufs (LF 1), was bei dieser Imperfektionsform jedoch aufgrund der besonders effektiven Traglastabminderung zu geringeren erforderlichen Imperfektionsgrößen führt, als bei anderen Lastformen erforderlich wäre. Dieser Umstand führt zu einem Verlust der Option, den Momentenbeiwert aus Vereinfachungsgründen vernachlässigen zu können.

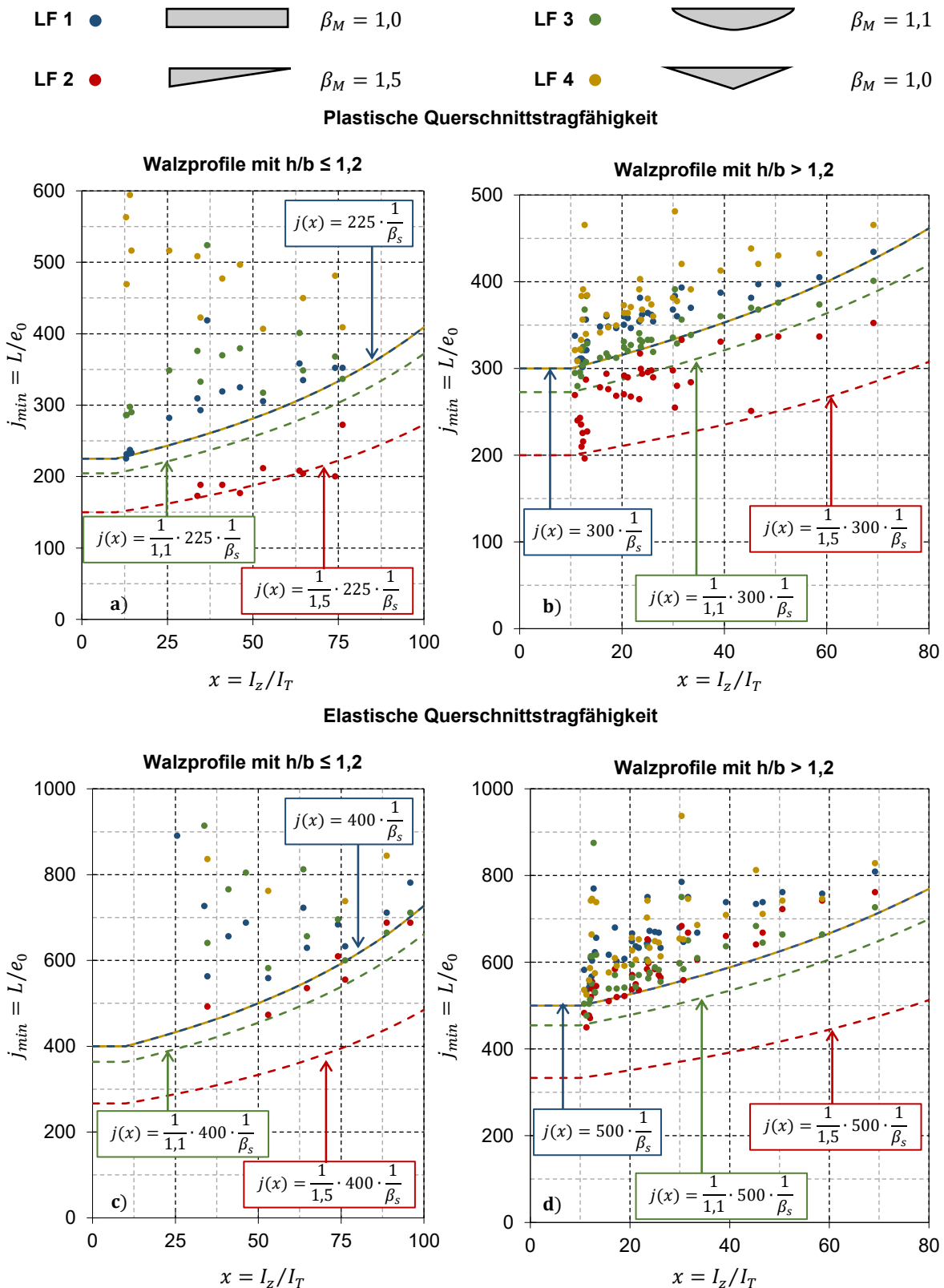


Abb. 4-33: Erforderliche Ersatzimperfektionen für verschiedene gewalzte I-Profile aus S 235, Basislastfälle LF 1 bis LF 4, seitliche sinusförmige Vorkrümmung (IMP-2), unter Anwendung der plastischen Querschnittstragfähigkeit aufgeteilt in a) Walzprofile mit  $h/b \leq 1,2$  und b) Walzprofile mit  $h/b > 1,2$  und der elastischen Querschnittstragfähigkeit aufgeteilt in c) Walzprofile mit  $h/b \leq 1,2$  und d) Walzprofile mit  $h/b > 1,2$

Geschweißte I-Profile besitzen im Vergleich zu Walzprofilen mit identischen Abmessungen der Steg- und der Gurtbleche aufgrund der fehlenden Walzausrundungen eine um bis zu 50 % geringere Torsionssteifigkeit  $I_T$  bei nahezu unverändertem Trägheitsmoment  $I_z$ , was folglich zu deutlich höheren  $I_z/I_T$ -

Verhältniswerten führt, siehe Abb. 4-34. Besonders hohe  $I_z/I_T$  Größenwerte ergeben sich bei Profilen mit dünnwandigen und breiten Flanschblechen. Mit zunehmender Blechschlankheit nimmt die Gefahr des lokalen Beulens zu, was sich durch eine Einordnung in eine höhere Querschnittsklasse bemerkbar macht. Die Voraussetzung zur Ausnutzung der plastischen Querschnittsreserven ist die Einordnung in die Querschnittsklasse 1 oder 2, wodurch bereits für normalfeste Baustähle aus S 235 eine obere Begrenzung des  $I_z/I_T$ -Verhältnisses auf ca. 90 resultiert. Die Anwendung der elastischen Querschnittstragfähigkeit für Querschnitte der Querschnittsklasse 3 erlaubt deutlich schlankere Blechabmessungen, die Größenwerte von über  $I_z/I_T > 150$  ergeben können.

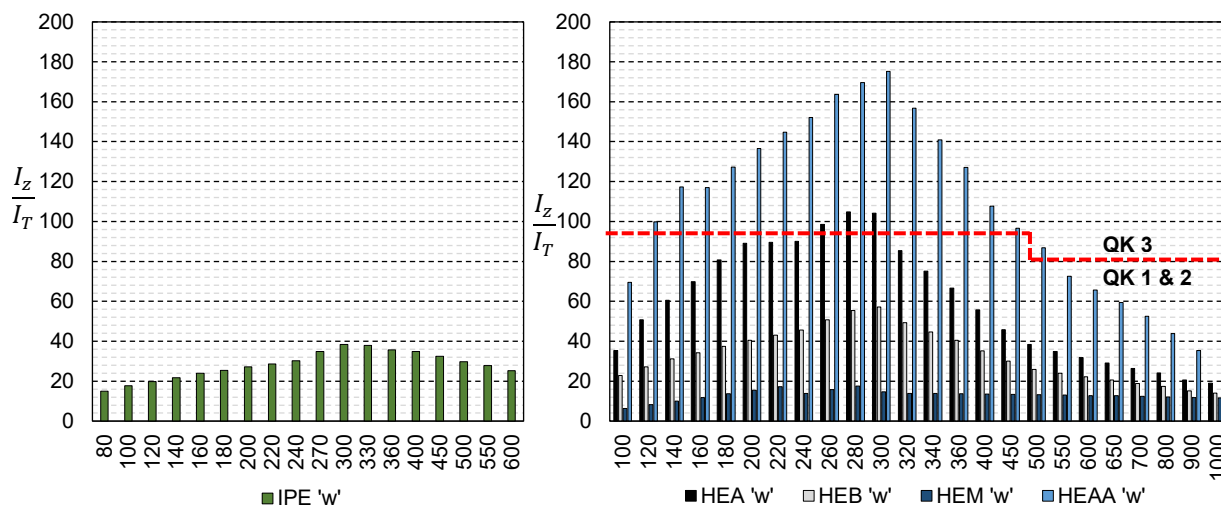


Abb. 4-34:  $I_z/I_T$ -Verhältnisse für geschweißte I-Profile mit identischen Blechabmessungen wie Walzprofile der IPE-, HEA-, HEB-, HEM- und HEAA-Reihe. Angabe der Querschnittsklasse für reine Biegebeanspruchung und Stahlgüte S 235.

Für die Abdeckung dieser Höchstwerte besitzt die Gleichung Gl. 4-22 zur Berechnung des Querschnittsbeiwertes einen oberen und einen unteren Grenzwert. Der untere Grenzwert wurde aus der Betrachtung der  $j_{min}$ -Werte in Abb. 4-35 b) abgeleitet und dient der Abdeckung der hohen  $I_z/I_T$ -Werte ( $I_z/I_T > 87,5$ ) bei der Anwendung des elastischen Querschnittsnachweises. Für den plastischen Querschnittsnachweis wird diese Begrenzung aufgrund der Voraussetzung der Einordnung in die Querschnittsklassen 1 oder 2 nur in den seltensten Fällen relevant.

$$\beta_s = 1,1 - 0,004 \cdot \frac{I_z}{I_T} \begin{cases} \leq 1,0 \\ \geq 0,75 \end{cases} \quad \text{Gl. 4-22}$$

Durch den oberen Grenzwert von 1,0 ist die Anwendung des Beiwertes optional. In Tab. 4-8 sind die Basiswerte der Ersatzimperfectionen für geschweißte I-Querschnitte angegeben.

Tab. 4-8: Definition des Basiswertes der Ersatzimperfection  $e_0$  für geschweißte I- Querschnitte und die Imperfektionsform IMP-2

Nachweis der Querschnittstragfähigkeit	
elastisch	plastisch
$e_0 = \frac{L}{400}$	$e_0 = \frac{L}{200}$

Abb. 4-35 zeigt die erforderlichen Ersatzimperfectionen für verschiedene Lastfälle und Querschnittsnachweisarten mit den zugehörigen  $j(x)$ -Verläufen zur Beschreibung der Imperfektionsgröße, die beim Nachweisverfahren anzusetzen ist.

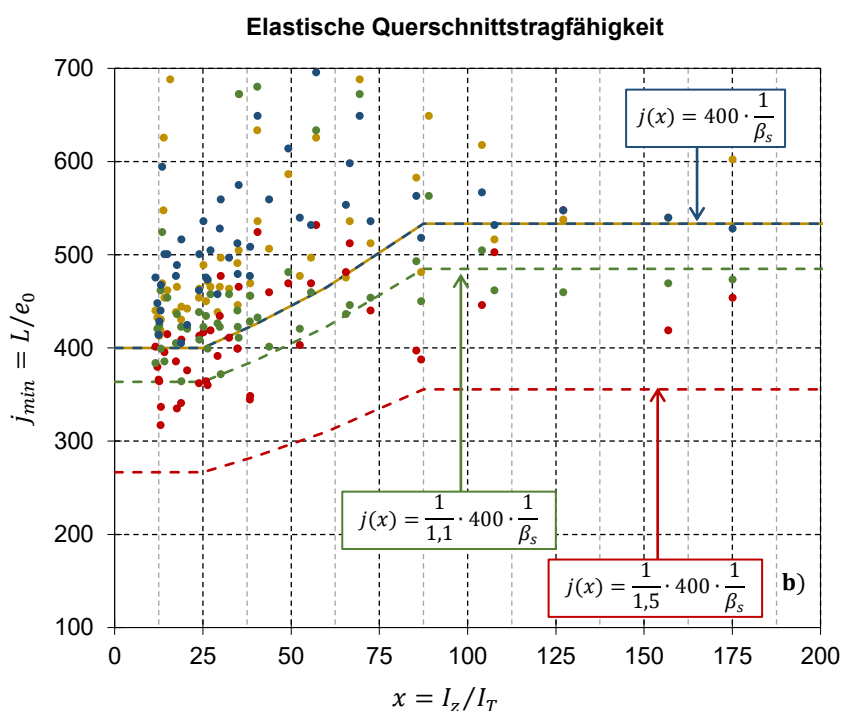
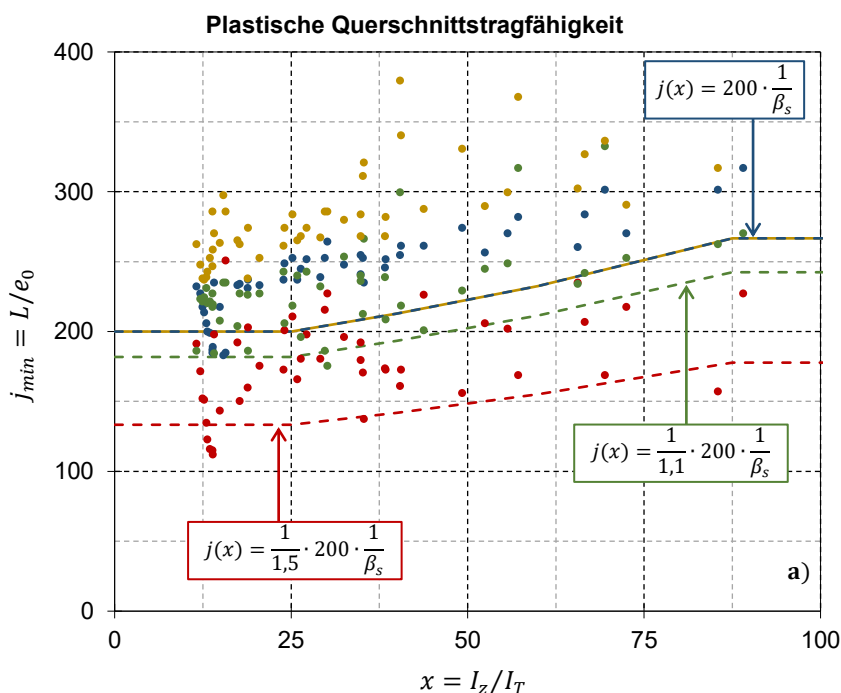


Abb. 4-35: Erforderliche Ersatzimperfectionen in Abhängigkeit vom  $I_z/I_T$  – Verhältnis für verschiedene geschweißte I-Profile aus S 235, Basislastfälle LF 1 bis LF 4, seitliche sinusförmige Vorkrümmung (IMP-2), Querschnittsnachweis unter Anwendung der a) plastischen Querschnittstragfähigkeit und b) elastischen Querschnittstragfähigkeit

Bei der Anwendung des plastischen Querschnittsnachweises (Abb. 4-35 a) sind für die Lastfälle LF 1 und LF 2 im geringen  $I_z/I_T$ -Bereich ( $I_z/I_T < 16$ ) teilweise erheblich größere Ersatzimperfectionen  $e_0 \approx L/183$  erforderlich als die sich gemäß der vorgeschlagenen Formulierung ergebende  $I_z/I_T \leq 25 \Rightarrow e_0 = L/200$ . Die hiervon betroffenen HEM-artigen geschweißten Querschnitte weisen allesamt eine kompakte Form mit dicken Flanschblechen auf, woraus eine Unempfindlichkeit gegenüber



Imperfektionen herrührt (siehe Seite 98). Aus dem Ansatz einer deutlich geringeren Imperfektionsgröße resultiert eine relativ geringe Überschreitung der Traglast nach GMNIA.

### 4.5 Einfluss aus der Momentenverteilung

Die Kalibrierung des Querschnittsbeiwertes  $\beta_s$  ist unter Berücksichtigung von vier in baupraktischer Hinsicht relevanten Lastfällen erfolgt. Der Einfluss aus unterschiedlichen Momentenverteilungen auf die Größe der Ersatzimperfection kann pauschal und mit akzeptabler Genauigkeit durch einen zusätzlichen Faktor, den Momentenbeiwert  $\beta_M$ , berücksichtigt werden. In diesem Kapitel werden die Zusammenhänge zwischen erforderlichen Imperfektionsgrößen und zahlreichen verschiedenen Momentenverteilungen mit variierenden Kenngrößen analysiert. Eine Übersicht der untersuchten Lastvariationen zeigt Abb. 4-36.

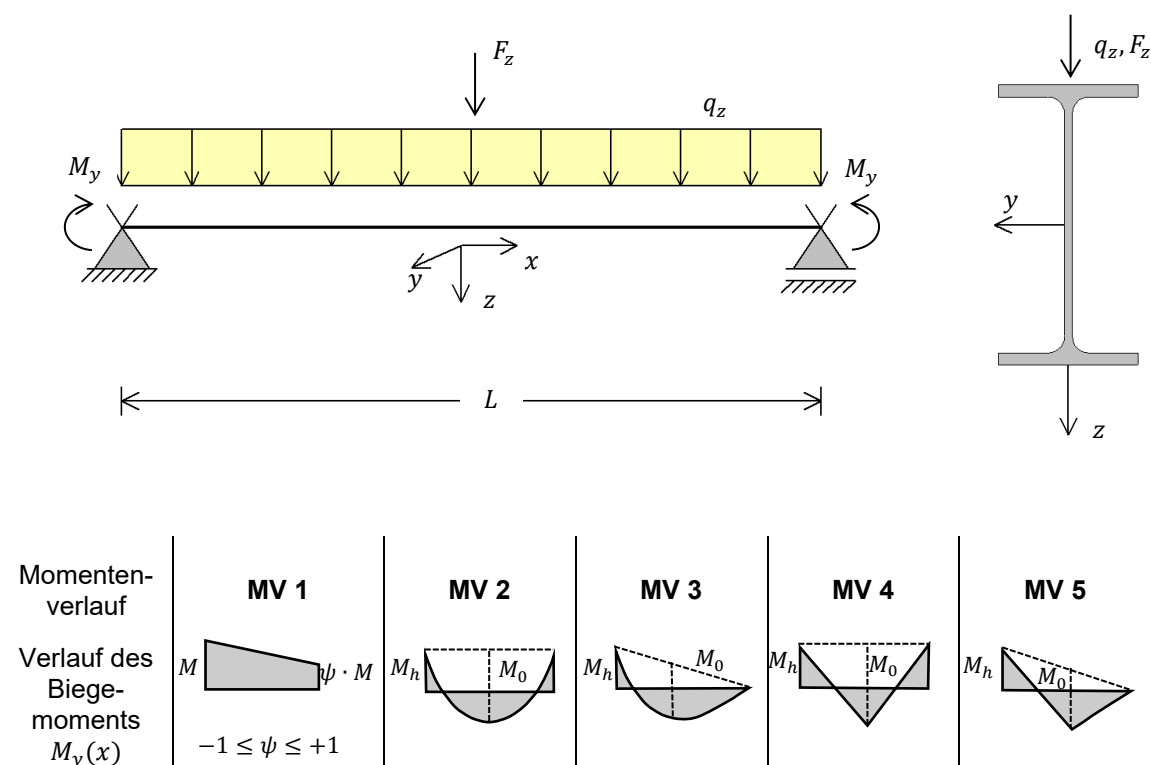


Abb. 4-36: Baustatisches System, Belastung und die daraus erzeugten fünf Momentenverläufe

Aufgrund der komplexen Wechselbeziehungen, die aus der Anwendung unterschiedlicher Interaktionsbeziehungen beim Querschnittsnachweis, der Herstellungsart, der Stahlgüte und verschiedenen Belastungssituationen auf die Größe der erforderlichen Ersatzimperfection resultieren, sind vereinheitlichende Regelungen, die für alle Anwendungsoptionen des Nachweisverfahrens präzise Ergebnisse liefern, nicht realisierbar. Ein Lösungsansatz ist in der Priorisierung von Vorzugsvarianten gegeben. Bei der Kalibrierung und Festlegung des Momentenbeiwertes wurden gewalzte I-Profile aus S 235 in Verbindung mit dem plastischen Querschnittsnachweis mit der linear plastischen Interaktion (I-2) übergeordnet behandelt. Die dafür abgeleiteten Regelungen werden auf geschweißte I-Profile und die Anwendung des elastischen Querschnittsnachweises sinngemäß übertragen. Die Eignung wird dabei primär in sicherheitsspezifischem Kontext überprüft.

**Eigenformaffine Imperfektionsform (IMP-1)**

Im Folgenden wird exemplarisch für die lineare Momentenverteilung (MV 1) der Entwicklungsvorgang ausführlich aufgeführt. Tab. 4-9 zeigt die ermittelten Werte  $j_{min}$  für verschiedene Verhältniswerte  $\psi$ . Die Imperfektion wurde eigenformaffin angesetzt und der Querschnittsnachweis erfolgte mit der linear plastischen Interaktion.

Tab. 4-9: Erforderliche  $j_{min}$ -Werte für verschiedene Walzprofile aus S 235 mit linearer Momentenverteilung (MV 1), eigenformaffiner Imperfektion (IMP-1) und linear plastischer Interaktionsbeziehung beim Querschnittsnachweis (I-2)

	Profil	$\sqrt{\frac{A \cdot b}{2 \cdot W_{el,y}}}$	$j_{basis}$	$j_{min}$									
				$\psi$									
				-1,00	-0,75	-0,50	-0,25	0,00	+0,25	+0,50	+0,75	+1,00	
$h/b > 1,2$	$\sqrt{(A \cdot b)/(2 \cdot W_{el,y})} < 1,0$	HEB 1000	0,68	400	766	571	481	454	430	422	417	415	411
		HEM 1000	0,68	400	758	571	473	456	428	426	417	411	411
		HEA 1000	0,69	400	711	567	469	426	419	405	399	399	397
		HEAA 1000	0,71	400	657	571	471	442	421	411	409	407	401
		HEB 800	0,75	400	863	586	510	479	458	454	442	434	434
		HEA 800	0,75	400	774	598	489	458	438	434	421	422	417
		IPE 600	0,75	400	746	579	485	454	434	419	417	411	407
		HEM 800	0,75	400	828	565	489	477	454	448	440	438	434
		IPE 500	0,78	400	742	598	497	456	438	434	419	417	415
		HEAA 800	0,78	400	766	633	520	477	458	448	438	430	422
		HEM 650	0,82	411	914	590	526	504	489	485	477	477	473
		IPE 200	0,86	429	813	594	512	485	473	473	473	463	461
		HEAA 600	0,87	437	860	672	555	528	485	469	461	446	446
		HEA 550	0,88	438	875	618	524	504	481	469	465	458	454
		IPE 80	0,94	468	906	579	532	508	493	501	516	516	516
$h/b > 1,2$	$\sqrt{(A \cdot b)/(2 \cdot W_{el,y})} > 1,0$	HEB 400	1,01	507	>1000	672	579	555	547	547	563	579	575
		HEA 400	1,02	508	860	594	524	485	469	469	485	508	508
		HEM 400	1,02	509	>1000	>1000	>1000	>1000	532	540	555	579	579
		HEAA 400	1,03	517	>1000	781	649	610	571	563	551	536	524
		HEM 340	1,10	549	>1000	>1000	>1000	>1000	>1000	>1000	586	610	618
$h/b \leq 1,2$		HEB 360	1,06	425	>1000	508	450	430	415	419	434	446	450
		HEA 360	1,07	426	688	504	438	407	399	407	419	422	422
		HEAA 360	1,08	434	828	610	516	493	461	461	458	446	442
		HEM 320	1,13	451	>1000	>1000	>1000	>1000	>1000	>1000	446	461	461
		HEB 200	1,17	468	>1000	>1000	>1000	>1000	446	454	469	501	516
		HEA 200	1,18	471	>1000	532	454	438	430	430	454	493	504
		HEM 200	1,18	472	>1000	>1000	>1000	>1000	>1000	>1000	477	473	485

Für die untersuchten Walzprofile aus S 235 wurden die erforderlichen  $j_{basis}$ -Werte nach Gl. 4-23 ermittelt, die als Bezugsgröße für die Ableitung der Momentenbeiwerte dienen.

$$j_{basis} = \frac{L}{e_{0,LT}} = \frac{L}{e_0 \cdot \beta_s \cdot \beta_M} \leq \frac{L}{e_{0,min}} \quad \text{Gl. 4-23}$$

Eine Zusammenfassung der zur Ermittlung der  $j_{basis}$ -Werte erforderlichen Hilfswerte findet sich in Tab. 4-10. Der Momentenbeiwert  $\beta_M$  wurde dabei mit 1,0 angenommen, was dem für den Basislastfall LF 1 nach Abb. 4-24 gültigen Faktor entspricht.

Tab. 4-10: Definition des Basiswertes der Ersatzimperfektion  $e_0$  und des Querschnittsbeiwertes  $\beta_s$  für gewalzte und geschweißte I-Profile für IMP-1

Profilart	Abgrenzung	Querschnittsbeiwert $\beta_s$	Nachweis der Querschnittstragfähigkeit	
			elastisch	plastisch
Gewalzte I-Profile	$\frac{h}{b} \leq 1,2$	$\sqrt{\frac{2 \cdot W_{el,y}}{A \cdot b}} \leq 1,0$	$e_0 = \frac{L}{700}$	$e_0 = \frac{L}{400}$
	$\frac{h}{b} > 1,2$	$0,80 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot W_{el,y}}{A \cdot b}} \leq 1,0$		
Geschweißte I-Profile	-	$0,55 + 0,3 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot W_{el,y}}{A \cdot b}} \leq 1,0$	$e_0 = \frac{L}{450}$	$e_0 = \frac{L}{250}$

In Tab. 4-11 werden die erforderlichen Momentenbeiwerte  $\beta_{M,erf}$  nach Gl. 4-24 angegeben, die dem Verhältnis der  $j_{basis}$ -Werte zu den  $j_{min}$ -Werten aus Tab. 4-9 entsprechen.

$$\beta_{M,erf} = \frac{j_{min}}{j_{basis}} \quad \text{Gl. 4-24}$$

Kompakte Profile erfordern bei manchen Lastfällen keine oder nur sehr geringe Ersatzimperfektionen ( $j_{min} > 1000$ ) zur Erzielung einer identischen Traglast wie nach GMNIA. Diese Profile wurden bei der Ableitung der Momentenbeiwerte nicht berücksichtigt.

Tab. 4-11: Erforderliche  $\beta_{M,erf}$ -Werte für verschiedene Walzprofile aus S 235 mit linearer Momentenverteilung (MV 1), eigenformaffinen Imperfektion (IMP-1) und linear plastischen Interaktionsbeziehung beim Querschnittsnachweis (I-2)

		Profil	$\sqrt{\frac{A \cdot b}{2 \cdot W_{el,y}}}$	j <sub>basis</sub>	$\beta_{M,erf}$								
					$\psi$								
					-1,00	-0,75	-0,50	-0,25	0,00	+0,25	+0,50	+0,75	+1,00
$h/b > 1,2$	$\sqrt{(A \cdot b)/(2 \cdot W_{el,y})} < 1,0$	HEB 1000	0,68	400	0,52	0,70	0,83	0,88	0,93	0,95	0,96	0,96	0,97
		HEM 1000	0,68	400	0,53	0,70	0,85	0,88	0,93	0,94	0,96	0,97	0,97
		HEA 1000	0,69	400	0,56	0,71	0,85	0,94	0,96	0,99	1,00	1,00	1,01
		HEAA 1000	0,71	400	0,61	0,70	0,85	0,91	0,95	0,97	0,98	0,98	1,00
		HEB 800	0,75	400	0,46	0,68	0,78	0,84	0,87	0,88	0,91	0,92	0,92
		HEA 800	0,75	400	0,52	0,67	0,82	0,87	0,91	0,92	0,95	0,95	0,96
		IPE 600	0,75	400	0,54	0,69	0,82	0,88	0,92	0,96	0,96	0,97	0,98
		HEM 800	0,75	400	0,48	0,71	0,82	0,84	0,88	0,89	0,91	0,91	0,92
		IPE 500	0,78	400	0,54	0,67	0,81	0,88	0,91	0,92	0,96	0,96	0,96
		HEAA 800	0,78	400	0,52	0,63	0,77	0,84	0,87	0,89	0,91	0,93	0,95
		HEM 650	0,82	411	0,45	0,70	0,78	0,82	0,84	0,85	0,86	0,86	0,87
		IPE 200	0,86	429	0,53	0,72	0,84	0,88	0,91	0,91	0,91	0,92	0,93
		HEAA 600	0,87	437	0,51	0,65	0,79	0,83	0,90	0,93	0,95	0,98	0,98
		HEA 550	0,88	438	0,50	0,71	0,84	0,87	0,91	0,93	0,94	0,96	0,97
		IPE 80	0,94	468	0,52	0,81	0,88	0,92	0,95	0,94	0,91	0,91	0,91
$h/b > 1,2$	$\sqrt{(A \cdot b)/(2 \cdot W_{el,y})} > 1,0$	HEB 400	1,01	507	-	0,75	0,88	0,91	0,93	0,93	0,90	0,88	0,88
		HEA 400	1,02	508	0,59	0,85	0,97	1,05	1,08	1,08	1,05	1,00	1,00
		HEM 400	1,02	509	-	-	-	-	0,96	0,94	0,92	0,88	0,88
		HEAA 400	1,03	517	-	0,66	0,80	0,85	0,91	0,92	0,94	0,96	0,99
		HEM 340	1,10	549	-	-	-	-	-	-	0,94	0,90	0,89
$h/b \leq 1,2$		HEB 360	1,06	425	-	0,84	0,95	0,99	1,03	1,02	0,98	0,95	0,95
		HEA 360	1,07	426	0,62	0,84	0,97	1,05	1,07	1,05	1,02	1,01	1,01
		HEAA 360	1,08	434	0,52	0,71	0,84	0,88	0,94	0,94	0,95	0,97	0,98
		HEM 320	1,13	451	-	-	-	-	-	-	1,01	0,98	0,98
		HEB 200	1,17	468	-	-	-	-	1,05	1,03	1,00	0,94	0,91
		HEA 200	1,18	471	-	0,89	1,04	1,07	1,09	1,09	1,04	0,96	0,93
		HEM 200	1,18	472	-	-	-	-	-	-	0,99	1,00	0,97

Bei der graphischen Auswertung der in Tab. 4-11 gelisteten Ergebnisse wird eine Differenzierung in Abhängigkeit von der Imperfektionsempfindlichkeit der betrachteten Profile vollzogen, die sich aus der Kompaktheit dieser ergibt. Als relativ unempfindlich gegenüber dem Ansatz von geometrischen Imperfektionen werden alle Profile mit  $h/b \leq 1,2$ , als mäßig empfindlich Profile mit  $\sqrt{(A \cdot b)/(2 \cdot W_{el,y})} > 1,0$  und als sehr empfindlich Profile mit  $\sqrt{(A \cdot b)/(2 \cdot W_{el,y})} < 1,0$  angenommen. Tab. 4-12 zeigt die Legende, die im Rahmen der Kalibrierung der Momentenbeiwerte einheitlich eingesetzt wird.

Tab. 4-12: Einheitliche Legende unter Berücksichtigung der Empfindlichkeit der Profile gegenüber Imperfektionen für die graphische Auswertung

Abgrenzung		Empfindlichkeit	Symbol
$h/b > 1,2$	$\sqrt{(A \cdot b)/(2 \cdot W_{el,y})} < 1,0$	stark	●
	$\sqrt{(A \cdot b)/(2 \cdot W_{el,y})} > 1,0$	mäßig	○
$h/b \leq 1,2$	-	schwach	△

Die graphische Auswertung der  $\beta_{M,erf}$ -Werte in Abhängigkeit vom Verhältniswert  $\psi$  in Abb. 4-37 weist einen steigenden Trend im negativen  $\psi$ -Bereich und einen konstanten Kurs im positiven  $\psi$ -Bereich auf. Die Entwicklung der Gleichung zur Beschreibung des Momentenbeiwertes erfolgt unter Berücksichtigung der Profilsensitivität gegenüber Imperfektionen. Bei schlanken Profilen wird mit den vorgeschlagenen Gleichungen stets ein höherer Momentenbeiwert ermittelt. Bei kompakten Profilen ergeben sich teilweise geringere Imperfektionsgrößen aus der Anwendung des Regelungsvorschlages, deren Konsequenz jedoch noch als verträglich zu bewerten ist. Aufgrund der geringen Imperfektionsempfindlichkeit ergeben sich dadurch nur geringe Überschreitungen der nach GMNIA erzielten Traglast.

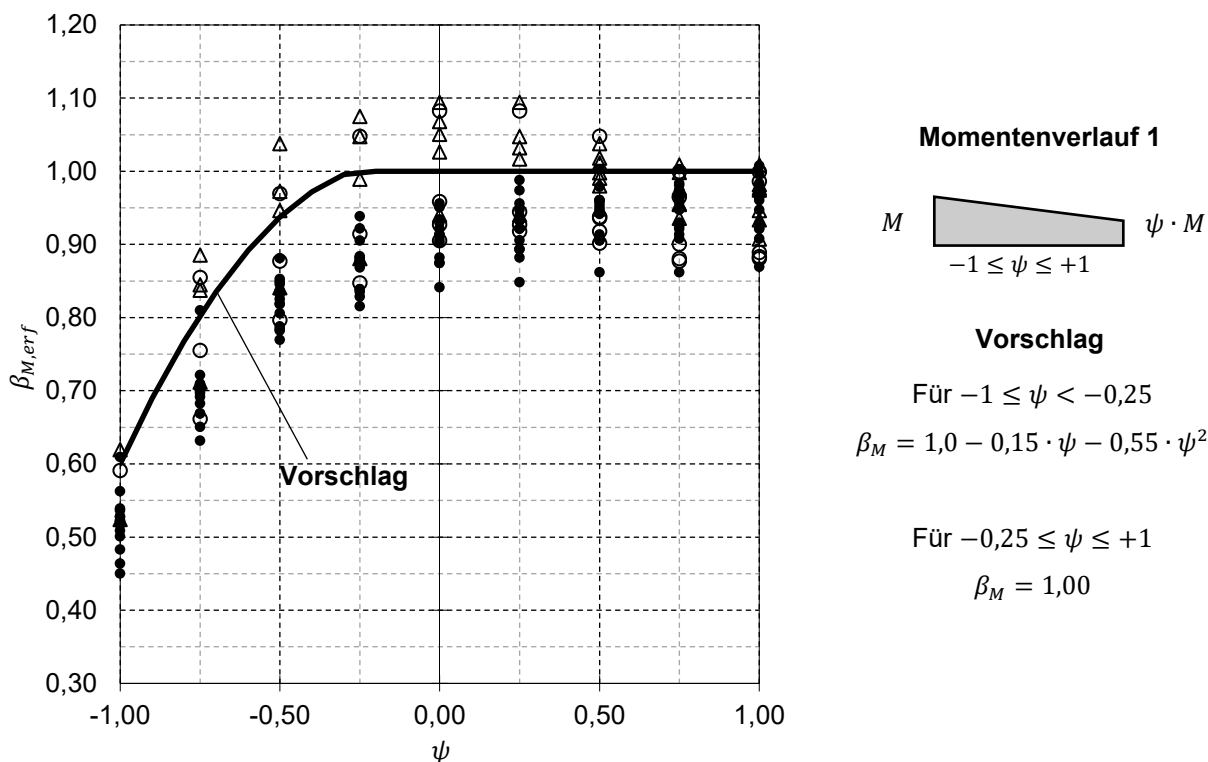


Abb. 4-37: Graphische Auswertung der  $\beta_{M,erf}$  Werte und Vorschlag zur Definition des Momentenbeiwertes für lineare Momentenverteilung bei eigenformaffiner Imperfektion (IMP-1) und plastischem Querschnittsnachweis (I-2)

Bei durch konstante Streckenbelastung beanspruchten Biegeträgern mit beidseitigen Randmomenten (LF 2) stellen sich bei geringen Verhältniswerten von Feldmoment/Randmoment ( $0,25 \leq M_0/M_h \leq 0,75$ ) größere erforderliche Imperfektionsgrößen ein, als beim Basislastfall LF 1 ( $M_0/M_h = 0$ ), siehe Abb. 4-38. Diese Gegebenheit erfordert einen Momentenbeiwert  $\beta_M > 1,0$  und steht im Widerspruch mit der vorgesehenen Konzeption des Nachweisverfahrens, bei dem die Berücksichtigung des Momentenbeiwertes vereinfachend entfallen kann.

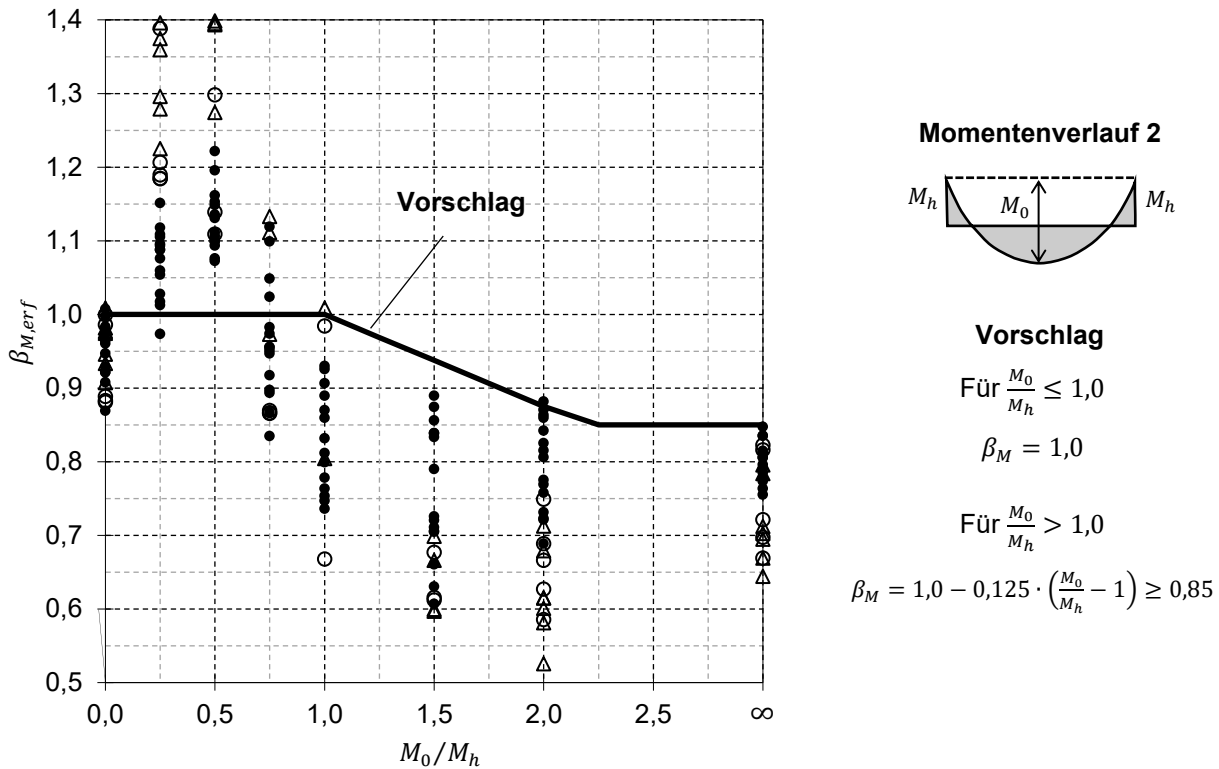


Abb. 4-38: Graphische Auswertung der  $\beta_{M,eff}$  Werte und Vorschlag zur Definition des Momentenbeiwertes für quadratische Momentenverteilung mit beidseitigen Randmomenten bei eigenformaffiner Imperfektion (IMP-1) und plastischem Querschnittsnachweis (I-2)

Zur Klarstellung dieses Phänomens werden in Abb. 4-39 a) die erforderlichen Ersatzimperfektionen  $e_{0,erf}$  für insgesamt 27 Walzprofile aus S 235 aufgeführt. Der Berechnung liegt ein beidseitig gabelgelagerter Biegeträger mit konstanter Querbelastung am Obergurt wirkend und beidseitigen Randmomenten zugrunde. Das Verhältnis zwischen dem Randmoment und dem Feldmoment beträgt  $M_0/M_h = 0,5$ . Die geometrische Imperfektion entspricht der ersten Biegedrillknickeigenform (IMP-1) und der Querschnittsnachweis erfolgt mit der linear plastischen Interaktionsbeziehung (I-2). Die größten auf die Bauteillänge bezogenen Ersatzimperfektionen erfordert das Profil HEB 360 mit  $j_{min} = L/e_{0,erf} = 301$  bei einer Bauteillänge von 12,6 m, was einem bezogenen Schlankheitsgrad von  $\bar{\lambda}_{LT} = 0,83$  entspricht.

Abb. 4-39 b) zeigt die Traglastkurven in Abhängigkeit vom bezogenen Schlankheitsgrad für das Walzprofil HEB 360 ermittelt nach GMNIA und nach Biegetorsionstheorie II. Ordnung (GNIA) unter Berücksichtigung einer eigenformaffinen Imperfektion mit  $e_0 = L/425$ . Diese Imperfektionsgröße ergibt sich aus dem Bemessungsvorschlag nach Gl. 4-23 mit einem Momentenbeiwert von  $\beta_M = 1,0$ . Die Traglastkurve nach GMNIA verläuft ab  $\bar{\lambda}_{LT} = 0,76$  unterhalb der Traglastkurve nach GNIA mit einer Traglastdifferenz von 2,6 % bei  $\bar{\lambda}_{LT} = 0,83$ . Die Auswirkung in sicherheitsspezifischer Hinsicht aus der deutlich geringeren angesetzten Imperfektionsgröße von  $e_0 = L/425$  statt der erforderlichen  $e_{0,erf} = L/301$  bleibt somit im akzeptablen Bereich. Der maximale Traglastunterschied stellt sich bei  $\bar{\lambda}_{LT} = 0,88$  mit 4,1 % ein und bildet übergreifend für alle untersuchten 27 Profile die maximale prozentuale Traglastunterschreitung im Rahmen der gesamten Parameterstudie ab.

In Abb. 4-39 c) sind die Ausnutzungsgrade aus den Biegemomenten  $M_y/M_{pl,y}$  und der sich aus dem Ansatz der eigenformaffinen Ersatzimperfektion einstellenden Schnittgrößen  $M_z/M_{pl,z}$  und dem Bimoment  $B/B_{pl}$  über die Bauteillänge  $x/L$  dargestellt. Die maximale Ausnutzung der Querschnittstragfähigkeit befindet sich im Auflagerbereich und wird ausschließlich durch das Biegemomente  $M_y$  bewirkt. Aus dem annähernd sinusförmigen Verlauf der zur Eigenform zugehörigen Verformungsanteile  $v(x)$  und  $\mathcal{J}(x)$  stellt sich die größte Vorverformung  $e_0$  des Obergurts in Feldmitte ein, siehe Abb. 4-39 d). Daraus ergibt sich primär im Feldbereich eine Erhöhung der Gesamtausnutzung infolge der Überlagerung der begleitenden Schnittgrößen  $M_z$  und  $B$  mit dem Biegemoment  $M_y$ .

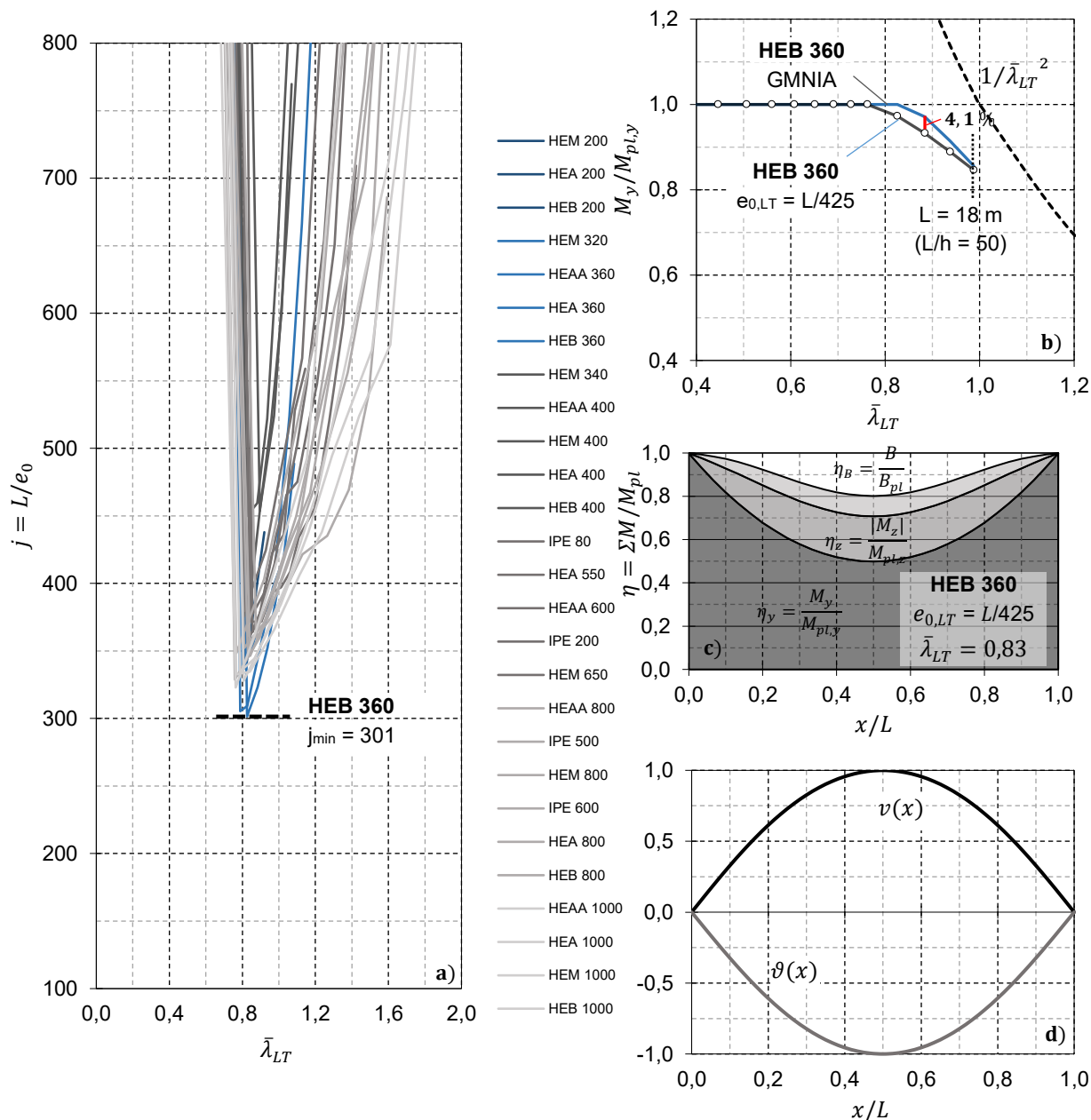


Abb. 4-39: Ergebnisse für durch konstante Querlast mit beidseitigen Randmomenten beanspruchte Träger mit eigenformaffiner Imperfektion (IMP-1) und linear plastischer Interaktionsbeziehung (I-2). a) Erforderliche Ersatzimperfectionen für insgesamt 27 Walzprofile. b) Traglastkurven für HEB 360 aus S 235 nach GMNIA und nach GNIA mit Ersatzimperfektion von  $e_0 = L/425$ , IMP-1, I-2. c) Ausnutzungsgrade über die Bauteillänge L beim Querschnittsnachweis mit linear plastischen Interaktion (I-2) für HEB 360 aus S 235 mit  $L=12,6$  m ( $\bar{\lambda}_{LT} = 0,83$ ). d) Auf den Wert 1 bezogene Verformungsanteile der Eigenform über die Bauteillänge L für HEB 360 aus S 235 mit  $L=12,6$  m.

Die traglastmindernde Effektivität der geometrischen Imperfektion ist aufgrund der großen örtlichen Entfernung zwischen der maximalen Auslenkung der Vorverformung (Feldmitte) und der maßgebenden Stelle für den Querschnittsnachweis (Auflager) äußerst gering. Diese Problematik tritt häufig beim Ansatz der sinusförmigen seitlichen Vorkrümmung (IMP-2) auf, kann sich jedoch in seltenen Fällen auch bei der eigenformaffinen Imperfektion (IMP-1) einstellen. Aufgrund der geringen sicherheitsrelevanten Auswirkung, die maximal zu einer Unterschreitung der Traglast nach GMNIA von 4,1 % führt, wird zur Beibehaltung der optionalen Eigenschaft des Momentenbeiwertes, dieser mit maximal  $\beta_M = 1,0$  vorgegeben, siehe Abb. 4-38. Der untere Grenzwert von  $\beta_M = 0,85$  der Gleichung zur Beschreibung des Momentenbeiwertes wird aus der Betrachtung des Basislastfalls LF 3 nach Abb. 4-27 festgelegt.

In Abb. 4-40 sind die Ergebnisse und festgelegte Formulierung zur Beschreibung des Momentenbeiwertes  $\beta_M$  für den Momentenverlauf MV 3 mit einseitigem Randmoment dargestellt.

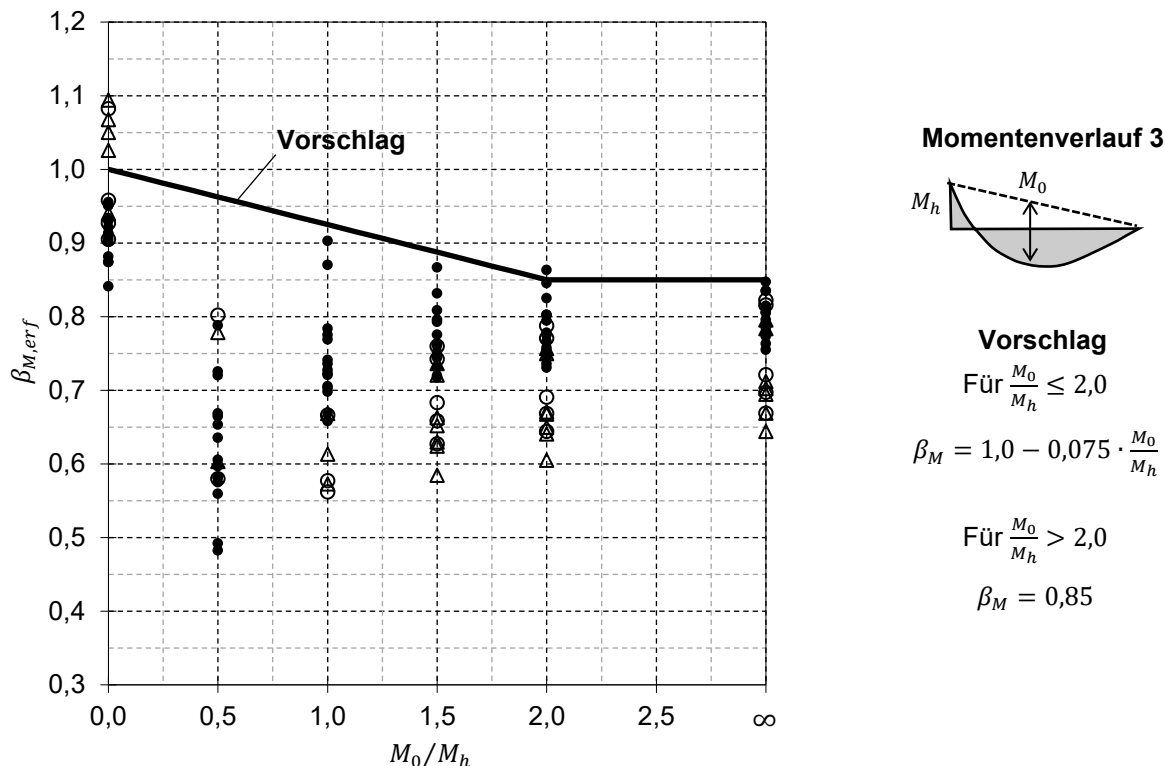
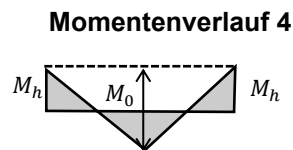
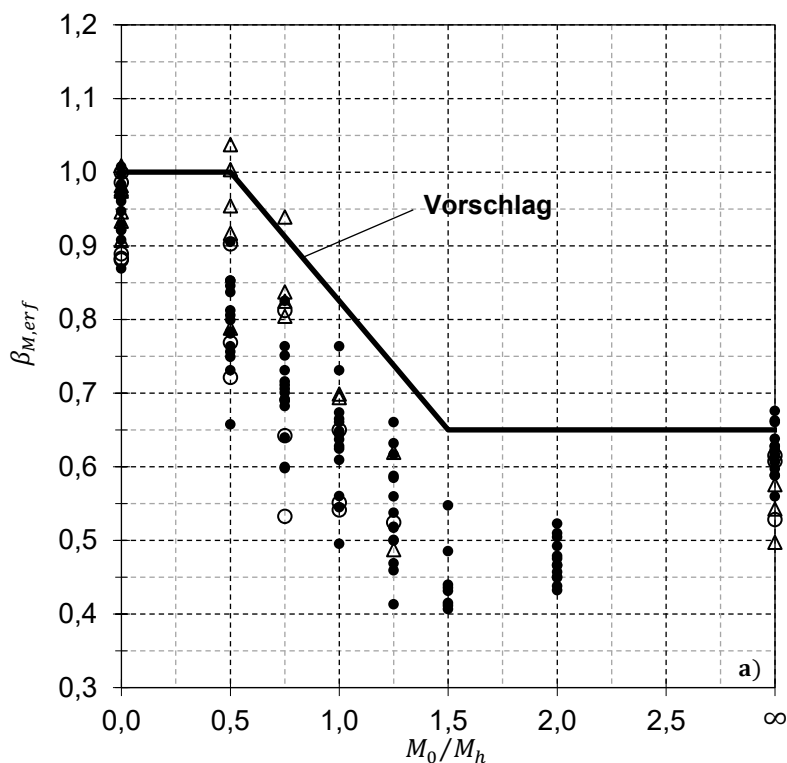


Abb. 4-40: Graphische Auswertung der  $\beta_{M,eff}$  Werte und Vorschlag zur Definition des Momentenbeiwertes für quadratische Momentenverteilung mit einseitigem Randmoment bei eigenformaffiner Imperfektion (IMP-1) und plastischem Querschnittsnachweis (I-2)

Abb. 4-41 zeigt die Resultate für die Momentenverläufe MV 4 und MV 5 unter Betrachtung einer mittig am Obergurt wirkenden Einzellast mit Randmomenten. Der untere Grenzwert der  $\beta_M$ -Gleichungen bei einem großen  $M_0/M_h$  Verhältnis wurde in Anlehnung an den Basislastfall LF 4 nach Abb. 4-27 mit  $\beta_M = 0,65$  festgelegt.

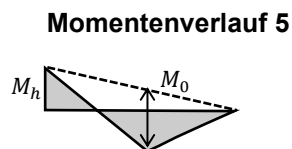
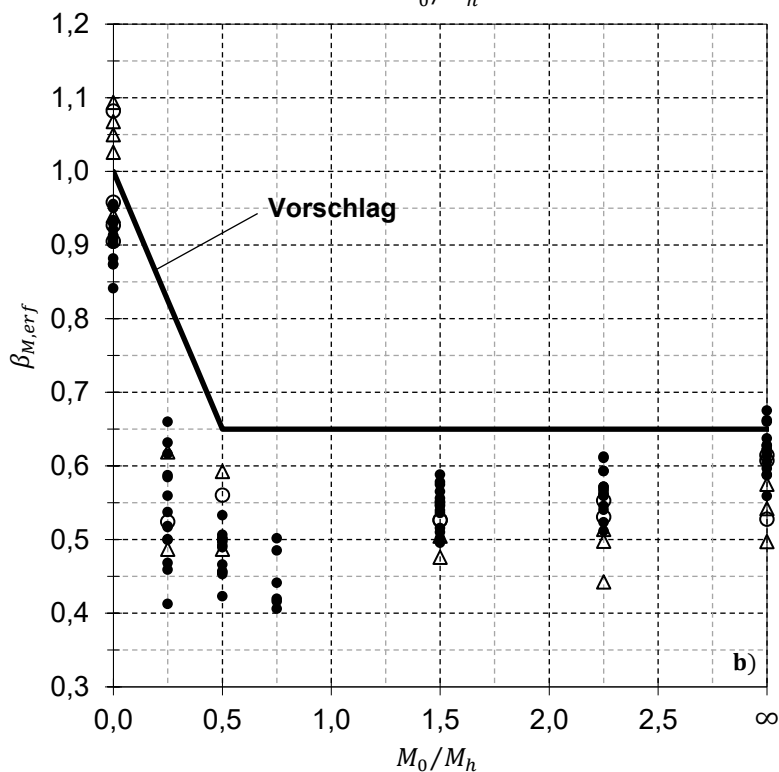




**Vorschlag**  
 Für  $\frac{M_0}{M_h} \leq 1,5$   

$$\beta_M = 1,175 - 0,35 \cdot \frac{M_0}{M_h} \leq 1,0$$
  
 Für  $\frac{M_0}{M_h} > 1,5$   

$$\beta_M = 0,65$$



**Vorschlag**  
 Für  $\frac{M_0}{M_h} \leq 0,5$   

$$\beta_M = 1,0 - 0,7 \cdot \frac{M_0}{M_h}$$
  
 Für  $\frac{M_0}{M_h} > 0,5$   

$$\beta_M = 0,65$$

Abb. 4-41: Graphische Auswertung der  $\beta_{M,erf}$  Werte und Vorschlag zur Definition des Momentenbeiwertes bei eigenformaffiner Imperfektion (IMP-1) und plastischem Querschnittsnachweis (I-2) für mittige Einzellast mit a) beidseitigen Randmomenten und b) einseitigem Randmoment

### Sinusförmige seitliche Vorkrümmung (IMP-2)

Beruhend auf analoger Vorgehensweise wie beim Ansatz der eigenformaffinen Imperfektion (IMP-1) werden im Folgenden die Ergebnisse und die Regelungsvorschläge zur Beschreibung des Momentenbeiwertes für die geometrische Imperfektion in Form der reinen Vorkrümmung angegeben. Die vorgeschlagenen  $\beta_M$ -Werte nehmen stets Werte größer als 1,0 an und erhöhen somit die Größe der anzusetzenden Ersatzimperfektion. Die Berücksichtigung dieses Beiwertes ist bei der Betrachtung der Imperfektionsform IMP-1 unverzichtbar.

In Abb. 4-42 sind die Resultate für die lineare Momentenverteilung aufgeführt. Aufgrund des vollkommenen Verlustes an Wirksamkeit, der aus dem Ansatz einer sinusförmigen Vorkrümmung bei der Betrachtung eines antimetrischen Momentenverlaufs einhergeht, ergibt die Anwendung der vorgeschlagenen  $\beta_M$ -Gleichung für einen Verhältniswert von  $\psi = -1,0$  eine unendliche Größe. Dadurch entstehen Anwendungsgrenzen für diese Nachweisverfahren, deren unvermeidbaren Ursachen auf Seite 82 näher beschrieben werden.

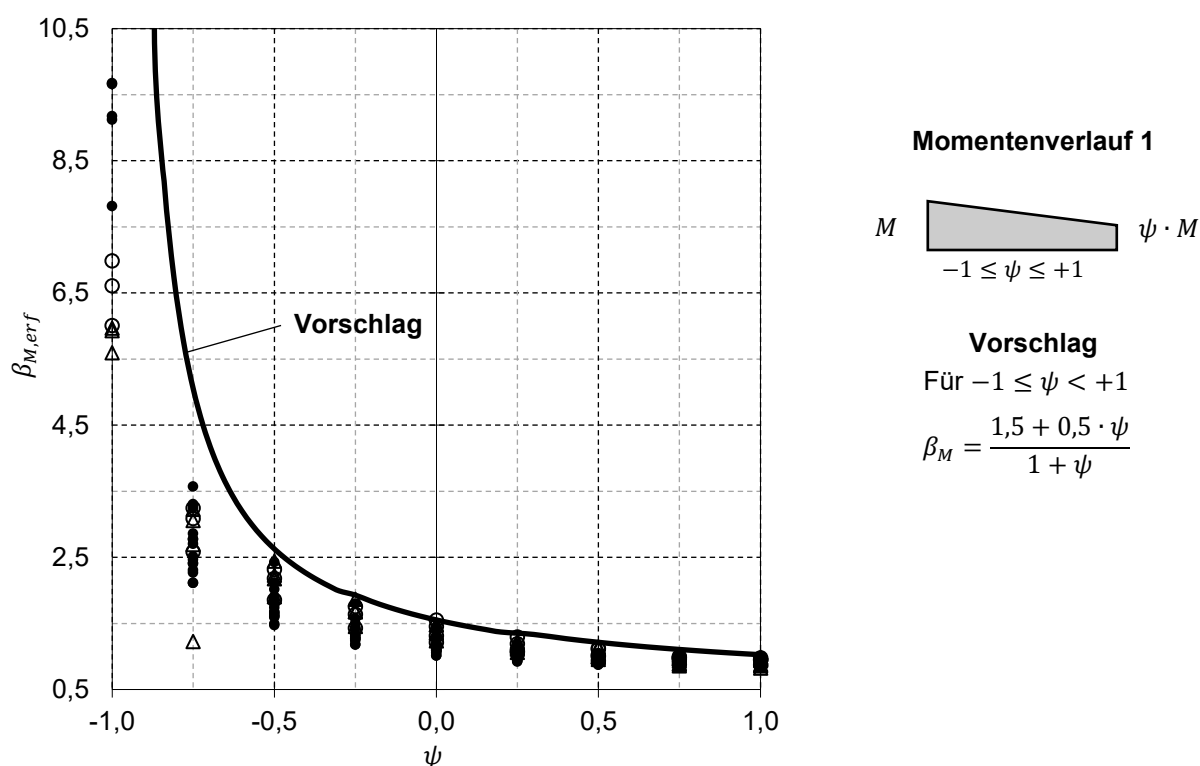
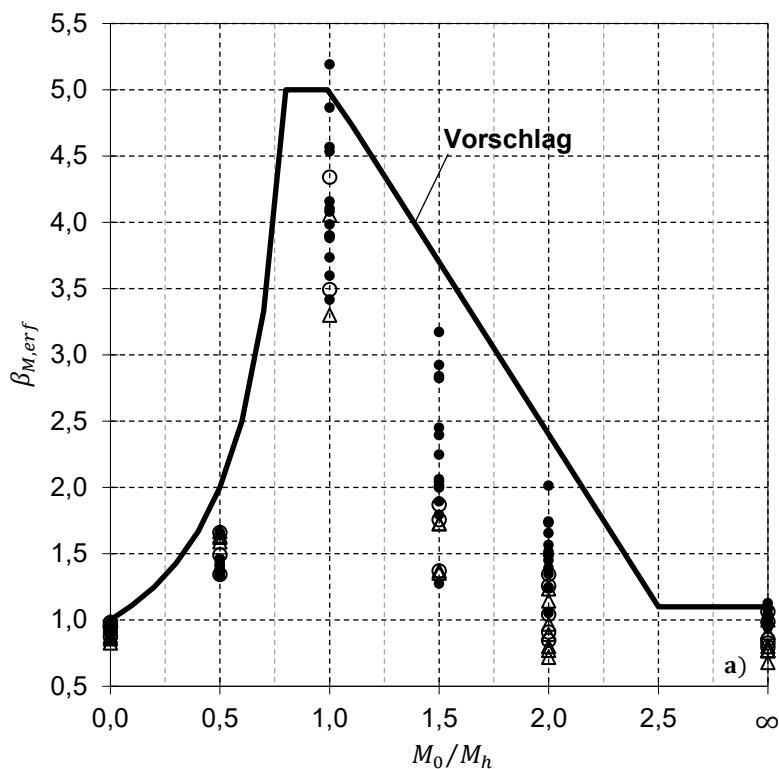
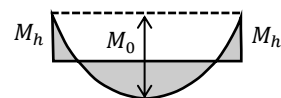


Abb. 4-42: Graphische Auswertung der  $\beta_{M,eff}$  Werte und Vorschlag zur Definition des Momentenbeiwertes für lineare Momentenverteilung bei sinusförmiger seitlicher Vorkrümmung (IMP-2) und plastischem Querschnittsnachweis (I-2)

Abb. 4-43 zeigt die Resultate für die Momentenverteilungen infolge einer konstanten Streckenbelastung mit beidseitigen und einseitigen Randmomenten und Abb. 4-44 aus mittiger Einzellast mit Randmomenten.



**Momentenverlauf 2**



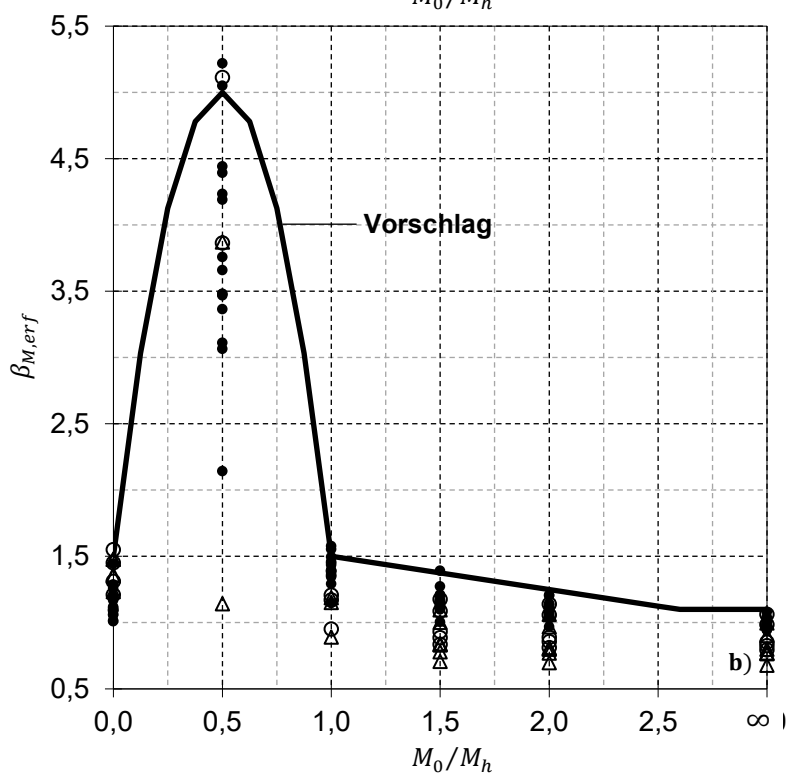
**Vorschlag**

Für  $\frac{M_0}{M_h} \leq 1,0$

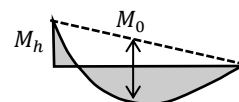
$$\beta_M = \frac{1}{1 - \frac{M_0}{M_h}} \leq 5,0$$

Für  $\frac{M_0}{M_h} > 1,0$

$$\beta_M = 5,0 - 2,6 \cdot \left(\frac{M_0}{M_h} - 1\right) \geq 1,1$$



**Momentenverlauf 3**



**Vorschlag**

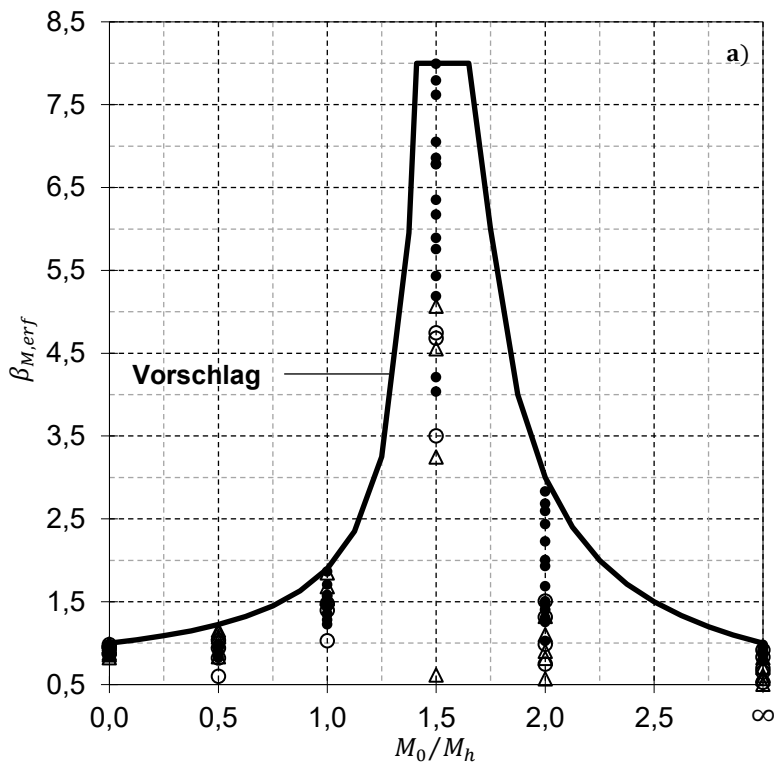
Für  $\frac{M_0}{M_h} \leq 1,0$

$$\beta_M = -14 \cdot \left[\left(\frac{M_0}{M_h}\right)^2 - \frac{M_0}{M_h}\right] + 1,5$$

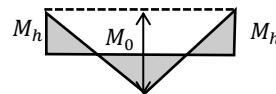
Für  $\frac{M_0}{M_h} > 1,0$

$$\beta_M = 1,5 - 0,25 \cdot \left(\frac{M_0}{M_h} - 1\right) \geq 1,1$$

Abb. 4-43: Graphische Auswertung der  $\beta_{M,erf}$  Werte und Vorschlag zur Definition des Momentenbeiwertes bei sinusförmiger seitlicher Vorkrümmung (IMP-2) und plastischem Querschnittsnachweis (I-2) für quadratische Momentenverteilung mit a) beidseitigen Randmomenten und b) einseitigem Randmoment.



**Momentenverlauf 4**



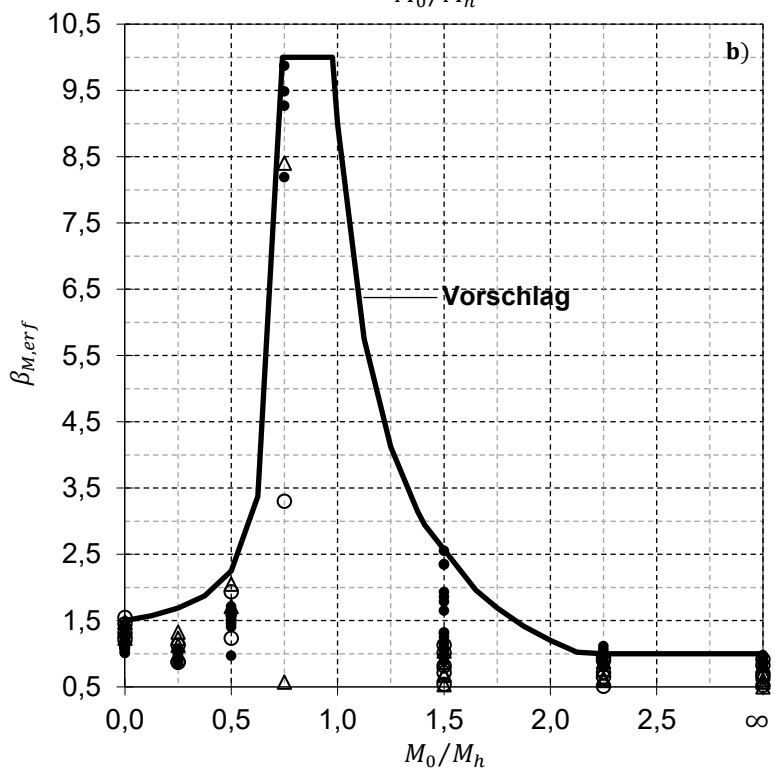
**Vorschlag**

Für  $\frac{M_0}{M_h} \leq 1,5$

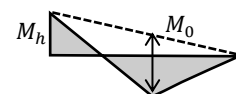
$$\beta_M = \frac{1,5 - 0,55 \cdot \frac{M_0}{M_h}}{1,5 \cdot \frac{M_0}{M_h}} \leq 8,0$$

Für  $\frac{M_0}{M_h} > 1,5$

$$\beta_M = 1,0 \leq \frac{1,5}{\frac{M_0}{M_h} - 1,5} \leq 8,0$$



**Momentenverlauf 5**



**Vorschlag**

Für  $\frac{M_0}{M_h} \leq 0,75$

$$\beta_M = \frac{1,125 \cdot \left(1 - \frac{M_0}{M_h}\right)}{0,75 - \frac{M_0}{M_h}} \leq 10,0$$

Für  $\frac{M_0}{M_h} > 0,75$

$$\beta_M = 1,0 \leq \frac{3 - 0,75 \cdot \frac{M_0}{M_h}}{\frac{M_0}{M_h} - 0,75} \leq 10,0$$

Abb. 4-44: Graphische Auswertung der  $\beta_{M,erf}$  Werte und Vorschlag zur Definition des Momentenbeiwertes bei sinusförmiger seitlicher Vorkrümmung (IMP-2) und plastischem Querschnittsnachweis (I-2) für mittige Einzellast mit a) beidseitigen Randmomenten und b) einseitigem Randmoment

### 4.6 Einfluss aus der Lastangriffsstelle von Querlasten

Die Ableitung der erforderlichen Momentenbeiwerte  $\beta_M$  ist unter der Annahme der am Druckgurt angreifenden Querbelastung  $F_z$  und  $q_z$  erfolgt, was in baupraktischer Hinsicht den häufigsten Fall darstellt. Im Folgenden werden unter Betrachtung der Standardlastfälle aus konstanter Gleichstreckenlast (LF 3) und mittiger Einzellast (LF 4) nach Abb. 4-24 die Einflüsse und Auswirkungen auf die erforderliche Imperfektionsgröße infolge unterschiedlicher Angriffsstellen der Querlast im Querschnitt untersucht. Es werden insgesamt drei verschiedene Angriffsstellen (am Druckgurt, im Schwerpunkt und am Zuggurt) berücksichtigt, die durch den Abstand zum Schwerpunkt  $z_g$  nach Abb. 4-45 a) definiert sind.

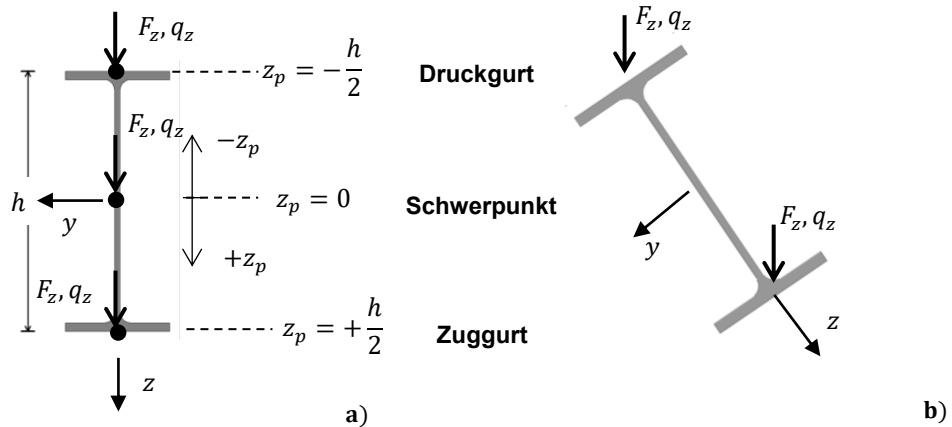


Abb. 4-45: Definition der Lastangriffsstelle von Querlasten im Querschnitt

Prinzipiell stellt der Lastangriff am Druckgurt den ungünstigsten Fall dar. Durch den Höhenabstand der Lastangriffsstelle zum Schubmittelpunkt ergeben sich Abtriebseffekte aus der Querlast, die im Rahmen einer räumlichen geometrisch nichtlinearen Berechnung (GNIA) zu einem Zuwachs an Querschnittsverdrehungen führen, siehe Abb. 4-45 b). Dies macht sich durch ein geringeres ideales Biegedrillknickmoment  $M_{cr}$  bemerkbar. Der Lastangriff am Zuggurt weist ein gegensätzliches Verhalten mit entsprechend positiven Auswirkungen auf das ideale Biegedrillknickmoment auf, siehe Abb. 4-46 a).

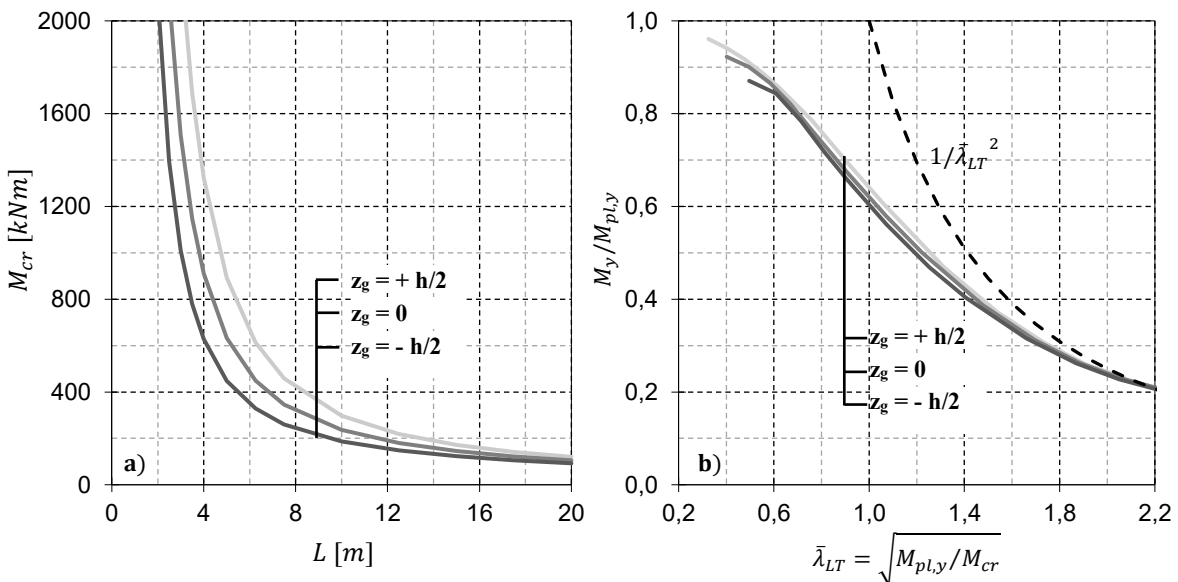


Abb. 4-46: Auswirkungen infolge verschiedenen Lastangriffsstellen einer konstanten Querbelastung  $q_z$  (LF 3) für ein IPE 500 aus S 235. a) Biegedrillknickmoment in Abhängigkeit von der Bauteillänge. b) Traglast nach GMNIA in Abhängigkeit vom bezogenen Schlankheitsgrad.

Die Traglast als Resultat einer GMNIA-Berechnung wird ebenfalls durch die Einleitungssituation der Querlast beeinflusst (Abb. 4-46 b). Aus der Auswertung der Traglast  $M_{y,GMNIA}$  in Relation zum bezogenen Schlankheitsgrad  $\bar{\lambda}_{LT}$ , der seinerseits in Abhängigkeit vom Biegedrillknickmoment  $M_{cr}$

berechnet wird und es dadurch unmittelbar zu einer Bereinigung der Auswirkungen aus der geometrischen Nichtlinearität führt, sind geringe Differenzen der Traglastkurven zu erkennen. Die zur am Zuggurt angreifenden Querlast ( $z_g = + h/2$ ) zugehörige Traglastkurve verläuft oberhalb der anderen Kurven, was auf zusätzliche positive Traglasteffekte hindeutet, die beispielsweise aus dem späteren Beginn der Fließzonenbildung herrühren.

Neben den beschriebenen Effekten beeinflusst die Form der geometrischen Ersatzimperfection maßgeblich die Nachweisführung mit der GNIA. In Abhängigkeit von der Imperfectionsform, affin zur Biegedrillnickeigenform (IMP-1) oder als seitliche Vorkrümmung (IMP-2), stellen sich grundsätzlich unterschiedliche Wechselbeziehungen zwischen Lastangriffsstelle und der erforderlichen Größe der Ersatzimperfection ein.

Beim Ansatz der eigenformaffinen Vorverformung erfordern Querlasten, die am Druckgurt angreifen, geringere Ersatzimperfectionen, um die gleiche Traglast zu erzielen wie nach GMNIA. Die Auswirkungen aus den unterschiedlichen Lastangriffsstellen steigen mit zunehmender Profilsensitivität gegenüber Imperfectionen. Die größten Unterschiede in den erforderlichen  $j_{min}$ -Werten ergeben sich bei Profilen mit  $\sqrt{(A \cdot b)/(2 \cdot W_{el,y})} \leq 0,8$ . Der auf Grundlage der Betrachtung der vier Basislastfällen LF 1 bis LF 4 mit am Druckgurt angreifenden Querlasten abgeleitete Regelungsvorschlag sieht für diese Profile eine untere Begrenzung des Basis- $j$ -Werts auf den Wert  $j_{basis} = 400$  vor. Der Lastangriff im Schwerpunkt und am Zuggurt erfordert hingegen gerade in diesem Abgrenzungsbereich wesentlich größere Ersatzimperfectionen, siehe Abb. 4-47.

Lastangriff	Profile mit $h/b > 1,2$	Profile mit $h/b \leq 1,2$
Obergurt ( $z_g = - h/2$ )	●	●
Schwerpunkt ( $z_g = 0$ )	●	●
Untergurt ( $z_g = + h/2$ )	●	●

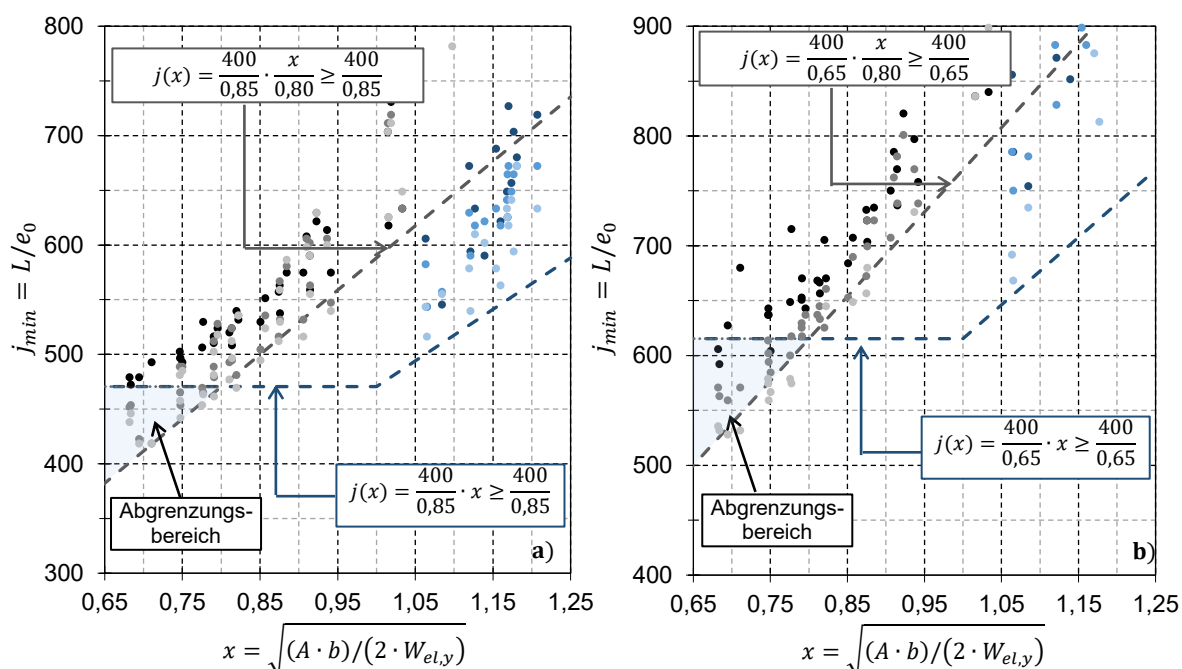


Abb. 4-47: Erforderliche Ersatzimperfectionen für unterschiedliche Lastangriffsstellen und verschiedene gewalzte I-Profile aus S 235, eigenformaffine Imperfectionsform (IMP-1) und unter Anwendung der plastischen Querschnittstragfähigkeit. a) Konstante Streckenlast (LF 3) b) Mittige Einzellast (LF 4)

Der Einfluss aus unterschiedlichen Lastangriffsstellen kann durch eine Verknüpfung der Begrenzung des Querschnittsbeiwertes auf den Wert 1,0 mit dem Lastangriff am Druckgurt berücksichtigt werden. Für abweichende Lastangriffssituationen im Querschnitt darf eine Deckelung des Querschnittsbeiwertes

nicht angesetzt werden. Diese Maßnahme kann durch einen Hinweis bei der Regelung des Querschnittsbeiwertes nach Tab. 4-13 berücksichtigt werden.

Tab. 4-13: Definition des Basiswertes der Ersatzimperfektion  $e_0$  und des Querschnittsbeiwertes  $\beta_s$  für gewalzte I-Profile unter Berücksichtigung der Lastangriffsstelle

Abgrenzung	Querschnittsbeiwert $\beta_s$	Nachweis der Querschnittstragfähigkeit	
		elastisch	plastisch
$\frac{h}{b} \leq 1,2$	$\sqrt{\frac{2 \cdot W_{el,y}}{A \cdot b}} \leq 1,0$	$e_0 = \frac{L}{700}$	$e_0 = \frac{L}{400}$
$\frac{h}{b} > 1,2$	$0,80 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot W_{el,y}}{A \cdot b}} \leq 1,0^{1)}$		

<sup>1)</sup> Bei Bauteilen, die durch Querlasten beansprucht werden und die Lastangriffsstelle dieser sich nicht am Druckgurt befindet, darf die Begrenzung auf 1,0 nicht angesetzt werden.

Wird die geometrische Ersatzimperfektion in Form einer sinusförmigen Vorkrümmung angesetzt (IMP-2), treten gegensätzliche Auswirkungen in Erscheinung. Der Angriffspunkt am Druckgurt erfordert die größten Ersatzimperfektionen, wohingegen im Schwerpunkt oder am unteren Flansch einwirkende Querlasten wesentlich geringerer Imperfektionsgrößen bedürfen. Daher stellt die Berücksichtigung dieser Gegebenheit eine Option dar, die vordergründig der Wirtschaftlichkeit dient und auf der sicheren Seite vernachlässigt werden kann. Die einfachste Form der Umsetzung im Rahmen des Berechnungsverfahrens ist durch einen zusätzlichen Beiwert  $\beta_{zg}$  gegeben, der analog zum Momentenbeiwert  $\beta_M$  als Multiplikator der gesamten Gleichung zur Ermittlung der erforderlichen Imperfektionsgröße wirkt.

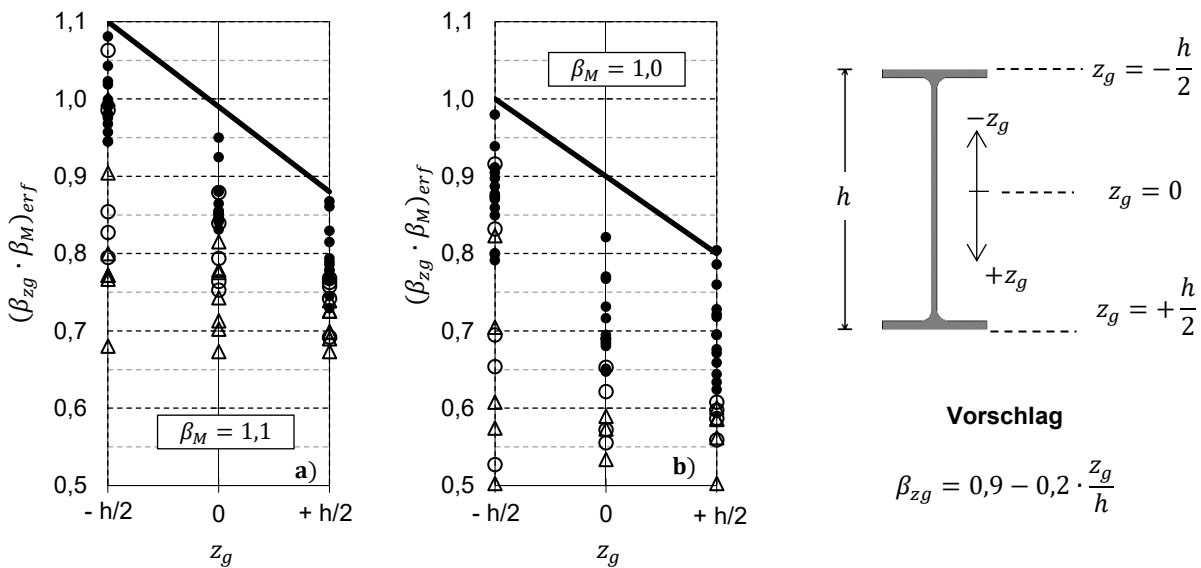


Abb. 4-48: Erforderliche Größen für das Produkt bestehend aus dem Momentenbeiwert und dem Beiwert zur Berücksichtigung der Lastangriffsstelle  $(\beta_M \cdot \beta_{zg})_{erf}$  und Vorschlag zur Definition  $\beta_{zg}$ -Beiwertes bei sinusförmiger seitlicher Vorkrümmung (IMP-2) und plastischem Querschnittsnachweis (I-2) für a) konstante Streckenlast (LF 3) b) mittige Einzellast (LF 4)

Abb. 4-48 zeigt die erforderlichen Größen des Produkts  $(\beta_M \cdot \beta_{zg})_{erf}$ , bestehend aus dem Momentenbeiwert und dem Beiwert zur Berücksichtigung der Lastangriffsstelle, für unterschiedliche Angriffspunkte der Querbelastung berechnet für jeweils 27 Walzprofile aus S 235. In Abb. 4-48 a) sind die Ergebnisse für die konstante Streckenbelastung und in Abb. 4-48 b) für die mittige Einzellast aufgeführt. Der Nachweis der Querschnittstragfähigkeit erfolgt mit der linear plastischen Interaktionsbeziehung (I-2). Der  $\beta_{zg}$ -Beiwert wird vereinfacht durch eine lineare Funktion in Abhängigkeit vom Verhältnis der Höhenkote der Lastangriffsstelle  $z_g$  zur Bauteilhöhe  $h$  definiert. Der

Lastangriff am Zuggurt führt zu einer Reduzierung der Ersatzimperfektion um 20 % im Vergleich zur am Druckgurt angreifenden Querbelastung.

#### 4.7 Einfluss aus der Stahlgüte

Nach DIN EN 1993-1-1 entspricht die Bezeichnung der Stahlgüte im Wesentlichen dem Nennwert der Streckgrenze des Baustahls für Blechdicken bis 40 mm. Die Streckgrenze bildet einen entscheidenden Materialparameter, der das Spannungsniveau beim Übergang vom elastischen zum plastischen Materialverhalten kennzeichnet und somit ein Maß für die Festigkeit des Materials darstellt. Bei einem stabilitätsgefährdeten Bauteil ist der mit der Festigkeit einhergehende Einfluss auf die Tragfähigkeit schlankheitsabhängig. Bei kurzen und gedrunenen Bauteilen können durch die Wahl einer höheren Stahlgüte effektive Steigerung der Bauteiltragfähigkeit erzielt werden. Mit zunehmender Bauteillänge nimmt der Einfluss hingegen überproportional ab (siehe Abb. 4-49 a). Bei schlanken Bauteilen wird die Tragfähigkeit verstärkt durch die Steifigkeiten beeinflusst.

Durch die Ergebnisdarstellung der nach GMNIA ermittelten Traglasten  $M_{y,GMNIA}$  in Abhängigkeit vom Schlankheitsgrad  $\bar{\lambda}_{LT}$  können die zuvor beschriebenen schlankheitsbezogenen Verhaltensmerkmale bereinigt werden (Abb. 4-49 b). Die zu den verschiedenen Stahlgüten zugehörigen Traglastkurven weisen einen nahezu identischen Verlauf im niedrigen ( $\bar{\lambda}_{LT} < 0,6$ ) und hohen ( $\bar{\lambda}_{LT} > 1,6$ ) Schlankheitsbereich auf. Im mittleren Schlankheitsbereich besitzen die Traglastkurven deutliche Höhenunterschiede, was auf zusätzliche materialabhängige Traglasteffekte zurückzuführen ist.

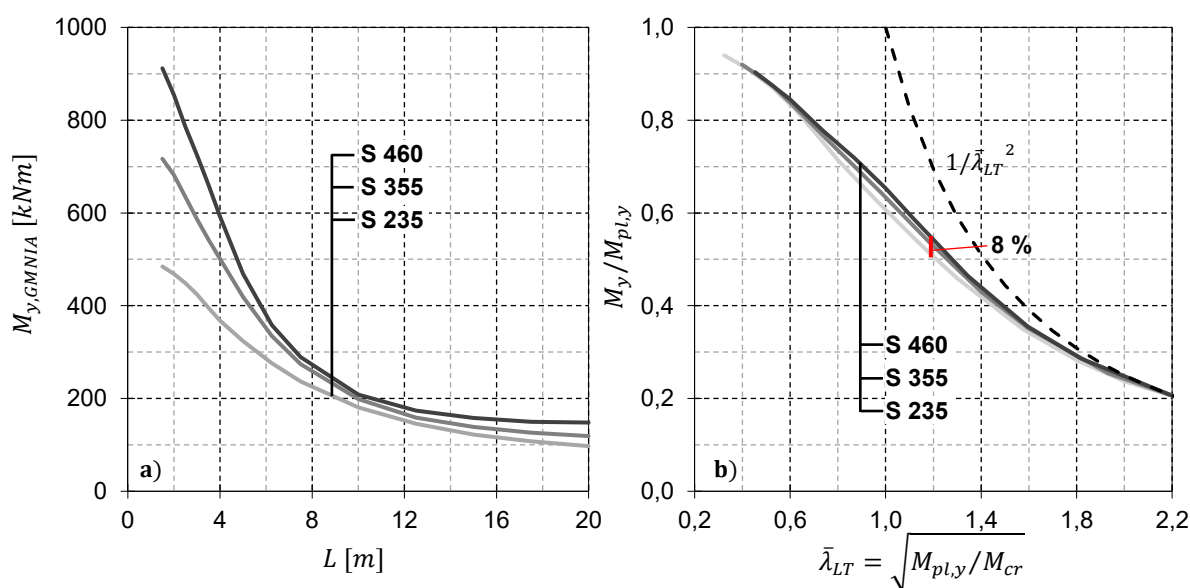


Abb. 4-49: Auswirkungen infolge verschiedener Stahlgüten für ein IPE 500 beansprucht durch einen konstanten Biegemomentverlauf über die Bauteillänge. Traglast nach GMNIA in Abhängigkeit a) von der Bauteillänge. b) vom bezogenen Schlankheitsgrad.

Das Versagen von Bauteilen mittlerer Schlankheit wird durch die steifigkeitsmindernde Fließzonenausbildung hervorgerufen und äußert sich durch Stabilitätsversagen des teilplastizierten Systems. Der Fließbeginn und das Ausmaß der Fließzonenausbreitung wird maßgeblich durch die Eigenspannungen beeinflusst, wodurch ein Zusammenhang zwischen der schlankheitsbezogenen Traglast und dem Eigenspannungsansatz besteht. Im Rahmen der Berechnung nach GMNIA wird die Größe der Eigenspannungen für gewalzte I-Profile unabhängig von der Streckgrenze nach Abb. 3-10 angenommen. Mit zunehmender Stahlgüte ergibt sich ein geringeres Verhältnis zwischen der Eigenspannungsgröße und der Streckgrenze. Dadurch können gewalzte Profile, bestehend aus höheren Stahlgüten, im Verhältnis zur Streckgrenze größere Spannungen aus äußeren Beanspruchungen aufnehmen, bevor es zur Fließzonenausbildung führt. Dieser Umstand spiegelt sich teilweise in den Traglastkurven in Abb. 4-49 b) wider, bei denen das gewalzte IPE 500 Profil aus S 460 um ca. 8 % höhere schlankheitsbezogene Traglasten aufweist als aus S 235.



Neben den Eigenspannungen führen auch geometrische Imperfektionen zu einem materialabhängigen und schlankheitsbezogenen Traglastunterschied. Dieser Effekt tritt sowohl bei GMNIA als auch bei GNIA im vergleichbaren Maßstab in Erscheinung. In Abb. 4-50 a) sind die Traglastkurven für drei verschiedene Imperfektionsgrößen ( $L/1000$ ,  $L/400$  und  $L/200$ ) für ein IPE 500 Profil aus unterschiedlichen Stahlgüten (S 235, S 355 und S 460) dargestellt. Die Grundlage für die dargestellten Traglastkurven bildet eine Berechnung nach Biegetorsionstheorie II. Ordnung unter Ansatz von eigenformaffiner geometrischer Imperfektion (IMP-1). Der Querschnittsnachweis erfolgt nach der linear plastischen Interaktion (I-2).

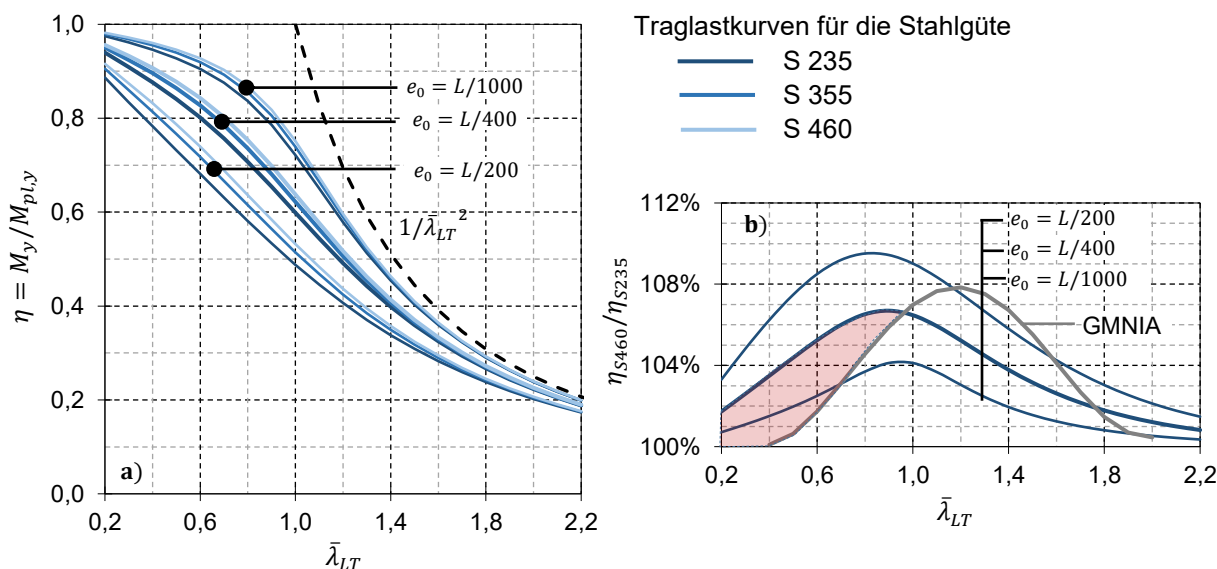


Abb. 4-50: Traglasten nach GNIA für affiner zur Biegedrillknickeigenform (IMP-1) vorverformten IPE 500 Träger mit konstantem Biegemomentverlauf über Bauteillänge und Querschnittsnachweis mit linear plastischer Interaktion (I-2). a) Schlankheitsbezogene Traglastkurven für verschiedene Imperfektionsgrößen und Stahlgüten. b) Verhältniszerte der Ausnutzungsgrade für die Traglastkurven mit S 460 in Bezug zu S 235 in Abhängigkeit von der Schlankheit für verschiedene Imperfektionsgrößen und nach GMNIA.

Mit zunehmender Größe der geometrischen Imperfektion nimmt neben der traglastmindernden Auswirkung auch der Höhenunterschied der bezogenen Traglastkurven für die verschiedenen Stahlgüten zu (Abb. 4-50 b). Bei einer geringen Imperfektionsgröße von  $L/1000$ , die u.a. der GMNIA Berechnung als geometrische Imperfektion zugrunde liegt, ergibt sich eine maximale Differenz der schlankheitsbezogenen Ausnutzungsgrade von 4,1 % und tritt bei einer bezogenen Schlankheit von  $\bar{\lambda}_{LT} = 0,95$  auf. Relativ große Imperfektionsgrößen ( $L/200$ ) führen bei dem ausgewählten Berechnungsbeispiel zu einer maximalen Differenz der Ausnutzungsgrade von 9,5 % bei einem Schlankheitsgrad von  $\bar{\lambda}_{LT} = 0,8$ . Die Imperfektionsgröße  $e_0 = L/400$ , die gemäß dem Regelungsvorschlag für diesen Lastfall der anzuwendenden Ersatzimperfektion entspricht, weist eine Erhöhung des bezogenen Ausnutzungsgrades von 6,7 % bei  $\bar{\lambda}_{LT} = 0,9$  auf.

Insgesamt lässt sich feststellen, dass sowohl die schlankheitsbezogenen Ausnutzungsgrade nach GMNIA wie auch nach GNIA für höhere Streckgrenzen höher ausfallen. Die Maximalwerte treten jedoch bei unterschiedlichen Schlankheitsgraden auf. Bei GMNIA treten die größten Unterschiede bei einem höheren Schlankheitsgrad auf, als nach GNIA unter Berücksichtigung einer moderaten Imperfektionsgröße von  $e_0 = L/400$ . Durch den schlankheitsabhängigen Versatzbereich der beiden zugehörigen Funktionen in Abb. 4-50 b (rot schraffiert), erfordert die Berechnung nach GNIA für das betrachtete Profil IPE 500 bei höheren Stahlgüten geringfügig größere Ersatzimperfektionen als für S 235. Die erforderlichen  $j_{min}$ -Werte treten im niedrigeren Schlankheitsbereich als für normalfeste Baustähle auf, was auf die unterschiedlichen Wirkungsweisen der den verschiedenen Berechnungsverfahren zugrunde liegenden Imperfektionsannahmen zurückzuführen ist.

Kompakte dickflanschtige HEM-Profile besitzen eine geringere Empfindlichkeit gegenüber geometrischen Imperfektionen, wodurch sich die geschilderten Effekte konträr auswirken. Gerade die

kleinformatigen HEM Profile mit  $h/b \leq 1,2$  weisen aufgrund der höheren Eigenspannungen größere Unterschiede der schlankheitsbezogenen und stahlsortenabhängigen Ausnutzungsgrade der Traglasten nach GMNIA im Vergleich zu GNIA auf, so dass für höhere Stahlgüten geringere Ersatzimperfectionen erforderlich sind.

Unter Beachtung der beschriebenen Zusammenhänge können die nachfolgend aufgeführten Ergebnisse interpretiert werden. Abb. 4-51 zeigt die erforderlichen  $j_{min}$ -Werte für gewalzte I-Profile unter Anwendung der plastischen Interaktionsbeziehung (I-2) beim Querschnittsnachweis und den Ansatz einer eigenformaffinen Imperfektion (IMP-1).

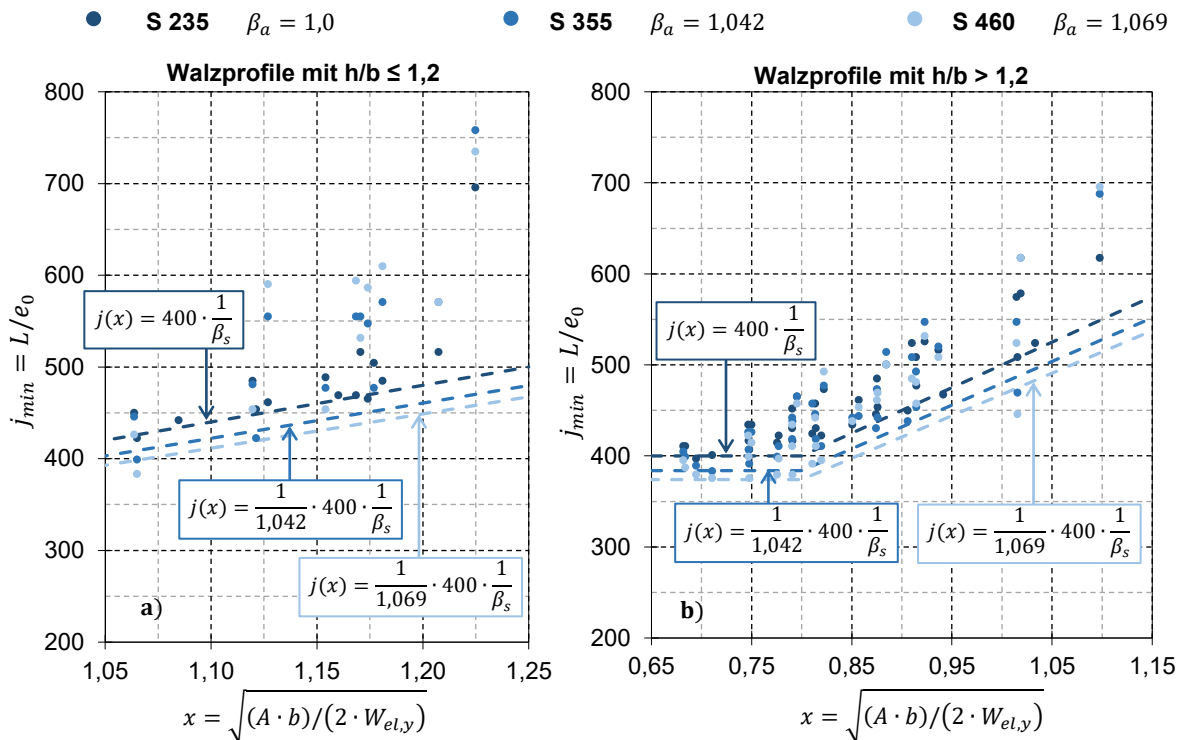


Abb. 4-51: Erforderliche Ersatzimperfectionen für verschiedene gewalzte I-Profile aus unterschiedlichen Stahlgüten beansprucht durch einen konstanten Biegemomentverlauf über die Bauteillänge, eigenformaffine Imperfektionsform (IMP-1) und unter Anwendung der plastischen Querschnittstragfähigkeit aufgeteilt in a) Walzprofile mit  $h/b \leq 1,2$  und b) Walzprofile mit  $h/b > 1,2$

Der Erfordernis nach größeren Ersatzimperfectionen für höhere Stahlgüten kann durch einen zusätzlichen Beiwert begegnet werden. Abb. 4-52 zeigt die Datenbasis, auf deren Grundlage die Ableitung des entsprechenden Materialbeiwertes  $\beta_a$  durchgeführt wurde.

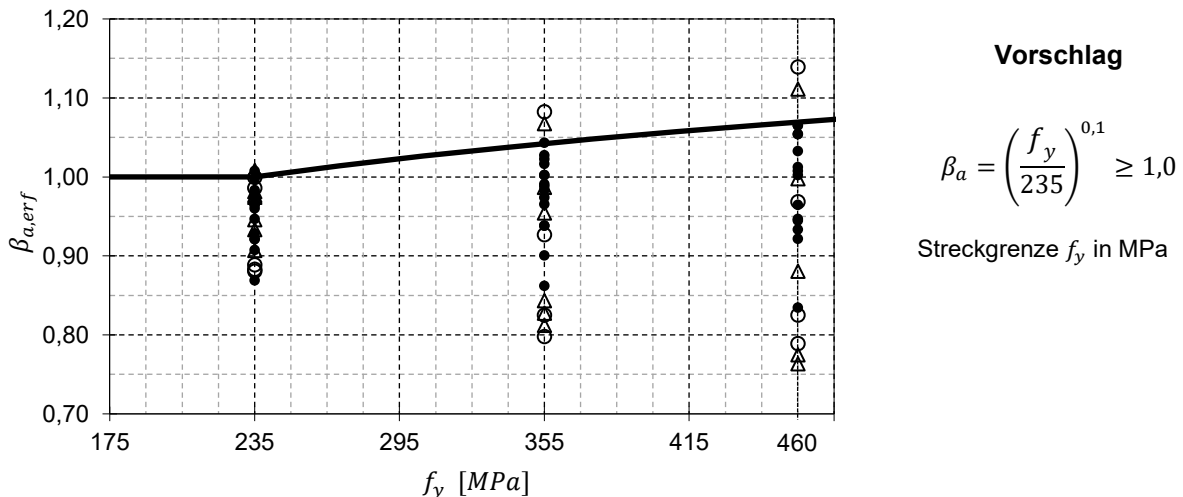


Abb. 4-52: Datenbasis und Vorschlag zur Definition des Materialbeiwertes  $\beta_a$  für eigenformaffine Imperfektion (IMP-1) und plastischem Querschnittsnachweis (I-2). Symbole nach Tab. 4-12.

Bei der Anwendung der elastischen Interaktion beim Querschnittsnachweis kommt ein weiterer Aspekt hinzu, durch den eine gegensätzliche Relation zwischen der erforderlichen Imperfektionsgröße und der Stahlgüte auftritt. Durch die konservative Nachweisführung der Querschnittstragfähigkeit ist erst ab dem mittleren Schlankheitsbereich eine traglastmindernde Wirkung aus Ersatzimperfectionen notwendig, damit Ergebnisse nach GMNIA wiedergegeben werden können. Unter Ansatz der vorgeschlagenen Imperfektionsgröße von  $e_0 = L/700$  nähern sich die zugehörigen Traglastkurven erst bei einem Schlankheitsgrad von  $\bar{\lambda}_{LT} > 1,0$  den Traglastkurven nach GMNIA an, siehe Abb. 4-53 a). In diesem Schlankheitsbereich ergeben GMNIA Berechnungen höhere bezogene Traglaststeigerungen für höherwertige Stahlgüten, als sich bei einer GNIA Berechnung mit den entsprechenden Attributen (IMP-1, I-1,  $j \geq 700$ ) einstellen (Abb. 4-53 b). Daraus ergeben sich profilübergreifend stets geringere erforderliche Ersatzimperfectionen.

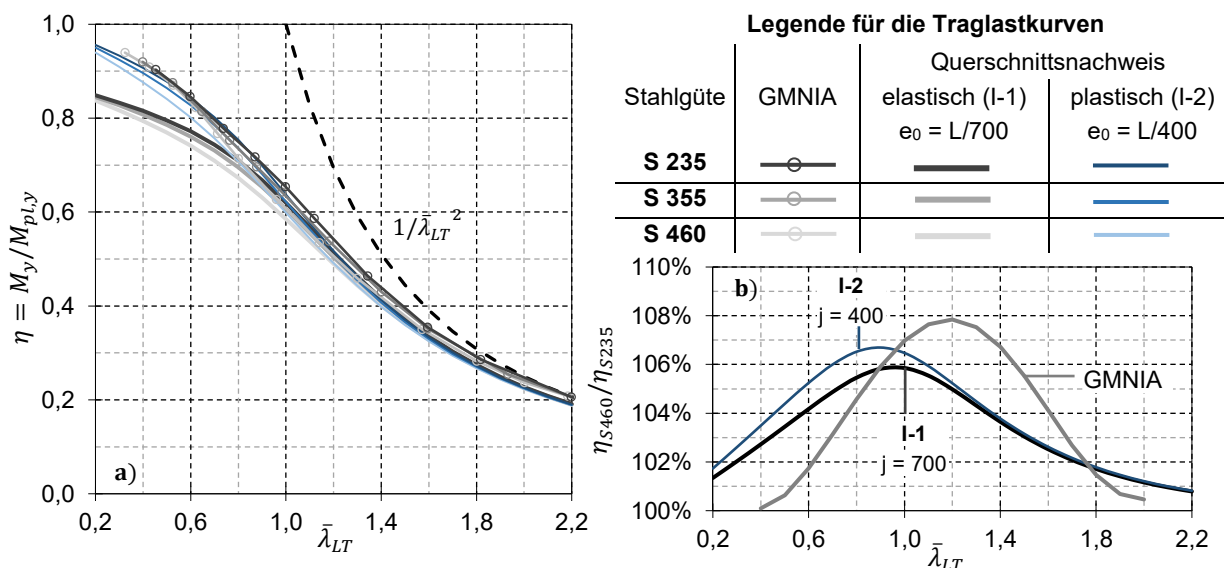


Abb. 4-53: Traglasten nach GMNIA und GNIA mit affin zur Biegedrillknick eigenform (IMP-1) vorverformten IPE 500 Trägern aus S 235, S 355 und S 460, beansprucht durch konstanten Biegemomentverlauf über Bauteillänge und Querschnittsnachweis mit linear elastischer (I-1) und linear plastischer (I-2) Interaktion. a) Schlankheitsbezogene Traglastkurven b) Verhältniszerte der Ausnutzungsgrade für die Traglastkurven mit S 460 in Bezug zu S 235 in Abhängigkeit von der Schlankheit.

In Abb. 4-54 sind die erforderlichen Ersatzimperfectionen für verschiedene Walzprofile aus den Stahlgüten S 235, S 355 und S 460 unter Ansatz einer eigenformaffinen Imperfektion und der elastischen Querschnittstragfähigkeit dargestellt. Obwohl bei der betrachteten konstanten Momentenverteilung eine geringere Imperfektionsgröße bei höheren Stahlgüten erforderlich ist, wird auf den Ansatz eines abmindernden Materialbeiwertes  $\beta_a$  verzichtet.

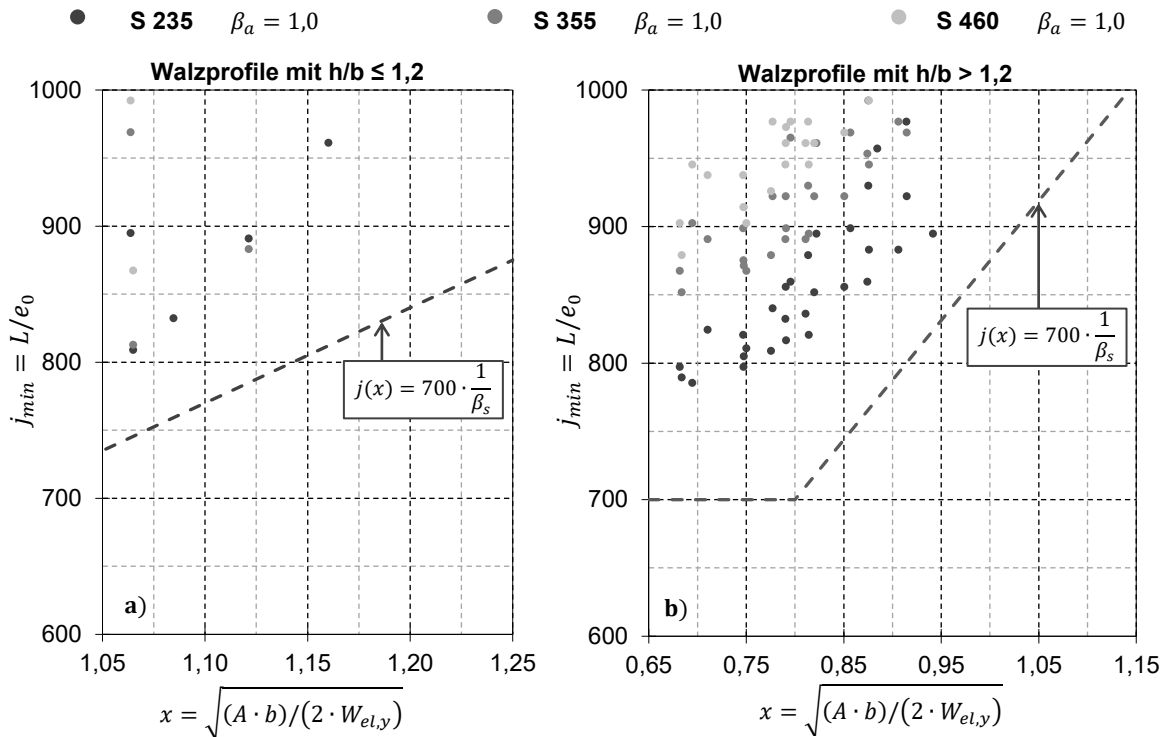


Abb. 4-54: Erforderliche Ersatzimperfektionen für verschiedene gewalzte I-Profile aus unterschiedlichen Stahlgüten beansprucht durch einen konstanten Biegemomentverlauf über die Bauteillänge, eigenformaffiner Imperfektionsform (IMP-1) und unter Anwendung der elastischen Querschnittstragfähigkeit aufgeteilt in a) Walzprofile mit  $h/b \leq 1,2$  und b) Walzprofile mit  $h/b > 1,2$

Bei geschweißten I-Profilen ergeben sich nach GMNIA aufgrund des ungünstigeren zur Streckgrenze bezogenen Eigenspannungsansatzes (Abb. 3-10) im niedrigen Schlankheitsbereich kleinere (-3,3 %) und bei schlanken Bauteilen höhere Traglasten (+4,8 %) mit zunehmender Stahlgüte, siehe Abb. 4-49 b). Dementsprechend erfordern geschweißte Profile aus höheren Stahlgüten deutlich größere Ersatzimperfektionen.

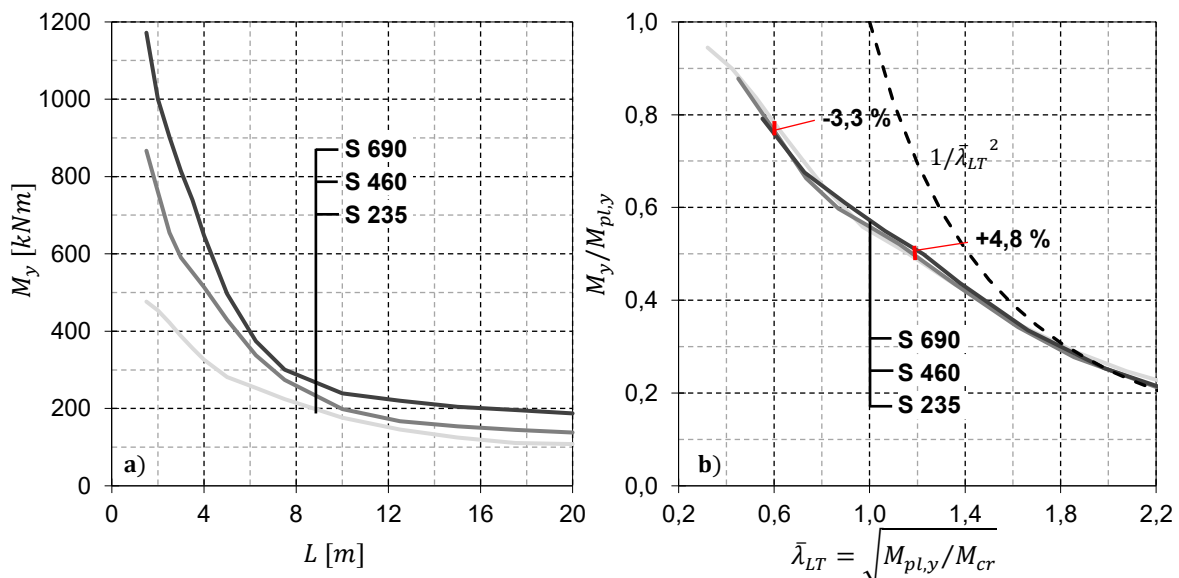


Abb. 4-55: Auswirkungen verschiedener Stahlgüten für ein geschweißtes IPE 500-artiges Profil, beansprucht durch einen konstanten Biegemomentverlauf über die Bauteillänge. Traglast nach GMNIA in Abhängigkeit a) von der Bauteillänge. b) vom bezogenen Schlankheitsgrad.

Der Materialbeiwert  $\beta_a$  wird in Anlehnung zu den Regelungen für Ersatzimperfektionen nach prEN 1993-1-1 definiert, bei denen die Imperfektionsgröße unabhängig von der Herstellungsart des I-Profils in Abhängigkeit vom Materialfaktor  $\epsilon$  zu bestimmen ist.

$$\beta_a = \sqrt{\frac{f_y}{235}} = \left(\frac{f_y}{235}\right)^{0,5} = \frac{1}{\varepsilon} \tag{Gl. 4-25}$$

In Abb. 4-56 sind die erforderlichen  $j_{min}$ -Werte für verschiedene geschweißte Profile aus S 235, S 460 und S 690 aufgeführt.

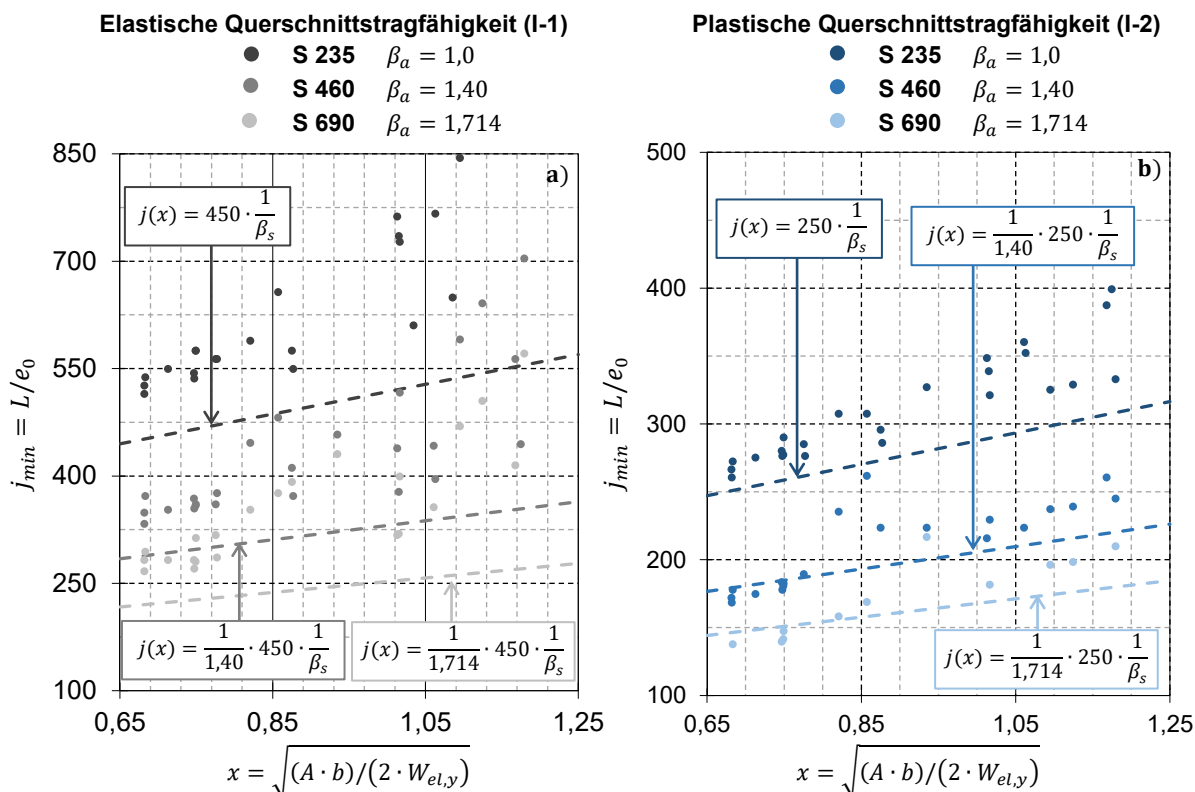


Abb. 4-56: Erforderliche Ersatzimperfektionen für verschiedene geschweißte I-Profile aus unterschiedlichen Stahlgüten beansprucht durch einen konstanten Biegemomentverlauf über die Bauteillänge, eigenformaffiner Imperfektionsform (IMP-1) und unter Anwendung der a) elastischen Querschnittstragfähigkeit und b) plastischen Querschnittstragfähigkeit

Beim Ansatz einer seitlichen Vorkrümmung (IMP-2) ergeben sich für gewalzte Profile unabhängig von der Art des Querschnittsnachweises für höhere Stahlgüten geringere Ersatzimperfektionen. Diese können mit der Gleichung Gl. 4-26 für die elastische und die plastische Querschnittstragfähigkeit beschrieben werden.

$$\beta_a = \left(\frac{f_y}{235}\right)^{-0,2} \tag{Gl. 4-26}$$

Abb. 4-57 zeigt die erforderlichen  $j_{min}$ -Werte für gewalzte Profile aus S 235, S 355 und S 460 unter Ansatz der elastischen und plastischen Querschnittstragfähigkeit beim Querschnittsnachweis.

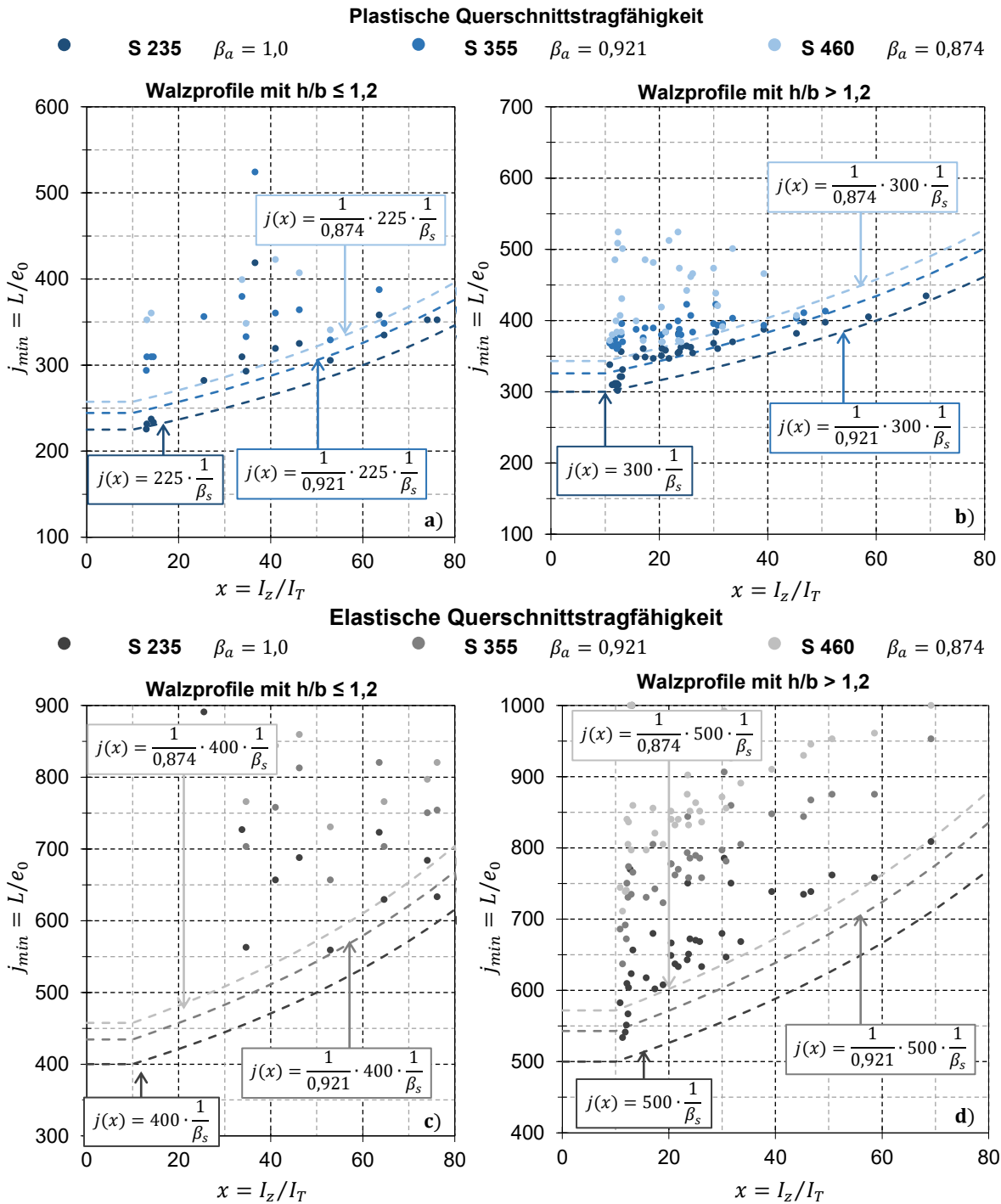


Abb. 4-57: Erforderliche Ersatzimperfektionen für verschiedene gewalzte I-Profile aus unterschiedlichen Stahlgüten beansprucht durch einen konstanten Biegemomentverlauf über die Bauteillänge, sinusförmiger Vorkrümmung (IMP-2) und unter Anwendung der plastischen Querschnittstragfähigkeit a) und b) und elastischen Querschnittstragfähigkeit c) und d)

Bei sinusförmig vorgekrümmten geschweißten I-Profilen gelten die gleichen Prinzipien wie bei der eigenformaffinen geometrischen Imperfektion (IMP-1). Die mit zunehmender Stahlgüte deutlich höher erforderlichen Ersatzimperfektionen können zutreffend durch den Materialbeiwert  $\beta_a$  nach Gl. 4-25 berücksichtigt werden. In Abb. 4-58 sind die erforderlichen  $j_{min}$ -Werte und der Verlauf der zugehörigen Materialbeiwerte angegeben.

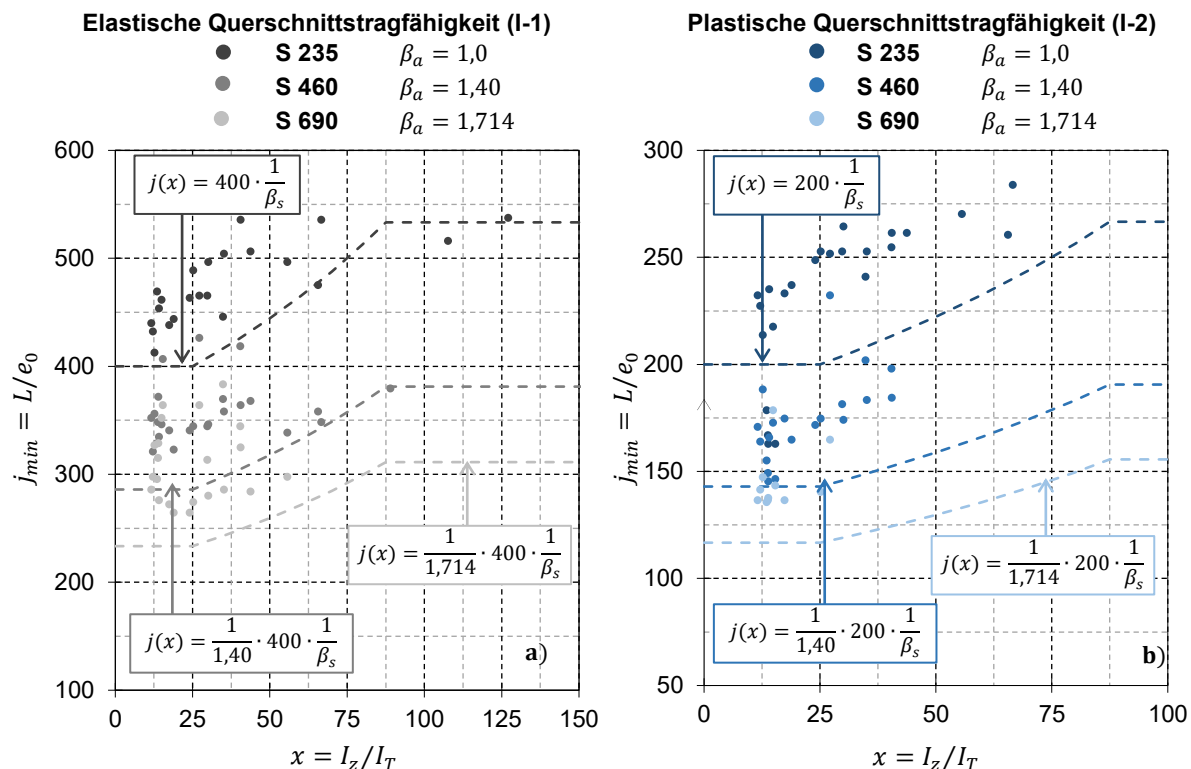


Abb. 4-58: Erforderliche Ersatzimperfectionen für verschiedene geschweißte I-Profile aus unterschiedlichen Stahlgüten beansprucht durch einen konstanten Biegemomentverlauf über die Bauteillänge, sinusförmiger Vorkrümmung (IMP-2) und unter Anwendung a) der elastischen Querschnittstragfähigkeit und b) der plastischen Querschnittstragfähigkeit

## 5 Geometrische Ersatzimperfectionen für kombinierte Beanspruchung

### 5.1 Einleitung und Umfang der Untersuchungen

Druckbeanspruchungen im Querschnitt oder in einzelnen Querschnittsteilen erzeugen eine Stabilitätsgefahr für das gesamte Bauteil. Schlanke, biegebeanspruchte und verdrehweiche I-Träger versagen durch das seitliche Ausweichen des druckbeanspruchten Flansches und dem Verdrehen des Querschnitts (Biegedrillknicken) vorzeitig. Bei rein druckbeanspruchten Bauteilen äußert sich das Versagen je nach Querschnittsform und dem statischen System durch das seitliche Ausknicken des Gesamtquerschnitts (Biegeknicken) oder das Verdrillen des Bauteils (Drillknicken). Das Stabilitätsproblem Drillknicken tritt bei dem in der vorliegenden Arbeit betrachteten I-Querschnitt und baustatischen System ohne Zwischenabstützungen nur bei sehr kurzen Bauteillängen auf und wird im Folgenden nicht weiter betrachtet.

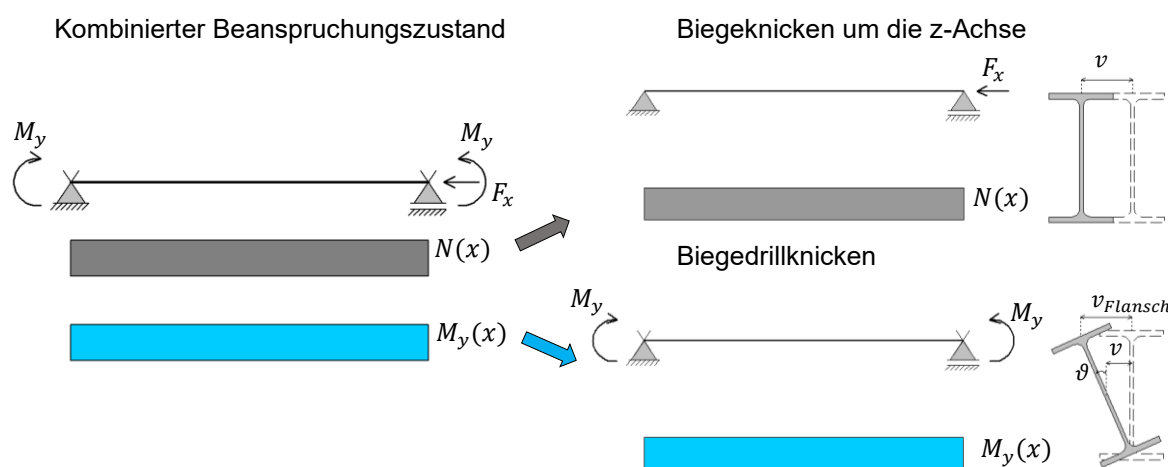


Abb. 5-1: Kombinierte Beanspruchung (links) und die getrennte Betrachtung der einzelnen Beanspruchungsarten (rechts)

Aus der Grenzwertbetrachtung des in Abb. 5-1 dargestellten druck- und biegebeanspruchten I-Profiles stellen sich bei reiner Biegung Biegedrillknicken und bei reiner Druckkraft Biegeknicken um die schwache Achse (z-Achse) ein. Für beide isoliert betrachteten Stabilitätsprobleme existieren Nachweisverfahren unter Berücksichtigung von geometrischen Ersatzimperfectionen oder befinden sich in der Entwicklung. Eine kombinierte Beanspruchung, bestehend aus gleichzeitiger Wirkung von Druck und Biegung, führt zu einer Überlagerung der einzelnen Stabilitätseinflüsse mit entsprechend komplexen Wechselbeziehungen, die im Zuge der Nachweisführung zu beachten sind. Ein möglicher Lösungsansatz besteht darin, die existierenden Nachweisverfahren für Biegeknicken, nach prEN 1993-1-1 oder Biegedrillknicken gemäß der vorliegenden Studie, vereinfacht auf die kombinierte Beanspruchung anzuwenden, sofern daraus sichere Ergebnisse generiert werden können. Bei Bedarf können die genannten Verfahren für kombinierte Beanspruchung modifiziert oder deren Anwendungsspielraum eingegrenzt werden.

In Tab. 5-1 sind die Gleichungen zur Ermittlung der anzusetzenden geometrischen Ersatzimperfection für den Nachweis gegen Biegeknicken um die z-z Achse nach prEN 1993-1-1 aufgeführt. Die Grundlage für die dort aufgeführten Imperfectionsgrößen bildet Gl. 2-51. Nähere Informationen und Hintergründe zu den festgelegten Regelungen wurden im Kapitel 2.4.3 beschrieben.



Tab. 5-1: Größe der Ersatzimperfektion  $e_0$  für den Nachweis gegen Biegeknicken um die z-z Achse nach prEN 1993-1-1

Abgrenzung		Nachweis der Querschnittstragfähigkeit			
		elastisch		plastisch	
		S 235 bis S 420	S 460 bis S 700	S 235 bis S 420	S 460 bis S 700
Gewalzte I-Profile	$\frac{h}{b} \leq 1,2$	$e_0 = \frac{L}{408} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{235}}$	$e_0 = \frac{L}{588} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{235}}$	$e_0 = \frac{L}{139} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{235}}$	$e_0 = \frac{L}{200} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{235}}$
	$\frac{h}{b} > 1,2$	$e_0 = \frac{L}{588} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{235}}$	$e_0 = \frac{L}{952} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{235}}$	$e_0 = \frac{L}{200} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{235}}$	$e_0 = \frac{L}{324} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{235}}$
Geschweißte I-Profile		$e_0 = \frac{L}{408} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{235}}$		$e_0 = \frac{L}{139} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{235}}$	

Die plastische Querschnittstragfähigkeit wird dabei mit der in prEN 1993-1-1 geregelten nichtlinearen Interaktionsbeziehung bestimmt. Zusätzlich ist die plastische Momententragfähigkeit  $M_{pl}$  auf  $1,25 \cdot M_{el}$  zu begrenzen.

Den nachfolgend beschriebenen Untersuchungen liegt das in Abb. 5-2 dargestellte baustatische System und Beanspruchungszustand zugrunde, bestehend aus dem konstanten Verlauf der Drucknormalkraft und des Biegemoments über die Bauteillänge. Die geometrische Ersatzimperfektion  $e_0(x)$  wurde entweder affin zur ersten Biegedrillknickeigenform (IMP-1) oder in Form einer sinusförmigen seitlichen Vorkrümmung (IMP-2) angesetzt, was für den betrachteten Fall der ersten Eigenform unter der reinen Druckbeanspruchung entspricht.

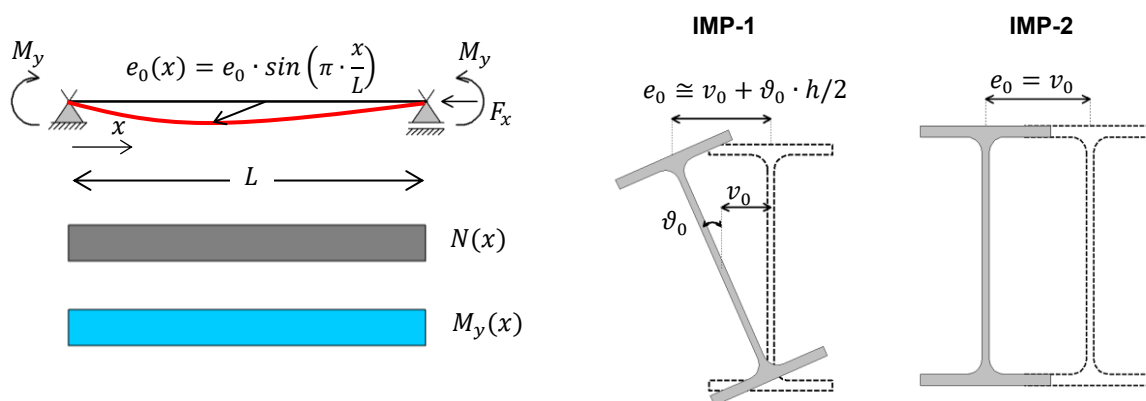


Abb. 5-2: Baustatisches System und untersuchte Imperfektionsformen

Die Wahl dieses System und des Beanspruchungszustandes ermöglicht eine exakte analytische Ermittlung der Verformungen und Schnittgrößen nach Biegetorsionstheorie II. Ordnung unter Anwendung der im Anhang A aufgeführten Gleichungen. Davon abweichende Systemannahmen erfordern eine computergestützte Strukturberechnung z.B. auf der Basis der Finite-Element-Methode.

Die Eignung der Imperfektionsvorgaben wurde aus dem Vergleich mit Traglasten nach GMNIA bewertet. Die bei der GMNIA angesetzten Lasten wurden so definiert, dass die daraus resultierenden Normalkräfte  $N_E$  und Biegemomente  $M_{y,E}$  nach Theorie I. Ordnung bestimmte Verhältniswerte annehmen. Diese Verhältniswerte wurden aus einer linearen Lastansatzfunktion nach Gl. 5-1 abgeleitet.

$$n_v + m_v = 1 \tag{Gl. 5-1}$$

mit:

$$n_v = \frac{\frac{N_E}{N_{pl}}}{\frac{N_E}{N_{pl}} + \frac{M_{y,E}}{M_{pl,y}}} \tag{Gl. 5-2}$$

$$m_v = \frac{\frac{M_{y,E}}{M_{pl,y}}}{\frac{N_E}{N_{pl}} + \frac{M_{y,E}}{M_{pl,y}}} \tag{Gl. 5-3}$$

Abb. 5-3 zeigt fünf Traglastkurven für verschiedene Bauteillängen, die aus dem  $L/h$ -Verhältnis rückgerechnet wurden. Jede Traglastkurve weist 11 Ergebnispunkte auf, denen unterschiedliche Normalkraft- und Biegemomentverhältnisse zugrunde liegen und durch den Verhältniswert  $n_v$  definiert werden.

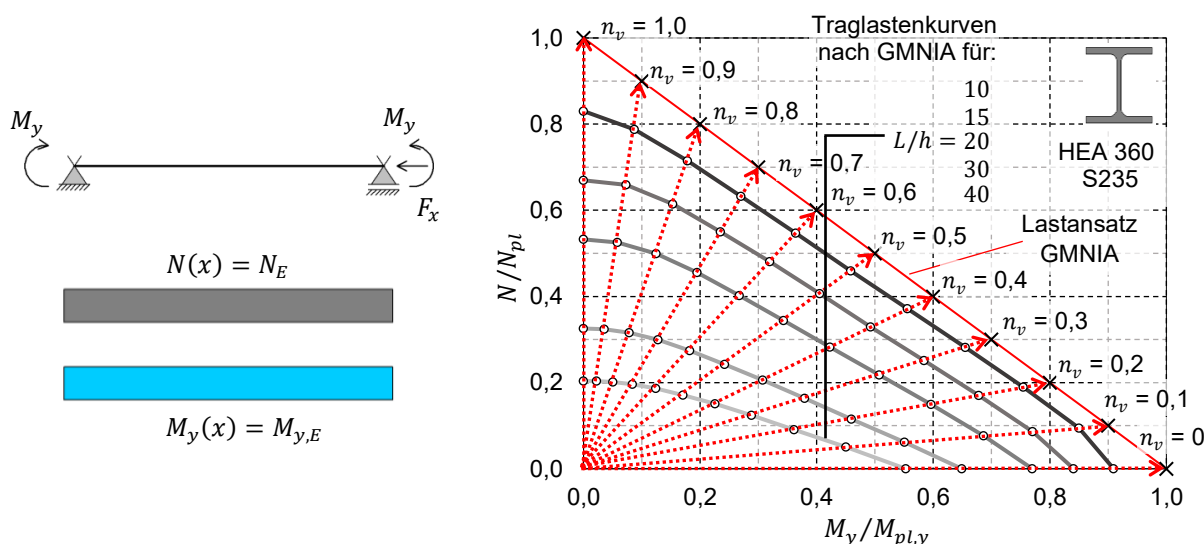


Abb. 5-3: Lastansatz und Traglastkurven nach GMNIA für HEA 360 aus S235 unter kombinierter Beanspruchung.

Der Verhältniswert  $n_v$  wurde wie folgt variiert:

$$n_v = 0 - 0,1 \dots 0,9 - 1,0$$

Die durch den Verhältniswert vordefinierten Normalkräfte  $N_E = n_v \cdot N_{pl}$  und Biegemomente  $M_{y,E} = (1 - n_v) \cdot M_{pl,y}$  werden im Rahmen der Traglastermittlung nach der GMNIA im ersten Lastschritt durch den Faktor 1000 dividiert und simultan bis zum Erreichen der Traglast gesteigert. Die schrittweise Laststeigerung erfolgt für beide Beanspruchungsgrößen  $N$  und  $M_y$  linear und mit identischem Erhöhungsfaktor. Im Traglastzustand ergeben sich folgende Beziehungen:

$$N_{GMNIA} = \alpha_{GMNIA} \cdot N_E = \alpha_{GMNIA} \cdot n_v \cdot N_{pl} \tag{Gl. 5-4}$$

$$M_{y,GMNIA} = \alpha_{GMNIA} \cdot M_{y,E} = \alpha_{GMNIA} \cdot (1 - n_v) \cdot M_{pl,y} \tag{Gl. 5-5}$$

mit

$\alpha_{GMNIA}$  Laststeigerungsfaktor der Beanspruchung, mit dem die Traglast nach GMNIA erreicht wird.

$N_{GMNIA}$  Normalkraftbeanspruchung im Traglastzustand nach GMNIA

$M_{y,GMNIA}$  Momentenbeanspruchung im Traglastzustand nach GMNIA

Der gleiche Lastansatz wurde auch im Zuge der Traglastermittlung nach der GNIA und der linearen Verzweigungslastanalyse LBA angewendet, so dass dem Verhältniswert  $n_v$  eine allgemeingültige Bedeutung zukommt.

$$N_{GNIA} = \alpha_{GNIA} \cdot N_E = \alpha_{GNIA} \cdot n_v \cdot N_{pl} \tag{Gl. 5-6}$$

$$M_{y,GNIA} = \alpha_{GNIA} \cdot M_{y,E} = \alpha_{GNIA} \cdot (1 - n_v) \cdot M_{pl,y} \tag{Gl. 5-7}$$

$$N_{cr} = \alpha_{cr} \cdot N_E = \alpha_{cr} \cdot n_v \cdot N_{pl} \tag{Gl. 5-8}$$

$$M_{cr} = \alpha_{cr} \cdot M_{y,E} = \alpha_{cr} \cdot (1 - n_v) \cdot M_{pl,y} \tag{Gl. 5-9}$$

mit:

$\alpha_{GNIA}$  Laststeigerungsfaktor der Beanspruchung, mit dem die Traglast nach GNIA erreicht wird.

$\alpha_{cr}$  Laststeigerungsfaktor der Beanspruchung, mit dem die Verzweigungslast erreicht wird.

$N_{GNIA}, M_{y,GNIA}$  Normalkraft- und Momentenbeanspruchung im Traglastzustand nach GNIA

$N_{cr}, M_{cr}$  Ideale Biegeknicklast und Biegedrillknicklast

Unabhängig von der durchgeführten Analyseart wird durch den Verhältniswert  $n_v$  die Beanspruchungsart definiert, siehe Tab. 5-2.

Tab. 5-2: Beanspruchungszustand in Abhängigkeit vom Verhältniswert  $n_v$

Abgrenzung	Beanspruchungsart
$n_v = 0$	Reine Biegebeanspruchung
$0 < n_v < 1,0$	Kombinierte Beanspruchung
$n_v = 1,0$	Reine Druckbeanspruchung

Die Bauteillänge  $L$  wurde analog zum beschriebenen Vorgehen in Kapitel 4 aus dem  $L/h$ -Verhältnis abgeleitet. Infolge der Variation des Verhältniswertes  $n_v$  und den zugehörigen veränderlichen Anteilen aus Drucknormalkraft  $N$  und Biegemoment  $M_y$  ändert sich auch der globale bezogene Schlankheitsgrad  $\bar{\lambda}_{op}$  des Bauteils.

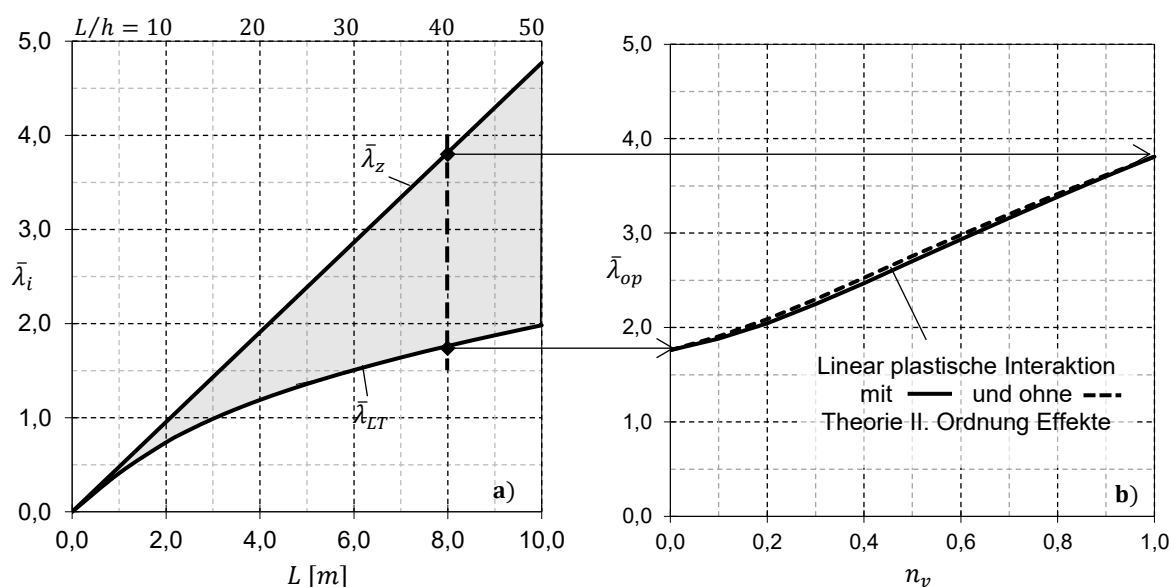


Abb. 5-4: Zusammenhang zwischen dem Beanspruchungszustand und dem bezogenen Schlankheitsgrad des Bauteils für ein IPE 200 aus S 235. a) Verlauf der bezogenen Schlankheitsgrade für Biegeknicken und Biegedrillknicken in Abhängigkeit von der Bauteillänge. b) Verlauf des globalen bezogenen Schlankheitsgrades in Abhängigkeit vom Verhältniswert  $n_v$  für die Bauteillänge  $L = 8,0$  m

In Abb. 5-4 ist der Zusammenhang zwischen dem bezogenen Schlankheitsgrad und dem Beanspruchungszustand für ein IPE 200 aus S 235 dargestellt. Abb. 5-4 a) zeigt den Verlauf der bezogenen Schlankheitsgrade für das Biegedrillknicken  $\bar{\lambda}_{LT}$  und für das Biegeknicken  $\bar{\lambda}_z$  in Abhängigkeit von der Bauteillänge  $L$ . Während der bezogene Schlankheitsgrad für das Biegeknicken eine Proportionalität zur Bauteillänge aufweist, nimmt die Steigung von  $\bar{\lambda}_{LT}$  mit zunehmender Bauteillänge ab. Bei einer Bauteillänge von  $L = 8,0$  m beträgt  $\bar{\lambda}_z = 3,81$  und  $\bar{\lambda}_{LT} = 1,76$ . Der um mehr als doppelt so hohe Schlankheitsgrad für Biegeknicken geht mit einer ausgeprägten Stabilitätsgefahr für die reine Normalkraftwirkung einher mit entsprechend geringer Normalkraftausnutzung im Traglastzustand  $N_{ult}$ .

Der Übergang zwischen den beiden Schlankheitsgraden  $\bar{\lambda}_z$  und  $\bar{\lambda}_{LT}$  bei der Einwirkung einer kombinierten Beanspruchung bestimmt sich mit dem globalen bezogenen Schlankheitsgrad  $\bar{\lambda}_{op}$  nach Gl. 5-10.

$$\bar{\lambda}_{op} = \sqrt{\alpha_{ult}/\alpha_{cr}} \quad \text{Gl. 5-10}$$

Während  $\alpha_{cr}$  in Abhängigkeit von den Steifigkeitskennzahlen des Systems mit Hilfe der im Anhang A beschriebenen Gleichung (Gl. A-10) eindeutig bestimmt werden kann, ist die Ermittlung des Laststeigerungsfaktor  $\alpha_{ult}$  zur Erreichung der Querschnittstragfähigkeit von der beim Querschnittsnachweis angewendeten Interaktionsbeziehung und von der Berücksichtigung des Einflusses aus der Theorie II. Ordnung abhängig. Gemäß prEN 1993-1-1 sind die Effekte aus Theorie II. Ordnung in der Tragwerksebene zu berücksichtigen und der Querschnittsnachweis mit Hilfe der linearen Interaktionsgleichung nach Gl. 5-11 zu bestimmen.

$$\frac{1}{\alpha_{ult}} = \frac{N}{N_{pl}} + \frac{M_y}{M_{pl,y}} \quad \text{Gl. 5-11}$$

Unter Berücksichtigung der nach DIN EN 1993-1-1 empfohlenen Vorgaben nimmt mit zunehmendem Anteil vom Biegemoment  $M_y$  im Traglastzustand  $n_v \rightarrow 0$  die globale bezogene Schlankheit  $\bar{\lambda}_{op}$  im annähernd linearen Verhältnis zum Verhältniswert  $n_v$  und damit auch die Stabilitätsgefahr ab (Abb. 5-4 b).

## 5.2 Interaktionsbeziehung beim Querschnittsnachweis

In Untersuchungen zur reinen Biegebeanspruchungen im Kapitel 4.3 hat sich für den plastischen Querschnittsnachweis die linear plastische Interaktion (I-2) am geeignetsten erwiesen, Traglasten nach GMNIA möglichst präzise über alle baupraktisch relevanten Bauteillängen und Schlankheitsbereiche wiedergeben zu können. Die für reine Biegebeanspruchung beschriebenen Zusammenhänge können aufgrund des völlig abweichenden Tragverhaltens nicht auf den kombinierten Beanspruchungszustand übertragen werden und bedürfen einer weiterführenden Untersuchung. Es werden die im Kapitel 4.3 aufgeführten fünf Interaktionsbeziehungen (I-1 bis I-5) betrachtet.

Bei den plastischen Interaktionsbeziehungen I-2 bis I-3 ist bei den zugehörigen Gleichungen Gl. 4-7 bis Gl. 4-9 der Einfluss aus der Normalkraftausnutzung zu ergänzen. Bei den linearen Interaktionen I-2 und I-3 erfolgt dies durch den zusätzlichen Term  $N/N_{pl}$ . Die nichtlineare Interaktionsbeziehung nach Agüero et al. (2021) sieht keine Berücksichtigung der Normalkraft vor. Daher wird diese Interaktion durch die in Beyer et al. (2019) beschriebene Interaktionsbeziehung ersetzt, die den Normalkrafteinfluss analog nach dem Vorgehen in DIN EN 1993-1-1 über die Abminderung der Momententragfähigkeiten  $M_{pl,y}$  und  $M_{pl,z}$  sowie durch den Potenzausdruck  $\alpha_z$  berücksichtigt. Die Gleichung Gl. 4-9 wird durch folgenden Ausdruck ersetzt.

$$\left(\frac{M_y}{M_{N,y}}\right)^{\alpha_y} + \left(\frac{M_z}{M_{N,z}} + \frac{B}{B_N}\right)^{\alpha_z} \leq 1.0 \quad \text{Gl. 5-12}$$

dabei ist:

$$M_{N,y} = M_{pl,y} \cdot \frac{1-n}{1-0,5 \cdot a} \leq M_{pl,y}$$

für  $n \leq a$   $M_{N,z} = M_{pl,z}$  und  $B_N = B_{pl}$

für  $n > a$   $M_{N,z} = M_{pl,z} \cdot \left[1 - \left(\frac{n-a}{1-a}\right)^2\right]$  und  $B_N = B_{pl} \cdot \left[1 - \left(\frac{n-a}{1-a}\right)^2\right]$

mit:  $n = \frac{N}{N_{pl}}$  und  $a = \frac{A-2 \cdot b \cdot t_f}{A} \leq 0,5$

Die Potenzausdrücke betragen  $\alpha_y = 2$  und  $\alpha_z = 5 \cdot n \geq 1,0$ . Der Einfluss aus dem Wölbmoment  $B$  bleibt davon unberührt. Die Berücksichtigung des Normkrafteinflusses beim Teilschnittgrößenverfahren erfolgt nach Tab. 2-3.

Abb. 5-5 zeigt die Traglastkurven für ein IPE 200 aus S 235 unter kombinierter Beanspruchung mit verschiedenen Interaktionsbeziehungen beim Querschnittsnachweis und nach GMNIA. Die geometrischen Ersatzimperfectionen sind in Abb. 5-5 a bis c affin zur Eigenform (IMP-1) und in Abb. 5-5 d bis f als sinusförmige Vorkrümmung (IMP-2) angesetzt. Die Imperfektionsgrößen  $e_o$  werden gemäß dem Regelungsvorschlag für das Biegeknicken um die z-z Achse nach Tab. 2-14 mit  $e_o = L/588$  für den elastischen Querschnittsnachweis und  $e_o = L/200$  für den plastischen Querschnittsnachweis angenommen.

Die beste Übereinstimmung mit GMNIA und im Bezug dazu stets geringere und somit auf der sicheren Seite liegenden Traglasten werden mit der Anwendung der elastischen Interaktionsbeziehung I-1 erzielt, in Verbindung mit der Ersatzimperfection von  $e_o = L/588$ . Die Anwendung der linear plastischen Interaktionsbeziehungen mit und ohne begrenzter Momententragfähigkeit (I-2 und I-3) und  $e_o = L/200$  führen stets zu sicheren Ergebnissen. Diese sind jedoch sehr konservativ und liefern geringere Traglasten als die Anwendung der elastischen Interaktion. Qualitativ ähnelt der Verlauf der mit der elastischen und den linear plastischen Interaktionsbeziehungen ermittelten Traglastkurven, die bei gedungenen Bauteilen ( $L/h = 10$ ) linear und mit zunehmender Schlankheit eine ausgeprägte Krümmung aufweisen.

Durch den stark gekrümmten Verlauf der zu der nichtlinearen Interaktionsbeziehung I-4 zugehörigen Traglastkurven ergeben sich bei  $L/h = 10$  und  $e_o = L/200$  auf der unsicheren Seite liegende Ergebnisse. Ähnliches ist auch bei der Interaktion I-5 zu beobachten, mit Überschreitung der Traglast nach GMNIA im durch Biegemoment dominierten kombinierten Beanspruchungszustand.

Bei schlanken Bauteilen ( $L/h = 40$ ) ergeben sich aus der Anwendung der elastischen Interaktion I-1 größere Traglasten als bei allen plastischen Interaktionen I-2 bis I-5. Dies ist auf den geringer werdenden Einfluss aus der Interaktionsbeziehung und den steigenden Einfluss der Imperfektionsgröße auf die Traglast bei wachsenden Bauteillängen zurückzuführen.

Die beschriebenen Bewertungsmerkmale treffen auf beide untersuchten Imperfektionsformen zu. Insgesamt sind nur geringe Unterschiede zwischen IMP-1 und IMP-2 wahrzunehmen, die sich hauptsächlich bei kleinen Druckbeanspruchung ( $n_v < 0,3$ ) einstellen.

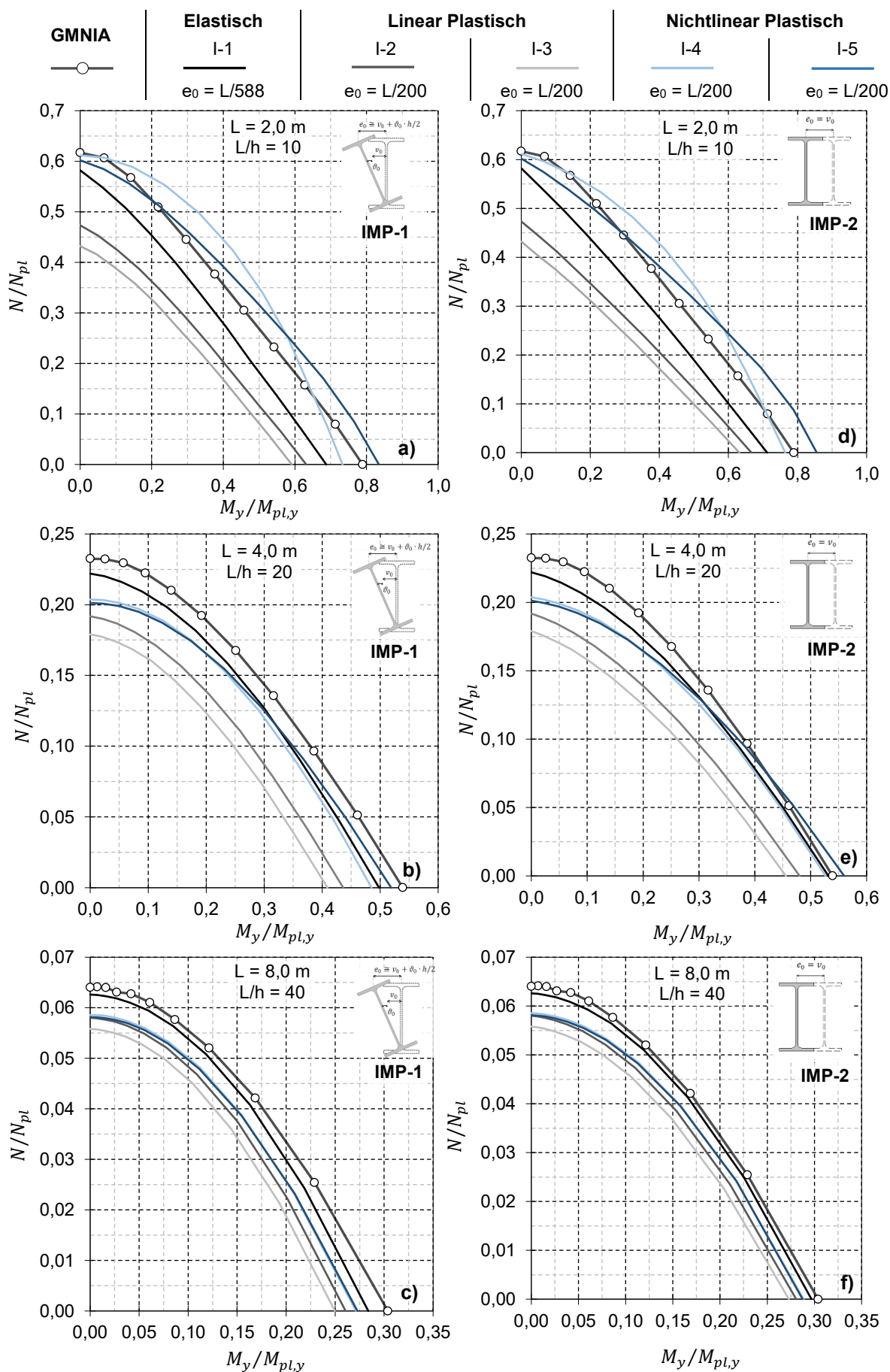


Abb. 5-5: Traglastkurven unter kombinierter Beanspruchung für IPE 200 aus S 235 mit verschiedenen Interaktionsbeziehungen beim Querschnittsnachweis, Imperfektionsformen und Bauteillängen

Die Ursachen der äußerst konservativen Ergebnisse mit der linear plastischen Interaktion I-2 und die mit der Anwendung der nichtlinearen Interaktionsbeziehungen I-4 einhergehenden deutlichen Überschreitung der nach GMNIA erzielten Traglasten bei  $L/h = 10$  können aus der Betrachtung von Abb. 5-6 und Abb. 5-7 nachvollzogen werden. Abb. 5-6 a) zeigt die Ausnutzungsgrade in Abhängigkeit vom Normalkraftanteil  $n_v$  unter Anwendung der linear plastischen Interaktionsbeziehung I-2. Die Größe der dabei angesetzten sinusförmigen Ersatzimperfektion (IMP-2) entspricht der erforderlichen Imperfektionsgröße nach Abb. 5-6 b), deren Berücksichtigung zur identischen Traglast führt, wie nach GMNIA. Diese weist mit  $e_o < L/400$  durchgehend weniger als die Hälfte der in Abb. 5-5 b) angesetzten Imperfektionsgröße  $e_o = L/200$  auf und liefert dadurch eine Erklärung für die zu geringen Traglasten.

Unter reiner Biegebeanspruchung ( $n_v = 0$ ) beträgt der Anteil des Ausnutzungsgrades  $M_y/M_{pl,y}$  ca. 80 % an der Gesamtausnutzung. Der restliche Anteil von ca. 20 % muss durch die begleitenden Schnittgrößen  $M_z$  und  $B$  erwirkt werden, die aus dem räumlichen Tragverhalten resultieren. Mit zunehmendem Normalkraftanteil  $n_v$  nimmt der Ausnutzungsgrad  $M_y/M_{pl,y}$  annähernd linear ab und der Anteil infolge  $M_z/M_{pl,z}$  und  $B/B_{pl}$  erhöht sich geringfügig. Bei reiner Druckbeanspruchung ( $n_v = 1,0$ ) beträgt der Anteil aus der Druckkraft  $N/N_{pl}$  lediglich ca. 60 %, was aufgrund des höheren zugehörigen Schlankheitsgrades deutlich geringer ausfällt, als bei reiner Biegung mit  $M_y/M_{pl,y} = 80\%$ .

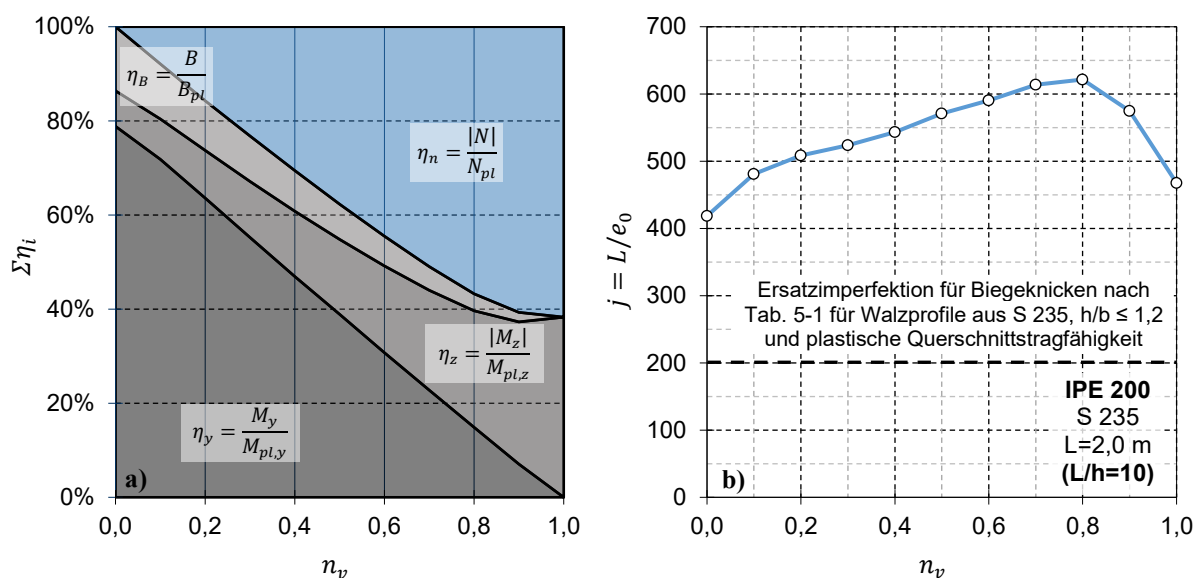


Abb. 5-6 Traglastberechnungen für ein IPE 200 aus S 235 mit Bauteillänge  $L=2,0$  m. a) Ausnutzungsgrade unter Anwendung der linear plastischen Interaktionsbeziehung und b) zugehörige erforderliche  $j$ -Werte für linear plastische Interaktion und sinusförmiger Vorkrümmung (IMP-2) jeweils in Abhängigkeit vom Druckkraftverhältniswert  $n_v$

In Abb. 5-7 a) ist die  $N$ - $M_y$ -Interaktionsbeziehung der nichtlinearen (I-4) und der linear plastischen Interaktion (I-2) unter Berücksichtigung verschiedener  $M_z/M_{pl,z}$  Ausnutzungsgrade dargestellt. Die größten Kapazitätsunterschiede in der Querschnittstragfähigkeit zwischen den beiden betrachteten Interaktionen ergeben sich im kombinierten Beanspruchungszustand unter Einwirkung aller drei Schnittgrößen  $N$ ,  $M_y$  und  $M_z$ . Die Einwirkung von  $M_z$  führt bei der linearen Interaktion zu einer Parallelverschiebung der  $N$ - $M_y$  Interaktionskurve und dadurch zu einer merklich geringeren Resttragfähigkeit. Bei der nichtlinearen Interaktion ergeben sich hingegen nur marginale Abminderungen, wenn Normalkraft  $N$  und Biegung  $M_y$  Größenwerte von  $0,2 \cdot N_{pl} > N > 0,7 \cdot N_{pl}$  und  $0,2 \cdot M_{pl,y} > M_y > 0,8 \cdot M_{pl,y}$  annehmen. Diese Größen treten gemäß Abb. 5-6 a) unter Anwendung der linearen Interaktion tatsächlich auf und führen bei der nichtlinearen Interaktion zu einem ausgeprägt gekrümmten Verlauf der Traglastkurve. Da die Traglastkurve nach GMNIA eine insgesamt geringe Krümmung aufweist, führt die Anwendung der nichtlinearen Interaktion beim Querschnittsnachweis zu einer deutlichen Überschreitung der nach GMNIA erzielten Traglasten (Abb. 5-7 b).

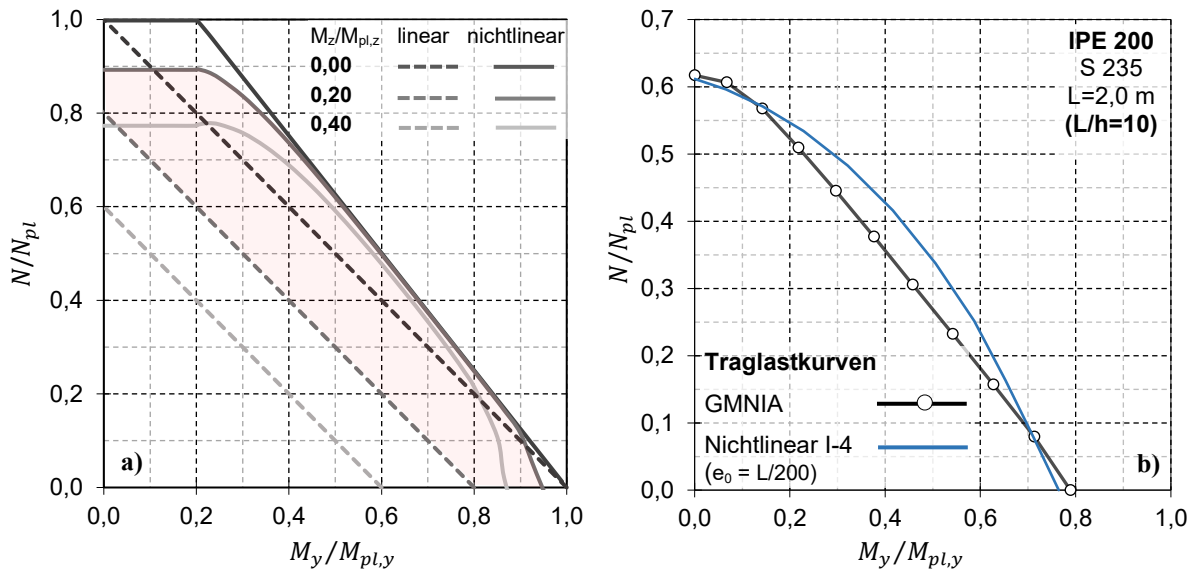


Abb. 5-7: a)  $N$ - $M_y$ - $M_z$  Interaktionsbeziehung für lineare und nichtlineare plastische Interaktion für IPE 200. b) Traglastkurven nach GMNIA und nichtlineare Interaktion I-4 mit Vorkrümmung  $e_0 = L/200$  für IPE 200 aus S 235 und Bauteillänge  $L=2,0$  m.

Der Ansatz größerer Ersatzimperfectionen führt zwar zu einer Traglastminderung im mittleren  $N$ - $M_y$ -Beanspruchungszustand ( $0,4 \leq n_v \leq 0,5$ ), ergibt jedoch in durch Druck ( $n_v > 0,5$ ) oder durch Biegung ( $n_v < 0,4$ ) dominierten Zuständen wesentlich kleinere Traglasten als nach GMNIA (Abb. 5-8).

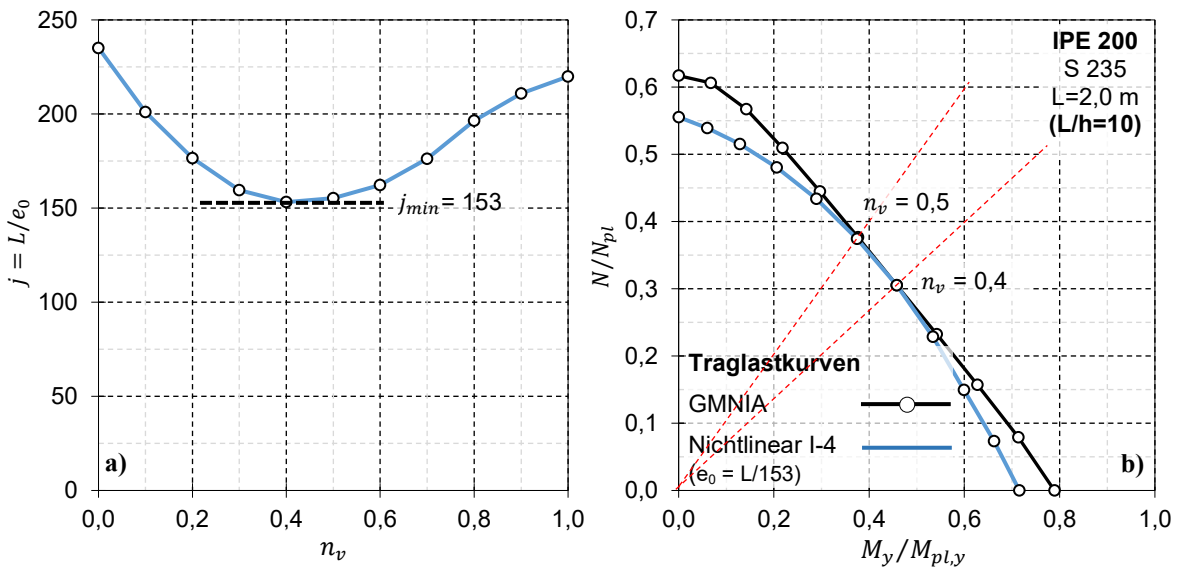


Abb. 5-8: Ergebnisse für IPE 200 aus S 235 und Bauteillänge  $L=2,0$  m. a) Erforderliche  $j$ -Werte für nichtlineare Interaktion I-4 und sinusförmiger Vorkrümmung (IMP-2) in Abhängigkeit vom Druckkraftverhältniswert  $n_v$ . b) Traglastkurven nach GMNIA und nichtlineare Interaktion I-4 mit Vorkrümmung  $e_0 = L/153$

Die im Sinne der Plastizitätstheorie vorhandenen Umlagerungskapazitäten des Querschnitts können bei einem stabilitätsgefährdeten Bauteil nur im begrenzten Maße ausgenutzt werden. Die Traglastkurve nach GMNIA in Abb. 5-8 b) besitzt im Vergleich zur nichtlinearen Interaktion eine wesentlich geringere Krümmung. Die plastischen Querschnittskapazitäten werden daher kaum ausgenutzt, was die Eignung der nichtlinearen Interaktionen, wirklichkeitsnahe Traglasten bei stabilitätsgefährdeten Bauteilen unter kombinierter Beanspruchung wiedergeben zu können, widerlegt.

Wie bereits bei den Untersuchungen zu Biegedrillknicken mit reiner Biegebeanspruchung, erweisen sich auch bei der kombinierten Beanspruchung die linear plastischen Interaktionen als besser geeignet. Aus der Betrachtung einer kombinierten Beanspruchung, bestehend aus Druck und Biegung um die starke Achse, konnten keine nennenswerten Vorteile für die Begrenzung der plastischen Momententrag-



fähigkeit festgestellt werden. Beim Biegeknicknachweis nach prEN 1993-1-1 unter Berücksichtigung von geometrischen Ersatzimperfectionen wird für Biegung um die schwache Achse eine Begrenzung von  $M_{pl,z} = 1,25 \cdot M_{el,z}$  gefordert. Eigene Untersuchungen zu Druck und zweiachsiger Biegung ( $N$ - $M_y$ - $M_z$ ) haben gezeigt, dass gerade bei Schnittgrößenkombinationen, die eine hohe Auslastung infolge Biegung um die schwache Achse  $M_z$  aufweisen, bei gleichzeitig sehr geringem Anteil vom Biegemoment  $M_y$ , die Begrenzung der plastischen Momenten Tragfähigkeit  $M_{pl,z} = 1,25 \cdot M_{el,z}$  effektiv die erforderliche Imperfectionsgröße abmindert. Dabei stellt sich ein vorwiegend ebenes Tragverhalten ein, das dem Biegeknicken ähnelt. Mit steigendem Anteil an Biegemomenten  $M_y$  weist das Bauteil vermehrt ein räumliches Tragverhalten auf und der Nutzen aus der Begrenzung der Momenten Tragfähigkeit wird deutlich reduziert.

Die Entscheidung über die Berücksichtigung des begrenzten plastischen Formfaktors  $\alpha_{pl} = 1,25$  bei der linear plastischen Interaktionsbeziehung ist vom vorgesehenen Anwendungsspektrum des Verfahrens und der Abgrenzung zum Biegeknicken abhängig. Wird die Anwendung des Nachweisverfahrens, unabhängig vom Beanspruchungszustand, auf alle verdrehweichen I-Profile übertragen, so erweist sich die Begrenzung durchaus als sinnvoll. Beanspruchungsbedingte Einflüsse aus dem biegeknickähnlichen Verhalten könnten durch die Regelungen für Biegedrillknicken abgedeckt werden. Um die Potenziale des Nachweiskonzepts hinsichtlich einer universalen Anwendung vollumfänglich ausnutzen zu können, bedarf es weitreichender Untersuchungen.

Ist die Anwendung des Nachweiskonzepts jedoch an das räumliche Tragverhalten geknüpft, kann auf die Begrenzung von  $\alpha_{pl}$  verzichtet werden. Diese Bedingung wird bei der vorliegenden Arbeit als erfüllt angenommen und im weiteren Entwicklungsprozess neben der elastischen Interaktion I-1 nur die linear plastische Interaktionsbeziehung I-2 für den Querschnittsnachweis betrachtet.

### 5.3 Einfluss aus der Imperfectionsform

Die eigenformaffine Vorverformung (IMP-1) setzt sich aus den beiden Anteilen, seitliche Vorkrümmung  $v_0$  und Vorverdrehung  $\vartheta_0$ , zusammen. Unter reiner Biegebeanspruchung nimmt mit zunehmender Bauteillänge  $L$  der Verformungsanteil aus seitlicher Vorkrümmung  $v_0$  an der eigenformaffinen Gesamtauslenkung des Obergurtes  $e_0$  zu (Abb. 5-9 a). Er nähert sich der reinen sinusförmigen seitlichen Vorverformung (IMP-2) an. Ähnliche Abhängigkeiten treten auch in Verbindung mit der Normalkraftausnutzung auf. Mit zunehmender Normalkraftausnutzung  $n_v$  nimmt der Verformungsanteil  $v_0/e_0$  zu, bis er bei reiner Druckbeanspruchung  $n_b = 1,0$  der reinen seitlichen Vorkrümmung (IMP-2)  $e_0 = v_0$  entspricht (Abb. 5-9 b).

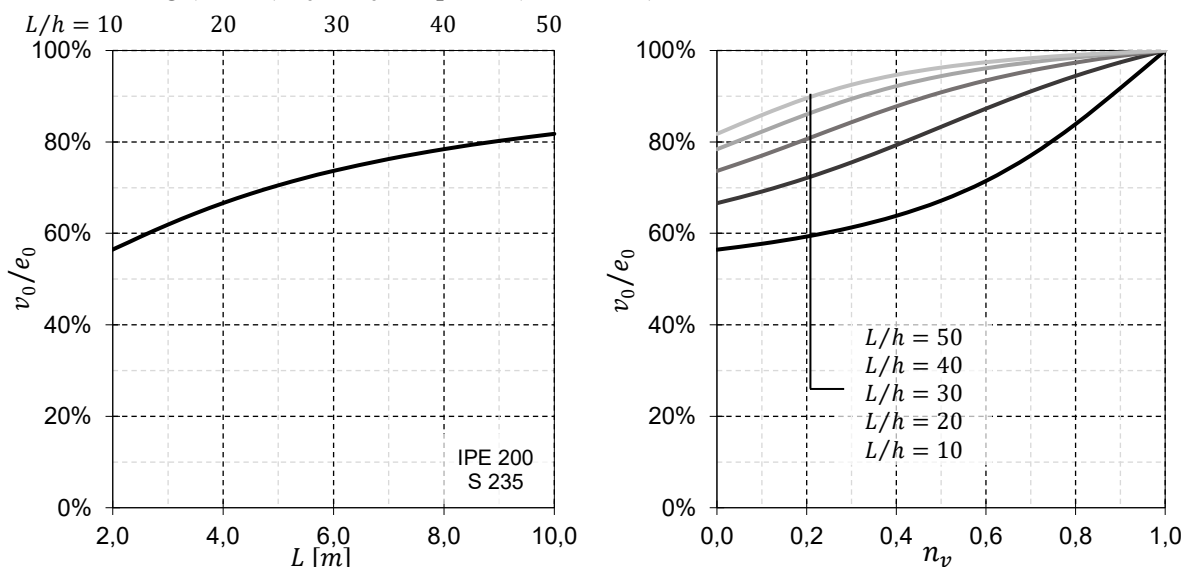


Abb. 5-9: Anteil der seitlichen Vorkrümmung an der Gesamtauslenkung des Druckgurtes bei der Biegedrillknickeigenform. a) in Abhängigkeit von der Bauteillänge bei reiner Biegung. b) In Abhängigkeit vom Druckkraftverhältniswert  $n_v$  und dem  $L/h$ -Verhältnis

Zur besseren Nachvollziehbarkeit des Zusammenhangs zwischen der Imperfectionsform, der Bauteillänge und dem Normalkraftausnutzungsgrad  $n_v$  unter kombiniertem Beanspruchungszustand, werden in Abb. 5-10 die erforderlichen Ersatzimperfectionen gesondert für die reine Druckbeanspruchung und die reine Biegebeanspruchung angegeben. Der Querschnittsnachweis erfolgt hier mit der linear plastischen Interaktion (I-2), ist aber auch auf den elastischen Querschnittsnachweis (I-1) übertragbar. Bei reiner Biegebeanspruchung erfordert die eigenformaffine Imperfectionsform IMP-1 stets geringere Ersatzimperfectionen, um die gleiche Traglast zu erzielen wie mit GMNIA. Bei reiner Normalkraft entspricht die Eigenform einer sinusförmigen Vorkrümmung um die schwache Achse, sodass beide Imperfectionsformen identische Ergebnisse liefern. Die maximalen erforderlichen Ersatzimperfectionen ( $j_{min}$ -Werte) treten unter der reinen Druckbeanspruchung bei  $L/h = 10$  ( $\bar{\lambda}_z = 0,95$ ) auf, während die reine Biegung, bedingt durch den niedrigeren zugehörigen Schlankheitsgrad, die größten Ersatzimperfectionen bei  $L/h = 15$  ( $\bar{\lambda}_{LT} = 0,99$ ) und  $L/h = 17,5$  ( $\bar{\lambda}_{LT} = 1,09$ ) erfordert.

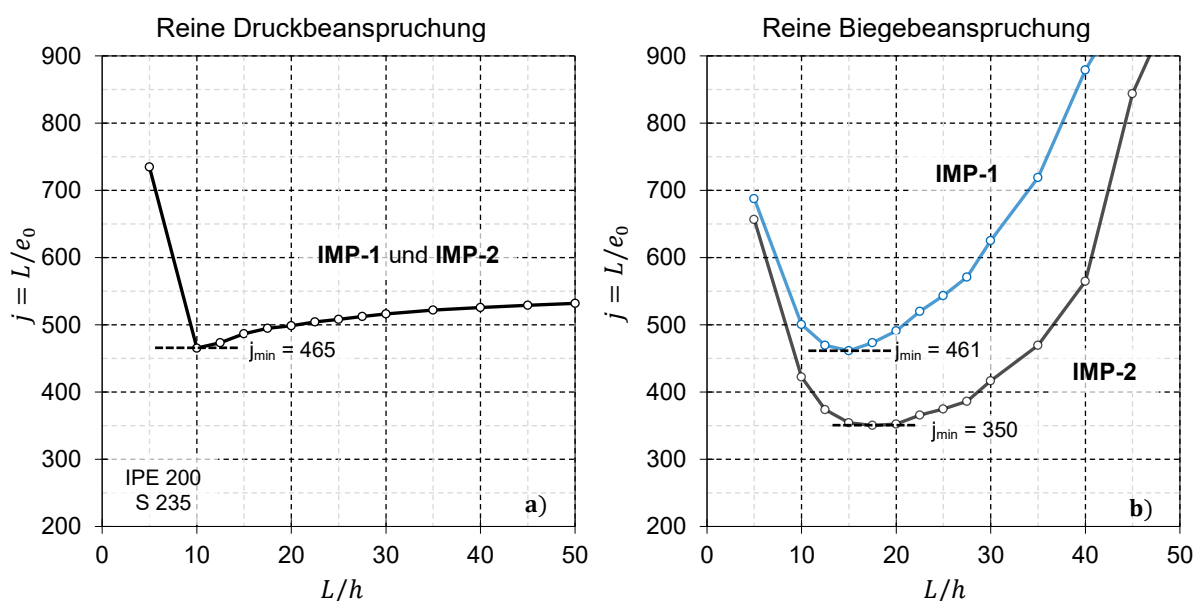


Abb. 5-10: Erforderliche Ersatzimperfectionen für IPE 200 aus S 235 unter Anwendung der elastischen Querschnittstragfähigkeit beim Querschnittsnachweis a) für reine Drucknormalkraft, b) für reine Biegebeanspruchung unter Ansatz einer eigenformaffinen Imperfection (IMP-1) und einer sinusförmiger Vorkrümmung (IMP-2)

Die Auswertung in Abb. 5-11 veranschaulicht die Abhängigkeit der erforderlichen Imperfectionsgröße vom Verhältnis der Lastanteile im kombinierten Beanspruchungszustand. Für den gegenseitigen Vergleich der Kurvenverläufe in Abb. 5-11 a) und b) ist es zweckmäßig zwischen zwei Bereichen zu unterscheiden. Ab  $n_v \geq 0,5$  ist bei beiden Imperfectionsformen eine Affinität der zu den einzelnen  $L/h$ -Verhältnissen zugehörigen Verläufe zu erkennen. Mit Ausnahme der zu  $L/h = 10$  zugehörigen Kurve weisen alle Verläufe geringe Schwankungen zueinander auf. Bei isolierter Betrachtung dieses Bereiches sind die maximalen Ersatzimperfectionen unter reiner Druckbeanspruchung  $n_v = 1,0$  erforderlich.

Bei  $n_v < 0,5$  treten hingegen deutliche Unterschiede in den Kurvenverläufen mit gegensätzlichen Tendenzen auf. Die eigenformaffine Vorverformung (IMP-1) erfordert geringere geometrische Ersatzimperfectionen mit abnehmendem Druckanteil ( $n_v \rightarrow 0$ ), während bei der Vorkrümmung (IMP-2) die vorwiegend biegebeanspruchten Zustände die größten Ersatzimperfectionen erfordern.

Vereinfacht und mit akzeptabler Genauigkeit kann die Ableitung der erforderlichen Größe der Ersatzimperfection aus der Betrachtung der Grenzfälle  $n_v = 0$  oder  $n_v = 1,0$  erfolgen. Zwischenzustände bedingen bei der Anwendung einer linearen Interaktion beim Querschnittsnachweis nur vereinzelt geringfügig höhere Imperfectionsgrößen. Beim IPE 200 Profil aus S 235 ergeben sich bei  $n_v = 0,4$  und  $L/h = 15$  mit  $e_0 = L/455$  nur marginal höhere erforderlichen Imperfectionen als bei reiner Biegebeanspruchung  $n_v = 0$ ,  $L/h = 15$  mit  $e_0 = L/461$ .

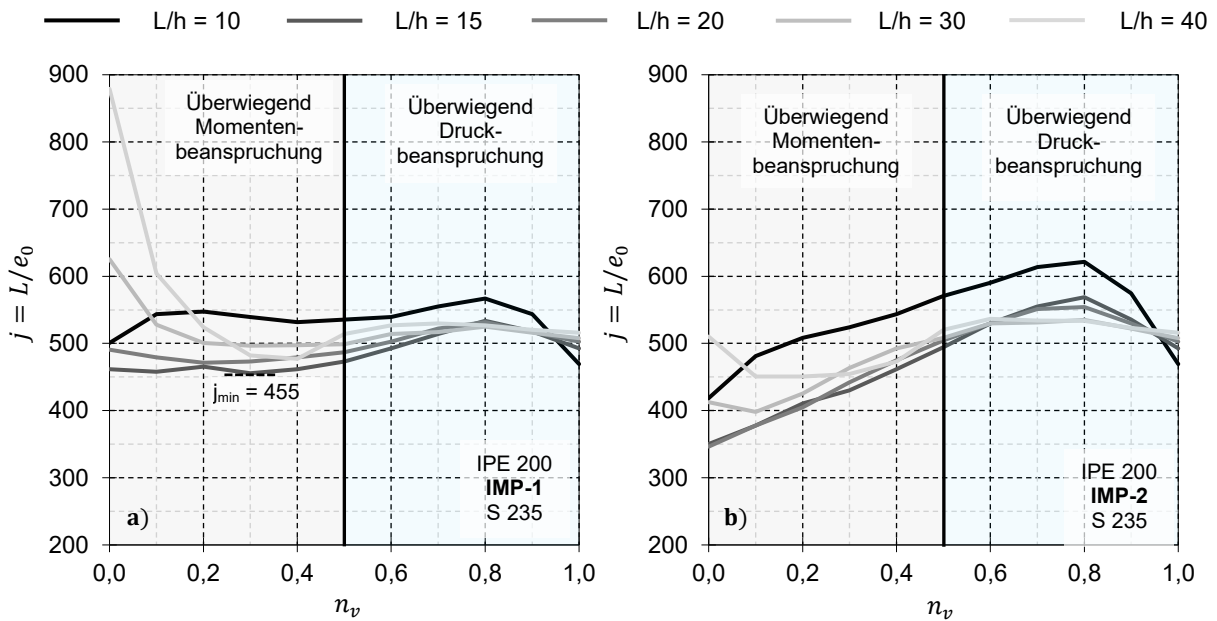


Abb. 5-11: Erforderliche Ersatzimperfectionen für IPE 200 aus S 235 unter kombinierter Beanspruchung und Anwendung der plastischen Querschnittstragfähigkeit (I-2) für verschiedene Bauteillängen unter Berücksichtigung von a) eigenformaffiner Imperfektion (IMP-1) und b) seitlicher Vorkrümmung (IMP-2)

Abb. 5-12 zeigt die Traglastkurven für ein IPE 200 aus S 235 nach GMNIA und unter Berücksichtigung von Ersatzimperfectionen mit unterschiedlichen Imperfektionsformen und -größen. Die Imperfektionsgrößen wurden entsprechend den  $j_{min}$ -Werten in Abb. 5-10 mit  $e_0 = L/461$  für IMP-1 und  $e_0 = L/350$  für IMP-2 definiert. Zusätzlich wurde für IMP-2 die Imperfektionsgröße aus der reinen Druckbeanspruchung mit  $e_0 = L/465$  berücksichtigt.

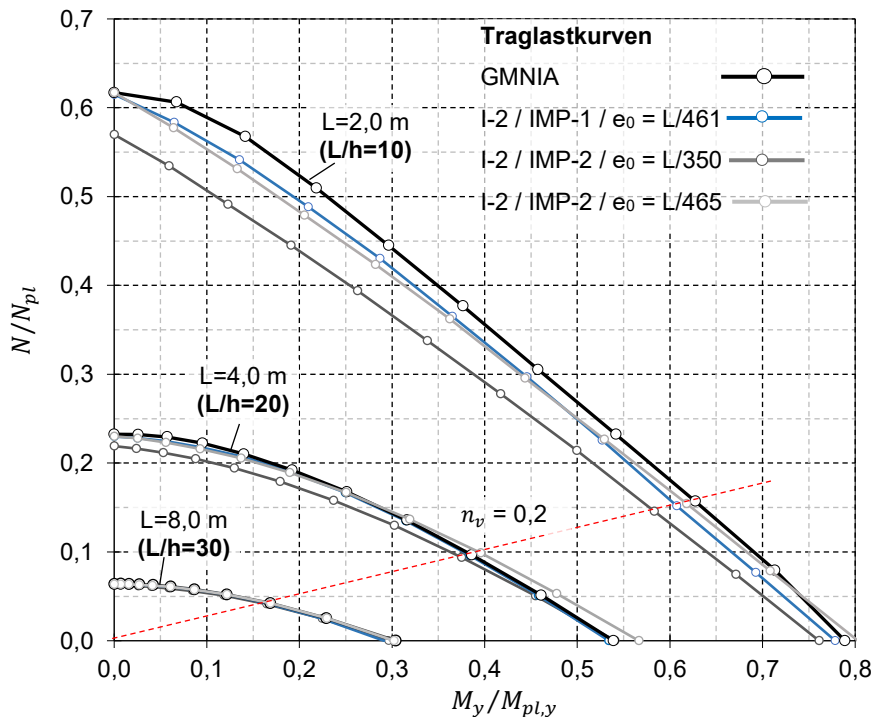


Abb. 5-12: Traglastkurven nach GMNIA und linear plastischer Interaktion I-2 für IPE 200 aus S 235 unter kombinierter Beanspruchung, unterschiedlichen Imperfektionsannahmen (IMP-1 und IMP-2) und drei verschiedenen Bauteillängen  $L = 2,0$  m,  $L = 4,0$  m,  $L = 8,0$  m

Die zur eigenformaffinen Vorverformung (IMP-1) zugehörigen Traglastkurven weisen durchweg eine gute Übereinstimmung mit den Traglasten nach GMNIA auf. Die zur reinen Vorkrümmung (IMP-2) zugehörigen Traglastkurven geben mit  $e_0 = L/350$  nur bei sehr geringen Druckkräften die GMNIA Resultate relativ gut wieder, führen jedoch im übrigen Bereich zu einer deutlichen Unterschätzung der

Traglast. Die aus der Abb. 5-10 a) abgeleiteten Imperfektionsgröße  $e_0 = L/465$  überschätzt die Traglast im biegedominierten Zustand  $n_v < 0,2$  und  $L/h = 20$ . Im kombinierten und druckdominierten Beanspruchungszustand  $0,2 < n_v < 1,0$  werden ähnliche Traglasten erzielt wie nach GMNIA. Der Ansatz dieser Imperfektionsgröße in Verbindung mit der reinen Vorkrümmung (IMP-2) bildet zwar eine geeignete Imperfektionsannahme zur Generierung von wirklichkeitsnahen Traglasten, erfordert jedoch eine Anwendungsgrenze für  $n_v \geq 0,2$ . Die eigenformaffine Vorverformung (IMP-1) liefert für alle untersuchten Bauteillängen und Beanspruchungszustände ähnliche Traglasten wie nach GMNIA.

Bei kompakteren gewalzten H- Profilen mit  $h/b \leq 1,2$  treten abweichende Zusammenhänge auf, die im Wesentlichen auf den Eigenspannungsansatz bei GMNIA und den damit verbundenen Einfluss auf das Tragverhalten zurückzuführen sind. Bei Druckstützen werden das Tragverhalten und die Traglast weniger durch querschnittsspezifische Eigenschaften beeinflusst als beim Biegeträger. Die traglastmindernden Auswirkungen infolge Eigenspannungen stellen sich daher unabhängiger von der Querschnittsform ein. Dies hat zur Folge, dass Druckstützen mit  $h/b \leq 1,2$  aufgrund der größeren Eigenspannung deutlich größere Ersatzimperfektionen erfordern als schlanke Querschnitte mit  $h/b > 1,2$ . Die maximal erforderliche Ersatzimperfektion für ein HEA 200 aus S 235 weist infolge reiner Druckkraft mit  $e_0 = L/303$  eine ähnliche Größenordnung auf, wie unter Berücksichtigung der Imperfektionsform IMP-1 bei reiner Biegung mit  $e_0 = L/305$  (Abb. 5-13).

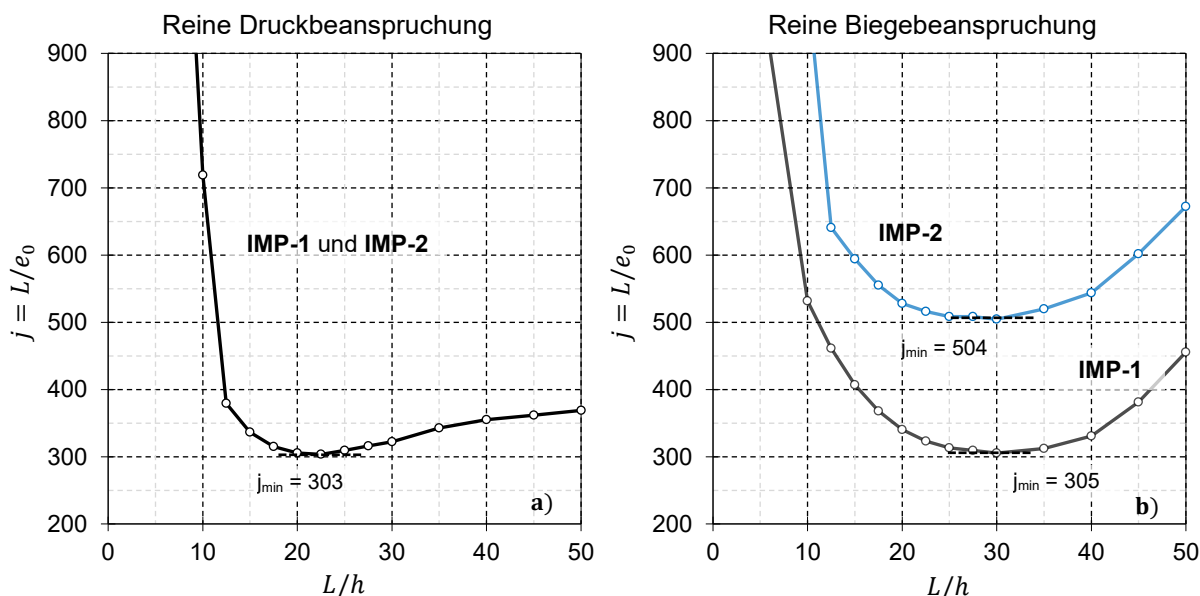


Abb. 5-13: Erforderliche Ersatzimperfektionen für HEA 200 aus S 235 unter Anwendung der elastischen Querschnittstragfähigkeit beim Querschnittsnachweis a) für reine Drucknormalkraft, b) für reine Biegebeanspruchung unter Ansatz einer eigenformaffinen Imperfektion (IMP-1) und einer sinusförmiger Vorkrümmung (IMP-2)

Bei kompakten Profilen stellen sich größere  $j_{min}$  Unterschiede in Abhängigkeit vom Verhältniswert  $n_v$  ein als bei schlanken Querschnitten, siehe Abb. 5-14. Durch den niedrigen Schlankheitsgrad, den kompakte H-Querschnitte im baupraktisch relevanten Bauteillängenbereich ( $L/h < 50$ ) aufweisen und damit per se unempfindlicher gegenüber Stabilitätseinflüssen sind, können ausgeprägte Fließzonenausbildungen ertragen und ein größeres Potenzial der plastischen Spannungsumlagerung im Querschnitt ausgenutzt werden. Die Ausnutzung dieser plastischen Querschnittsreserven macht sich im gekrümmten, nichtlinearen Traglastkurvenverlauf nach GMNIA für moderate Bauteillängen ( $L < 3,8$  m,  $L/h < 20$ ) bemerkbar, die mit einer linearen Interaktionsbeziehung beim Querschnittsnachweis nicht realisierbar sind, siehe Abb. 5-15. Aufgrund identischer Imperfektionsgröße ergeben sich für beide Imperfektionsformen im kombinierten Beanspruchungszustand ähnliche Ergebnisse. Größere Unterschiede stellen sich beim biegedominierten Zustand ab  $n_v \leq 0,2$  ein.

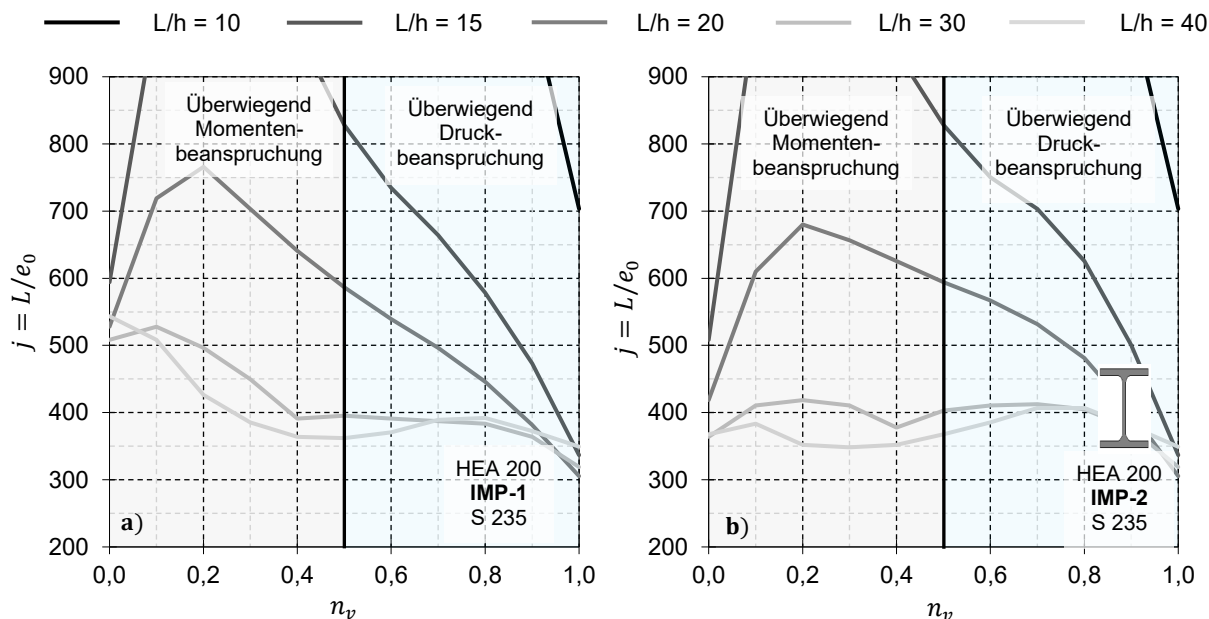


Abb. 5-14: Erforderliche Ersatzimperfectionen für HEA 200 aus S 235 unter kombinierter Beanspruchung und Anwendung der plastischen Querschnittstragfähigkeit (I-2) für verschiedene Bauteillängen unter Berücksichtigung von a) eigenformaffiner Imperfektion (IMP-1) und b) seitlicher Vorkrümmung (IMP-2)

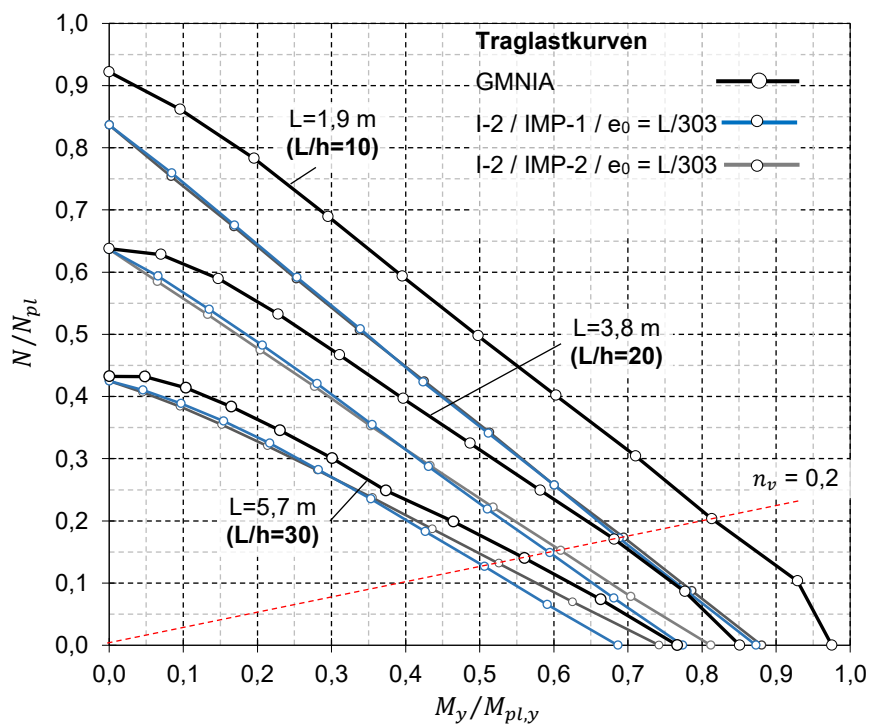


Abb. 5-15: Traglastkurven nach GMNIA und plastischen Querschnittstragfähigkeit I-1 für HEA 200 aus S 235 unter kombinierter Beanspruchung, unterschiedlichen Imperfektionsannahmen (IMP-1 und IMP-2) und drei verschiedenen Bauteillängen  $L = 1,9\text{ m}$ ,  $L = 3,8\text{ m}$ ,  $L = 5,7\text{ m}$

Die beschriebenen Zusammenhänge zwischen der Imperfektionsform und -größe führen zu der Erkenntnis, dass im kombinierten Beanspruchungszustand die Größe der Ersatzimperfektion aus der Betrachtung der reinen Druckkraft abgeleitet werden kann. Beide Imperfektionsformen führen zu ähnlichen Ergebnissen, sofern ein Mindestanteil des Druckbeanspruchungsverhältnisses  $n_v \geq 0,2$  vorhanden ist. Eine Festlegung auf eine Imperfektionsform ist somit nicht notwendig.

Die Unsicherheiten, die sich aus der Anwendung der reinen Vorkrümmung einstellen, sofern die Imperfektionsgröße aus der Betrachtung der reinen Druckkraft abgeleitet wird, können durch eine Anwendungsbegrenzung mit Vorgabe einer Mindestdruckbeanspruchung weitestgehend aufgehoben werden. Dabei ist es entscheidend, die Mindestgröße der Druckkraft im Verhältnis zum einwirkenden

Biegemoment zu definieren, damit von einem kombinierten Beanspruchungszustand ausgegangen werden kann. Zur Abgrenzung eines durch Biegung dominierten Beanspruchungszustands eignet sich folgende Formulierung des Kriteriums:

$$n_v = \frac{\frac{N_E}{N_{pl}}}{\frac{N_E}{N_{pl}} + \frac{M_{y,E}}{M_{pl,y}}} \geq n_{v,min} \tag{Gl. 5-13}$$

### 5.4 Querschnittsabhängigkeit

In Kapitel 4.4 wurde gezeigt, dass bei einer reinen Biegebeanspruchung die erforderliche Imperfektionsgröße zutreffend in Abhängigkeit vom Geometriefaktor  $\sqrt{(A \cdot b)/(2 \cdot W_{el,y})}$  beim Ansatz einer eigenformaffinen Vorverformung (IMP-1) oder durch das  $I_z/I_T$ -Verhältnis bei seitlicher sinusförmigen Vorkrümmung (IMP-2) beschrieben werden kann. Bei gewalzten I-Profilen hat sich außerdem eine differenzierte Betrachtung von Querschnitten mit  $h/b \leq 1,2$  und  $h/b > 1,2$  bewährt. Aus der tabellarischen Auflistung der erforderlichen Größen der geometrischen Ersatzimperfektion unter reiner Druckbeanspruchung für insgesamt 54 gewalzte Profile aus S 235 in Tab. 5-3 ist ein ähnlicher Zusammenhang zu erkennen. Ab einem  $h/b$ -Verhältnis größer als 1,2 sind für alle untersuchten Interaktionsbeziehungen deutlich größere  $j_{min}$ -Werte erforderlich. Die damit einhergehenden geringeren erforderlichen geometrischen Imperfektionen  $e_0$  sind auf die Eigenspannungsannahmen bei GMNIA zurückzuführen, die bei Walzprofilen mit  $h/b > 1,2$  um 40 % geringere Größen aufweisen als bei Profilen mit  $h/b \leq 1,2$ .

Tab. 5-3:  $j$ -Werte in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis für verschiedene gewalzte I-Profile aus S 235 bei reiner Druckbeanspruchung

Walzprofil	h/b	$j_{min} = L/e_0$		Walzprofil	h/b	$j_{min} = L/e_0$		Walzprofil	h/b	$j_{min} = L/e$	
		Querschnitts-nachweis				Querschnitts-nachweis				Querschnitts-nachweis	
		elastisch	plastisch			elastisch	plastisch			elastisch	plastisch
HEAA 100	<b>0,91</b>	555	320	HEAA 400	<b>1,26</b>	723	471	HEB 650	<b>2,17</b>	739	477
HEAA 300	<b>0,94</b>	512	QK3	HEA 400	<b>1,30</b>	668	438	HEM 650	<b>2,19</b>	766	493
HEA 200	<b>0,95</b>	461	303	HEB 400	<b>1,33</b>	696	454	IPE 400	<b>2,22</b>	733	469
HEA 100	<b>0,96</b>	477	310	HEM 400	<b>1,41</b>	727	473	HEAA 700	<b>2,23</b>	746	477
HEA 300	<b>0,97</b>	456	300	HEAA 500	<b>1,57</b>	735	475	HEA 700	<b>2,30</b>	727	469
HEB 200	<b>1,00</b>	477	311	HEA 500	<b>1,63</b>	700	456	HEB 700	<b>2,33</b>	742	477
HEB 300	<b>1,00</b>	454	298	HEB 500	<b>1,67</b>	723	469	HEM 700	<b>2,36</b>	764	489
HEAA 320	<b>1,00</b>	512	QK3	HEM 500	<b>1,71</b>	750	485	IPE 450	<b>2,37</b>	735	469
HEA 320	<b>1,03</b>	454	299	IPE 80	<b>1,74</b>	742	469	IPE 500	<b>2,50</b>	731	465
HEB 320	<b>1,07</b>	461	301	HEAA 550	<b>1,74</b>	742	479	HEAA 800	<b>2,57</b>	762	481
HEM 200	<b>1,07</b>	479	313	HEA 550	<b>1,80</b>	711	463	HEA 800	<b>2,63</b>	735	473
HEM 260	<b>1,08</b>	477	311	IPE 100	<b>1,82</b>	750	475	HEB 800	<b>2,67</b>	754	481
HEM 240	<b>1,09</b>	477	311	HEB 550	<b>1,83</b>	735	477	HEM 800	<b>2,69</b>	750	479
HEAA 360	<b>1,13</b>	514	335	HEM 550	<b>1,87</b>	758	491	IPE 600	<b>2,73</b>	735	465
HEM 320	<b>1,16</b>	495	323	HEAA 600	<b>1,90</b>	750	482	HEAA 1000	<b>3,23</b>	744	463
HEA 360	<b>1,17</b>	460	301	IPE 200	<b>2,00</b>	735	467	HEA 1000	<b>3,30</b>	737	467
HEB 360	<b>1,20</b>	465	303	HEA 300	<b>2,00</b>	727	465	HEB 1000	<b>3,33</b>	752	475
HEM 340	<b>1,22</b>	723	473	HEA 650	<b>2,13</b>	719	467	HEM 1000	<b>3,34</b>	754	475

QK 3: Querschnittsklasse 3 (unter Annahme einer reinen Biegung)

Eine durch eine Drucknormalkraft konstant über die gesamte Querschnittsfläche einwirkende Druckspannung verursacht eine höhere Gefahr zum lokalen Beulen als eine lineare Spannungsverteilung infolge Biegung. Dieser Umstand macht sich bei der Querschnittsklassenzuordnung bemerkbar. Das Ziel der Untersuchung bestand in der Ableitung von Ersatzimperfektionen für Bauteile unter kombinierter Beanspruchung, für die die Imperfektionsgrößen unter Betrachtung der reinen Druckkraft

wichtige Anhaltspunkte darstellen. Zur Vermeidung einer querschnittsklassenbedingten Vernachlässigung von Profilen mit schlanken Stegblechen, deren Einteilung mit steigendem Anteil an Biegebeanspruchung günstiger ausfällt, wurden die  $c/t$ -Grenzwerte bei der Querschnittsklassenzuordnung unter der Annahme einer reinen Biegespannungsverteilung angesetzt.

In Abb. 5-16 sind die in Tab. 5-3 aufgeführten Ergebnisse in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis dargestellt. Bei beiden untersuchten Interaktionsbeziehungen stellt sich ein konstant verlaufender Trend der einzelnen  $j_{min}$ -Werte mit geringer Streubreite ein. Die Definition einer konstanten Imperfektionsgröße in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis ist somit angemessen. Im Vergleich zu den Regelungen nach prEN 1993-1-1 für Biegeknicke um die schwache Profilachse sind geringere Ersatzimperfektionen erforderlich.

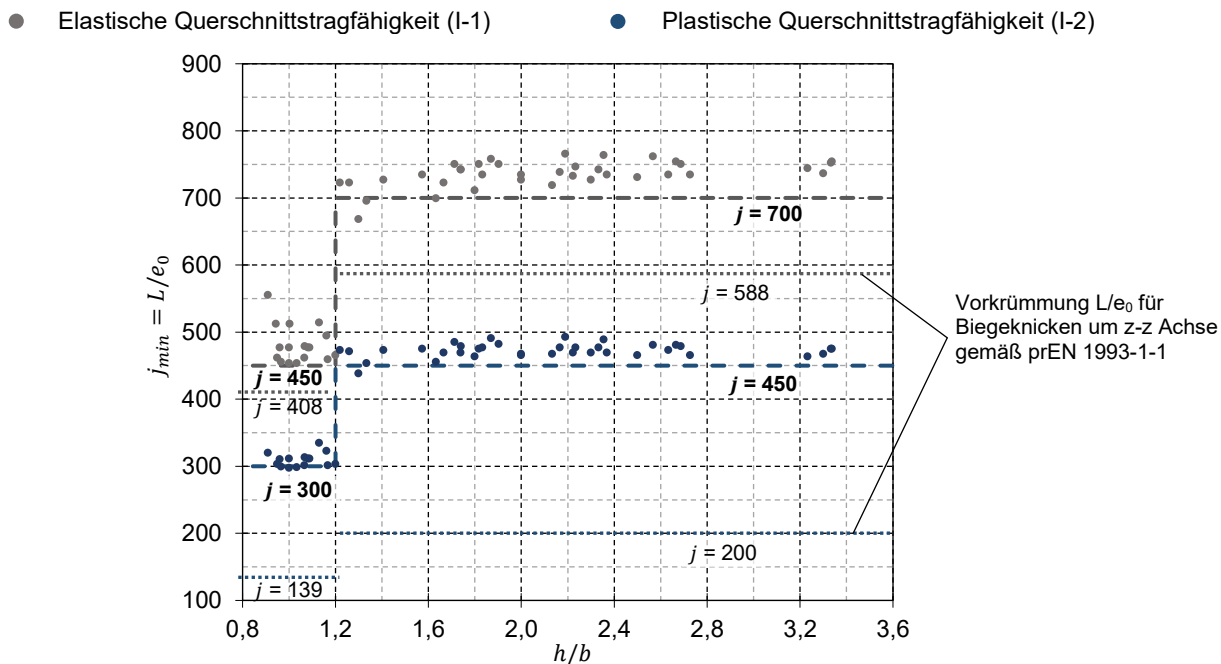


Abb. 5-16: Erforderlichen Ersatzimperfektionen für gewalzte I-Profile aus S 235 unter reiner Druckbeanspruchung in Abhängigkeit vom  $h/b$ -Verhältnis

Geschweißte doppelsymmetrische I-Profile weisen im Vergleich zu Walzprofilen einen stärkeren Zusammenhang zwischen querschnittsspezifischen Eigenschaften und der erforderlichen Imperfektionsgröße auf. Zutreffend und in angemessener Näherung kann dieser durch das  $h/b$ -Verhältnis beschrieben werden. Mit steigendem  $h/b$ -Verhältnis ergeben sich höhere  $j_{min}$ -Werte (Abb. 5-17). In Analogie zu den Regelungen für biegebeanspruchte Bauteile kann der Einfluss aus den Querschnittseigenschaften durch den Querschnittsbeiwert  $\beta_s$  berücksichtigt werden. Durch die Vorgabe eines Mindest- $j$ -wertes ist dessen Berücksichtigung optional und kann vereinfacht und auf der sicheren Seite vernachlässigt werden.

In Tab. 5-4 sind die  $j_{min}$ -Werte für geschweißte Profile aufgeführt, deren Blechabmessungen in Anlehnung an die gewalzten I-Profile festgelegt worden sind, siehe Abb. 4-19. Besonders auffallend sind die deutlich höheren  $j_{min}$ -Werte für niedrige IPE-förmige Profile (rot gekennzeichnet). Diese weisen aufgrund der geringen Gurtbreite zwar schon ein relativ hohes  $h/b$ -Verhältnis auf, erfordern jedoch weit kleinere Imperfektionsgrößen als hohe H-Profile mit äquivalenten  $h/b$ -Verhältniswerten.

Tab. 5-4: Erforderliche Ersatzimperfektionen in Abhängigkeit vom h/b-Verhältnis für verschiedene geschweißte I-Profile aus S 235 unter reiner Druckkraft

Geschweißte doppelt- symmetrische I-Profile	h/b	$j_{min} = L/e_0$		Geschweißte doppelt- symmetrische I-Profile	h/b	$j_{min} = L/e_0$		Geschweißte doppelt- symmetrische I-Profile	h/b	$j_{min} = L/e_0$	
		Querschnitts- nachweis				Querschnitts- nachweis				Querschnitts- nachweis	
		elastisch	plastisch			elastisch	plastisch			elastisch	plastisch
HEAA 100 "w"	0,91	364	239	HEAA 400 "w"	1,26	411	270	HEB 650 "w"	2,17	411	266
HEAA 300 "w"	0,94	415	QK3	HEA 400 "w"	1,30	385	255	HEM 650 "w"	2,19	497	321
HEA 200 "w"	0,95	372	245	HEB 400 "w"	1,33	378	249	IPE 400 "w"	2,22	532	342
HEA 100 "w"	0,96	352	231	HEM 400 "w"	1,41	380	247	HEAA 700 "w"	2,23	434	280
HEA 300 "w"	0,97	356	235	HEAA 500 "w"	1,57	469	307	HEA 700 "w"	2,30	434	281
HEB 200 "w"	1,00	378	249	HEA 500 "w"	1,63	436	286	HEB 700 "w"	2,33	434	280
HEB 300 "w"	1,00	364	239	HEB 500 "w"	1,67	448	294	HEM 700 "w"	2,36	434	278
HEAA 320 "w"	1,00	391	QK3	HEM 500 "w"	1,71	454	296	IPE 450 "w"	2,37	485	313
HEA 320 "w"	1,03	376	249	IPE 80 "w"	1,74	504	321	IPE 500 "w"	2,50	473	305
HEB 320 "w"	1,07	364	241	HEAA 550 "w"	1,74	454	294	HEAA 800 "w"	2,57	454	290
HEM 200 "w"	1,07	368	239	HEA 550 "w"	1,80	481	315	HEA 800 "w"	2,63	473	305
HEM 260 "w"	1,08	356	234	IPE 100 "w"	1,82	534	341	HEB 800 "w"	2,67	446	286
HEM 240 "w"	1,09	356	233	HEB 550 "w"	1,83	403	264	HEM 800 "w"	2,69	446	284
HEAA 360 "w"	1,13	399	262	HEM 550 "w"	1,87	399	259	IPE 600 "w"	2,73	481	309
HEM 320 "w"	1,16	370	243	HEAA 600 "w"	1,90	485	315	HEAA 1000 "w"	3,23	458	288
HEA 360 "w"	1,17	383	253	IPE 200 "w"	2,00	567	366	HEA 1000 "w"	3,30	483	309
HEB 360 "w"	1,20	387	255	IPE 300 "w"	2,00	618	399	HEB 1000 "w"	3,33	477	303
HEM 340 "w"	1,22	383	251	HEA 650 "w"	2,13	442	288	HEM 1000 "w"	3,34	477	301

QK 3: Querschnittsklasse 3 (unter Annahme einer reinen Biegung)

Abb. 5-17 veranschaulicht die  $j_{min}$ -Werte nach Tab. 5-4 in Abhängigkeit vom h/b-Verhältnis einschließlich des Regelungsvorschlags zur Definition der anzusetzenden geometrischen Ersatzimperfektion bei der Nachweisführung.

- Elastische Querschnittstragfähigkeit (I-1)
- Plastische Querschnittstragfähigkeit (I-2)

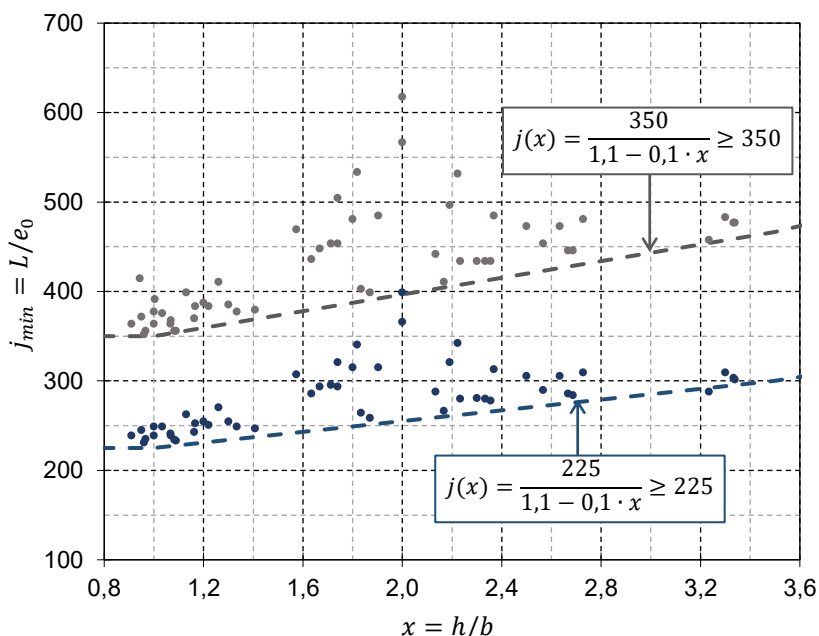


Abb. 5-17: Darstellung der in Tab. 5-4 aufgelisteten erforderlichen Ersatzimperfektionen in Abhängigkeit vom h/b-Verhältnis



## 5.5 Unterschiedliche Momentenverteilungen

Tab. 5-5 gibt eine Übersicht der Parameter zur Ermittlung der geometrischen Ersatzimperfektion für den Stabilitätsnachweis von gewalzten und geschweißten Profilen unter kombinierten Beanspruchungen. Grundlage hierfür bildet die Betrachtung einer reinen Druckbeanspruchung, deren Eignung zur Übertragung auf den kombinierten Beanspruchungszustand am Basislastfall nach Abb. 5-2 verifiziert wurde.

Tab. 5-5: Definition des Basiswertes der Ersatzimperfektion  $e_0$  und des Querschnittsbeiwertes  $\beta_s$  für gewalzte und geschweißte I-Profile unter kombinierter Beanspruchung

Profilart / Abgrenzung		Querschnittsbeiwert $\beta_s$	Nachweis der Querschnittstragfähigkeit	
			elastisch	plastisch
Gewalzte I-Profile	$\frac{h}{b} \leq 1,2$	1,0	$e_0 = \frac{L}{450}$	$e_0 = \frac{L}{300}$
	$\frac{h}{b} > 1,2$	1,0	$e_0 = \frac{L}{700}$	$e_0 = \frac{L}{450}$
Doppelsymmetrische geschweißte I-Profile		$1,1 - 0,1 \cdot \frac{h}{b} \geq 1,0$	$e_0 = \frac{L}{350}$	$e_0 = \frac{L}{225}$

Untersuchungen an Biegeträgern in Kapitel 4.5 haben komplexe Wechselbeziehungen zwischen der erforderlichen Größe der anzusetzenden Ersatzimperfektion, verschiedenen Imperfektionsformen und Belastungsarten deutlich gemacht. Bei den beiden betrachteten Imperfektionsformen IMP-1 und IMP-2 besteht ein essenzieller Unterschied in der Bedeutung der Basisimperfektionsgröße und in der Berücksichtigung von unterschiedlichen Momentenverteilungen. Die Basisimperfektionsgröße wurde bei beiden Imperfektionsformen aus der Betrachtung der konstanten Momentverteilung abgeleitet. Bei der eigenformaffinen Vorverformung (IMP-1) bildet der konstante Momentenverlauf den ungünstigsten Fall ab, während bei der seitlichen Vorkrümmung (IMP-2) dieser Basislastfall die geringste Imperfektion erfordert. Abweichende Momentenverteilungen erfordern bei IMP-2 größere Ersatzimperfektionen und müssen im Sinne des Nachweiskonzepts durch einen obligatorischen Momentenbeiwert  $\beta_M$  berücksichtigt werden.

Beim kombinierten Beanspruchungszustand ist keine Unterscheidung zwischen den Imperfektionsformen vorgesehen. Damit keine Sicherheitsdefizite aus dieser Verallgemeinerung entstehen, ist eine Untersuchung des Druckkrafteinflusses unter Betrachtung des ungünstigsten Lastfalls bei der Anwendung der Imperfektionsform IMP-2 notwendig. Die lineare antimetrische Momentenverteilung stellt wegen des Verlustes der Wirksamkeit in Verbindung mit einer sinusförmigen Imperfektion eine Traglastminderung zu erzielen, eine Unvermeidbarkeit dar. Inwiefern und ab welcher Größenordnung eine zusätzliche Druckkraft in diesem Kontext Abhilfe schafft, indem die Effektivität der geometrischen Ersatzimperfektion gesteigert wird, ist Gegenstand der nachfolgend beschriebenen Untersuchung.

In Abb. 5-18 sind die erforderlichen geometrischen Ersatzimperfektionen in Form einer sinusförmigen Vorkrümmung unter Betrachtung des kombinierten Beanspruchungszustandes, bestehend aus einem konstanten Drucknormalkraftverlauf und einer antimetrischen Verteilung des Biegemoments, aufgeführt. Der Auswertung liegen Einzelergebnisse von insgesamt 27 verschiedenen gewalzten I-Profilen aus S 235 mit unterschiedlichen Bauteillängen zugrunde. Druckkräfte erhöhen signifikant die Wirksamkeit der Ersatzimperfektion, die Traglast effektiv abzumindern. Bereits ein geringer Druckanteil am Gesamtbeanspruchungszustand von  $n_v = 0,2$  ist ausreichend, die erforderliche Imperfektionsgröße auf das Niveau der vorgeschlagenen Größe der Ersatzimperfektion zu reduzieren. Bei höherem Druckanteil ( $n_v > 0,2$ ) ist der Einfluss infolge des Biegemoments auf das Tragverhalten vernachlässigbar und es stellen sich Imperfektionsgrößen unabhängig vom  $n_v$ -Verhältnis ein.

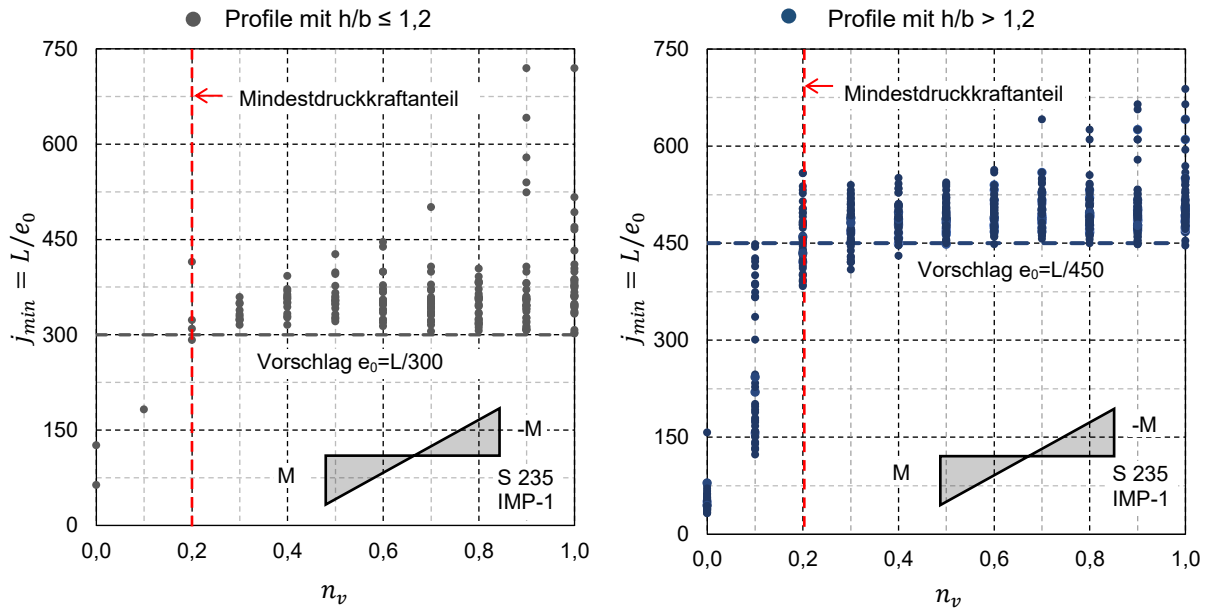


Abb. 5-18: Erforderliche Ersatzimperfectionen in Abhängigkeit vom Normalkraftverhältniswert  $n_v$  für verschiedene gewalzte I-Profile aus S 235 mit unterschiedlichen Bauteillängen, reiner Vorkrümmung (IMP-2), linear plastischen Interaktionsbeziehung I-2 unter Druck und antisymmetrischen Biegemomentverlauf

Abb. 5-19 zeigt die Traglastkurven nach GMNIA und unter Ansatz einer reinen Vorkrümmung mit  $e_0 = L/450$  für ein HEAA 1000 aus S 235. Der Beanspruchungszustand entspricht der antisymmetrischen Momentenverteilung mit Druckkraft. Da bei einer reinen Biegebeanspruchung keine Traglastminderung durch die Ersatzimperfection hervorgerufen wird, entsprechen die Traglasten bei  $n_v = 0$  entweder der plastischen Momentenlastfähigkeit  $M_{y,ult} = M_{pl,y}$  oder dem idealen Biegedrillknickmoment  $M_{y,ult} = M_{cr}$ . Daraus ergeben sich bei  $10 < L/h < 20$  deutlich größere Traglasten als nach GMNIA.

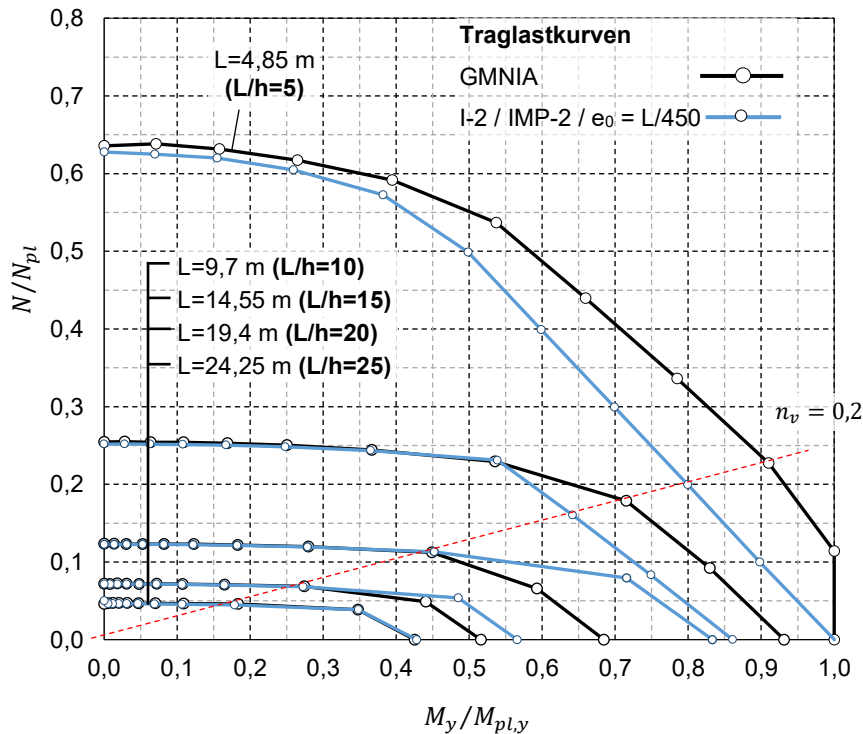


Abb. 5-19: Traglastkurven nach GMNIA und nach GNIA (I-2, IMP-2,  $e_0=L/450$ ) unter kombinierter Beanspruchung aus antisymmetrischer Momentenverteilung mit Drucknormalkraft bei einem HEAA 1000 aus S 235 mit unterschiedlichen Bauteillängen

Die antisymmetrische Momentenverteilung stellt für ein reales Bauteil eine äußerst günstige Beanspruchung mit relativ geringer Stabilitätsgefahr dar. Durch das Einwirken einer zusätzlichen Drucknormalkraft

wird das Tragverhalten grundlegend verändert. Bereits ein geringer Druckanteil von  $n_p = 0,2$  führt zu einem biegeknickähnlichen Tragverhalten, das dem eines reinen Druckstabes gleicht. Die Tragfähigkeit wird primär durch die reale Knicklast begrenzt, was am annähernd horizontalen Verlauf der Traglastkurven offensichtlich wird. Die Berücksichtigung einer Ersatzimperfection, deren Größe basierend auf der Betrachtung einer Druckstütze abgeleitet wurde, ergibt eine gute Übereinstimmung mit den Traglasten nach GMNIA, vorausgesetzt ein Mindestanteil von  $n_p \geq 0,2$  an Druckkräften bildet einen Bestandteil des kombinierten Beanspruchungszustandes.

## 5.6 Verschiedene Stahlsorten

Nach den Regelungen für das Biegeknicken gemäß prEN 1993-1-1 ermittelt sich die Größe der Ersatzimperfection  $e_0$  in Abhängigkeit vom Materialfaktor  $\varepsilon = \sqrt{235/f_y}$  und dem Imperfektionsbeiwert  $\alpha$ . Durch den Imperfektionsbeiwert wird ein Bezug zu den Knicklinien hergestellt, aus den eine Eingruppierung in normal- und höherfeste Baustähle aus S 235 bis S 420 und in hochfeste Baustähle ab S 460 mit entsprechend unterschiedlichen Werten erfolgt. Diese zweigliedrige Abhängigkeit von der Stahlgüte bewirkt eine stetige Zunahme der Imperfektionsgröße mit steigender Streckgrenze des Bauteils. Durch den Wechsel der Knicklinie bei hochfesten Baustählen wird eine abrupte Minderung der anzusetzenden Imperfektionsgröße erzeugt.

Die Ersatzimperfectionen für das Biegeknicken wurden aus den Knicklinien (für zentrischen Druck) und aus Traglasten nach GMNIA (Druck und Biegung) abgeleitet (Lindner et al., 2016), (Lindner, 2017). Die Grundlage für die von Maqoui & Rondal (1978) entwickelten Gleichungen zur Beschreibung der Knicklinien bildet ein mechanisches Modell eines vorverformten Druckstabes. Die dabei angesetzte Imperfektionsgröße wird in Abhängigkeit vom bezogenen Schlankheitsgrad  $\bar{\lambda}_z$  nach Gl. 5-14 definiert.

$$e_0 = \frac{W_z}{A} \cdot \alpha \cdot (\bar{\lambda}_z - 0,2) = \frac{W_z}{A} \cdot \alpha \cdot \left( \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{N_{cr,z}}} - 0,2 \right) \quad \text{Gl. 5-14}$$

Der Schlankheitsgrad wird in Abhängigkeit von der Streckgrenze bestimmt, wodurch eine Verknüpfung zwischen der Imperfektionsgröße  $e_0$  und der nominellen Streckgrenze des Bauteils entsteht, die sich nach Gl. 5-15 durch den Materialfaktor  $\varepsilon$  beschreiben lässt.

$$e_0 = \frac{W_z}{A} \cdot \alpha \cdot \left( \sqrt{\frac{235}{f_y}} \cdot \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{N_{cr,z}}} - 0,2 \right) = \frac{W_z}{A} \cdot \alpha \cdot (\varepsilon \cdot \bar{\lambda}_{z,S235} - 0,2) \quad \text{Gl. 5-15}$$

Der Materialfaktor  $\varepsilon$  findet sich auch in der geometrischen Ersatzimperfection für das Biegeknicken wieder.

Abb. 5-20 zeigt die erforderlichen Ersatzimperfectionen für Druckstützen, die basierend auf GMNIA unter Berücksichtigung der Imperfektionsannahmen nach Abb. 3-10 und unter der Anwendung der elastischen Interaktionsbeziehung beim Querschnittsnachweis für verschiedene Walzprofile aus den Stahlsorten S 235, S 355 und S 460 rückgerechnet wurden. Aufgrund der Eigenspannungsannahmen bei GMNIA, deren Größe unabhängig von der Streckgrenze angesetzt wird, bilden sich bei gewalzten I-Profilen aus höheren Stahlgüten erst bei höheren Lastniveaus Fließzonen aus. Aus den größeren Traglastkapazitäten resultieren mit steigender Stahlgüte geringere erforderliche Ersatzimperfectionen (höhere  $j_{min}$ -Werte), was teilweise im Widerspruch zu den Regelungen für das Biegeknicken steht. Insbesondere bei der Stahlsorte S 355 ergeben sich zwischen den Ersatzimperfectionen nach prEN 1993-1-1 und den erforderlichen Imperfektionsgrößen erhebliche Unterschiede, die zu einer Unterschätzung der Traglast im Vergleich zu GMNIA führen. Beim S 460 fallen die Unterschiede wegen des Wechsels der Knicklinie geringer aus.

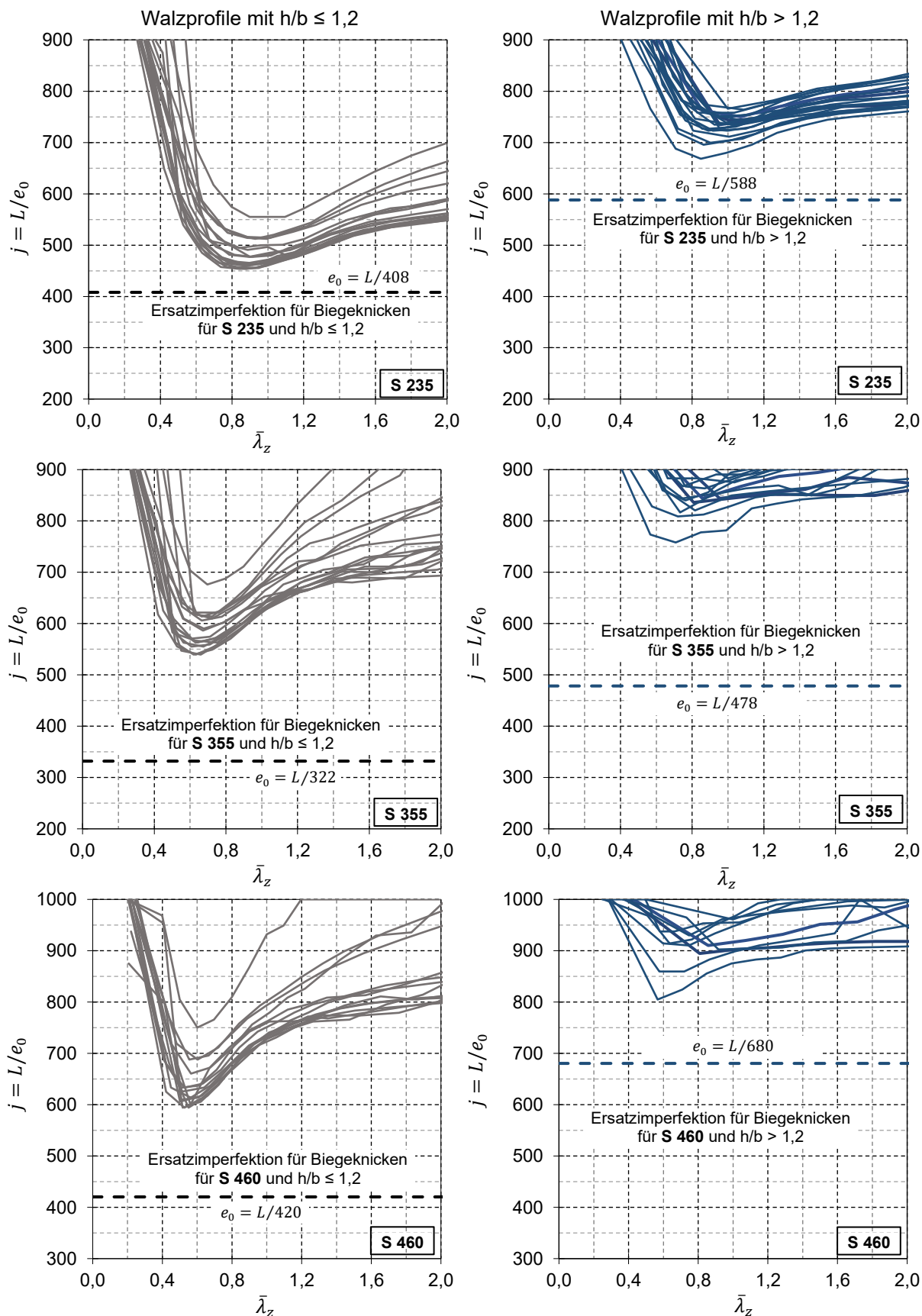


Abb. 5-20: Geometrische Ersatzimperfectionen nach prEN 1993-1-1 und erforderliche Ersatzimperfectionen unter reiner Druckbeanspruchung für verschiedene gewalzte I-Profile aus unterschiedlichen Stahlgüten

Diese Unstimmigkeiten stellen sich auch bei der Anwendung des Ersatzstabverfahrens ein. In Abb. 5-21

sind die bezogenen Traglasten nach GMNIA für verschiedene Stahlsorten und die zugehörigen Knicklinien (Ersatzstabverfahren) dargestellt.

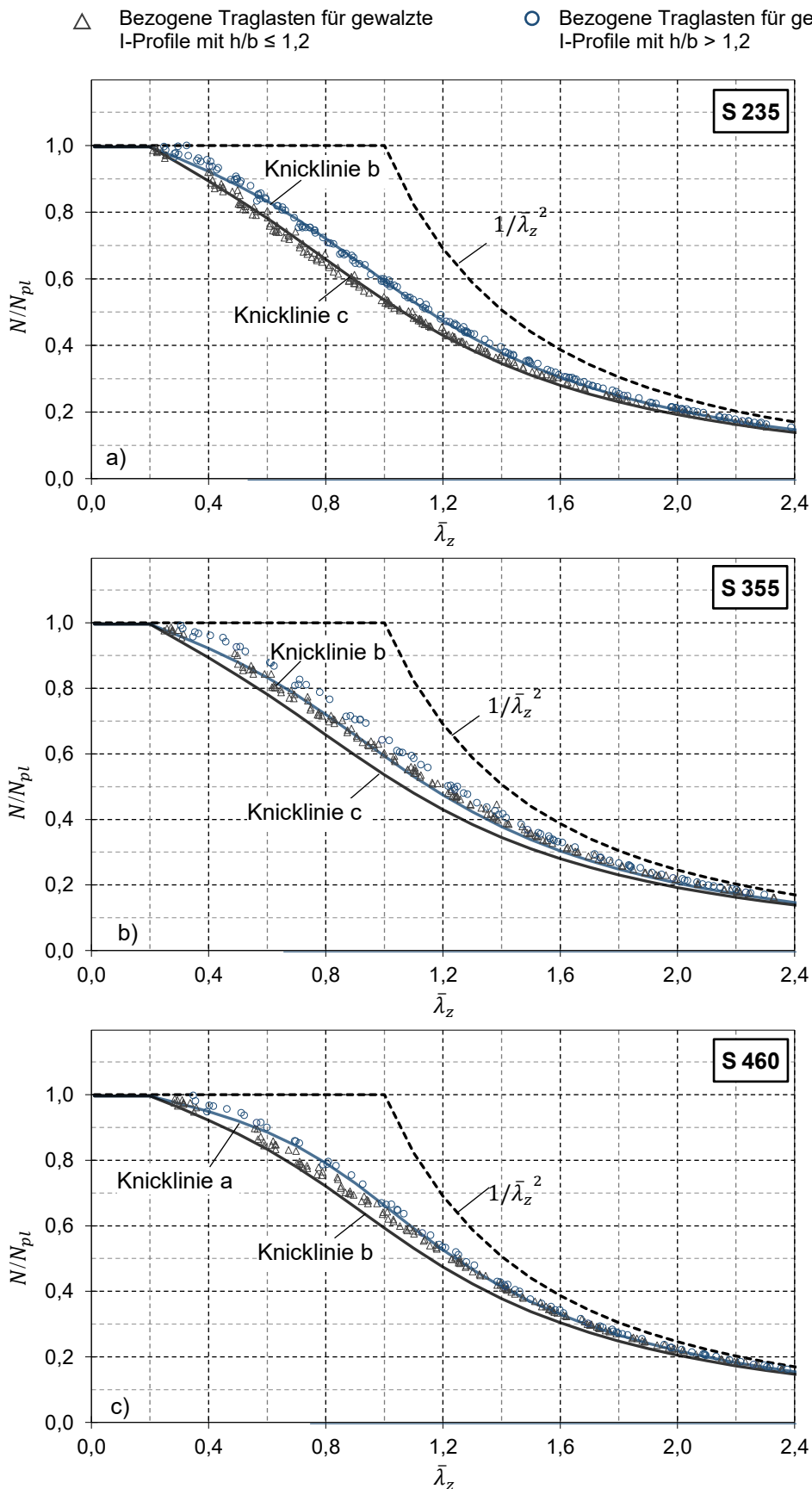


Abb. 5-21: Vergleich von nach GMNIA ermittelten bezogenen Traglasten mit Knicklinien nach prEN 1993-1-1 für Biegeknicken um die schwache Achse an gewalzten I-Profilen aus S 235, S 355 und S 460

Für den normalfesten Baustahl S 235 ergeben sich durchweg gute Übereinstimmungen zwischen den beiden Verfahren. Im Kapitel 2.3.4 wurde auf die Hintergründe eingegangen. Bei höherfestem Baustahl S 355 stellen sich größere Differenzen ein. Nach dem Ersatzstabverfahren werden bei kompakten Profilen mit  $h/b \leq 1,2$  um bis zu 18 % und bei den schlankeren Querschnitten mit  $h/b > 1,2$  um bis zu 12 % geringere Traglasten als nach GMNIA erzielt. Bei hochfesten Baustählen ( $f_y > 460$ ) wird durch die Einordnung in eine höhere Knicklinie der geringere traglastmindernde Einfluss infolge von Eigenspannungen berücksichtigt. Dies macht sich in der geringeren Abweichung der Traglasten nach GMNIA und dem Ersatzstabverfahren in Abb. 5-21 c) bemerkbar.

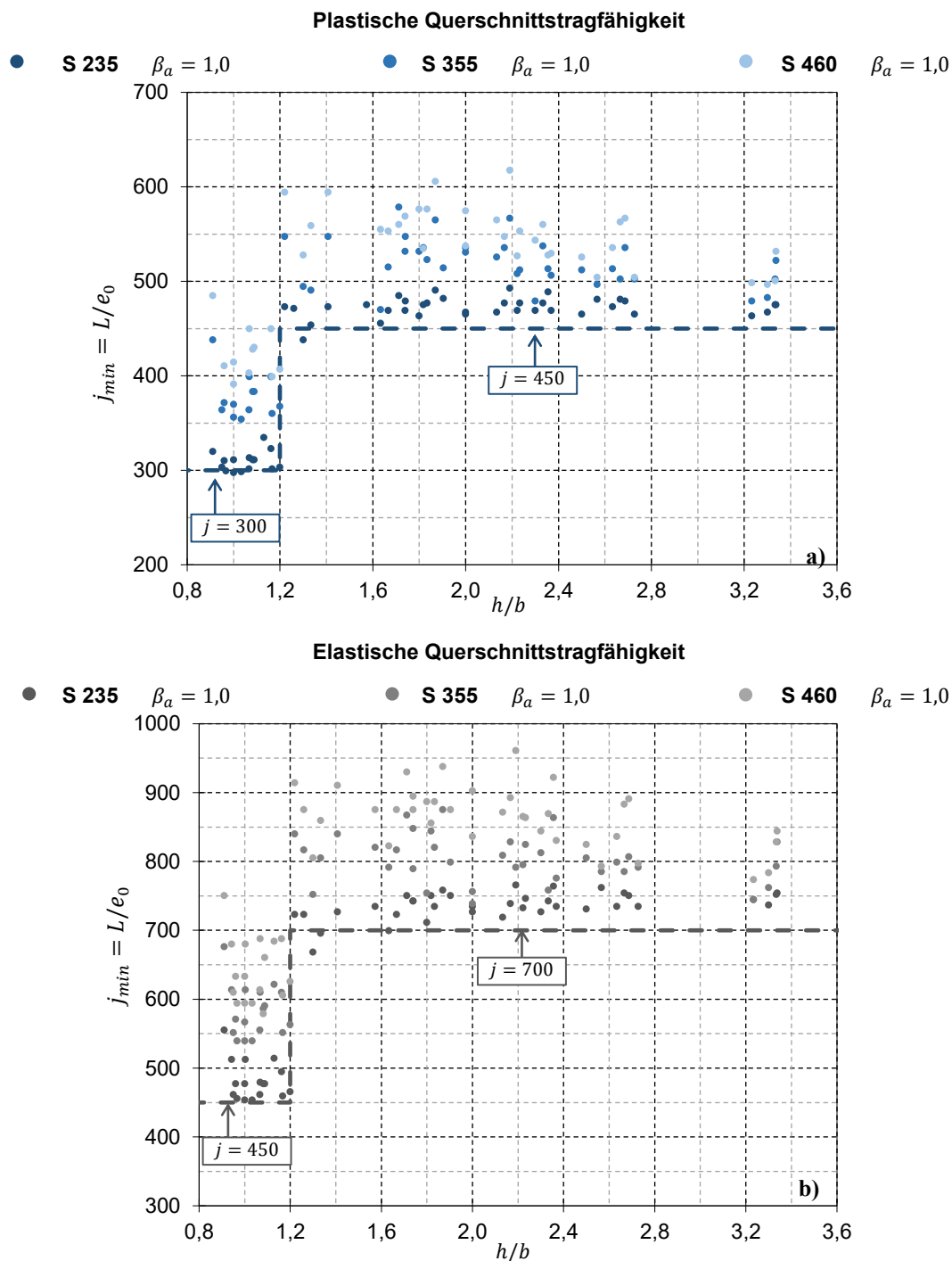


Abb. 5-22: Erforderliche Ersatzimperfektionen für verschiedene gewalzte I-Profile aus unterschiedlichen Stahlgüten beansprucht durch reine Druckkraft und unter Anwendung a) der linear plastischen Interaktion (I-2) und b) elastischen Interaktion (I-1)

Abb. 5-22 zeigt die erforderlichen  $j_{min}$ -Werte für die in der Tab. 5-3 aufgeführten gewalzten I-Profile aus den Stahlsorten S 235, S 355 und S 460. Als Lastform wurde eine reine Druckbeanspruchung angesetzt. Das sich daraus einstellende Tragverhalten entspricht dem Knicken um die schwache Achse des Profils. Sowohl bei der linear plastischen (I-2) wie auch bei der elastischen Interaktionsbeziehung erfordern Bauteile aus höheren Stahlgüten etwas geringere Ersatzimperfektionen. Die Abhängigkeit der erforderlichen Imperfektionsgrößen von der Streckgrenze ist dabei gering und wird vereinfacht vernachlässigt.

In der Abb. 5-23 sind die  $j_{min}$ -Werte für geschweißte I-Profile (Auswahl siehe Tab. 5-4) dargestellt.

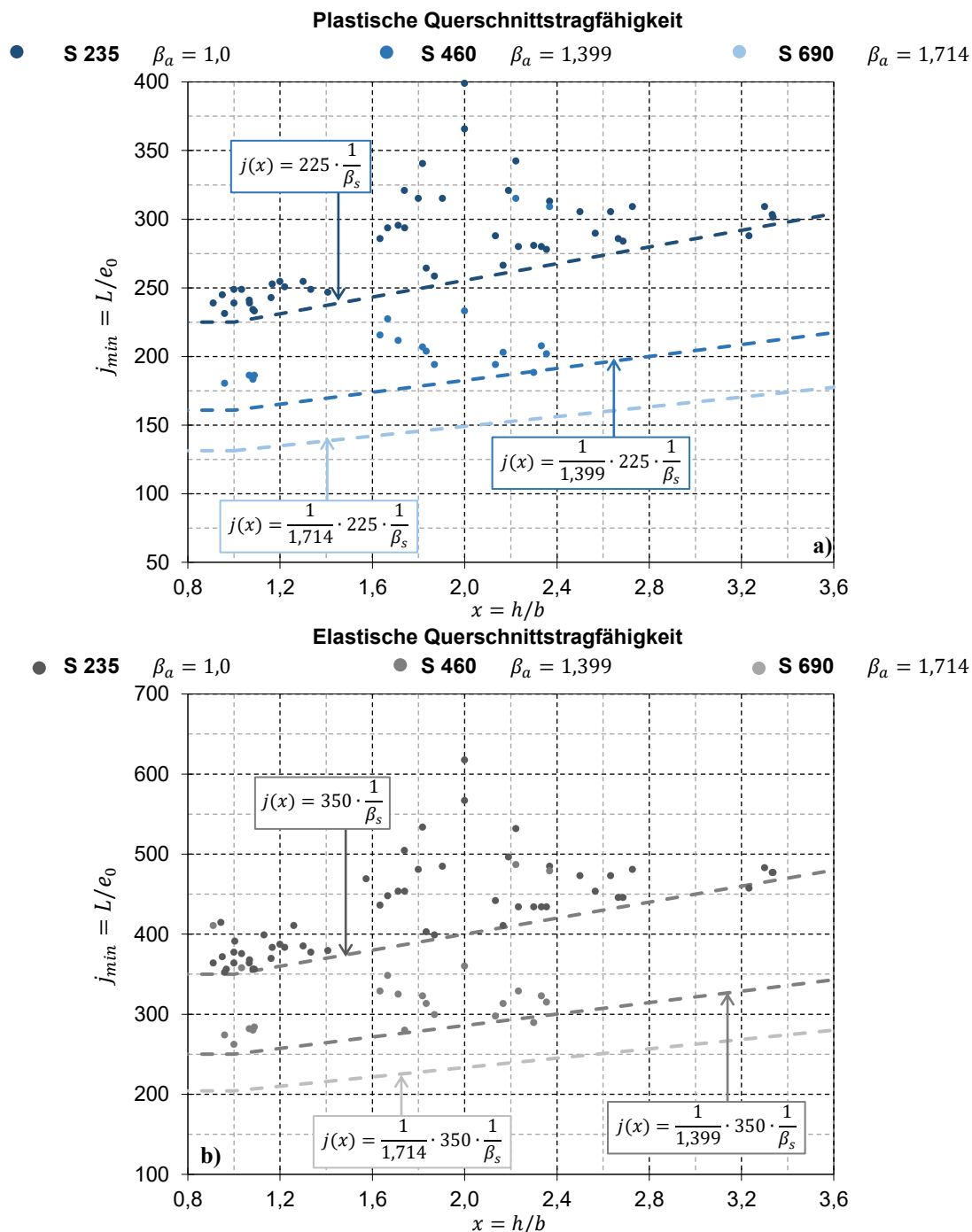


Abb. 5-23: Erforderliche Ersatzimperfektionen für verschiedene geschweißte I-Profile aus unterschiedlichen Stahlgüten beansprucht durch reine Druckkraft und unter Anwendung a) der linear plastischen Interaktion (I-2) und b) elastischen Interaktion (I-1)

Für geschweißte I-Profile sieht die Eigenspannungsannahme bei GMNIA einen zur Streckgrenze proportionalen Anstieg der Eigenspannung vor. Diese ungünstige Annahme führt zu einer erheblichen

Traglastminderung bei hochfesten Baustählen. Der Zusammenhang zwischen der erforderlichen Ersatzimperfection und der Streckgrenze kann durch den Materialbeiwert  $\beta_a$  nach Gl. 5-16 zutreffend beschrieben werden.

$$\beta_a = \left( \frac{f_y}{235} \right)^{0,5} = \sqrt{\frac{f_y}{235}} = \frac{1}{\varepsilon} \quad \text{Gl. 5-16}$$

Der Ausdruck gleicht dem Materialfaktor  $\varepsilon$ , der bereits bei den Ersatzimperfectionen für das Biegeknicken und implizit beim Ersatzstabverfahren zur Anwendung kommt. Daraus wird deutlich, dass bei reiner Druckbeanspruchung die Relationen zwischen der Streckgrenze und der erforderlichen Imperfectionsgröße durch diesen Ausdruck mit akzeptabler Genauigkeit wiedergegeben werden kann. Ähnliches wurde bei reiner Biegebeanspruchung in Verbindung mit der eigenformaffinen Vorverformung (IMP-1) festgestellt. Wesentliche Voraussetzung für diesen Zusammenhang besteht in der Eigenspannungsannahme bei GMNIA, deren Größe einen Bezug zur Streckgrenze aufweisen muss.



## 6 Vorschlag für die Neuregelung von geometrischen Ersatzimperfectionen

### 6.1 Einleitung

In diesem Abschnitt wird das entwickelte Nachweiskonzept für verdrehweiche Bauteile unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfectionen strukturiert und übersichtlich dargelegt. Die Grundlagen und Hintergründe werden in den Kapiteln 4 und 5 ausführlich beschrieben.

Die Nachweisführung erfolgt in drei Schritten: Ansatz von geometrischen Ersatzimperfectionen, geometrisch nichtlineare elastische Strukturberechnung und Querschnittsnachweis an der ungünstigsten Stelle im Bauteil. Jeder einzelne Schritt beeinflusst das Ergebnis. Beim Stabilitätsnachweis unter Berücksichtigung von Ersatzimperfectionen handelt es sich somit um ein Bemessungskonzept, das alle Nachweisschritte ausdrücklich umfasst und eindeutig regelt.

Zur Begrenzung des Umfangs des Regelungsvorschlages werden bei der Strukturberechnung und beim Nachweis der Querschnittstragfähigkeit allgemeingültige Festlegungen getroffen. Die Strukturberechnung erfolgt nach Biegetorsionstheorie II. Ordnung unter Berücksichtigung der Wölbkrafttorsion. Beim Nachweis der Querschnittstragfähigkeit werden zwei Beanspruchbarkeitsarten angegeben, die in Abhängigkeit von der Querschnittsklassifizierung optional zur Verfügung stehen. Der elastische Querschnittsnachweis ist mittels der Berechnung der von-Mises-Vergleichsspannung an der ungünstigsten Stelle im Querschnitt und anschließender Gegenüberstellung mit dem Bemessungswert der nominellen Streckgrenze nachzuweisen. Der Nachweis der plastischen Querschnittstragfähigkeit wird mit der linearen Interaktionsbeziehung nach Gl. 6-1 geführt.

$$\frac{N_{Ed}}{N_{pl,Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{pl,y,Rd}} + \frac{M_{z,Ed}}{M_{pl,z,Rd}} + \frac{B_{Ed}}{B_{pl,Rd}} \leq 1,0 \quad \text{Gl. 6-1}$$

Beide Nachweisarten sind bereits Bestandteil der prEN 1993-1-1 und müssen nicht neu eingeführt werden. Beim plastischen Querschnittsnachweis ist zusätzlich die Querkraftbeanspruchung gemäß den normativen Vorgaben zu beachten. Die Anwendung der nichtlinearen Interaktion beim plastischen Querschnittsnachweis ist nicht vorgesehen.

Bei der Festlegung der geometrischen Ersatzimperfection wird eine grundlegende Unterteilung in Abhängigkeit vom Beanspruchungszustand getroffen. Bereits geringe Drucknormalkräfte beeinflussen das Tragverhalten biegedrillknickgefährdeter Bauteile signifikant. Daher wird zwischen biegebeanspruchten Bauteilen und Bauteilen unter kombinierter Beanspruchung, bestehend aus gleichzeitiger Wirkung von Druck und Biegung, differenziert.

### 6.2 Geometrische Ersatzimperfectionen bei reiner Biegebeanspruchung

#### 6.2.1 Vorbemerkungen

Das Tragverhalten und die Traglast biegedrillknickgefährdeter Träger unter reiner Biegebeanspruchung wird maßgeblich durch die Form der Vorverformung beeinflusst. Nachfolgend werden zwei Regelungsvorschläge zur Ermittlung der Größe der geometrischen Ersatzimperfection aufgeführt, die sich in der anzusetzenden Imperfectionsform unterscheiden. Vorschlag V-1 behandelt die eigenformaffine Ersatzimperfection, deren Ansatz eine vorgeschaltete elastische Eigenwertanalyse erfordert. Beim zweiten Vorschlag wird die Ersatzimperfection in Form einer sinusförmigen Vorkrümmung um die schwache Achse angesetzt. Da aus dieser Imperfectionsform die traglastmindernde Wirkung von der Momentenverteilung abhängig ist, erfordern bestimmte Momentenverläufe sehr große Ersatzimperfectionen.

**6.2.2 Vorschlag V-1: Eigenformaffine Imperfektion (IMP-1)**

Die geometrische Ersatzimperfektion ist affin zur ersten Biegedrillknickeigenform anzusetzen. Der Skalierungsfaktor der Eigenform ist so festzulegen, dass die maximale seitliche Auslenkung der Größe  $e_{0,LT}$  entspricht, siehe Abb. 6-1.

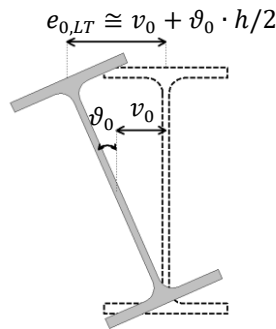


Abb. 6-1: Imperfektionsfigur bei einer affin zur Biegedrillknickeigenform angesetzten geometrischen Ersatzimperfektion

Die Amplitude der geometrischen Ersatzimperfektion ist nach Gl. 6-2 zu ermitteln.

$$e_{0,LT} = e_0 \cdot \beta_s \cdot \beta_M \cdot \beta_a \geq e_{0,min} \tag{Gl. 6-2}$$

dabei ist:

$e_0$  Basiswert der Ersatzimperfektion nach Tab. 6-1

$\beta_s$  Querschnittsbeiwert nach Tab. 6-1

$\beta_M$  Momentenbeiwert nach Tab. 6-2

$e_{0,min} = L/1000$  Mindestimperfektionsgröße

$L$  Bauteillänge

$\beta_a = \left(\frac{f_y}{235}\right)^\alpha$  Materialbeiwert

Der Potenzausdruck  $\alpha$  ist von der Herstellungsart und der Nachweisart der Querschnittstragfähigkeit abhängig:

$\alpha = 0$  für gewalzte I-Profile und elastische Querschnittstragfähigkeit

$\alpha = 0,10$  für gewalzte I-Profile und plastische Querschnittstragfähigkeit


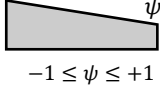

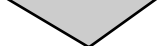
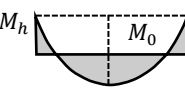
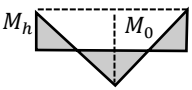
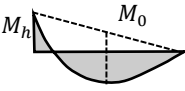
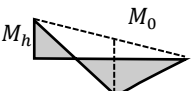
$\alpha = 0,50$  für geschweißte doppelsymmetrische I-Profile

Tab. 6-1: Basiswert der Ersatzimperfektion  $e_0$  und Querschnittsbeiwert  $\beta_s$  für biegebeanspruchte Bauteile (Vorschlag V-1)

Profilart	Abgrenzung	Querschnittsbeiwert $\beta_s$	Nachweis der Querschnittstragfähigkeit	
			elastisch	plastisch
Gewalzte I-Profile	$\frac{h}{b} \leq 1,2$	$\sqrt{\frac{2 \cdot W_{el,y}}{A \cdot b}} \leq 1,0$	$e_0 = \frac{L}{700}$	$e_0 = \frac{L}{400}$
	$\frac{h}{b} > 1,2$	$0,80 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot W_{el,y}}{A \cdot b}} \leq 1,0^{1)}$		
Doppelsymmetrische geschweißte I-Profile	-	$0,55 + 0,3 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot W_{el,y}}{A \cdot b}} \leq 1,0$	$e_0 = \frac{L}{450}$	$e_0 = \frac{L}{250}$

<sup>1)</sup> Bei Bauteilen, die durch Querlasten beansprucht werden und die Lastangriffsstelle dieser sich nicht am Druckgurt befindet, darf die Begrenzung auf 1,0 nicht berücksichtigt werden.

Tab. 6-2: Momentenbeiwert  $\beta_M$  (Vorschlag V-1)

Momentenverteilung	$\beta_M$	Momentenverteilung	$\beta_M$
 <p><math>M = \text{konstant}</math></p>	<b>1,00</b>	 <p><math>\psi \cdot M</math> <math>-1 \leq \psi \leq +1</math></p>	Für $-1 \leq \psi < -0,25$ $1,0 - 0,15 \cdot \psi - 0,55 \cdot \psi^2$ Für $-0,25 \leq \psi \leq +1$ <b>1,00</b>
	<b>0,85</b>		<b>0,65</b>
	Für $\frac{M_0}{M_h} < 1,0$ <b>1,00</b> Für $\frac{M_0}{M_h} \geq 1,0$ $1,0 - 0,125 \cdot \left(\frac{M_0}{M_h} - 1\right) \geq 0,85$		Für $\frac{M_0}{M_h} < 1,5$ $1,175 - 0,35 \cdot \frac{M_0}{M_h} \leq 1,0$ Für $\frac{M_0}{M_h} \geq 1,5$ <b>0,65</b>
	Für $\frac{M_0}{M_h} < 2,0$ $1,0 - 0,075 \cdot \frac{M_0}{M_h}$ Für $\frac{M_0}{M_h} \geq 2,0$ <b>0,85</b>		Für $\frac{M_0}{M_h} < 0,5$ $1,0 - 0,7 \cdot \frac{M_0}{M_h}$ Für $\frac{M_0}{M_h} \geq 0,5$ <b>0,65</b>

Vereinfacht kann die Amplitude der geometrischen Ersatzimperfektion  $e_{0,LT}$  mit dem Basiswerten  $e_0$  nach Tab. 6-1 angenommen werden.

### 6.2.3 Vorschlag V-2: Sinusförmige Vorkrümmung um die schwache Profilachse (IMP-2)

Beim Biegedrillknicknachweis von biegebeanspruchten Bauteilen darf die geometrische Ersatzimperfektion in Form einer sinusförmigen Vorkrümmung um die schwache Achse des betrachteten Profils angenommen werden. Die Amplitude der geometrischen Ersatzimperfektion ist nach Gl. 6-3 zu ermitteln.

$$e_{0,LT} = e_0 \cdot \beta_s \cdot \beta_M \cdot \beta_{zg} \cdot \beta_a \geq e_{0,min} \tag{Gl. 6-3}$$

dabei ist:

$e_0$  Basiswert der Ersatzimperfektion nach Tab. 6-3

$\beta_s$  Querschnittsbeiwert

für gewalzte I-Profile: 
$$\beta_s = 1,05 - 0,005 \cdot \frac{I_z}{I_T} \leq 1,0$$

für geschweißte doppelsymmetrische I-Profile: 
$$\beta_s = 1,1 - 0,004 \cdot \frac{I_z}{I_T} \begin{cases} \leq 1,0 \\ \geq 0,75 \end{cases}$$

$\beta_M$  Momentenbeiwert nach Tab. 6-4

$\beta_{zp} = 0,9 - 0,2 \cdot \frac{z_p}{h}$  Beiwert zur Berücksichtigung der Lastangriffsstelle bei Querlasten nach Abb. 6-2

$e_{0,min} = L/1000$  Mindestimperfektionsgröße

$L$  Bauteillänge

$\beta_a = \left(\frac{f_y}{235}\right)^\alpha$  Materialbeiwert mit  $\alpha = -0,20$  für gewalzte I-Profile und  $\alpha = 0,50$  für geschweißte doppelsymmetrische I-Profile

Tab. 6-3: Basiswert der Ersatzimperfektion  $e_0$  für biegebeanspruchte Bauteile (Vorschlag V-2)

Profilart	Abgrenzung	Nachweis der Querschnittstragfähigkeit	
		elastisch	plastisch
Gewalzte I-Profile	$\frac{h}{b} \leq 1,2$	$e_0 = \frac{L}{400}$	$e_0 = \frac{L}{225}$
	$\frac{h}{b} > 1,2$	$e_0 = \frac{L}{500}$	$e_0 = \frac{L}{300}$
Doppelsymmetrische geschweißte I-Profile	-	$e_0 = \frac{L}{400}$	$e_0 = \frac{L}{200}$

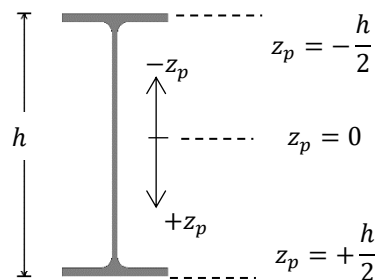


Abb. 6-2: Lastangriffsstelle  $z_p$  von Querlasten im Querschnitt

Tab. 6-4: Momentenbeiwert  $\beta_M$  (Vorschlag V-2)

Momentenverteilung	$\beta_M$	Momentenverteilung	$\beta_M$
$M = \text{konstant}$ 	<b>1,00</b>	 $-1 \leq \psi \leq +1$	Für $-1 \leq \psi < +1$ $\frac{1,5 + 0,5 \cdot \psi}{1 + \psi}$
	<b>1,10</b>		<b>1,00</b>
	Für $\frac{M_0}{M_h} \leq 1,0$ $\frac{1}{1 - \frac{M_0}{M_h}} \leq 5,0$ Für $\frac{M_0}{M_h} > 1,0$ $5,0 - 2,6 \cdot \left(\frac{M_0}{M_h} - 1\right) \geq 1,1$		Für $\frac{M_0}{M_h} \leq 1,5$ $\frac{1,5 - 0,55 \cdot \frac{M_0}{M_h}}{1,5 - \frac{M_0}{M_h}} \leq 8,0$ Für $\frac{M_0}{M_h} > 1,5$ $1,0 \leq \frac{1,5}{\frac{M_0}{M_h} - 1,5} \leq 8,0$
	Für $\frac{M_0}{M_h} \leq 1,0$ $-14 \cdot \left[\left(\frac{M_0}{M_h}\right)^2 - \frac{M_0}{M_h}\right] + 1,5$ Für $\frac{M_0}{M_h} > 1,0$ $1,5 - 0,25 \cdot \left(\frac{M_0}{M_h} - 1\right) \geq 1,1$		Für $\frac{M_0}{M_h} \leq 0,75$ $\frac{1,125 \cdot \left(1 - \frac{M_0}{M_h}\right)}{0,75 - \frac{M_0}{M_h}} \leq 10,0$ Für $\frac{M_0}{M_h} > 0,75$ $1,0 \leq \frac{3 - 0,75 \cdot \frac{M_0}{M_h}}{\frac{M_0}{M_h} - 0,75} \leq 10,0$

### 6.3 Geometrische Ersatzimperfektionen unter kombinierter Beanspruchung

Der Biegedrillknicknachweis von gleichzeitig druck- und biegebeanspruchten Bauteilen kann nach Theorie II. Ordnung unter Ansatz einer geometrischen Ersatzimperfektion geführt werden. Die Imperfektionsform darf dabei entweder als eine sinusförmige ebene Vorkrümmung um die schwache Achse oder als eine zur maßgebenden Eigenform affine räumliche Vorverformung angesetzt werden. Sofern die Druckbeanspruchung die Bedingung nach Gl. 6-4 erfüllt, kann die Imperfektionsgröße nach Gl. 6-5 ermittelt werden. Andernfalls ist die Imperfektionsgröße unter der Annahme einer reinen Biegebeanspruchung nach Kapitel 6.2.2 oder 6.2.3 zu bestimmen.

$$n_v = \frac{\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}}}{\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Rd}}} \geq 0,20 \quad \text{Gl. 6-4}$$

$$e_{0,LT} = e_0 \cdot \beta_s \cdot \beta_a \quad \text{Gl. 6-5}$$

Dabei ist:

$e_0$  Basiswert der Ersatzimperfektion nach Tab. 6-5

$\beta_s$  Querschnittsbeiwert nach Tab. 6-5

$\beta_a = \left(\frac{f_y}{235}\right)^\alpha$  Materialbeiwert mit  $\alpha = 0$  für gewalzte I-Profile und  $\alpha = 0,50$  für geschweißte doppelsymmetrische I-Profile

Tab. 6-5: Basiswert der Ersatzimperfektion  $e_0$  und Querschnittsbeiwert  $\beta_s$  für druck- und biegebeanspruchte Bauteile









Profilart / Abgrenzung		Querschnittsbeiwert $\beta_s$	Nachweis der Querschnittstragfähigkeit	
			elastisch	plastisch
Gewalzte I-Profile	$\frac{h}{b} \leq 1,2$	1,0	$e_0 = \frac{L}{450}$	$e_0 = \frac{L}{300}$
	$\frac{h}{b} > 1,2$	1,0	$e_0 = \frac{L}{700}$	$e_0 = \frac{L}{450}$
Doppelsymmetrische geschweißte I-Profile		$1,1 - 0,1 \cdot \frac{h}{b} \geq 1,0$	$e_0 = \frac{L}{350}$	$e_0 = \frac{L}{225}$

### 6.4 Vergleich mit Regelungen nach prEN 1993-1-1

#### 6.4.1 Reine Biegebeanspruchung







In diesem Kapitel werden die sich in der Imperfektionsform und Größe der Ersatzimperfektion unterscheidenden Vorschläge - Vorschlag V-1 nach Kapitel 6.2.2 und Vorschlag V-2 nach Kapitel 6.2.3 – mit den in der gegenwärtigen Fassung der prEN 1993-1-1 (2020) geregelten Nachweisverfahren gegenübergestellt. Im Rahmen der Bewertungsanalyse werden 27 gewalzte I-Profile sowie geschweißte I-Querschnitte mit identischen Blechabmessungen betrachtet. Tab. 6-6 gibt eine Übersicht der in diesem Kontext betrachteten Nachweisverfahren und deren bei der Darstellung der Ergebnisse zugehörige farbliche Kennung.

Tab. 6-6: Legende und farbliche Kennung für die Ergebnisauswertung beim Vergleich der Nachweisverfahren

Bez.	Nachweisverfahren	Nachweis der Querschnittstragfähigkeit	
		Elastisch	Plastisch
V-1	Ersatzimperfectionen nach Vorschlag-1 (IMP-1)		
V-2	Ersatzimperfectionen nach Vorschlag-2 (IMP-2)		
EC-3	Ersatzimperfectionen nach prEN 1993-1-1 (IMP-2)		
ESV	Ersatzstabverfahren nach prEN 1993-1-1		

Zur Interpretation der nachfolgenden Ergebnisse wird in Abb. 6-3 der jeweils vorgeschaltete Auswertungsprozess exemplarisch für ein HEA 360 aus S 235, beansprucht durch ein konstantes Biegemoment, dargestellt. Tab. 6-7 zeigt die beim Nachweisverfahren nach Theorie II. Ordnung unterschiedlichen angesetzten Imperfektionsannahmen und angewendeten Interaktionsbeziehungen beim Querschnittsnachweis. Aufgrund des Fehlens von geeigneten nichtlinearen plastischen Interaktionsbeziehungen in der prEN 1993-1-1, die die gleichzeitige Wirkung von  $M_y$ ,  $M_z$  und  $B$  erfassen, wird im Zuge der Gegenüberstellung die lineare Interaktion (I-2) beim plastischen Querschnittsnachweis verwendet.

Tab. 6-7: Verschiedene Berechnungsgrundlagen für den Stabilitätsnachweis mit geometrischen Ersatzimperfectionen für die Auswertung in Abb. 6-3

	Querschnittstragfähigkeit	Interaktion beim Querschnittsnachweis	Imperfektionsform	Amplitude der Ersatzimperfection
Vorschlag 1	 elastisch	spannungsbasiert (I-1)	eigenformaffin	$e_0 = L/745$
	 plastisch	linear plastisch (I-2)	eigenformaffin	$e_0 = L/426$
Vorschlag 2	 elastisch	spannungsbasiert (I-1)	Vorkrümmung	$e_0 = L/510$
	 plastisch	linear plastisch (I-2)	Vorkrümmung	$e_0 = L/287$
prEN 1993-1-1	 elastisch	spannungsbasiert (I-1)	Vorkrümmung	$e_0 = L/250$
	 plastisch	linear plastisch (I-2)	Vorkrümmung	$e_0 = L/200$

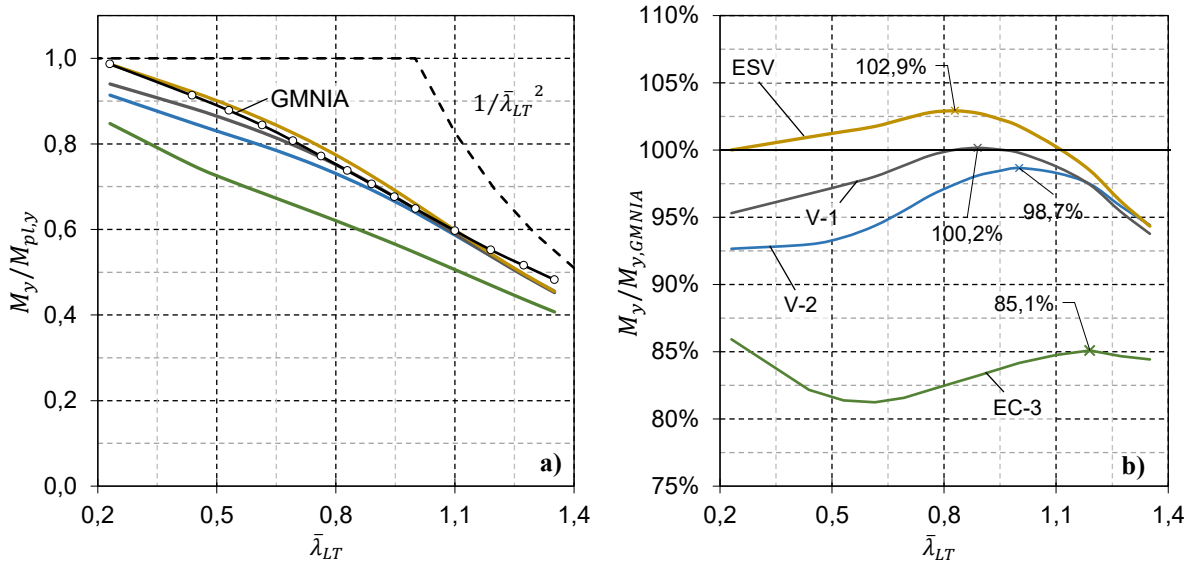
In Abb. 6-3 a) werden die ermittelten Traglastkurven bezogen auf die plastische Momententragfähigkeit und in Abb. 6-3 b) im Bezug zu den Traglasten nach GMNIA aufgezeigt. Der Querschnittsnachweis erfolgt unter Ausnutzung der plastischen Querschnittstragfähigkeit. Die aus dem Ersatzstabverfahren erzielten Traglasten weisen über den gesamten Schlankheitsbereich eine gute Übereinstimmung mit GMNIA auf, überschätzen jedoch bereichsweise die Traglast nach GMNIA um bis zu 2,9 %. Die Traglastkurven auf der Basis der Vorschläge V-1 und V-2 verlaufen im niedrigen Schlankheitsbereich  $\bar{\lambda}_{LT} < 0,6$  und im hohen Schlankheitsbereich  $\bar{\lambda}_{LT} > 1,2$  unterhalb der GMNIA-Kurve. Im mittleren Schlankheitsbereich  $0,6 < \bar{\lambda}_{LT} < 1,2$  nähern sich die Kurven den GMNIA Ergebnissen an, wobei aus der Anwendung des Vorschlags V-1 eine marginale Überschreitung um 0,2 % und bei V-2 eine geringe Unterschätzung der maximalen auf GMNIA bezogenen Traglast von 1,3 % auftritt.

Die Traglastkurven unter Anwendung der elastischen Querschnittstragfähigkeit verlaufen im niedrigen Schlankheitsbereich weit unterhalb der GMNIA-Kurve, siehe Abb. 6-3 c) und d). Durch dieses Verhalten wird einer lokalen Beulgefahr von dünnwandigen Querschnittsteilen vorgebeugt, was sich maßgebend auf die Tragfähigkeit bei kurzen Bauteillängen auswirkt. Das betrachtete HEA 360 Profil aus S 235 ist unter einer reinen Biegebeanspruchung der Querschnittsklasse 2 zuzuordnen, wodurch vorzeitiges Versagen infolge des lokalen Beulens ausgeschlossen werden kann. Dennoch ist die beschriebene Charakteristik auf dünnwandige Querschnitte sinngemäß übertragbar. Im mittlere Schlankheitsbereich um  $\bar{\lambda}_{LT} \approx 1,0$  nähern sich die Traglastkurven nach den Vorschlägen V-1 und V-2 sowie nach dem Ersatzstabverfahren der zu GMNIA zugehörigen Kurve an. Bei schlanken Bauteilen

mit  $\bar{\lambda}_{LT} > 1,0$  werden bei V-1 und V-2 ähnliche Traglasten wie beim plastischen Querschnittsnachweis erzielt.

Die Anwendung der Ersatzimperfectionen nach prEN 1993-1-1 unterschätzen die Traglast nach GMNIA über alle Schlankheitsbereiche um mehr als 15 %.

**Plastische Querschnittstragfähigkeit**



**Elastische Querschnittstragfähigkeit**

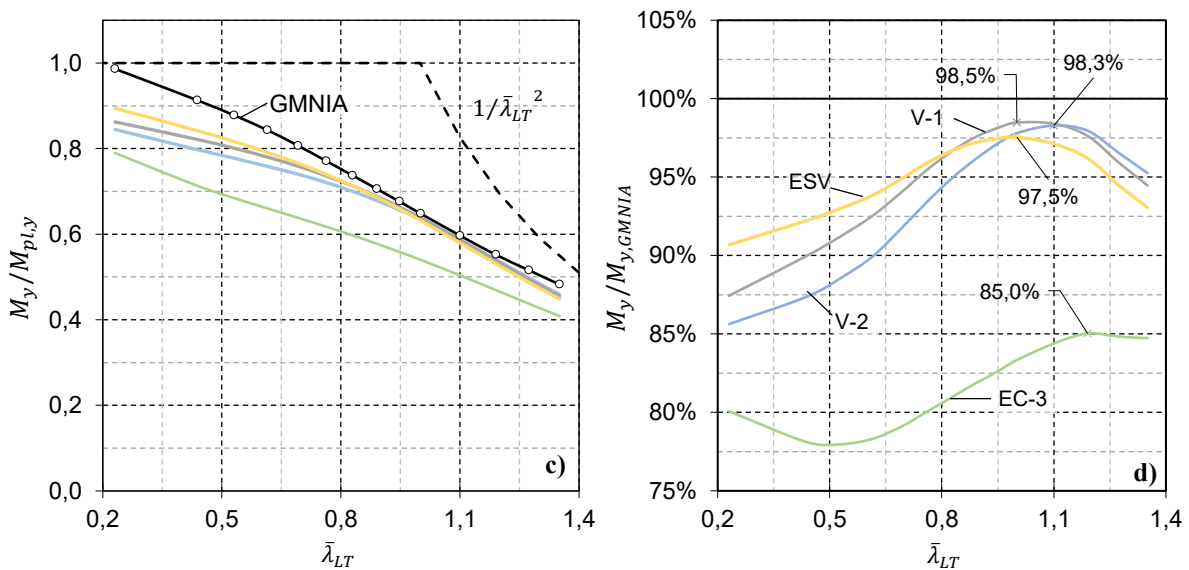


Abb. 6-3: Traglasten nach verschiedenen Bemessungsverfahren für HEA 360 aus S 235 und konstanten Biegemomentverlauf. a) und c) auf plastische Momententragfähigkeit  $M_{pl,y}$  bezogene Traglastkurven. b) und d) auf Traglasten nach GMNIA bezogene Traglastkurven.

Zur Beurteilung der Verfahren unter Betrachtung zahlreicher Profile, unterschiedlicher Lastformen und Stahlgüten werden im Folgenden die maximalen auf die GMNIA-Traglast bezogene Verhältnisswerte  $M_y/M_{y,GMNIA}$ , die beispielhaft in Abb. 6-3 b) und d) für ein HEA 360 aus S 235 angegeben sind, in Form von Balkendiagrammen dargestellt.

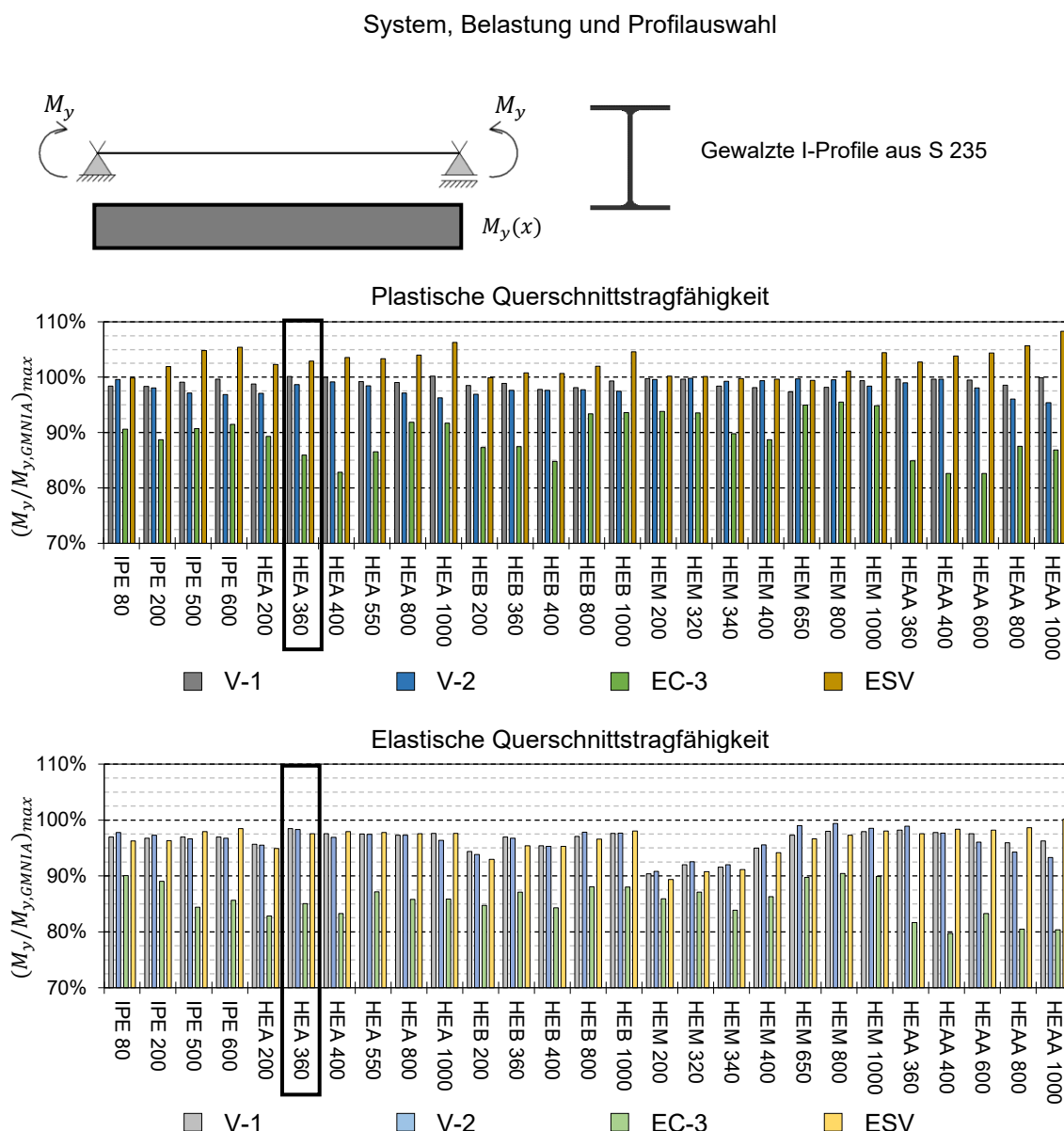


Abb. 6-4: Maximalwerte der auf GMNIA bezogenen Traglasten aus der Anwendung verschiedener Nachweisverfahren für gewalzte I-Profile aus S 235 unter konstantem Momentenverlauf

Abb. 6-4 zeigt die Ergebnisse für insgesamt 27 gewalzte I-Profile aus S 235. Die zu den entwickelten Vorschlägen V-1 (grau) und V-2 (blau) zugehörigen Balken weisen sowohl für die plastische als auch für die elastische Querschnittstragfähigkeit über alle betrachteten Walzprofile hinweg eine gute Übereinstimmung mit GMNIA auf. Beim plastischen Querschnittsnachweis betragen die maximalen auf GMNIA bezogenen Traglasten zwischen 95,4 % (HEAA 1000 – V-2) und 100,2 % (HEA 360 – V-1). Das Nachweisverfahren mit Ersatzimperfectionen nach prEN 1993-1-1 (grüne Balken) unterschätzen für alle betrachteten Profile die mit GMNIA erzielten Traglasten deutlich und führen im Vergleich zu den anderen Verfahren stets zu den geringsten Traglasten.

Aus der Anwendung des Ersatzstabverfahrens (gelbe Balken) resultieren für kompakte Querschnitte ähnliche Traglasten wie nach GMNIA. Bei hohen I-Profilen wird eine um bis zu 8,3 % höhere Traglast (HEAA 1000) erzielt. Die maximalen Überschreitungen treten bei den sehr schlanken IPE-Profilen ab einer Profilhöhe von 500 und bei den H-Profilen bei Profilhöhen ab 800 auf. Aus der näheren Betrachtung des Imperfektionsbeiwertes  $\alpha_{LT}$  nach Gl. 6-6 wird offensichtlich, dass gerade für die betroffenen Profile die obere Begrenzung auf  $\alpha_{LT} \leq 0,49$  wirksam ist, siehe Abb. 6-5.



$$\alpha_{LT} = 0,16 \cdot \sqrt{W_{el,y}/W_{el,z}} \leq 0,49 \tag{Gl. 6-6}$$

Durch die Deckelung ergeben sich für die sehr schlanken Profile höhere Traglasten nach dem Ersatzstabverfahren. Eine Vernachlässigung dieser oberen Begrenzung würde folglich zu einer geringeren Traglastüberschätzung beitragen.

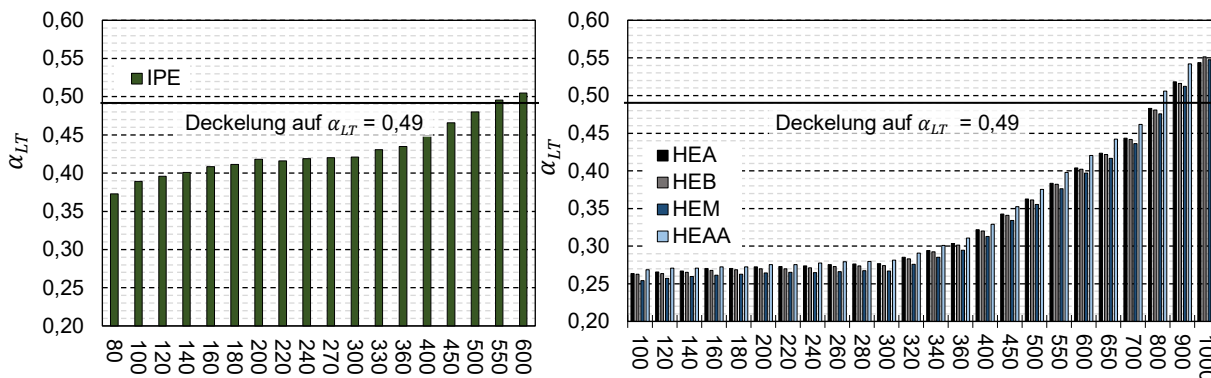


Abb. 6-5: Imperfektionsbeiwert  $\alpha_{LT}$  nach prEN 1993-1-1 für alle IPE-, HEA-, HEB-, HEM- und HEAA Profile

In Tab. 6-8 wird eine statistische Auswertung für verschiedene Schlankheitsbereiche durch die Angabe des Mittelwertes  $\mu$ , der Standardabweichung  $\sigma$  und der Maximalwerte max der auf GMNIA bezogenen Traglasten ausgegeben. Die geringen Streumaße der Einzelergebnisse mit  $\sigma < 2\%$  für die beiden Vorschläge V-1 und V-2 zeugen von einer kontinuierlich präzisen Wiedergabe der GMNIA-Traglasten. Im mittleren Schlankheitsbereich  $0,85 < \bar{\lambda}_{LT} < 1,15$  ergeben die Regelungsvorschläge im Mittel geringfügig kleinere Traglasten als nach GMNIA (V-1:  $\mu = 98,4\%$ ; V-2:  $\mu = 97,8\%$ ). Die Anwendung des Vorschlags V-1 führt im niedrigen Schlankheitsbereich zur besseren Übereinstimmung mit GMNIA, während aus V-2 im hohen Schlankheitsbereich eine bessere Konformität erreicht wird.

Tab. 6-8: Statistische Auswertung der auf GMNIA bezogenen Traglasten für das System in Abb. 6-5 und plastischem Querschnittsnachweis

$\bar{\lambda}_{LT}$	n	V-1			V-2			EC-3			ESV		
		$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max
< 0,40	28	0,936	3,68%	0,978	0,911	3,75%	0,956	0,842	3,62%	0,893	0,977	3,96%	1,023
0,40 - 0,60	62	0,955	1,40%	0,985	0,930	1,82%	0,966	0,838	3,86%	0,917	0,994	1,86%	1,026
0,60 - 0,85	83	0,978	1,20%	1,002	0,960	1,81%	0,995	0,842	4,79%	0,938	1,012	2,10%	1,063
0,85 - 1,15	79	0,984	1,06%	1,002	0,978	1,31%	0,998	0,840	4,35%	0,937	1,013	2,34%	1,083
1,15 - 1,50	53	0,961	1,81%	0,987	0,968	1,80%	0,997	0,853	4,34%	0,941	0,979	2,34%	1,021
1,50 - 3,00	71	0,933	3,42%	0,976	0,946	3,49%	0,994	0,890	4,32%	0,955	0,941	3,54%	0,992

n Anzahl der Einzelergebnisse in der Stichprobe  
 $\mu$  Mittelwert der Einzelergebnisse in der Stichprobe  
 $\sigma$  Standardabweichung  
 max Maximalwert

Abb. 6-6 und Tab. 6-9 zeigen die Auswertung für geschweißte I-Profile aus S 235.

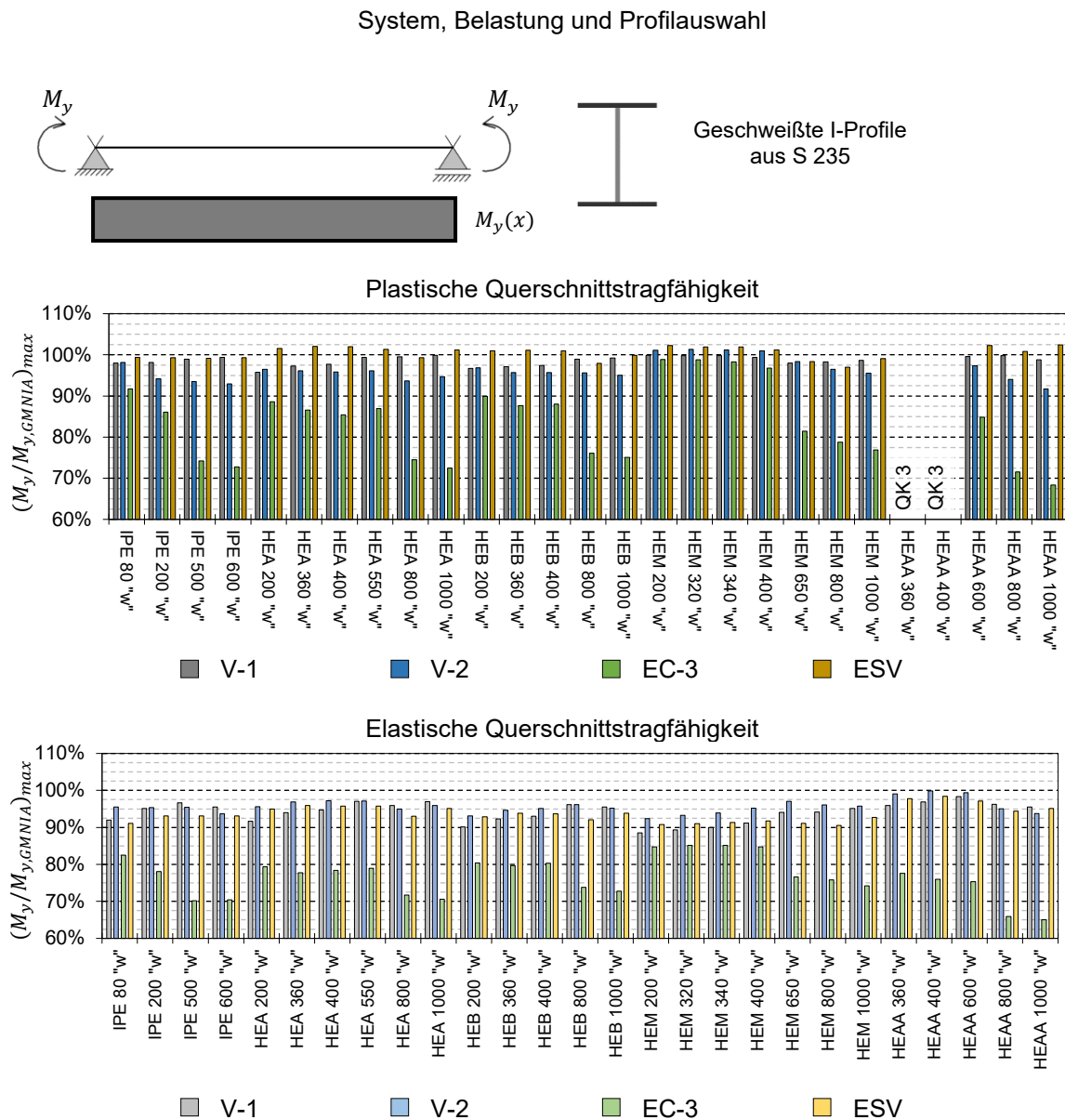


Abb. 6-6: Maximalwerte der auf GMNIA bezogenen Traglasten aus der Anwendung verschiedener Nachweisverfahren für geschweißte I-Profile aus S 235 unter konstantem Momentenverlauf

Die Traglasten nach GMNIA können bei geschweißten Profilen in ähnlich hoher Qualität von den beiden Vorschlägen V-1 und V-2 wiedergegeben werden. Bei den kompakten HEM Profilen fällt die Traglast, ermittelt nach dem Vorschlag V-2, um bis zu 1,3 % höher aus als nach GMNIA. Das Ersatzstabverfahren weist ebenfalls eine gute Übereinstimmung bei geringer Überschreitung der Traglast mit 2,3 % beim HEM 200 „w“-artigen Schweißprofil auf. Aus dem Ansatz der Ersatzimperfectionen nach prEN 1993-1-1 resultieren Traglasten, die um über 30 % geringer (HEAA 1000 „w“) sind. Im Vergleich zu den anderen Verfahren treten deutlich größere Streuungen und Standardabweichungen auf.

Tab. 6-9: Statistische Auswertung der auf GMNIA bezogenen Traglasten für das System in Abb. 6-6 und plastischem Querschnittsnachweis

$\bar{\lambda}_{LT}$	n	V-1			V-2			EC-3			ESV		
		$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max
< 0,40	26	0,914	2,70%	0,948	0,884	3,19%	0,938	0,830	5,28%	0,898	0,972	2,96%	1,013
0,40 - 0,60	55	0,929	1,71%	0,967	0,902	2,28%	0,972	0,805	9,22%	0,951	0,978	1,55%	1,007
0,60 - 0,85	75	0,966	1,45%	0,998	0,953	2,56%	1,013	0,845	10,60%	0,988	1,002	1,51%	1,023
0,85 - 1,15	74	0,947	3,07%	0,994	0,947	2,71%	1,000	0,832	8,29%	0,973	0,968	3,04%	1,024
1,15 - 1,50	46	0,870	3,38%	0,922	0,878	3,14%	0,951	0,767	6,45%	0,897	0,870	2,71%	0,925
1,50 - 3,00	72	0,811	3,46%	0,869	0,824	3,58%	0,892	0,742	4,41%	0,834	0,801	3,30%	0,857

n Anzahl der Einzelergebnisse in der Stichprobe  
 $\mu$  Mittelwert der Einzelergebnisse in der Stichprobe  
 $\sigma$  Standardabweichung  
max Maximalwert

Die Berücksichtigung von verschiedenen Lastformen erfolgt bei den betrachteten Verfahren auf unterschiedliche Weise. Bei den entwickelten Vorschlägen V-1 und V-2 wird die Imperfektionsgröße in Abhängigkeit von der Momentenverteilung durch den Momentenbeiwert  $\beta_M$  modifiziert. Beim Ansatz einer eigenformaffinen Ersatzimperfection (V-1) wird die Imperfektionsgröße durch den  $\beta_M$ -Beiwert verringert, während bei der reinen Vorkrümmung (V-2) eine Erhöhung der Größe der Ersatzimperfection bewirkt wird. Beim Ersatzstabverfahren werden unterschiedliche Lastformen durch den Momentenfaktor  $f_m$  erfasst. Bezogen auf das mechanische Grundmodell, auf dem das Ersatzstabverfahren basiert, wird durch den Faktor  $f_m$  die Streckgrenze des Bauteils modifiziert (Taras, 2011). Zusätzlich erfolgt durch die Berechnung des idealen Biegedrillknickmoments  $M_{cr}$  eine Veränderung der Bauteillänge des Basissystem, dem weiterhin eine konstante Momentenverteilung zugrunde liegt. Die Regelungen zu Ersatzimperfectionen nach prEN 1993-1-1 sehen keine Anpassung an die Lastform vor, obwohl die traglastmindernde Auswirkung der empfohlenen Imperfektionsform (sinusförmige Vorkrümmung um die schwache Achse) bei bestimmten Momentenverläufen deutlich eingeschränkt ist.

Anhand der in Abb. 6-7 betrachteten linearen Biegemomentverteilung werden die Auswirkungen der genannten Regelungsmerkmale offensichtlich. Durch die abgeschwächte Effektivität der Imperfektionsform ergeben sich Traglastüberschreitungen von bis zu 1,4 % (HEB 200) bei der Anwendung der in prEN 1993-1-1 geregelten Ersatzimperfectionen in Verbindung mit dem plastischen Querschnittsnachweis. Durch die Erhöhung der Imperfektionsgröße um den Faktor  $\beta_M = 1,5$  treten diese Sicherheitsdefizite beim Vorschlag V-2 unter Ansatz der gleichen Imperfektionsform nicht auf. Nach dem Ersatzstabverfahren stellen sich Traglastüberschreitungen von maximal 4,3 % (HEB 360) ein.

Beim elastischen Querschnittsnachweis werden bei den kompakten HEM-Profilen bei allen Nachweisverfahren deutlich geringere Traglasten erzielt als nach GMNIA. Bedingt durch die festgelegte Begrenzung der Bauteillänge auf maximal der 50-fachen Profilhöhe ( $L/h \leq 50$ ), weisen diese Querschnitte einen maximalen bezogenen Schlankheitsgrad von  $\bar{\lambda}_{LT} < 0,72$  (HEM 340) auf. Bei solch niedrigen Schlankheitsgraden spielen Stabilitätseffekte eine untergeordnete Rolle. Die konservative Nachweisart der Querschnittstragfähigkeit und das Auftreten von Verfestigungseffekten, die nach GMNIA teilweise zu höheren Traglasten führen als die plastische Querschnittstragfähigkeit, bewirken diese genannten Diskrepanzen.

Aus der statistischen Auswertung in Tab. 6-10 sind beim Vorschlag V-1 Standardabweichungen von unter 1,5 % zu vernehmen, die auf geringe querschnittsspezifische Unterschiede hindeuten. Beim Vorschlag V-2 stellen sich größere Streuungen ein, er führt aber zu stets sicheren Ergebnissen.

System, Belastung und Profilauswahl

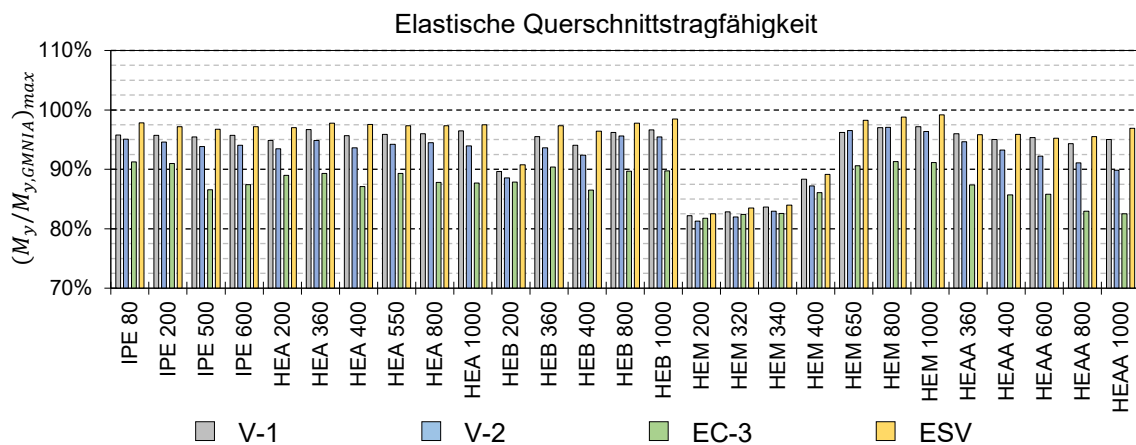
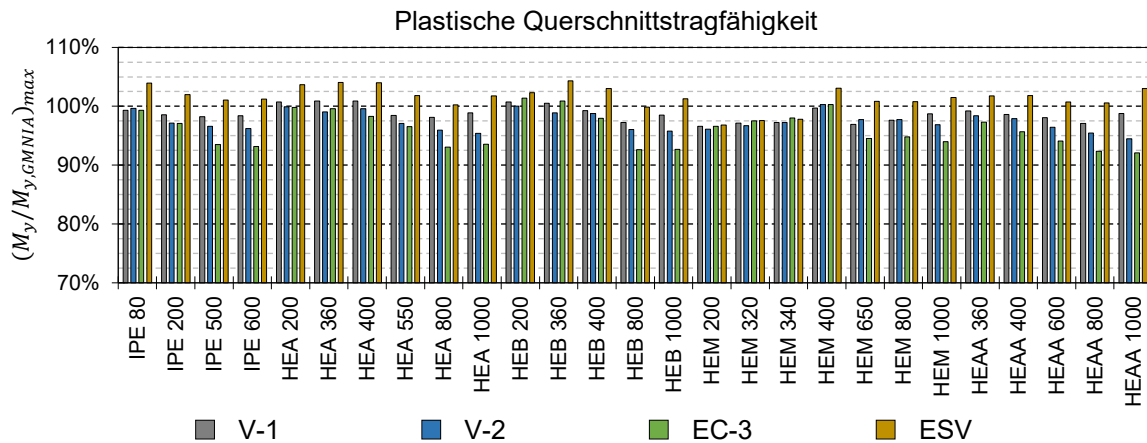
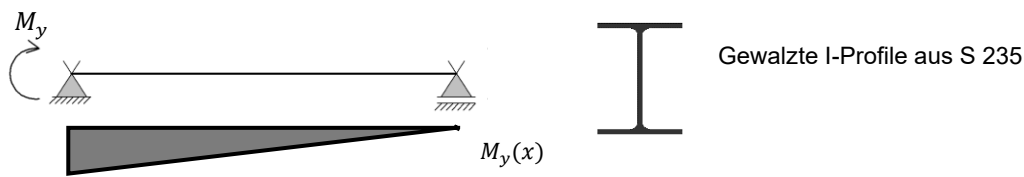


Abb. 6-7: Maximalwerte der auf GMNIA bezogenen Traglasten aus der Anwendung verschiedener Nachweisverfahren für gewalzte I-Profile aus S 235 unter konstantem Momentenverlauf

Tab. 6-10: Statistische Auswertung der auf GMNIA bezogenen Traglasten für das System in Abb. 6-7 und plastischem Querschnittsnachweis

$\bar{\lambda}_{LT}$	n	V-1			V-2			EC-3			ESV		
		$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max
< 0,40	68	0,826	8,98%	0,962	0,825	8,99%	0,962	0,826	8,98%	0,965	0,827	9,00%	0,965
0,40 - 0,60	94	0,947	2,40%	0,994	0,944	2,28%	0,990	0,935	2,87%	0,994	0,949	2,40%	0,993
0,60 - 0,85	90	0,985	1,36%	1,009	0,966	2,51%	1,003	0,941	5,66%	1,014	1,004	2,07%	1,043
0,85 - 1,15	59	0,972	1,22%	0,996	0,950	2,07%	0,986	0,911	4,88%	1,002	1,003	1,31%	1,027
1,15 - 1,50	35	0,953	1,34%	0,974	0,944	2,19%	0,978	0,903	3,75%	0,947	0,983	1,42%	1,005
1,50 - 3,00	32	0,927	3,56%	0,971	0,926	3,65%	0,977	0,893	3,82%	0,948	0,951	3,63%	0,999

n Anzahl der Einzelergebnisse in der Stichprobe  
 $\mu$  Mittelwert der Einzelergebnisse in der Stichprobe  
 $\sigma$  Standardabweichung  
 max Maximalwert

Beim antisymmetrisch linearen Momentenverlauf bewirkt eine sinusförmige Vorkrümmung überhaupt keine Traglastminderung, so dass die Bauteiltragfähigkeit nach einer Berechnung nach Theorie II.

Ordnung durch die Verzweigungslast (ideales Biegedrillknickmoment) oder durch die Querschnittstragfähigkeit am Bauteilrand begrenzt wird. Der Vorschlag V-2 ist bei dieser Momentenverteilung nicht anwendbar. Nach Abb. 4-42 ergibt die Gleichung zur Beschreibung des Momentenbeiwertes  $\beta_M$  für das zum idealen antimetrischen Momentenverlauf zugehörige Momentenverhältnis  $\psi = -1$  einen unendlich hohen Beiwert  $\beta_M = \infty$ .

System, Belastung und Profilauswahl

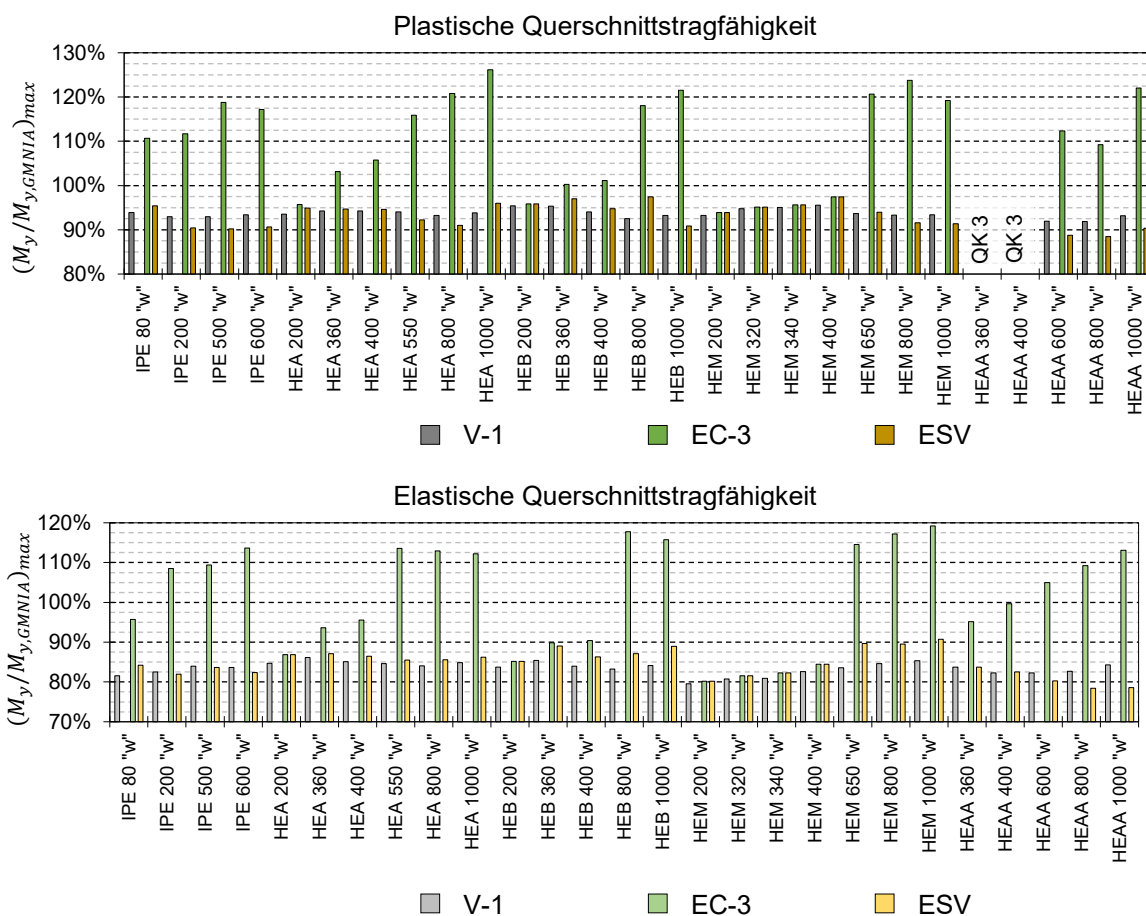
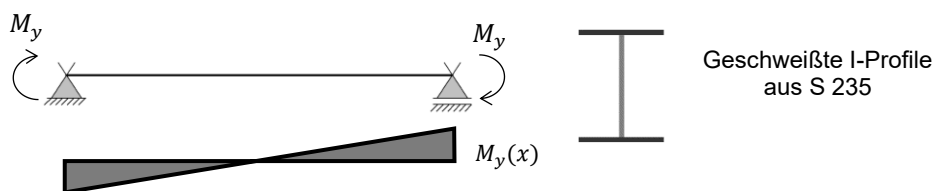


Abb. 6-8: Maximalwerte der auf GMNIA bezogenen Traglasten aus der Anwendung verschiedener Nachweisverfahren für geschweißte I-Profile aus S 235 unter linearem antimetrischem Momentenverlauf

Abb. 6-8 und Tab. 6-11 zeigen die Resultate für einen linearen antimetrischen Momentenverlauf für geschweißte I-Profile aus S 235. Während nach dem Ersatzstabverfahren und dem Vorschlag V-1 die nach GMNIA erzielten Traglasten in vergleichbarer Genauigkeit reproduziert werden können, werden aus der Anwendung der Ersatzimperfectionen nach prEN 1993-1-1 die Traglasten deutlich überschätzt. Die Höhe der Traglastüberschreitung entspricht dabei der Differenz zwischen der Tragfähigkeit nach GMNIA und der Grenzlasterlast, die bis  $\bar{\lambda}_{LT} \leq 1,0$  der Biegemomenttragfähigkeit  $M_{pl,y}$  und bei  $\bar{\lambda}_{LT} > 1,0$  dem idealen Biegedrillknickmoment  $M_{cr}$  gleich, siehe Abb. 4-6. Der antimetrische Momentenverlauf stellt hinsichtlich der Stabilitätsgefährdung eine günstige Momentenverteilung dar. Im Vergleich zum konstanten Biegemomentverlauf über die Bauteillänge stellt sich ein um den Faktor 2,35 bis 2,75 höheres ideales Biegedrillknickmoment ein. Bei kleinformatigen kompakten Profilen ergeben sich daher

erst bei sehr großen Bauteillängen ( $L/h > 50$ ) Traglasten nach GMNIA, die bedingt durch Stabilitätseffekte geringer ausfallen als die elastische oder plastische Momenten Tragfähigkeit des Querschnitts. Bei hohen und schlanken Querschnitten treten deutliche Traglastüberschreitungen hingegen schon bei baupraktisch relevanten Bauteillängen ( $L/h < 40$ ) auf, was sich in den hohen Maximalwerten in Abb. 6-8 erkennbar macht.

Tab. 6-11: Statistische Auswertung der auf GMNIA bezogenen Traglasten für das System in Abb. 6-8 und plastischen Querschnittsnachweis

$\bar{\lambda}_{LT}$	n	V-1			V-2			EC-3			ESV		
		$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max
< 0,40	95	0,795	6,53%	0,952	-	-	-	0,799	6,63%	0,952	0,800	6,63%	0,952
0,40 - 0,60	96	0,901	2,47%	0,947	-	-	-	0,903	2,53%	0,951	0,900	2,42%	0,951
0,60 - 0,85	70	0,915	2,64%	0,955	-	-	-	0,969	2,77%	1,055	0,899	4,97%	0,975
0,85 - 1,15	43	0,832	2,62%	0,871	-	-	-	1,119	6,58%	1,262	0,845	4,18%	0,912
1,15 - 1,50	29	0,810	3,43%	0,854	-	-	-	1,048	5,80%	1,157	0,846	4,55%	0,919
1,50 - 3,00	6	0,787	6,22%	0,855	-	-	-	0,954	9,62%	1,053	0,829	7,19%	0,912

n Anzahl der Einzelergebnisse in der Stichprobe  
 $\mu$  Mittelwert der Einzelergebnisse in der Stichprobe  
 $\sigma$  Standardabweichung  
 $\sigma_{max}$  Maximalwert

Die Berücksichtigung der Stahlgüte erfolgt bei den in prEN 1993-1-1 geregelten Verfahren einheitlich. Die Größe der geometrischen Ersatzimperfektion ist in Abhängigkeit vom Materialfaktor  $\varepsilon = \sqrt{235/f_y}$  zu ermitteln. Beim Ersatzstabverfahren ist die Imperfektionsgröße beim Basismodell vom bezogenen Schlankheitsgrad  $\bar{\lambda}_z$  abhängig und dadurch ebenfalls von  $\varepsilon$ . Bei den beiden vorgeschlagenen Nachweiskonzepten V-1 und V-2 ist eine detailliertere Differenzierung durch den Materialbeiwert  $\beta_a$  in Abhängigkeit von der Herstellungsart der Profile und teilweise auch vom Querschnittsnachweis vorgesehen. Beim Vorschlag V-1 wird bei gewalzten I-Profilen nur beim plastischen Querschnittsnachweis eine geringfügig höhere Imperfektionsgröße vorgegeben. Bei der elastischen Querschnittstragfähigkeit wird auf eine Berücksichtigung der Stahlgüte bei der Berechnung der Ersatzimperfektion verzichtet. Beim Vorschlag V-2 erfordern höhere Stahlgüten sogar geringere Imperfektionsgrößen.

Tab. 6-12 und Abb. 6-9 zeigen die Ergebnisauswertung für gewalzte I-Profile aus S 355, die durch eine konstante Streckenlast am Obergurt einwirkend beansprucht werden.

Tab. 6-12: Statistische Auswertung der auf GMNIA bezogenen Traglasten für das System in Abb. 6-9 und plastischen Querschnittsnachweis

$\bar{\lambda}_{LT}$	n	V-1			V-2			EC-3			ESV		
		$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max
< 0,40	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
0,40 - 0,60	19	0,936	1,42%	0,980	0,928	2,10%	0,977	0,855	4,88%	0,937	0,982	1,60%	1,011
0,60 - 0,85	55	0,956	2,26%	0,998	0,948	2,69%	1,001	0,839	4,45%	0,964	0,984	2,30%	1,032
0,85 - 1,15	76	0,969	1,58%	0,999	0,963	2,31%	1,001	0,825	4,80%	0,894	0,973	2,19%	1,032
1,15 - 1,50	61	0,960	2,63%	0,991	0,962	3,03%	0,995	0,830	4,29%	0,908	0,950	2,85%	1,002
1,50 - 3,00	94	0,913	5,59%	0,986	0,920	5,69%	0,995	0,828	4,57%	0,909	0,898	5,84%	0,972

n Anzahl der Einzelergebnisse in der Stichprobe  
 $\mu$  Mittelwert der Einzelergebnisse in der Stichprobe  
 $\sigma$  Standardabweichung  
 $\sigma_{max}$  Maximalwert

Die um den Materialfaktor  $\varepsilon$  erhöhten Ersatzimperfektionen nach prEN 1993-1-1 führen zu einer spürbaren Reduzierung der Traglast. Beim Ersatzstabverfahren treten zwar vereinzelt höhere Traglasten auf als nach GMNIA, fallen jedoch mit maximal 3,2 % (IPE 600) im Vergleich zu Bauteilen aus S 235 geringer aus. Die beiden Vorschläge V-1 und V-2 geben die GMNIA-Traglasten in ähnlich guter Qualität wie bei der Stahlgüte S 235 wieder.

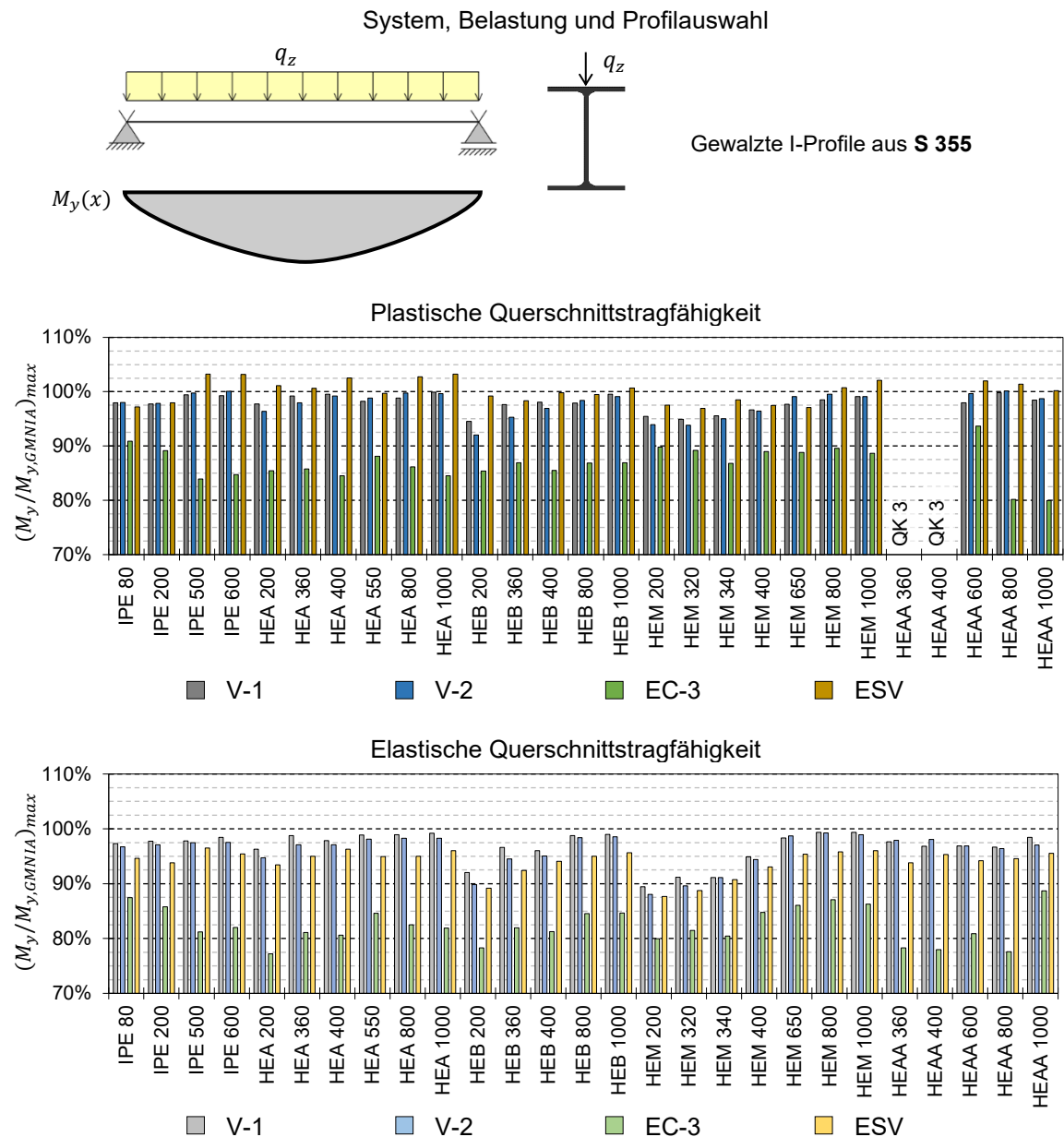
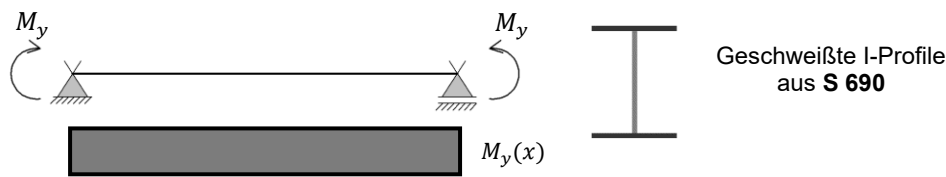


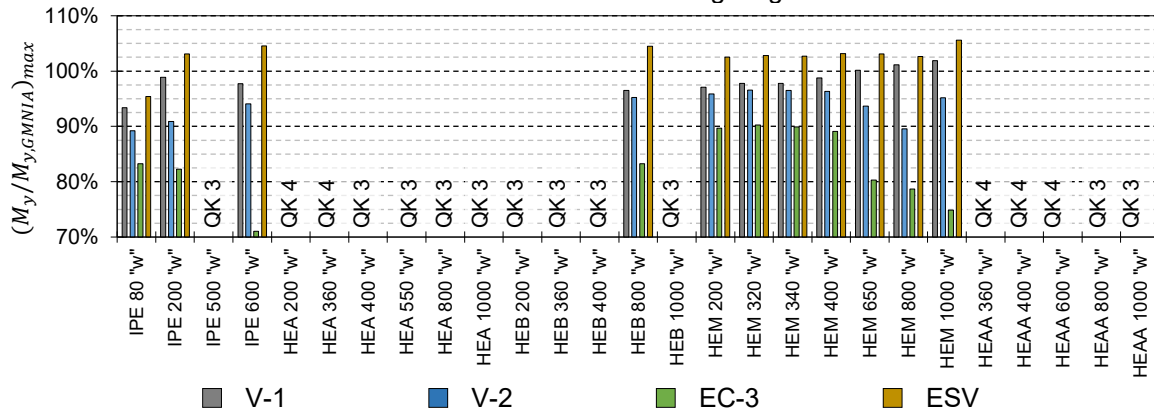
Abb. 6-9: Maximalwerte der auf GMNIA bezogenen Traglasten aus der Anwendung verschiedener Nachweisverfahren für gewalzte I-Profile aus S 355 unter konstanter Gleichstreckenlast

Bei geschweißten I-Profilen wird die Abhängigkeit von der Stahlgüte bei allen vier Verfahren einheitlich berücksichtigt. Die Materialfaktoren  $\varepsilon$  und  $\beta_a$  führen zu einer Erhöhung der Imperfektionsgröße bei hochfesten Baustählen. In Abb. 6-10 und Tab. 6-13 sind die Ergebnisse für hochfeste Schweißprofile aus S 690 aufgeführt. Durch die ausgeprägte Beulgefahr kann der Nachweis der Querschnittstragfähigkeit nur bei 11 Profilen unter Ausnutzung der plastischen Querschnittsreserven geführt werden. Daher kommen bei hochfesten Baustählen vermehrt der elastische Querschnittsnachweis zum Einsatz. Bei beiden Nachweisarten der Querschnittstragfähigkeit werden die Traglasten nach GMNIA durch die Anwendung der Vorschläge V-1 und V-2 angemessen wiedergegeben. Unter Ansatz von Ersatzimperfectionen nach prEN 1993-1-1 werden Traglasten hingegen deutlich unterschätzt, sofern der Querschnittsnachweis nach der Elastizitätstheorie erfolgt.

System, Belastung und Profilauswahl



Plastische Querschnittstragfähigkeit



Elastische Querschnittstragfähigkeit

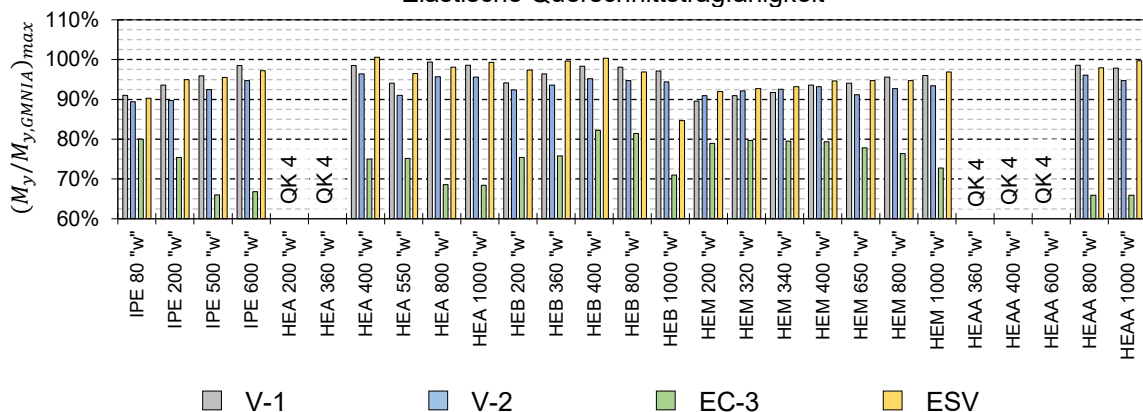


Abb. 6-10: Maximalwerte der auf GMNIA bezogenen Traglasten aus der Anwendung verschiedener Nachweisverfahren für geschweißte I-Profile aus S 690 unter konstantem Momentenverlauf

Tab. 6-13: Statistische Auswertung der auf GMNIA bezogenen Traglasten für das System in Abb. 6-10 und plastischem Querschnittsnachweis

$\bar{\lambda}_{LT}$	n	V-1			V-2			EC-3			ESV		
		$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max	$\mu$	$\sigma$	max
< 0,40	3	0,932	0,04%	0,932	0,888	0,07%	0,889	0,845	0,27%	0,847	0,991	0,00%	0,991
0,40 - 0,60	5	0,940	3,11%	0,965	0,886	3,60%	0,921	0,776	7,15%	0,865	0,986	2,97%	1,010
0,60 - 0,85	14	0,983	1,66%	1,019	0,945	1,70%	0,966	0,823	8,35%	0,902	1,029	1,12%	1,056
0,85 - 1,15	23	0,931	2,96%	0,984	0,915	4,74%	0,966	0,816	10,7%	0,903	0,956	4,33%	1,020
1,15 - 1,50	31	0,841	3,89%	0,892	0,834	5,30%	0,904	0,748	10,0%	0,853	0,848	4,53%	0,917
1,50 - 3,00	56	0,790	7,54%	0,873	0,791	7,47%	0,882	0,724	7,16%	0,835	0,783	7,43%	0,861

n Anzahl der Einzelergebnisse in der Stichprobe  
 $\mu$  Mittelwert der Einzelergebnisse in der Stichprobe  
 $\sigma$  Standardabweichung  
max Maximalwert



### 6.4.2 Kombinierte Beanspruchung

Beim entwickelten Nachweiskonzept für den kombinierten Beanspruchungszustand werden beide untersuchten Imperfektionsformen zugelassen. Bei Beanspruchungszuständen mit einem Verhältniswert von  $n_v > 0,3$  führten die eigenformaffine räumliche Vorverformung (IMP-1) und die sinusförmige Vorkrümmung um die schwache Achse (IMP-2) zu ähnlichen Ergebnissen. Bei ausgeprägt biegedominierten Zuständen  $n_v \leq 0,2$  unterscheiden sich die aus der Anwendung des Nachweisverfahrens ermittelten Traglasten hingegen deutlich voneinander. Durch die Einführung des Abgrenzungskriteriums nach Gl. 6-4 wird zwischen dem biegedominierten und dem kombinierten Beanspruchungszustand differenziert. Ist die Bedingung nach Gl. 6-4 aufgrund zu geringer Druckkraft nicht erfüllt, sind die Regelungen für reine Biegebeanspruchung anzuwenden.

Nachfolgend wird anhand von spezifisch ausgesuchten Beispielen auf die Wirkungsweise und die Notwendigkeit des Abgrenzungskriterium eingegangen. Zusätzlich werden Traglasten nach dem Ersatzstabverfahren und nach der Biegetorsionstheorie II Ordnung unter Anwendung der Ersatzimperfektionen für Biegedrillknicken nach prEN 1993-1-1 zu Vergleichszwecken und zur Veranschaulichung der Vor- und Nachteile der neuen Regelungsvorschläge angegeben.

Aus der Gegenüberstellung der Basiswerte der Ersatzimperfektionen  $e_0$  für den kombinierten Beanspruchungszustand mit den beiden Vorschlägen für Bauteile unter reiner Biegebeanspruchung (Tab. 6-14) können wesentliche Rückschlüsse gezogen werden. In diesem Zusammenhang ist die Bedeutung der Basisimperfektionsgröße zu beachten, die von der Imperfektionsform abhängig ist. Bei der eigenformaffinen Imperfektion (IMP-1) stellt es mit Ausnahme von wenigen Fällen, die maximale Imperfektionsgröße (Mindest- $j$ -Wert) dar. Beim Ansatz der Imperfektionsform IMP-2 ist hingegen die Berücksichtigung des Momentenbeiwertes obligatorisch, wodurch die Größe der erforderlichen Ersatzimperfektion in den meisten Fällen größer als die Basisimperfektion wird.

Tab. 6-14: Gegenüberstellung der Basiswertes der Ersatzimperfektion  $e_0$  für biegebeanspruchte und druck- mit biegebeanspruchte Bauteile

Profilart	Abgrenzung	Nachweis der Querschnittstragfähigkeit					
		Reine Biegebeanspruchung				Kombinierte Beanspruchung (IMP-1 und IMP-2)	
		V-1 (IMP-1)		V-2 (IMP-2)			
		elastisch	plastisch	elastisch	plastisch	elastisch	plastisch
Gewalzte I-Profile	$\frac{h}{b} \leq 1,2$	$\frac{L}{700}$	$\frac{L}{400}$	$\frac{L}{400}$	$\frac{L}{225}$	$\frac{L}{450}$	$\frac{L}{300}$
	$\frac{h}{b} > 1,2$			$\frac{L}{500}$	$\frac{L}{300}$	$\frac{L}{700}$	$\frac{L}{450}$
Geschweißte I-Profile	-	$\frac{L}{450}$	$\frac{L}{250}$	$\frac{L}{400}$	$\frac{L}{200}$	$\frac{L}{350}$	$\frac{L}{225}$

Der Vergleich der Basisimperfektionsgrößen für den Vorschlag V-1 mit der kombinierten Beanspruchung zeigt, dass die Ersatzimperfektionen für reine Biegebeanspruchung tendenziell geringer sind. Ausnahmen bilden dabei die Imperfektionsvorgaben für Walzprofile mit  $h/b > 1,2$  und der plastischen Querschnittstragfähigkeit. Die für den kombinierten Beanspruchungszustand angegebenen Ersatzimperfektionen von  $e_0 = L/450$  würden bei Biegeträgern nur bei sehr schlanken Querschnitten ( $\beta_s \geq 400/450 = 0,888$ ), im baupraktischen Kontext seltenen Momentenverteilungen ( $\beta_M > 0,888$ ) und wenigen Bauteillängen (mittleren Schlankheitsbereich) geringere Traglasten ergeben als nach GMNIA. Der Ansatz einer eigenformaffinen Ersatzimperfektion (IMP-1), skaliert auf die für den kombinierten

Beanspruchungszustand vorgegebene Imperfektionsgröße, führt somit bei vorwiegend biegedominierten Beanspruchungszuständen  $n_v < 0,2$  in der Regel zu einer Traglastunterschätzung. Die Beachtung des Abgrenzungskriterium stellt damit für die Imperfektionsform IMP-1 einen wirtschaftlichen Nutzen dar.

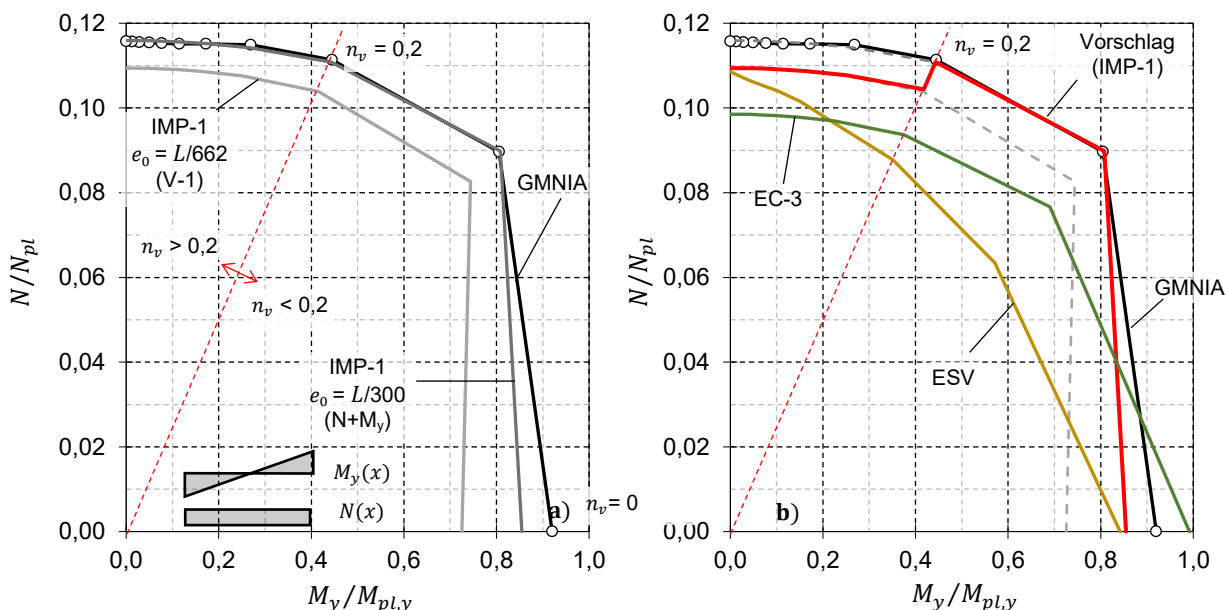


Abb. 6-11: Traglastkurven nach verschiedenen Verfahren für ein HEB 360 aus S 460 mit  $L = 14,4$  m ( $L/h = 40$ ) beansprucht durch kombinierte Beanspruchung mit linearem antimetrischem Momentenverlauf. Querschnittsnachweis: Plastisch.

In Abb. 6-11 a) sind die Traglastkurven nach GMNIA und unter Ansatz einer eigenformaffinen Ersatzimperfection (IMP-1) dargestellt. Die Größe der Ersatzimperfection wurde dabei einerseits nach den Vorgaben für den kombinierten Beanspruchungszustand ( $N+M_y$ ,  $e_0 = L/300$ ) und andererseits gemäß dem Vorschlag V-1 ( $e_0 = L/662$ ) für reine Biegebeanspruchung angesetzt. Das Bauteil (HEB 360, S 460,  $L = 14,4$  m) wird durch einen konstanten Drucknormalkraftverlauf und eine lineare antimetrische Momentenverteilung beansprucht. Der Nachweis der Querschnittstragfähigkeit erfolgt mit der linear plastischen Interaktionsbeziehung (I-2). Die gemäß V-1 ermittelte Imperfektionsgröße führt zu einer höheren Traglast als nach GMNIA im druckdominierten Beanspruchungszustand  $n_v > 0,2$ . Die mit der Ersatzimperfection  $e_0 = L/300$  berechneten Traglasten unterschätzen stets die GMNIA-Ergebnisse.

Abb. 6-11 b) zeigt die Traglastkurven nach GMNIA, nach dem Ersatzstabverfahren (ESV), den Ersatzimperfectionen nach prEN 1993-1-1 (EC-3) und dem Bemessungsvorschlag. Das vorgeschlagene Nachweiskonzept sieht einen Wechsel der Imperfektionsregel bei einem Normalkraftverhältnis  $n_v = 0,2$  vor, das einen Sprung in der Traglastkurve bewirkt (rote Linie). Durch die Berücksichtigung des Abgrenzungskriteriums und der damit einhergehenden geringeren Imperfektionsgröße bei  $n_v \leq 0,2$  können wirtschaftlichere Ergebnisse im durch Biegung dominierten Beanspruchungszustand generiert werden.

Aus der Anwendung des Ersatzstabverfahrens und den Ersatzimperfectionen nach prEN 1993-1-1 werden die Traglasten nach GMNIA im kombinierten Beanspruchungszustand unterschätzt. Die geometrischen Ersatzimperfection in Form einer Vorkrümmung um die schwache Achse (IMP-2) weist bei bestimmten Biegemomentenverläufen eine vermindernde Wirksamkeit auf, die Traglast effektiv zu reduzieren, wie es die Traglastkurve nach prEN 1993-1-1 in Abb. 6-11 b) unter reiner Biegebeanspruchung verdeutlicht. Mit zunehmendem Drucknormalkraftanteil nehmen die daraus resultierenden sicherheitsspezifischen Defizite ab, wodurch geringere Imperfektionsgrößen für den kombinierten Beanspruchungszustand erforderlich werden. Durch die Berücksichtigung der Abgrenzungsbedingung kann die Traglastüberschätzung vermieden werden.

Dieser Zusammenhang wird aus der Betrachtung der in Abb. 6-12 aufgeführten Auswertung deutlich. Neben den Traglastkurven nach GMNIA werden in Abb. 6-12 a) Traglasten unter Berücksichtigung einer Ersatzimperfektion in Form einer seitlichen Vorkrümmung aufgeführt. Der Vorschlag für den kombinierten Beanspruchungszustand sieht eine Ersatzimperfektion von  $e_0 = L/450$  vor. Gemäß dem Vorschlag V-2 ist aufgrund des linearen Momentenverlaufs ( $\beta_M = 1,5$ ) eine mehr als doppelt so große Imperfektion  $e_0 = L/201$  anzusetzen. Daraus ergeben sich bei simultaner Einwirkung von Druck und Biegung wesentlich geringere Traglasten als nach GMNIA.

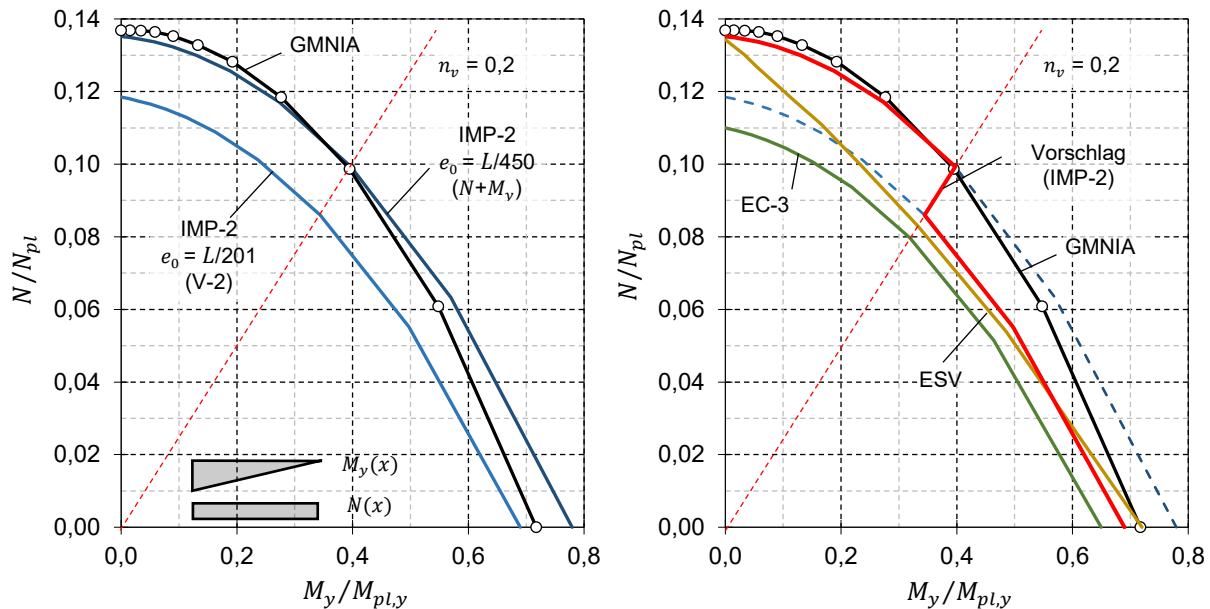


Abb. 6-12: Traglastkurven nach verschiedenen Verfahren für ein HEM 800 aus S 235 mit  $L = 16,3$  m ( $L/h = 20$ ) beansprucht durch kombinierte Beanspruchung mit linearem Momentenverlauf. Querschnittsnachweis: Plastisch.

Abb. 6-12 b) stellt die Traglastkurven ermittelt nach GMNIA, den Bemessungskonzepten nach prEN 1993-1-1 (Ersatzstabverfahren und Ersatzimperfektionen für Biegedrillknicken) und dem Regelungsvorschlag dar. Der annähernd lineare Verlauf der Traglastkurve nach dem Ersatzstabverfahren unterschätzt die GMNIA-Ergebnisse um bis zu 16 %. Die Ersatzimperfektionen nach prEN 1993-1-1 führen infolge der großen Imperfektionsgröße von  $e_0 = L/150$  zu einer deutlichen Traglastunterschätzung. Aus der Anwendung des Regelungsvorschlags resultieren bei Druckanteilen von  $n_v > 0,2$  gute Übereinstimmungen mit GMNIA. Durch den Wechsel zu den Imperfektionsvorgaben für reine Biegebeanspruchung (V-2) werden unsichere Ergebnisse vermieden. Das Abgrenzungskriterium dient bei der reinen Vorkrümmung somit zur Vermeidung von Sicherheitsdefizite.

Bei kurzen Bauteilen ohne ausgeprägter Stabilitätsgefahr wird die Traglast unter Anwendung des Regelungsvorschlages unterschätzt, siehe Abb. 6-13. Die Ableitung der Imperfektionsgrößen, sowohl aus der Betrachtung der reinen Druckkraft für den kombinierten Beanspruchungszustand (siehe Kapitel 5.4) als auch für die reine Biegung, erfolgte auf der Basis von  $j_{min}$ -Werten, die prinzipiell im mittleren Schlankheitsbereich auftreten. Bei gedrunenen Bauteilen ( $L = 3,6$  m) führt der Ansatz dieser pauschalen Imperfektionsgrößen sowohl bei reiner Biegung  $n_v = 0$  als auch bei reiner Druckkraft  $n_v = 1,0$  zu einer Unterschätzung der Traglast. Aus der Anwendung einer linearen Interaktionsbeziehung resultiert ein annähernd linearer Traglastkurvenverlauf, der die Grenzzustände  $n_v = 0$  und  $n_v = 1,0$  durch eine Gerade verbindet und dadurch im gesamten kombinierten Beanspruchungsspektrum die Traglast nach GMNIA unterschätzt. Beim Ersatzstabverfahren verläuft die Verbindungslinie zwischen  $n_v = 0$  und  $n_v = 1,0$  ebenfalls linear. Wegen der präziseren Wiedergabe der Traglasten in den Grenzzuständen wird jedoch eine bessere Übereinstimmung erzielt. Das Nachweiskonzept mit Ersatzimperfektionen nach prEN 1993-1-1 ergibt die geringsten Traglasten.

Bei schlanken Bauteilen ( $L = 10,8 \text{ m}$ ) führt der Regelungsvorschlag für den kombinierten Beanspruchungszustand, aufgrund des gekrümmten Verlaufs der Traglastkurve, zu einer guten Übereinstimmung mit den GMNIA-Traglasten.

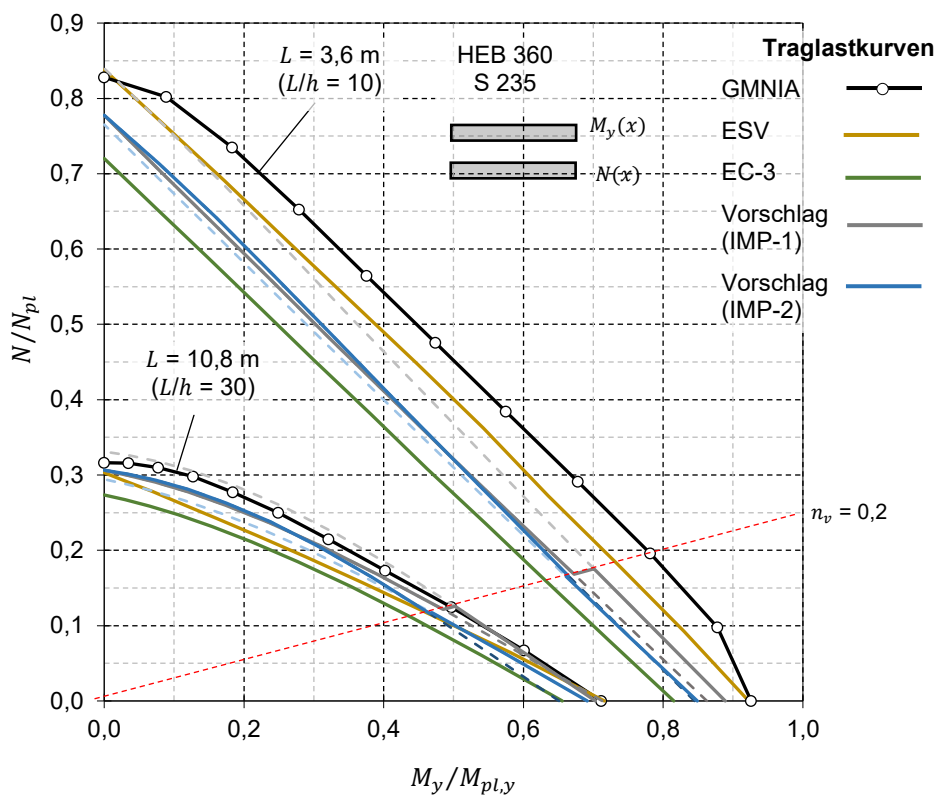


Abb. 6-13: Traglastkurven nach verschiedenen Verfahren für ein HEB 360 aus S 235 mit  $L = 3,6 \text{ m}$  und  $L = 10,8 \text{ m}$  beansprucht durch kombinierte Beanspruchung mit konstantem Momentenverlauf. Querschnittsnachweis: Plastisch.

## 7 Statistische Evaluierung der Vorschläge

### 7.1 Einleitung

Eine wichtige Zielsetzung bei der Entwicklung eines Nachweisverfahrens zur Bestimmung der Beanspruchbarkeit eines Bauteils oder eines Tragwerks ist die Gewährleistung einer ausreichenden Sicherheit gegenüber dem Verlust der Tragfähigkeit, die aus der Anwendung des Verfahrens resultiert. Um eine erforderliche Sicherheit zu garantieren, muss ein ausreichend großer Sicherheitsabstand zwischen Beanspruchung und Beanspruchbarkeit eingeführt werden. Im Eurocode DIN EN 1990 wird zur Quantifizierung dieses Sicherheitsabstandes das semi-probabilistische Sicherheitskonzept verwendet. Dieses setzt voraus, dass die Einwirkungen und die Widerstände durch Teilsicherheitsbeiwert beaufschlagt werden, um ein erforderliches Zuverlässigkeitsniveau des Bauteils oder des Tragwerks sicherzustellen. Der Teilsicherheitsbeiwert auf der Widerstandsseite berücksichtigt dabei einerseits die Unsicherheiten der realen Baustoffeigenschaften selbst, sowie die Unsicherheiten des Bemessungsmodells zur Bestimmung des Widerstandes (Spaethe, 1992), (Schneider & Schlatter, 2007), (EN 1990, 2010).

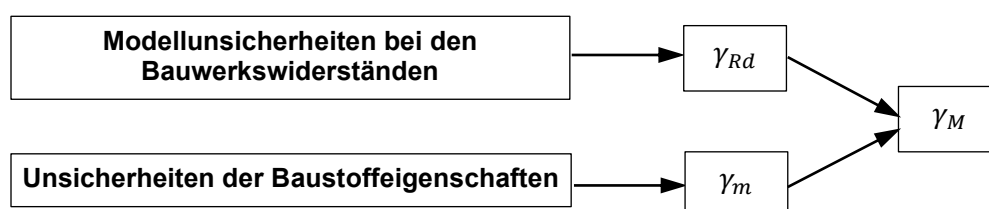


Abb. 7-1: Beziehung zwischen den einzelnen Teilsicherheitsbeiwerten nach DIN EN 1990 (2010), Bild C.3

Die Unsicherheiten aus den Baustoffeigenschaften können auf unterschiedlichen Wegen berücksichtigt werden. Wird das Ergebnis eines Berechnungsverfahrens primär durch eine Materialeigenschaft beeinflusst, kann durch eine gezielte Abminderung, z.B. durch Verwendung von repräsentativen Werten oder Bemessungswerten, dessen sicherheitsrelevante Auswirkungen abgedeckt werden. Bei komplexen Verfahren, deren Ergebnis von zahlreichen Bauteileigenschaften und deren Wechselbeziehungen abhängig ist, ist eine Gesamtbetrachtung der statistischen Unsicherheit der Widerstandsfunktion notwendig.

In DIN EN 1990 werden Verfahren aufgeführt, die zur Bestimmung des globalen Teilsicherheitsbeiwertes  $\gamma_M$  geeignet sind, die zu einer konstanten Abminderung der charakteristischen Widerstandsgröße  $R_k$  nach Gleichung Gl. 7-1 führen (Sedlacek & Müller, 2006).

$$R_d = \frac{R_k}{\gamma_M} \quad \text{Gl. 7-1}$$

Mit charakteristischen Werten sind Größen zu verstehen, die eine definierte Über- und Unterschreitungswahrscheinlichkeit (Quantilwerte) der Beanspruchbarkeiten bzw. der Baustoffeigenschaften aufweisen.

### 7.2 Ableitung der Teilsicherheitsbeiwerte nach DIN EN 1990 Anhang D

Basiert die Widerstandsgröße auf der Anwendung eines komplexen Bemessungsmodells (Widerstandsfunktion), bei dem das Ergebnis in Abhängigkeit von mehreren Variablen ermittelt wird, deren reale Größe und Eigenschaft natürlichen stochastischen Schwankungen unterworfen ist, so ist die Berechnung eines charakteristischen Widerstandswertes mit der in DIN EN 1990 aufgeführten probabilistischen Zuverlässigkeitsmethode 1. Ordnung (FORM = First Order Reliability Method) nicht möglich. Daher ist in DIN EN 1990 Anhang D ein statistisches Verfahren aufgeführt, mit dem ein korrigierter Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_M^*$  bestimmt werden kann, der das Verhältnis zwischen dem Nennwert der Widerstandsfunktion  $r_n$  zum Bemessungswert der Widerstandsfunktion  $r_d$  charakterisiert.

$$\gamma_M^* = \frac{r_n}{r_d} \tag{Gl. 7-2}$$

Der Nennwert der Widerstandsfunktion wird unter Ansatz von nominellen Größen der Basisvariablen bestimmt (siehe Tab. 7-1).

$$r_n = g_{rt}(X_{nom}) \tag{Gl. 7-3}$$

Tab. 7-1: Nominelle Materialeigenschaften und Querschnittsabmessungen

Nominelle Materialeigenschaften			
Stahlsorte	Streckgrenze $f_y$ [N/mm <sup>2</sup> ]		Elastizitätsmodul $E$ [N/mm <sup>2</sup> ]
	$t \leq 40$ mm	$40 \text{ mm} < t \leq 80$ mm	
S 235	235	215	210.000
S 355	355	325	
S 460	460	410	
Nominelle Querschnittsabmessungen			
Profilhöhe $h$	Profilbreite $b$	Stegdickte $t_w$	Flanschdicke $t_f$
$h_{nom}$	$b_{nom}$	$t_{w,nom}$	$t_{f,nom}$

Beim vorliegenden Fall stellt das gesamte Bemessungsverfahren, das sich aus den drei Berechnungsschritten zusammensetzt, die theoretischen Widerstandsfunktion  $g_{rt}(X)$  dar:

- i. Modellierung des baustatischen Systems mit einem geeigneten Programm und Ansatz von geometrischen Ersatzimperfectionen
- ii. Geometrisch nichtlineare Strukturberechnung
- iii. Querschnittsnachweis mit einer vorgegebenen Interaktionsbeziehung

Mit Basisvariablen  $X_i$  sind vordergründig die Materialeigenschaften, Querschnittsabmessungen sowie Imperfectionen gemeint, deren tatsächliche Größe statistischen Streuungen unterliegen. Bei der Betrachtung von Stabilitätsproblemen, sind die Ergebnisse im Wesentlichen von folgenden Parametern abhängig:

- Materialeigenschaften (Streckgrenze  $f_y$ , Zugfestigkeit  $f_u$  und Elastizitätsmodul  $E$ )
- Querschnittsabmessungen (Profilhöhe  $h$  und –breite  $b$ , Stegdicken  $t_w$  und Flanschdicken  $t_f$  )
- Geometrische und strukturelle Imperfectionen

Die Traglasteinflüsse eines stabilitätsgefährdeten Bauteils infolge von streuenden Parametern können überschlägig in Abhängigkeit vom bezogenen Schlankheitsgrad beschrieben werden, siehe Abb. 7-2. Dabei beeinflusst im gedrunenen Bereich insbesondere die Streckgrenze das Ergebnis, während im mittelschlanken Bereich die Größe der geometrischen Imperfektion und der Eigenspannung sich maßgeblich auf die Traglast auswirken. Im sehr schlanken Bereich ist die Traglast im Wesentlichen von der Bauteilsteifigkeit abhängig. Daher wirken sich die Querschnittsabmessungen und der Elastizitätsmodul signifikant auf das Ergebnis aus.

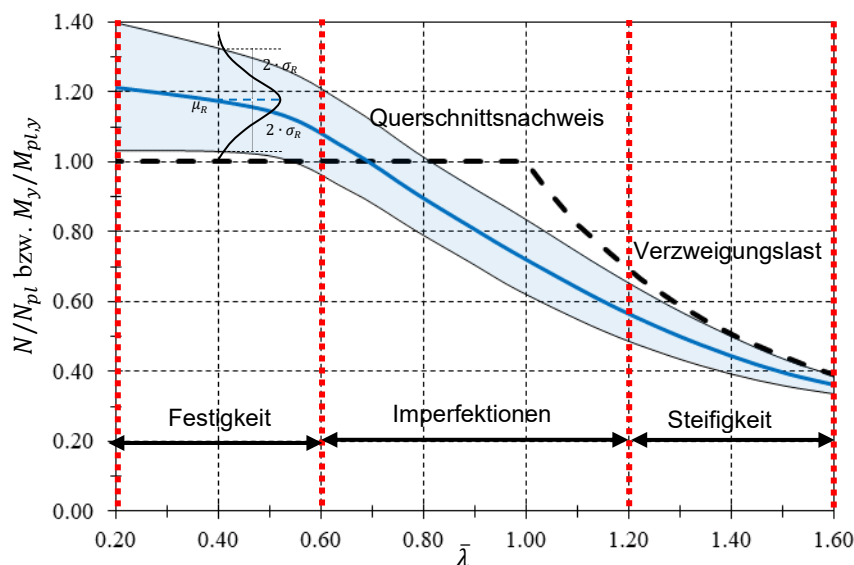


Abb. 7-2: Maßgebende Einflussfaktoren auf die Traglast aus statistischer Streuung von Basisvariablen in Abhängigkeit von der Schlankheit in Anlehnung an Greiner & Taras (2010)

Bei der Bestimmung des Bemessungswertes der Widerstandsfunktion  $r_d$  werden die statistischen Streuungen der Basisvariablen, die Unsicherheiten des Bemessungsmodells und des numerischen Modells (GMNIA) sowie die normativ geforderte Zuverlässigkeit berücksichtigt. Die statistische Bewertung des Widerstandsmodells folgt einer standardisierten Vorgehensweise.

**Schritt 1: Bewertung der Unsicherheit infolge des Bemessungsmodells aus dem Vergleich von wirklichkeitsnahen und theoretischen Traglasten**

Aus dem Vergleich der auf Grundlage der Widerstandsfunktion erzielten Traglasten (theoretische Traglast  $r_t$ ) mit wirklichkeitsnahen Traglasten  $r_e$  lassen sich die Modellunsicherheiten in Form einer Mittelwertabweichung  $b$  und dem Variationskoeffizienten  $V_\delta$  qualitativ bewerten. Wirklichkeitsnahe Traglasten können entweder experimentell oder unter bestimmten Voraussetzungen nach GMNIA bestimmt werden (Sedlacek & Stangenberg, 2000). Werden die wirklichkeitsnahen Traglasten experimentell bestimmt, so sind die theoretischen Traglasten unter Berücksichtigung der beim Versuch tatsächlich vorhandenen und gemessenen Größen der Basisvariablen zu ermitteln. Dadurch wird ausschließlich die Genauigkeit des Bemessungsmodells bewertet, wirklichkeitsnahe Ergebnisse wiedergeben zu können. Basieren die wirklichkeitsnahen Traglasten auf numerischen Berechnungen (GMNIA), so sind bei beiden Berechnungsverfahren identische Größen für die Basisvariablen anzunehmen.

Die Mittelwertabweichung  $b$  beschreibt die mittlere Neigung der Wertepaare  $(r_{t,i}, r_{e,i})$  und wird mit Hilfe des Minimums der Abweichungsquadrate nach Gl. 7-4 ermittelt:

$$b = \frac{\sum r_e \cdot r_t}{\sum r_t^2} \tag{Gl. 7-4}$$

Abb. 7-3 zeigt exemplarisch die statistische Auswertung in Form von  $r_t$ - $r_e$ -Diagrammen für die im Kapitel 6.2 formulierten Regelungsvorschläge V-1 und V-2. Die Analyse erfolgt unter der Betrachtung von 27 gewalzten I-Profilen aus S 235 mit jeweils 14 verschiedenen Bauteillängen und beansprucht durch eine konstante Momentenverteilung. Der Nachweis der Querschnittstragfähigkeit wurde mit der linear plastischen Interaktionsbeziehung (I-2) geführt.

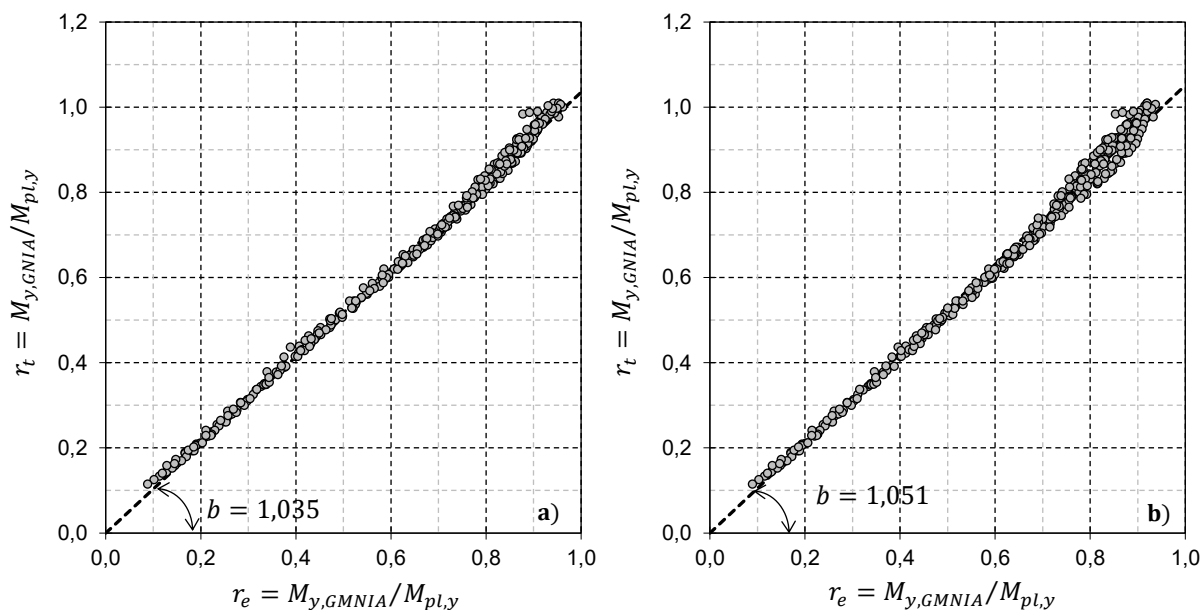


Abb. 7-3:  $r_e$ - $r_t$ -Diagramme nach DIN EN 1990. Bewertung der Vorschläge a) V-1 und b) V-2 für insgesamt 27 gewalzte I-Profile aus S 235 unter konstantem Momentenverlauf und plastischem Querschnittsnachweis

Die Schätzung des Variationskoeffizienten  $V_\delta$  für das Streumaß  $\delta$  erfolgt gemäß DIN EN 1990 nach dem folgenden Schema:

Die Streugröße  $\delta_i$  ist für jeden Versuchswert  $r_{e,i}$  des Widerstandes zu bestimmen:

$$\delta_i = \frac{r_{e,i}}{b \cdot r_{t,i}} \tag{Gl. 7-5}$$

Die Transformation zur logarithmischen Normalverteilung ergibt:

$$\Delta_i = \ln(\delta_i) \tag{Gl. 7-6}$$

Der Schätzwert  $\bar{\Delta}$  folgt aus:

$$\bar{\Delta} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \Delta_i \tag{Gl. 7-7}$$

dabei entspricht  $n$  der Anzahl der Ergebnisse (Stichproben). Der Schätzwert  $s_\Delta^2$  wird ermittelt mit:

$$s_\Delta^2 = \frac{1}{n-1} \cdot \sum_{i=1}^n (\Delta_i - \bar{\Delta})^2 \tag{Gl. 7-8}$$

Der Variationskoeffizient  $V_\delta$  für die Streugröße  $\delta$  bestimmt sich schließlich aus:

$$V_\delta = \sqrt{\exp(s_\Delta^2) - 1} \tag{Gl. 7-9}$$

Tab. 7-2 zeigt die statistischen Kennwerte zur Beschreibung der Unsicherheit des Nachweiskonzepts unter Anwendung der Vorschläge V-1 und V-2. Der Gesamtumfang der Untersuchung nach Abb. 7-3 wird dabei zusammengefasst betrachtet. Die Größe der Stichproben entspricht der Anzahl der Profile multipliziert mit der Anzahl der untersuchten Bauteillängen je Profil  $n = 27 \cdot 14 = 378$ .



Tab. 7-2: Mittelwertabweichung  $b$  und Variationskoeffizient  $V_\delta$  der statistischen Unsicherheit des Widerstandsmodells für die Vorschläge V-1 und V-2

Vorschlag V-1			Vorschlag V-2		
$n$	$b$	$V_\delta$	$n$	$b$	$V_\delta$
378	1,035	3,17 %	378	1,051	3,24 %

**Schritt 2: Unsicherheiten infolge der natürlichen Streuung der Größen der Basisvariablen  $X_i$**

Die Bewertung der Unsicherheiten aus den Streuungen der Basisvariablen erfordern Vorinformationen über die statistischen Verteilungsdichten der genannten Größen. Im Rahmen des Projektes SAFEBRICKTILE (2017) wurde eine umfangreiche statistische Auswertung der Materialkenngrößen und geometrischen Eigenschaften von warmgewalzten I-Profilen durchgeführt. In Zusammenarbeit mit mehreren europäischen Stahlherstellern (ArcelorMittal, Dillingen, Salzgitter, Stahlwerk-Thüringen, Tata Steel) wurden Datenbanken erstellt, auf deren Basis stochastische Parameter abgeleitet wurden (Klammerausdruck in Tab. 7-3 und Tab. 7-4). Im Anhang E der prEN 1993-1-1 werden diese Parameter in geringfügig abgeänderter und um mehrere Stahlsorten erweiterten Form zur Kalibrierung des Teilsicherheitsfaktors angegeben.

Tab. 7-3: Empfohlene stochastische Parameter für die Streckgrenze bei Blechdicken  $t \leq 40$  mm gemäß prEN 1993-1-1 und SAFEBRICKTILE (2017)

Stahlsorte	$f_{y,nom}$	$f_{ym}/f_{y,nom}$	$V_{fy}$
S 235	235	1,25	5,5 %
S 355	355	1,20	5,0 %
S 460	460	1,15	4,5 %
S 690	690	1,10	3,5 %

Tab. 7-4: Empfohlene stochastische Parameter für die Querschnittsabmessungen gewalzter I-Profile gemäß prEN 1993-1-1 und SAFEBRICKTILE (2017)

Abmessung	$b$	$h$	$t_w$	$t_f$
Mittelwert	$1,0 b_{nom}$	$1,0 h_{nom}$	$1,0 t_{w,nom}$	$0,98 t_{f,nom}$ $(0,975) t_{f,nom}$
$V_{cs}$	0,9 %	0,9 %	2,5 %	2,5 %

Darüberhinaus werden in der Tabelle E.1 der prEN 1993-1-1 (2020) folgende stochastische Parameter für den Elastizitätsmodul empfohlen:

$$E_m = 210.000 \text{ N/mm}^2$$

$$V_E = 3,0 \%$$

Für einfache Bemessungsmodelle reicht es aus, die Variationskoeffizienten der einzelnen Basisvariablen mit der folgenden Gleichung zu überlagern:

$$V_{rt}^2 = \sum V_{X,i}^2 \tag{Gl. 7-10}$$

Übertragen auf den vorliegenden Fall würde sich ein globaler Variationskoeffizient  $V_{rt}$  aus den Streuungen der Basisvariablen für die Stahlsorte S 235 von

$$V_{rt} = \sqrt{0,055^2 + 0,009^2 + 0,009^2 + 0,025^2 + 0,025^2 + 0,03^2} = 7,3\%$$

einstellen.

Bei komplexeren Bemessungsmodellen empfiehlt es sich, den Variationskoeffizienten  $V_{rt}$  unter Berücksichtigung des tatsächlichen Einflusses der einzelnen Basisvariablen nach Gl. 7-11 zu bestimmen:

$$V_{rt}^2 = \frac{1}{g_{rt}(\underline{X}_m)^2} \cdot \sum_{i=1} \left( \frac{\partial g_{rt}(X_i)}{\partial X_i} \cdot \sigma_i^2 \right)^2 \quad \text{Gl. 7-11}$$

Die partielle Ableitung  $\frac{\partial g_{rt}(X_i)}{\partial X_i}$  beschreibt dabei die effektive Auswirkung auf die Traglast infolge der Schwankung der einzelnen Basisvariablen. Die rechnerische Erfassung ist mit GMNIA möglich und wurde im Rahmen einer Parameterstudie an 15 Walzprofilen untersucht.

Tab. 7-5: Untersuchte Walzprofile zur Identifizierung der wirksamen Variationskoeffizienten der stochastisch schwankenden Basisvariablen

Profilgruppen				
Kompakt	Mittelschlank		Schlank	Sehr schlank
	$h/b \leq 1,2$	$h/b > 1,2$		
HEA 200	HEB 360	HEB 400	IPE 500	HEA 1000
HEB 200	HEM 320	HEM 340	HEA 550	HEM 800
HEM 200	HEAA 360	HEAA 400	HEM 650	HEAA 1000

In Abb. 7-4 sind die ermittelten effektiven Variationskoeffizienten  $V_{X,i}$  der einzelnen Basisvariablen und des daraus resultierenden integralen Variationskoeffizienten  $V_{rt}$  nach Gl. 7-11 in Abhängigkeit vom bezogenen Schlankheitsgrad dargestellt. Da der Einfluss aus der Schwankung der Basisvariablen von der Querschnittsform abhängig ist und für jedes Profil somit unterschiedliche Variationskoeffizienten vorliegen, sind in Abb. 7-4 die Mittelwerte der Variationskoeffizienten aus allen untersuchten Profilen aufgeführt.

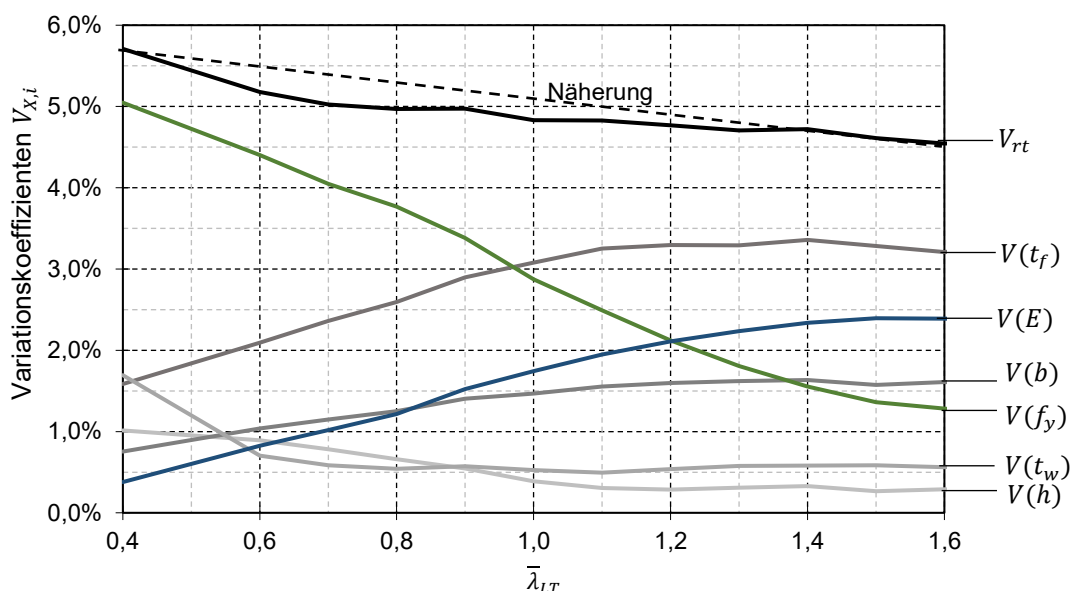


Abb. 7-4: Mittelwerte der Variationskoeffizienten für die einzelnen Basisvariablen und des integralen Variationskoeffizienten für verschiedene Walzprofile aus S 235 beansprucht durch eine konstante Streckenlast am Obergurt wirkend.

Der Einfluss infolge der statistischen Streuung der Streckgrenze nimmt mit zunehmender Schlankheit ab. Im gedrunenen Bereich bei  $\bar{\lambda}_{LT} = 0,4$  entspricht die wirksame Größe des Variationskoeffizienten

$V(f_y)$  annähernd dem Betrag des in Tab. 7-3 vorgegebenen Variationskoeffizienten  $V_{f_y, S235} = 5,5 \%$ . Daraus lässt sich schließen, dass im gedrunenen Bereich eine Veränderung der Größe der Streckgrenze eine Veränderung der Traglast mit nahezu dem gleichen Verhältnis bewirkt. Die Variationskoeffizienten des Elastizitätsmoduls  $V(E)$ , der Flanschdicke  $V(t_f)$  und der Profilhöhe  $V(b)$  nehmen mit steigender Schlankheit zu, während die Variationskoeffizienten für die Profilhöhe  $V(h)$  und die Stegdicke  $V(t_w)$  schlankheitsunabhängig auf niedrigem Niveau verbleiben. Bemerkenswert sind die hohen Werte für  $V(t_f)$  und  $V(b)$ , die im schlanken Bereich größer ausfallen, als die Vorgaben nach Tab. 7-3 ( $V_{t_f} = 2,5 \%$ ,  $V_b = 0,9 \%$ ). Der Variationskoeffizient  $V_{rt}$  nimmt mit zunehmender Schlankheit annähernd linear von  $V_{rt}(\bar{\lambda}_{LT} = 0,4) \approx 5,8 \%$  auf  $V_{rt}(\bar{\lambda}_{LT} = 1,6) \approx 4,6 \%$  ab.

In der Abb. 7-5 sind die mittleren Variationskoeffizienten für unterschiedliche Beanspruchungen und Stahlsorten aufgeführt. Die Variationskoeffizienten der Querschnittsabmessungen  $V(t_f)$ ,  $V(t_w)$ ,  $V(b)$  und  $V(h)$  werden dabei zu einem gemeinsamen Variationskoeffizienten  $V(CS)$  zusammengefasst. Bei der Darstellung des Variationskoeffizienten  $V_{rt}$  werden neben dem Mittelwertverlauf auch die Streuungen aus den einzelnen Maximal- und Minimalwerten (schraffierte hellblaue Fläche) aller untersuchten Profile nach Tab. 7-5 dargestellt.

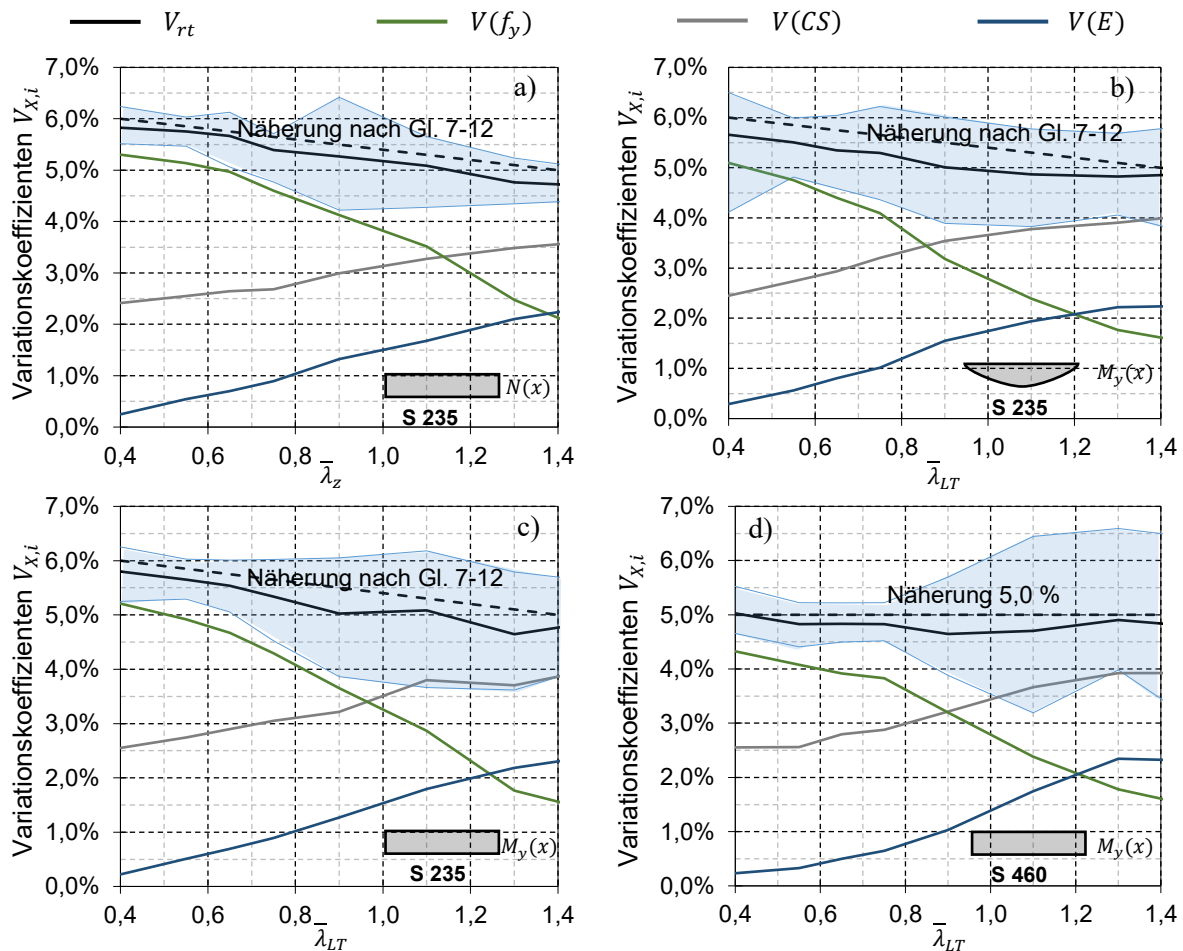


Abb. 7-5: Mittelwerte der Variationskoeffizienten für Basisvariablen und des Variationskoeffizienten  $V_{rt}$  für verschiedene Walzprofile, Beanspruchungsarten und Stahlsorten

Für die Berechnung des Bemessungswertes der Widerstandsfunktion  $r_d$  ist der Variationskoeffizient  $V_{rt}$  entscheidend. Aufgrund des relativ großen Variationskoeffizienten der Streckgrenze für die Stahlsorte S 235  $V_{f_y, S235} = 5,5 \%$  nimmt  $V_{rt}$  unabhängig von der Beanspruchungsart (Abb. 7-5 a, b und c) mit zunehmender Schlankheit ab. Dieser Verlauf lässt sich mit guter Näherung mit folgender Gleichung beschreiben:

$$V_{rt,S235}(\bar{\lambda}_{LT/z}) = 6,0\% - \frac{(\bar{\lambda}_{LT/z} - 0,4)}{100} \quad \text{Gl. 7-12}$$

Liegt der Berechnung die Stahlsorte S 460 zugrunde, so ist aufgrund des geringeren Variationskoeffizienten  $V_{fy,S460} = 4,5\%$  nach Tab. 7-3 keine ausgeprägte Schlankheitsabhängigkeit zu erkennen (Abb. 7-5 d). Daher wird für den Variationskoeffizienten  $V_{rt}$  ein fester Wert von  $V_{rt,S460} = 5,0\%$  empfohlen.

### Schritt 3: Unsicherheiten infolge des numerischen Modells

Die Entwicklung des Nachweiskonzepts unter Berücksichtigung von geometrischen Ersatzimperfektionen erfolgte auf der Basis von Traglasten, die numerisch mittels GMNIA generiert wurden. Die Komplexität realer Bauteile wird dabei in verallgemeinernder und vereinfachender Form idealisiert, wodurch zwangsläufig zusätzliche Modellunsicherheiten entstehen. Eine qualitative Erfassung dieser ist durch Nachrechnung von physikalischen Traglastversuchen und einer anschließenden statistischen Auswertung der dabei erzielten Abweichungen möglich.

Tab. 7-6 zeigt eine Übersicht der im Zuge der Validierung des numerischen Modellierungskonzepts mittels GMNIA ermittelten und experimentellen Traglasten (siehe Anhang B).

Tab. 7-6: Übersicht und Einteilung der experimentellen und theoretischen Traglasten

	Beanspruchungszustand							
	Biegebeanspruchung				Kombinierte Beanspruchung			
	Bez.	$r_{e,test}$ [kN]	$r_{e,num}$ [kN]	$\frac{r_{e,num}}{r_{e,test}}$	Bez.	$r_{e,test}$ [kN]	$r_{e,num}$ [kN]	$\frac{r_{e,num}}{r_{e,test}}$
Gewalzte Profile	BE-11	38,0	37,8	99,5%	BO-II-1	216,4	222,2	102,7%
	BE-14	21,9	22,2	101,6%	BO-II-1a	359,9	361,9	100,6%
	BE-16	20,5	19,5	95,2%	BO-II-2	539,9	527,7	97,7%
	BE-21	173,5	156,4	90,2%	BO-II-3	209,9	202,3	96,4%
	BE-221	131,3	128,2	97,6%	BO-II-4	488,6	428,0	87,6%
	BE-222	133,7	128,2	95,9%	BO-II-5	332,7	327,0	98,3%
	BE-24	110,0	103,5	94,1%	BO-II-6	688,3	611,0	88,8%
	BE-251	91,7	90,5	98,6%	BO-II-7	335,9	325,6	96,9%
	BE-252	103,8	98,5	94,9%	BO-II-8	223,8	205,3	91,7%
	BE-26	104,2	98,5	94,5%	BO-III-1	1453,2	1447,9	99,6%
					BO-III-2	1706,2	1744,1	102,2%
					BO-III-1a	1832,6	1777,8	97,0%
					BO-III-2a	1799,8	1774,9	98,6%
					BO-III-3	966,0	942,1	97,5%
					BO-III-4	749,4	757,1	101,0%
					BO-III-5	613,6	637,0	103,8%
				BO-III-6	669,0	592,7	88,6%	
Geschweißte Profile	C1	268,2	271,6	101,3%	H-314-30	5104,0	4695,1	92,0%
	C2	217,6	205,6	94,5%	H-314-60	3977,2	3786,0	95,2%
	C3	179,2	160,7	89,7%	H-266-45	2915,4	2737,9	93,9%
	C4	136,4	131,3	96,2%	H-266-75	2334,0	2220,1	95,1%
	C5	507,7	467,7	92,1%	H-218-30	2217,7	1953,3	88,1%
	C6	387,2	353,8	91,4%	H-218-60	1584,4	1510,0	95,3%
	C7	314,4	286,6	91,2%	H-170-45	1032,3	1014,8	98,3%
	C8	243,6	220,3	90,4%	H-170-75	789,1	822,5	104,2%

Die Versuche BO-II-9 bis BO-II-11 wurden aufgrund des vorwiegend ebenen Tragverhaltens nicht in die Auswertung mit einbezogen. Bei den Versuchen BE-121, BE-122, BE-151, BE-151, BE-13 und BE-

23 konnte bedingt durch große Querschnittsverdrehungen keine eindeutige Traglast numerisch definiert werden. Diese blieben ebenfalls außer Betracht.

Bei der Nachrechnung der Versuche wurden verschiedene Imperfektionsannahmen betrachtet. Die charakteristischen Imperfektionsannahmen nach Kapitel 3.1.5, bestehend aus der eigenformaffinen Vorverformung, skaliert auf  $e_0 = L/1000$ , in Kombination mit dem Eigenspannungsansatz nach Abb. 3-10, haben sich in den meisten Fällen als zu konservativ erwiesen. Da diese Annahmen den GMNIA Berechnungen zugrunde liegen, auf deren Basis die Kalibrierung der Ersatzimperfektionen erfolgte, wurden dennoch ausschließlich Traglasten unter Berücksichtigung dieser Imperfektionen bei der statistischen Evaluierung betrachtet.

Nach (Sedlacek & Stangenberg, 2000) können die Abweichungen zwischen den numerischen und experimentellen Ergebnissen bei der Sicherheitsbewertung in Form einer Mittelwertabweichung  $b_{num}$  und eines Variationskoeffizienten  $V_{\delta,num}$  berücksichtigt werden. Die Ermittlung der Mittelwertabweichung und des Variationskoeffizienten erfolgt nach der in DIN EN 1990 Anhang D geregelten standardisierten Vorgehensweise, die bereits in Schritt 1 beschrieben wurden. Aus dem Vergleich der mittels GMNIA erzielten Traglasten  $r_{e,num}$  mit den experimentellen Traglasten  $r_{e,test}$  wird die Mittelwertabweichung nach Gl. 7-13 ermittelt.

$$b_{num} = \frac{\sum r_{e,test} \cdot r_{e,num}}{\sum r_{e,num}^2} \tag{Gl. 7-13}$$

Abb. 7-6 zeigt die graphische Bedeutung der Mittelwertabweichung, die der mittleren Neigung der Wertepaare  $(r_{e,num,i}, r_{e,test,i})$  entspricht.

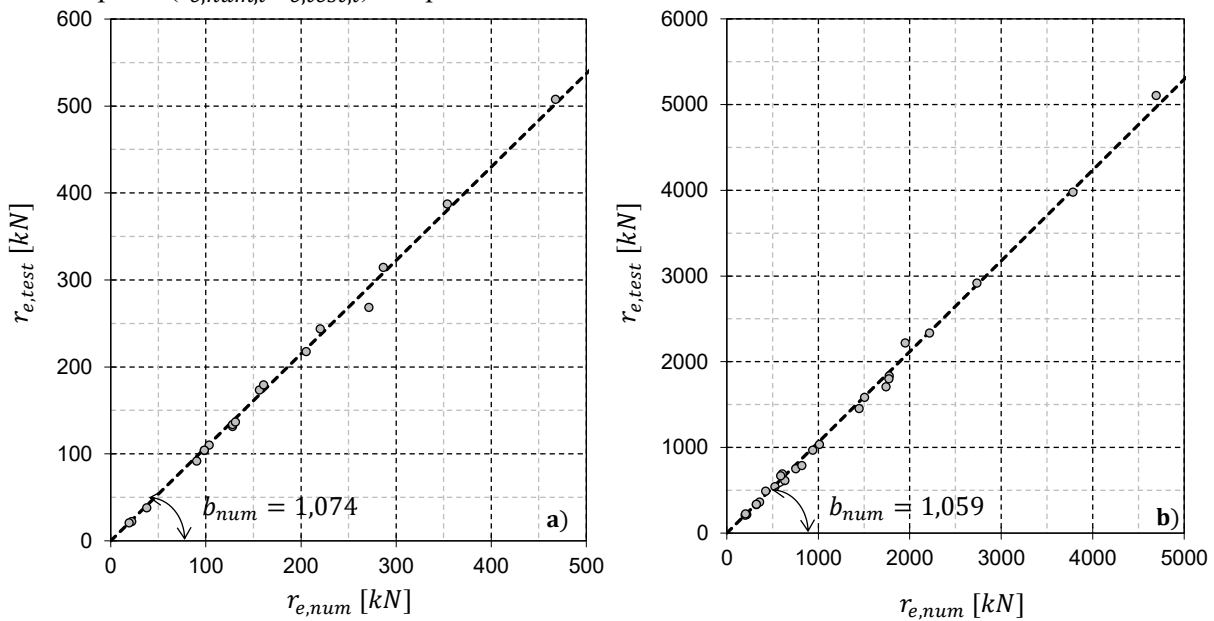


Abb. 7-6: Auswertung in Form von  $r_{e,test}$ - $r_{e,num}$ -Diagrammen. a) Versuche mit Biegebeanspruchung. b) Versuche unter kombinierter Beanspruchung

Die Schätzung des Variationskoeffizienten  $V_{\delta,num}$  erfolgt analog zu der im Schritt 1 beschriebenen Vorgehensweise (Gl. 7-5 bis Gl. 7-9). In der Tab. 7-7 sind die statistischen Kennwerte zur Beschreibung der Modellunsicherheit angegeben.

Tab. 7-7: Mittelwertabweichung  $b_{num}$  und Variationskoeffizient  $V_{\delta,num}$  der statistischen numerischen Modellunsicherheit

Biegebeanspruchung			Kombinierte Beanspruchung		
$n_{test}$	$b_{num}$	$V_{\delta,num}$	$n_{test}$	$b_{num}$	$V_{\delta,num}$
18	1,074	3,9 %	25	1,059	5,1 %

#### Schritt 4: Berechnung des Bemessungswertes der Widerstandsfunktion

Der Bemessungswert  $r_d$  der Widerstandsfunktion kann bei einer großen Anzahl an Ergebnissen ( $n > 30$ ) nach Gl. 7-14 bestimmt werden.

$$r_d = b \cdot g_{rt}(\underline{X}_m) \cdot \exp(-k_{d,\infty} \cdot \alpha_{rt} \cdot Q_{rt} - 0,5 \cdot Q^2) \quad \text{Gl. 7-14}$$

mit:

$b$  Mittelwertabweichung

$g_{rt}(\underline{X}_m)$  Widerstandsfunktion unter Ansatz von Mittelwerten für die Größen der Basisvariablen

$k_{d,\infty}$  Fraktilefaktor für den Bemessungswert und unendliche Anzahl an Stichproben:  
 $k_{d,\infty} = \alpha_E \cdot \beta = 0,8 \cdot 3,8 = 3,04$

$Q_{rt} = \sqrt{\ln(V_{rt}^2 + 1)}$  Standardabweichung infolge von Unsicherheiten der Basisvariablen

$Q_\delta = \sqrt{\ln(V_\delta^2 + 1)}$  Standardabweichung infolge von Unsicherheiten des Bemessungsmodells

$Q = \sqrt{\ln(V_{rt}^2 + V_\delta^2 + 1)}$  Standardabweichung infolge von Unsicherheiten der Basisvariablen und des Bemessungsmodells

$\alpha_{rt} = \frac{Q_{rt}}{Q}$  Wichtungsfaktor für  $Q_{rt}$

$\alpha_\delta = \frac{Q_\delta}{Q}$  Wichtungsfaktor für  $Q_\delta$

In (Sedlacek & Stangenberg, 2000) wird eine erweiterte Methode aufgeführt, die zusätzlich die Unsicherheiten des numerischen Berechnungsmodells berücksichtigt.

$$r_d = b \cdot g_{rt}(\underline{X}_m) \cdot b_{num} \cdot \exp(-k_{d,\infty} \cdot \alpha_{rt} \cdot Q_{rt} - k_{d,\infty} \cdot \alpha_\delta \cdot Q_\delta - k_{d,m} \cdot \alpha_{num} \cdot Q_{\delta,num} - 0,5 \cdot Q^2) \quad \text{Gl. 7-15}$$

mit:

$b_{num}$  Mittelwertabweichung der Traglasten nach GMNIA zu Versuchsergebnissen

$k_{d,m}$  Fraktilefaktor für den Bemessungswert des numerischen Modells

$Q_{\delta,num} = \sqrt{\ln(V_{\delta,num}^2 + 1)}$  Standardabweichung infolge von Unsicherheiten des numerischen Berechnungsmodells

$Q = \sqrt{\ln(V_{rt}^2 + V_\delta^2 + V_{\delta,num}^2 + 1)}$  Standardabweichung infolge von Unsicherheiten der Basisvariablen, des Bemessungsmodells und des numerischen Berechnungsmodells

$\alpha_{num} = \frac{Q_{\delta,num}}{Q}$  Wichtungsfaktor für  $Q_{\delta,num}$

Wird das numerische Berechnungsmodell durch eine begrenzte Anzahl an Versuchstraglasten ( $n_{test} < 30$ ) verifiziert, so ist der Fraktilefaktor  $k_{d,m}$  aus der Tabelle D.2 der DIN EN 1990 zu entnehmen. Für eine experimentelle Testanzahl von ca. 20 ergibt  $k_{d,m} \cong 3,64$ .

**Schritt 5: Berechnung des modifizierten Teilsicherheitsbeiwertes und Kalibrierung des Bemessungsmodells**

Für jedes einzelne Wertepaar kann ein modifizierter Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_M^*$  nach Gl. 7-16 ermittelt werden.

$$\gamma_M^* = \frac{r_n}{r_d} \tag{Gl. 7-16}$$

Werden mehrere Ergebnisse in einer Gruppe zusammengefasst, kann der zugehörige Teilsicherheitsbeiwert aus dem Mittelwert der einzelnen Stichproben nach Gl. 7-17 gebildet werden.

$$\gamma_M^* = \frac{1}{n} \cdot \sum \gamma_{M,i}^* \tag{Gl. 7-17}$$

Abb. 7-7 und Tab. 7-8 zeigen die statistische Bewertung der Zuverlässigkeit der im Kapitel 6.2 beschriebenen Regelungsvorschläge V-1 und V-2, angewendet auf gewalzte I-Profile aus S 235 und beansprucht durch einen konstanten Biegemomentverlauf. Die Auswertung erfolgt dabei für verschiedene Schlankheitsbereiche sowie **mit** ( $b_{num} = 1,074, V_{\delta,num} = 3,9 \%$ ) und **ohne** ( $b_{num} = 1,0, V_{\delta,num} = 0$ ) Berücksichtigung der Unsicherheiten des numerischen Modells bei GMNIA.

Unter der Betrachtung des gesamten Schlankheitsbereichs ( $0 < \bar{\lambda}_{LT} < 3,0$ ) beträgt für alle Vorschläge und Querschnittsnachweisarten der erforderliche modifizierte Teilsicherheitsbeiwert maximal  $\gamma_M^* = 1,037$  (V-1, I-2), siehe Tab. 7-8. Dennoch ist eine Inkonsistenz in Form eines mit zunehmender Schlankheit höher erforderlichen modifizierten Teilsicherheitsbeiwertes festzustellen. Damit steht es im Widerspruch mit der Bemessungsphilosophie des Eurocodes, die auf den Ansatz von konstanten Teilsicherheitsbeiwerten beruht.

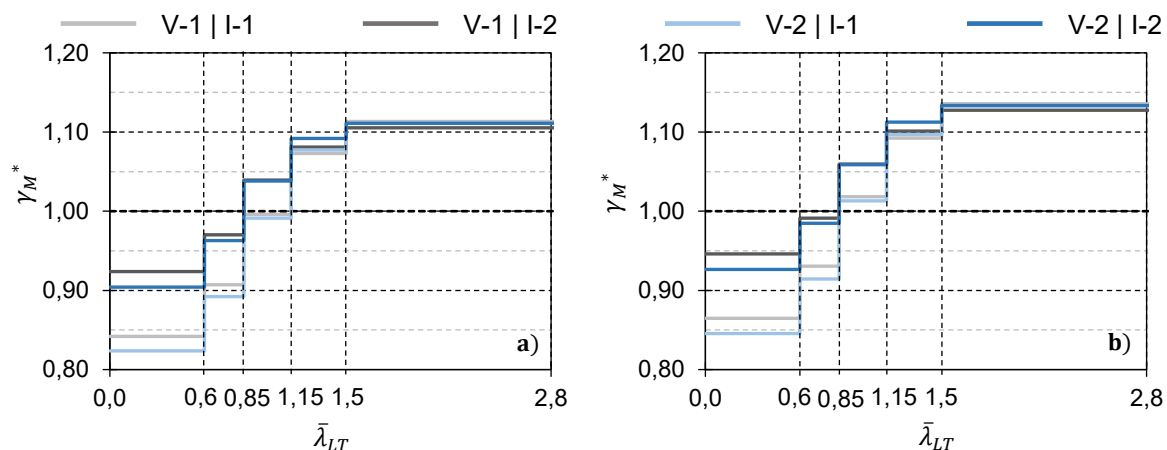


Abb. 7-7: Graphische Darstellung des modifizierten Teilsicherheitsbeiwertes aus Tab. 7-8. In a) **mit** und in b) **ohne** Berücksichtigung der Unsicherheit des numerischen Modells

Tab. 7-8: Statistische Kennwerte und modifizierte Teilsicherheitsbeiwerte für gewalzte I-Profile aus S 235 unter konstanter Momentenverteilung

Vorschlag V-1 (IMP-1)   Querschnittsnachweis: Elastisch (I-1)							
				$b_{num} = 1,074   V_{\delta,num} = 3,9\%$		$b_{num} = 1,0   V_{\delta,num} = 0$	
$\bar{\lambda}_{LT}$	$n$	$b$	$Q_{\delta}$	$Q$	$\gamma_M^*$	$Q$	$\gamma_M^*$
0,00 - 0,60	90	1,16	2,99%	7,74%	<b>0,842</b>	6,70%	<b>0,865</b>
0,60 - 0,85	83	1,10	3,23%	7,59%	<b>0,907</b>	6,52%	<b>0,931</b>
0,85 - 1,15	79	1,05	2,27%	7,03%	<b>0,996</b>	5,85%	<b>1,018</b>
1,15 - 1,50	53	1,04	1,54%	6,58%	<b>1,073</b>	5,30%	<b>1,092</b>
1,50 - 3,00	71	1,05	3,73%	6,80%	<b>1,113</b>	5,58%	<b>1,136</b>
0,00 - 3,00	376	1,11	5,09%	8,06%	<b>0,964</b>	7,06%	<b>1,004</b>
Vorschlag V-1 (IMP-1)   Querschnittsnachweis: Plastisch (I-2)							
				$b_{num} = 1,074   V_{\delta,num} = 3,9\%$		$b_{num} = 1,0   V_{\delta,num} = 0$	
$\bar{\lambda}_{LT}$	$n$	$b$	$Q_{\delta}$	$Q$	$\gamma_M^*$	$Q$	$\gamma_M^*$
0,00 - 0,60	90	1,05	1,57%	7,32%	<b>0,924</b>	6,20%	<b>0,946</b>
0,60 - 0,85	83	1,02	1,23%	6,99%	<b>0,970</b>	5,80%	<b>0,991</b>
0,85 - 1,15	79	1,02	1,08%	6,74%	<b>1,039</b>	5,50%	<b>1,060</b>
1,15 - 1,50	53	1,04	1,91%	6,67%	<b>1,081</b>	5,42%	<b>1,101</b>
1,50 - 3,00	71	1,06	3,75%	6,81%	<b>1,105</b>	5,59%	<b>1,128</b>
0,00 - 3,00	376	1,03	2,84%	6,87%	<b>1,002</b>	5,66%	<b>1,037</b>
Vorschlag V-2 (IMP-2)   Querschnittsnachweis: Elastisch (I-1)							
				$b_{num} = 1,074   V_{\delta,num} = 3,9\%$		$b_{num} = 1,0   V_{\delta,num} = 0$	
$\bar{\lambda}_{LT}$	$n$	$b$	$Q_{\delta}$	$Q$	$\gamma_M^*$	$Q$	$\gamma_M^*$
0,00 - 0,60	90	1,19	2,77%	7,66%	<b>0,824</b>	6,60%	<b>0,846</b>
0,60 - 0,85	83	1,12	2,81%	7,43%	<b>0,892</b>	6,33%	<b>0,914</b>
0,85 - 1,15	79	1,06	2,30%	7,04%	<b>0,991</b>	5,86%	<b>1,013</b>
1,15 - 1,50	53	1,04	1,58%	6,58%	<b>1,077</b>	5,31%	<b>1,097</b>
1,50 - 3,00	71	1,04	3,70%	6,78%	<b>1,111</b>	5,56%	<b>1,133</b>
0,00 - 3,00	376	1,12	5,79%	8,51%	<b>0,965</b>	7,58%	<b>1,006</b>
Vorschlag V-2 (IMP-2)   Querschnittsnachweis: Plastisch (I-2)							
				$b_{num} = 1,074   V_{\delta,num} = 3,9\%$		$b_{num} = 1,0   V_{\delta,num} = 0$	
$\bar{\lambda}_{LT}$	$n$	$b$	$Q_{\delta}$	$Q$	$\gamma_M^*$	$Q$	$\gamma_M^*$
0,00 - 0,60	90	1,08	1,89%	7,39%	<b>0,904</b>	6,28%	<b>0,926</b>
0,60 - 0,85	83	1,04	1,88%	7,13%	<b>0,963</b>	5,97%	<b>0,985</b>
0,85 - 1,15	79	1,02	1,34%	6,79%	<b>1,038</b>	5,56%	<b>1,059</b>
1,15 - 1,50	53	1,03	1,87%	6,66%	<b>1,092</b>	5,40%	<b>1,112</b>
1,50 - 3,00	71	1,05	3,77%	6,82%	<b>1,111</b>	5,60%	<b>1,133</b>
0,00 - 3,00	376	1,05	2,97%	6,92%	<b>0,989</b>	5,73%	<b>1,024</b>



Die Zuverlässigkeitsbewertung des Ersatzstabverfahrens nach prEN 1993-1-1 führt zu einem ähnlich schlankheitsabhängigen Resultat, siehe Abb. 7-8. In (Simões da Silva et al., 2019) wurde für das Ersatzstabverfahren der modifizierte Teilsicherheitsbeiwert nach dem in DIN EN 1990 Anhang D geregelten Verfahren abgeleitet (Abb. 7-8 gelbe Linie). Aus der Berücksichtigung der statistischen Streuung der Streckgrenze, der Querschnittsabmessungen und des Elastizitätsmoduls resultiert mit zunehmender Schlankheit ein steigender Teilsicherheitsbeiwert.

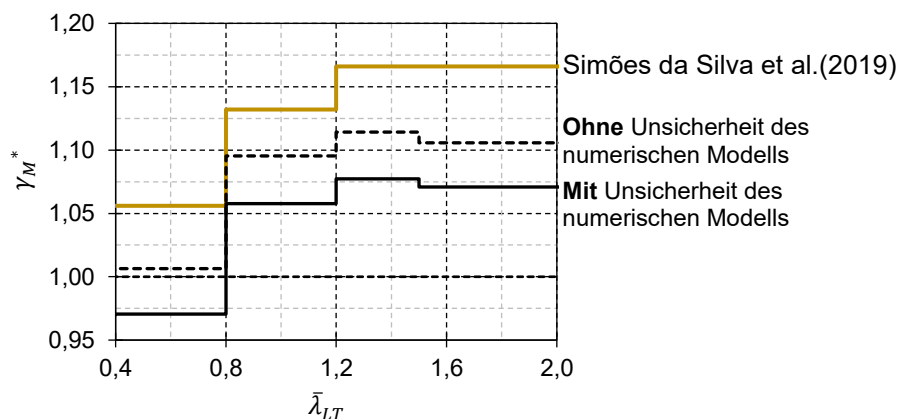


Abb. 7-8: Graphische Darstellung des modifizierter Teilsicherheitsbeiwert für das Ersatzstabverfahren

Die Ursachen für dieses Phänomen können aus der näheren Betrachtung der Gleichung zur Bestimmung des modifizierten Teilsicherheitsbeiwertes nachvollzogen werden, die für kleine Variationskoeffizienten ( $V < 0,2$ ) und unter Vernachlässigung der Modellunsicherheiten für GMNIA näherungsweise entspricht:

$$\gamma_M^* = \frac{r_n}{r_d} = \frac{g_{rt}(X_{nom})}{b \cdot g_{rt}(X_m) \cdot \exp(-k_{d,\infty} \alpha_{rt} Q_{rt} - 0,5 \cdot Q^2)} \approx \frac{1}{b} \cdot \frac{g_{rt}(X_{nom})}{g_{rt}(X_m)} \cdot \frac{1}{(1 - 3,04 \cdot V)} \quad \text{Gl. 7-18}$$

Dabei beschreibt der Variationskoeffizient  $V$  das statistische Gesamtstreumaß der Widerstandsfunktion. Es umfasst die aus den Streuungen der Basisvariablen herrührenden Traglastauswirkungen und die Genauigkeit des Nachweisverfahrens, wirklichkeitsnahe Traglasten wiedergeben zu können. Nach Abb. 7-5 c) nimmt der Variationskoeffizient  $V_{rt}$ , der den tatsächlichen Traglasteinfluss aus den stochastisch veränderlichen Basisvariablen erfasst, mit zunehmender Schlankheit geringfügig ab. Die Genauigkeit des Nachweisverfahrens ist ebenfalls schlankheitsabhängig. Die Kalibrierung der Imperfektionsgrößen basiert auf dem Vergleich von Traglasten nach GMNIA, die prinzipiell im mittleren Schlankheitsbereich die größten Ersatzimperfektionen erfordern. Der pauschale schlankheitsunabhängige Ansatz dieser Maximalgrößen führt zu einer guten Übereinstimmung bei mittleren Schlankheitsgraden und einer Unterschätzung in Verbindung mit einem Verlust an Genauigkeit im niedrigen und hohen Schlankheitsbereich. Die Überlagerung der beiden genannten Effekte führt zu einem annähernd konstanten globalen Variationskoeffizienten um 5 - 7 %.

Die Mittelwertabweichung  $b$  entspricht dem Verhältnis zwischen der Traglast nach GMNIA und der Traglast aus der Anwendung des Nachweiskonzepts mit nominellen Basisvariablen  $g_{rt}(X_{nom})$ . Aus den bereits genannten Gründen nimmt  $b$  im mittleren Schlankheitsbereich die geringste Größe an und steigt mit zunehmender Schlankheit.

Entscheidend für die schlankheitsabhängige Charakteristik des Teilsicherheitsbeiwertes ist das Verhältnis zwischen der Traglast unter Annahme von nominellen Basisvariablen  $g_{rt}(X_{nom})$  zur Traglast basierend auf stochastischen Mittelwerten  $g_{rt}(X_m)$ . Gemäß DIN EN 1993-1-1 wird die Größe des Elastizitätsmoduls  $E$  und der Querschnittsabmessungen, abgesehen von der Flanschdicke  $t_f$ , mit den statistischen Mittelwerten angegeben, siehe Tab. 7-1 und Tab. 7-4. Die nominelle Flanschdicke überschätzt sogar die mittlere statistischen Größenordnung mit  $t_{f,m} = 0,975 \cdot t_{f,nom}$ . Lediglich bei der nominellen Streckgrenze werden Fraktilwerte vorgegeben, die eine geringe Unterschreitungswahr-

scheinlichkeit bei realen Bauteilen aufweisen, siehe Tab. 7-1 und Tab. 7-3. Während bei Festigkeitsproblemen der Ansatz einer charakteristischen Streckgrenze ausreichend ist, um im Grenzzustand der Tragfähigkeit ein adäquates Sicherheitsmaß zu gewährleisten, treten bei Stabilitätsproblemen weitere Kenngrößen in den Vordergrund. Mit steigender Schlankheit wird die Traglast zunehmend durch die Bauteilsteifigkeit beeinflusst. Neben dem Elastizitätsmodul als Materialparameter wirkt sich auch die Flanschblechdicke signifikant auf die Querschnittssteifigkeit aus. Dadurch nimmt das Verhältnis  $g_{rt}(X_{nom}) / g_{rt}(X_m)$  mit steigender Schlankheit zu, bis im sehr schlanken Bereich  $\bar{\lambda}_{LT} > 2,0$  die Traglast unter Ansatz von nominellen Basisvariablen sogar höher ausfällt als unter Berücksichtigung von Mittelwerten.

Die Berücksichtigung der Unsicherheit des numerischen Modells hat einen positiven Effekt auf den Teilsicherheitsbeiwert. Durch die zusätzliche Mittelwertabweichung  $b_{num}$  bei geringer Erhöhung des globalen Variationskoeffizienten  $V$  mindert es den erforderlichen Teilsicherheitsbeiwert um fast 4 % ab. Dadurch werden indirekt die ungünstigen Imperfektionsannahmen bei GMNIA berücksichtigt, deren Ansatz tendenziell die experimentell erfassten Traglasten unterschätzt. Die statistischen Kenngrößen  $b_{num}$  und  $V_{\delta,num}$  weisen eine hohe Sensitivität hinsichtlich der vorhandenen Datenbasis auf. Dem daraus resultierenden Fehlerpotenzials kann durch eine Erweiterung des Datenpools begegnet werden.

Die beschriebenen Zusammenhänge können anhand Abb. 7-9 nachvollzogen werden. Im Diagramm sind die Traglastkurven nach GMNIA und aus der Berechnung nach Theorie II. Ordnung unter Berücksichtigung von Ersatzimperfektionen nach Vorschlag V-2 exemplarisch für ein IPE 500 aus S 235 aufgezeigt. Die Traglastberechnung nach Theorie II. Ordnung erfolgt einerseits unter Ansatz von nominellen Basisvariablen  $g_{rt}(X_{nom})$  mit  $f_{y,nom} = 235$  MPa und  $t_{f,nom} = 16$  mm sowie unter Verwendung von Mittelwerten  $g_{rt}(X_m)$  mit  $f_{y,m} = 1,25 \cdot 235 = 294$  MPa und  $t_{f,m} = 0,975 \cdot 16 = 15,6$  mm. Alle anderen Parameter ( $E, b, t_w, h, r$ ) sind bei beiden Berechnungen identisch. Zusätzlich werden statistische Grenzkurven mit und ohne Berücksichtigung der Unsicherheit aus dem numerischen Modell dargestellt, deren Verlauf die Bedingung  $\gamma_M^* = 1,0$  erfüllt.

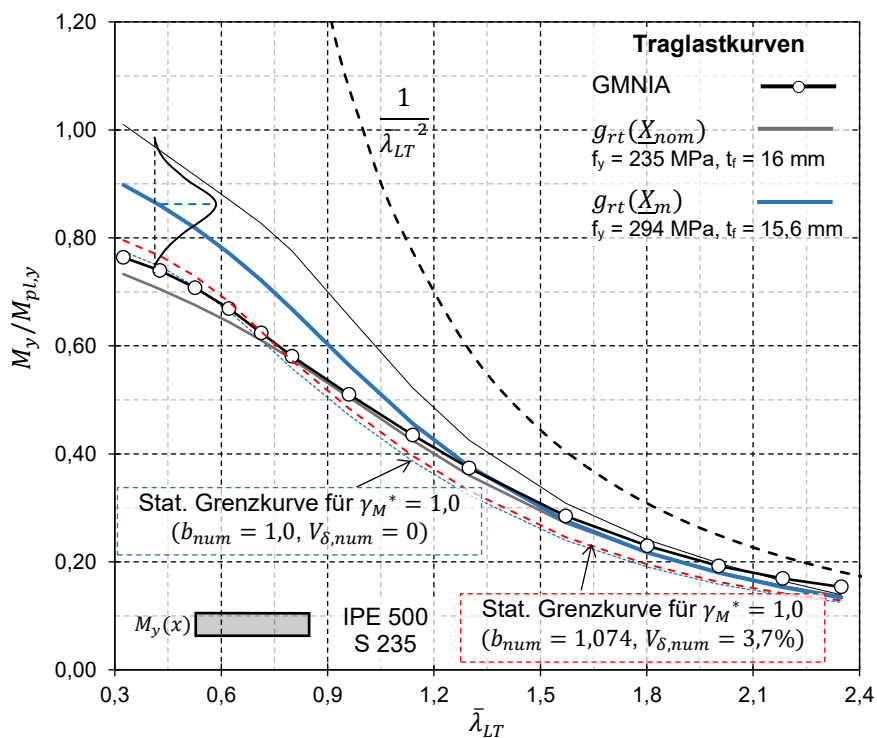


Abb. 7-9: Statistische Traglastkurven für  $\gamma_M^* = 1,0$  sowie Traglastkurven nach GMNIA und unter Berücksichtigung von Ersatzimperfektionen nach Vorschlag V-1 (plastischer Querschnittsnachweis) mit nominellen Basisvariablen  $g_{rt}(X_{nom})$  und Mittelwerten  $g_{rt}(X_m)$  für IPE 500 aus S 235

Im gedrunenen Schlankheitsbereich  $\bar{\lambda}_{LT} < 0,7$  verläuft die nominelle Traglastkurve  $g_{rt}(\underline{X}_{nom})$  unterhalb der statistischen Grenzkurven, so dass ein Sicherheitsbeiwert  $\gamma_M^* \leq 1,0$  erforderlich ist. Mit zunehmender Schlankheit nähert sich die nominelle Kurve der Traglastkurve unter Ansatz von Mittelwerten  $g_{rt}(\underline{X}_m)$  an. Obwohl die wirklichkeitsnahe Kurve nach GMNIA höhere Traglasten ergibt, werden durch die ausgeprägten Streumaße der Basisvariablen und des unzureichenden Sicherheitsniveaus, das mit dem Ansatz von statistischen Mittelwerten für den Elastizitätsmodul und Querschnittsabmessungen einhergeht, mit zunehmender Schlankheit höhere Teilsicherheitsbeiwerte notwendig.

Bei geschweißten I-Profilen sind im mittleren Schlankheitsbereich die größten Teilsicherheitsbeiwerte erforderlich, siehe Abb. 7-10.

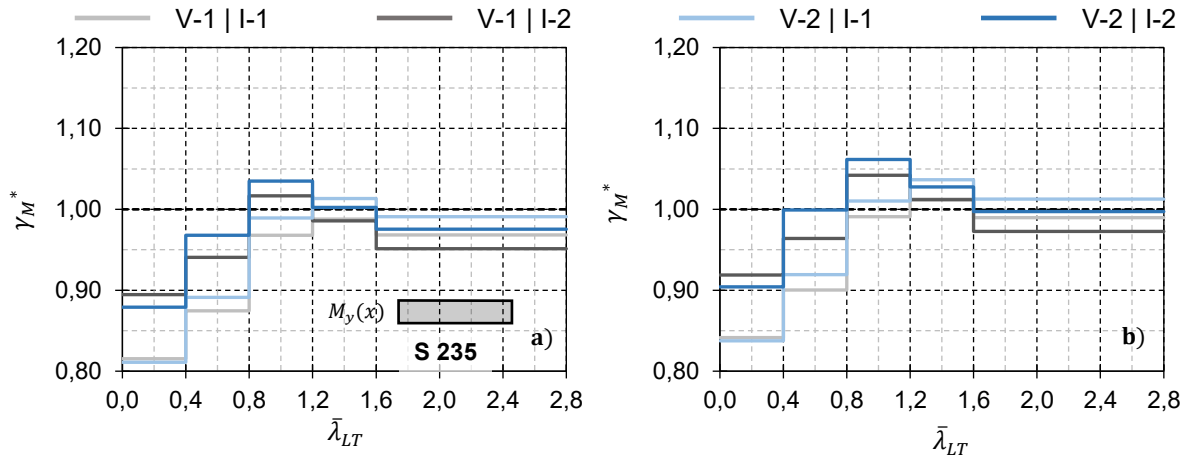


Abb. 7-10: Modifizierter Teilsicherheitsbeiwert für geschweißte I-Profile aus S 235 unter konstanten Momentenverlauf. In a) mit und in b) ohne Berücksichtigung der Unsicherheit des numerischen Modells

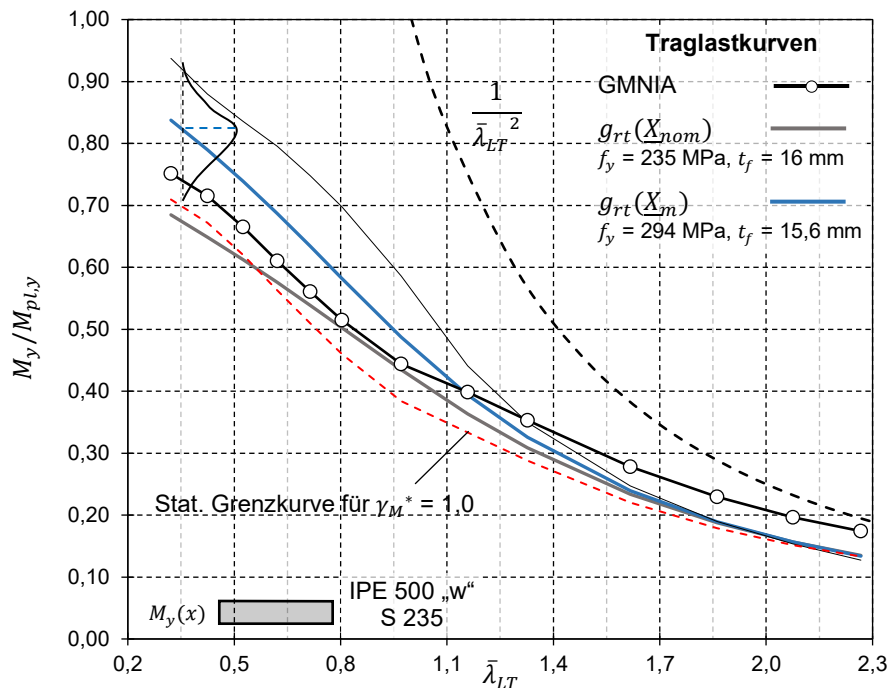


Abb. 7-11: Statistische Traglastkurven für  $\gamma_M^* = 1,0$  sowie Traglastkurven nach GMNIA und unter Berücksichtigung von Ersatzimperfektionen nach Vorschlag V-1 (plastischer Querschnittsnachweis) mit nominellen Basisvariablen  $g_{rt}(\underline{X}_{nom})$  und Mittelwerten  $g_{rt}(\underline{X}_m)$  für ein geschweißtes IPE 500 „w“ Profil aus S 235

Der typische Verlauf der zugehörigen Traglastkurven nach GMNIA weist bei mittlerer Schlankheit einen Knick auf (Abb. 7-11). Die ungünstige Eigenspannungsverteilung bei geschweißten I-Profilen nach Abb. 3-10, die in den Gurten eine konstante Druckspannung von 20 % der Streckgrenze aufweist, führt zu einer deutlichen Reduzierung der Traglast im gedrunenen und mittelschlanken Bereich. Im

hohen Schlankheitsbereich beeinflusst überwiegend die Bauteilsteifigkeit das Tragverhalten. Fließzonenausbildung spielt bei schlanken Bauteilen eine untergeordnete Rolle, wodurch der Einfluss aus dem Eigenspannungsansatz an Bedeutung verliert. Bei der elastischen Berechnung unter Berücksichtigung von Ersatzimperfektionen kann dieser mit zunehmender Schlankheit schwindende negative Einfluss infolge Eigenspannung nicht berücksichtigt werden. Zusätzlich wirkt sich im hohen Schlankheitsbereich die unterschiedliche Art der Berücksichtigung der geometrischen Nichtlinearität aus. Bei der Berechnung nach GMNIA wird die geometrische Nichtlinearität (Theorie großer Verformungen) genauer erfasst als mit der Theorie II. Ordnung. Gerade bei den torsionsweicherer geschweißten Profilen und der damit einhergehenden größeren Querschnittsverdrehung können nach GMNIA Traglasten ermittelt werden, die größer sind als die Verzweigungslast. Beide Effekte führen dazu, dass im hohen Schlankheitsbereich eine wesentlich geringere Traglast als nach GMNIA erzielt wird. Ausschlaggebend für den geringen Teilsicherheitsfaktor ist in diesem Fall die hohe Mittelwertabweichung  $b$  in Gl. 7-17.

Höher- und hochfeste Baustähle erfordern im gedrunenen Bereich höhere Teilsicherheitsbeiwerte. Die nominelle Streckgrenze weist einen geringeren Verhältniswert zum Mittelwert auf als bei normalfesten Baustählen, siehe Tab. 7-3. Im gedrunenen Bereich ist der Unterschied zwischen Traglasten unter Ansatz von Mittelwerten  $g_{rt}(X_m)$  und mit nominellen Größen  $g_{rt}(X_{nom})$  geringer, was höhere Teilsicherheitsbeiwerte zur Folge hat, siehe Abb. 7-12.

Der Einfluss aus der Momentenverteilung ist hingegen als vernachlässigbar zu bewerten, sofern das Nachweiskonzept die Eigenschaft besitzt, variierende Lastformen präzise wiederzugeben. Bei der linearen Momentenverteilung und bei der konstanten Streckenbelastung am Obergurt einwirkend (Abb. 7-12) ergeben sich im mittleren und hohen Schlankheitsbereich gleichwertige Teilsicherheitsfaktoren wie beim konstanten Momentenverlauf in Abb. 7-7.

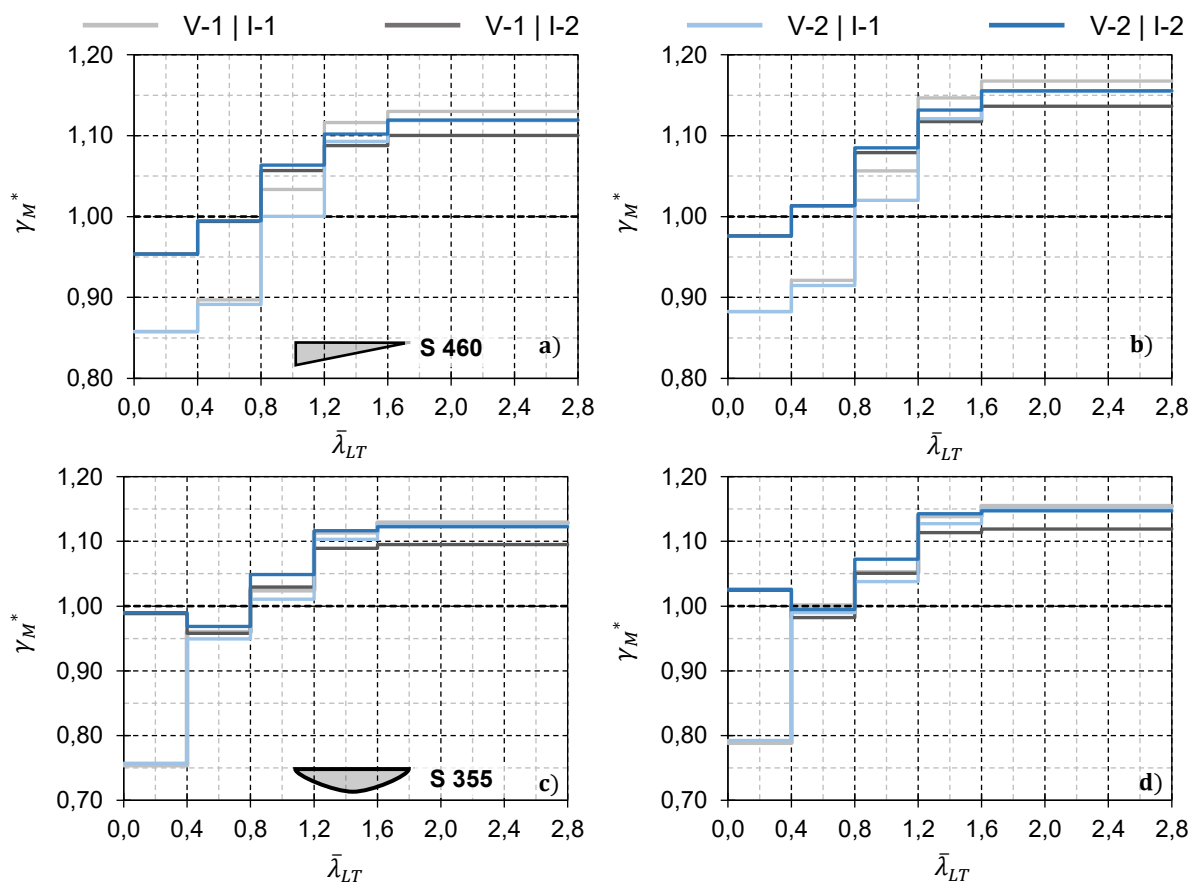


Abb. 7-12: Modifizierter Teilsicherheitsbeiwert für gewalzte I-Profile. In a) & b) aus S 460 und unter linearen Momentenverlauf. In c) & d) aus S 355 und konstanter Gleichstrecklast am Obergurt wirkend. In a) & c) **mit** und in b) & d) **ohne** Berücksichtigung der Unsicherheit des numerischen Modells

### 7.3 Wirkung des Teilsicherheitsbeiwerts bei Berechnung nach Theorie II. Ordnung

Die Anwendung der in DIN EN 1990 Anhang D beschriebenen statistischen Verfahren zur Ableitung des Teilsicherheitsbeiwertes beruhen auf der Annahme einer konstanten Effektivität dessen, die Tragfähigkeit wirksam abzumindern. Der Ansatz eines Teilsicherheitsfaktors von beispielsweise  $\gamma_M = 1,10$  sollte daher stets eine Reduzierung der Traglast um 10 % bewirken. Bei Berechnungen nach Theorie II. Ordnung ergeben sich jedoch Abhängigkeiten, die mit der gegenwärtigen Regelungspraxis der DIN EN 1993-1-1 nicht vereinbar sind.

Abb. 7-13 a) zeigt die Traglastkurve eines Biegeträgers, dessen Streckgrenze exemplarisch um einen Teilsicherheitsbeiwert von  $\gamma_M = 1,2$  abgemindert ist. Daraus wird im gedrunenen Schlankheitsbereich, in dem die Festigkeit und die Querschnittstragfähigkeit entscheidend sind, eine effektive Traglastminderung von annähernd 20 % erzwungen. Mit zunehmender Schlankheit nähert sich die Traglastkurve der charakteristischen Kurve an, deren Streckgrenze nicht durch einen Teilsicherheitsbeiwert reduziert ist. Im schlanken Bereich bildet die Verzweigungslast den absoluten oberen Grenzwert. Die Traglastkurven, mit und ohne Berücksichtigung des Teilsicherheitsbeiwertes, schmiegen sich asymptotisch der Eulerkurve an, die wiederum unabhängig von der Streckgrenze ist. Um im schlanken Bereich eine effektive Traglastminderung zu erzwingen, muss die Systemsteifigkeit abgemindert werden, was einer Verschiebung bzw. Abminderung der Eulerkurve gleichkommt.

In Abb. 7-13 b) ist der Vergleich von rechnerischen Tragfähigkeiten nach einer GNIA-Berechnung ohne und mit abgeminderter Streckgrenze durch einen Teilsicherheitsbeiwert von  $\gamma_M = 1,2$  dargestellt. Die schlankheitsabhängige Abnahme der Wirkung ist offensichtlich und beträgt bei einem Schlankheitsgrad  $\bar{\lambda}_{LT} > 1,5$  unter 30 %.

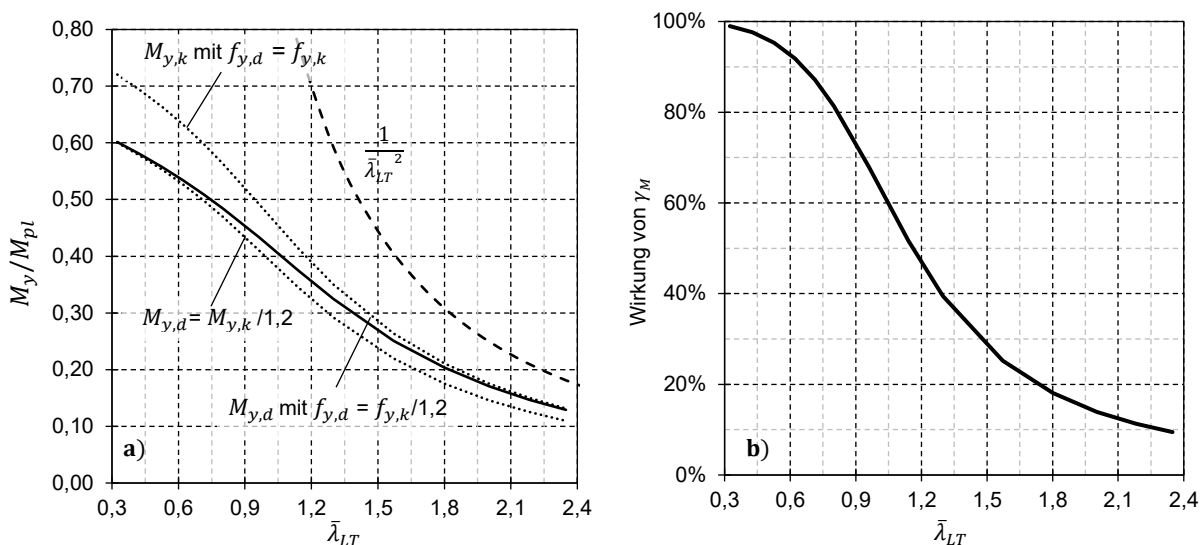


Abb. 7-13: Traglastauswirkung infolge Teilsicherheitsbeiwert. a) Traglastkurven mit und ohne Abminderung der Streckgrenze durch den Teilsicherheitsbeiwert. b) Wirkung des Teilsicherheitsbeiwertes zur Reduktion der Tragfähigkeit in Abhängigkeit vom Schlankheitsgrad

Eine schlankheitsunabhängige Minderung der Traglast bei einer Theorie II. Ordnung Analyse ist somit nur möglich, wenn die Streckgrenze und der Elastizitätsmodul durch den Teilsicherheitsbeiwert dividiert werden. Werden in den Nationalen Anhängen zur EN 1993-1-1 abweichende Vorgaben hinsichtlich des Teilsicherheitsbeiwertes  $\gamma_M$  gegeben, könnten aus der zuvor beschriebenen Problematik unerwünschte Sicherheitsdefizite resultieren, sofern nur die Streckgrenze abgemindert wird. Vor diesem Hintergrund ist zu erwähnen, dass sich eine Erhöhung der Größe der Ersatzimperfektion nur im mittleren Schlankheitsbereich effektiv auswirkt. Im hohen Schlankheitsbereich ist der traglastmindernde Einfluss ebenfalls rückläufig.

## 8 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit dem Biegedrillknicknachweis nach Theorie II. Ordnung unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfectionen. Obwohl dieses Nachweisverfahren schon seit mehreren Jahrzehnten Gegenstand von Bemessungsnormen ist, weisen die aktuellen Regelungen nach prEN 1993-1-1 (2020) Schwächen auf. Durch die pauschale Vorgabe der Imperfektionsgrößen, ergeben sich für die meisten Anwendungsfälle unwirtschaftliche Resultate, sofern die plastische Querschnittstragfähigkeit mit der linearen Interaktion ermittelt wird. Nichtlineare plastische Interaktionsbeziehungen, die die gleichzeitige Wirkung der Schnittgrößen  $M_y$ ,  $M_z$ ,  $B$  und  $N$  erfassen, werden in prEN 1993-1-1 nicht geregelt. Die Wirksamkeit der vorgegebenen Imperfektionsform, die als eine Vorkrümmung um die schwache Profilachse anzusetzen ist, die Traglast stabilitätsgefährdeter Bauteile abzumindern, weist eine hohe Abhängigkeit von der Momentenverteilung  $M_y(x)$  auf. Bei bestimmten Momentenverläufen ergeben sich daraus Traglasten, die höher ausfallen (siehe Abb. 6-11), als genaue Berechnungsverfahren (GMNIA) erzielen.

Diesem unbefriedigenden Zustand wurde durch eine umfangreiche Parameterstudie begegnet, deren Zielsetzung darin bestand, die Traglasteinflüsse aus verschiedenen individuellen Parametern (Größe und Form von geometrischen Ersatzimperfectionen, Bauteillänge, Profilgeometrie, Herstellungsart, Stahlsorte, Beanspruchungsart, Biegemomentverlauf, Interaktionsbeziehung beim Querschnittsnachweis) zu identifizieren und unter Berücksichtigung des interagierenden Charakters der jeweiligen Parameter untereinander qualitativ zu bewerten. In einer begleitenden Parameterstudie wurden Traglasten nach GMNIA bestimmt, die als Referenzmaß dienten.

Es konnte festgestellt werden, dass die Anwendung nichtlinearer Interaktionsbeziehungen beim plastischen Querschnittsnachweis wesentliche Nachteile mit sich bringen. Aus der Untersuchung verschiedener plastischer Interaktionsverfahren hat sich die lineare Interaktion als am geeignetsten für den Querschnittsnachweis erwiesen. Neben der einfacheren Handhabung ergeben sich aus deren Anwendung über einen größeren Schlankheitsbereich bessere Übereinstimmungen mit GMNIA als aus der Verwendung von nichtlinearen Interaktionsbeziehungen. Ursache hierfür ist die geringere erforderlichen Ersatzimperfektionsgröße und die Tatsache, dass im hohen Schlankheitsbereich die Interaktionsbeziehung nur minimal die Traglast beeinflusst und kleinere Imperfektionsgrößen grundsätzlich zu besseren Übereinstimmungen mit genauen Traglasten führen (Kapitel 4.3).

Basierend auf den gesammelten Erkenntnissen wurden Regelungsvorschläge mit detaillierter Vorgabe der geometrischen Ersatzimperfektion in Abhängigkeit von mehreren Parametern (Beanspruchungsart, Momentenverteilung über die Bauteillänge, Materialstreckgrenze, geometrische Form der Imperfektion, Art des Querschnittsnachweises und Querschnittsgeometrie) entwickelt. Da die Imperfektionsform das Tragverhalten biegebeanspruchter Bauteile signifikant beeinflusst, wurden zwei unterschiedliche Regelungsvorschläge V-1 (siehe Kapitel 6.2.2) und V-2 (siehe Kapitel 6.2.3) für diese Beanspruchungsart angegeben. Im Hinblick auf die baupraktische Anwendbarkeit ergeben sich insbesondere in der Berücksichtigung unterschiedlicher Biegemomentverläufe die markantesten Unterschiede der beiden Regelungsvorschläge. Während bei der eigenformaffinen Ersatzimperfektion der konstante Momentenverlauf die größten auf die Bauteillänge bezogenen Imperfektionen erfordert und dadurch aus Vereinfachungsgründen und auf der sicheren Seite liegend ein pauschaler Ansatz dieser Größe auf beliebige Momentenverläufe übertragbar ist, erfordern geometrische Ersatzimperfektionen in Form einer seitlichen Vorkrümmung stets die Berücksichtigung der Momentenverläufe zur Erzielung sicherer Ergebnisse. Durch die Wirkung einer zusätzlichen Drucknormalkraft nimmt die Abhängigkeit von der Imperfektionsform ab. Mit dem Verhältniswert  $n_v$  nach Gl. 6-4 wurde ein Grenzkriterium eingeführt, das in Abhängigkeit von der einwirkenden Schnittgrößen  $N$  und  $M_y$  und dem Bezug zu den Normalkraft- und Momententragfähigkeit des betrachteten Querschnitts zu bestimmen ist und vor der eigentlichen geometrisch nichtlinearen Analyse (GNIA) berechnet werden kann. Ab einem Verhältniswert von  $n_v = 0,2$  ist eine ausgeprägte Beeinflussung des Tragverhaltens durch die Druckbeanspruchung

gegeben. Aus diesem Grund wurde für den kombinierten Beanspruchungszustand ein für beide Imperfektionsformen geeigneter Regelungsvorschlag entwickelt (Kapitel 6.3).

Die hohe Präzision der Regelungsvorschläge Traglasten auf Grundlage von genaueren Verfahren (GMNIA) in sehr guter Übereinstimmung wiedergeben zu können und nur in sehr seltenen Fällen geringfügig zu überschreiten, macht sich auch bei der Zuverlässigkeitsevaluierung bemerkbar. Im niedrigen und mittleren Schlankheitsbereich ( $\bar{\lambda}_{LT} \leq 1,20$ ) beträgt der erforderliche modifizierte Teilsicherheitsbeiwert höchstens  $\gamma_M^* = 1,06$  für normalfesten Baustahl und  $\gamma_M^* = 1,08$  für höher- und hochfesten Baustahl, bei einem ermittelten Variationskoeffizienten  $V_r$  zwischen 5 % und 8 %. Gemäß dem im Endbericht des europäischen Verbundprojekts SAFEBRICTILE (2017) empfohlenen Akzeptanzkriterium nach Abb. 8-1 überschreiten die erzielten Resultate die Anforderungen an eine Vorgabe des Teilsicherheitsbeiwert von  $\gamma_{M,target} = 1,0$  nur geringfügig.

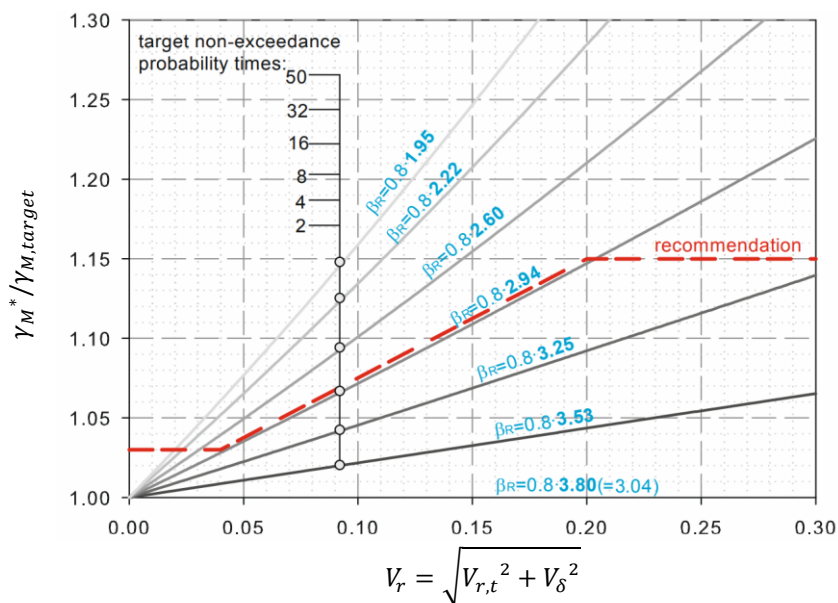


Abb. 8-1: Auswirkungen des Verhältnisses modifizierter Teilsicherheitsbeiwerte zum Zielwert des Teilsicherheitsbeiwertes  $\gamma_M^* / \gamma_{M,target}$  auf die implizite Versagenswahrscheinlichkeit als Funktion vom Variationskoeffizienten  $V_r$  und das empfohlene Akzeptanzkriterium gemäß SAFEBRICTILE (2017)

Mit zunehmendem Schlankheitsgrad erhöht sich der notwendige modifizierte Teilsicherheitsbeiwert für gewalzte Profile. Dies ist hauptsächlich auf die in DIN EN 1993-1-1 vorgegebene Größe des Elastizitätsmoduls mit  $E = 210\,000$  MPa zurückzuführen, der anders als die Streckgrenze nicht mit dem repräsentativen charakteristischen Wert angegeben wird, sondern mit dem statistischen Mittelwert. Dadurch handelt es sich um ein grundsätzliches Problem, das sich auf die Sicherheitsbewertung von etlichen Bemessungsverfahren ungünstig auswirkt, deren Ergebnis maßgeblich durch die Steifigkeit beeinflusst wird. Die Vorgabe eines höheren Teilsicherheitsbeiwertes  $\gamma_M$  kann nur bedingt die Sicherheitsdefizite ausgleichen, sofern die nach DIN EN 1993-1-1 geregelte Vorgehensweise zur Anwendung kommt, bei der lediglich die Streckgrenze durch den Teilsicherheitsbeiwert abgemindert wird. Eine effektive Berücksichtigung der streuenden Eigenschaft des Elastizitätsmoduls und anderen steifigkeitsbeeinflussenden Faktoren, wie z.B. die Querschnittsabmessungen, die nachweislich gegeben sind, kann vereinfacht durch eine Abminderung des Elastizitätsmoduls – pauschal oder durch einen Teilsicherheitsbeiwert - erfolgen.

Die Entwicklung des Bemessungsvorschlages basierte auf der Betrachtung eines beidseitig gabelgelagerten Einfeldträgers. Eine Übertragung auf andere baustatische Systeme ist mit dem Verlust an Genauigkeit verbunden. Bei abweichenden statisch bestimmten Systemen, wie z.B. dem Kragträger, kann die Anwendung der vorgeschlagenen Regelungen sogar zu unsicheren Ergebnissen führen. Daraus ergibt sich der Bedarf an weiterführenden Untersuchungen unter Betrachtung von anderen baustatischen Systemen.

---

## ANHANG A: Grundlagen zum Biegedrillknicken unter Druck und Biegung

### A.1 Grundlegende Annahmen

Bei der Herleitung der Gleichungen und Formeln in diesem Dokument gelten folgende grundlegende Annahmen:

- i. Das Koordinatensystem ist im Flächenschwerpunkt angeordnet.
- ii. Die Querschnittshöhe und Querschnittsbreite ist im Vergleich zur Bauteillänge klein.
- iii. Querschnittsform bleibt auch im verformten Zustand erhalten. Örtliche Instabilitäten, wie z.B. lokales Beulen, bleiben unberücksichtigt.
- iv. Querschnitte senkrecht zur Balkenlängsachse bleiben im verformten Zustand eben (ersten Bernoulli Hypothese).
- v. Querschnitte senkrecht zur Balkenlängsachse stehen im verformten Zustand senkrecht zur (gekrümmten) Bauteillängsachse (zweite Bernoulli Hypothese).
- vi. Schubverzerrungen der Querschnittsebene bleiben unberücksichtigt.
- vii. Es treten nur kleine Verformungen und Verdrehungen auf (Theorie II. Ordnung).
- viii. Homogener Werkstoff mit Gültigkeit des Hooke'schen Gesetzes.



### A.2 Gleichungssystem für den kombinierten Beanspruchungszustand aus Druck und Biegung

Eine analytische Lösung für einen biegedrillknickgefährdeten Träger unter Druck- und Biegebeanspruchung ist nur für das in Abb. A-1 dargestellte Basissystem und -beanspruchung möglich.

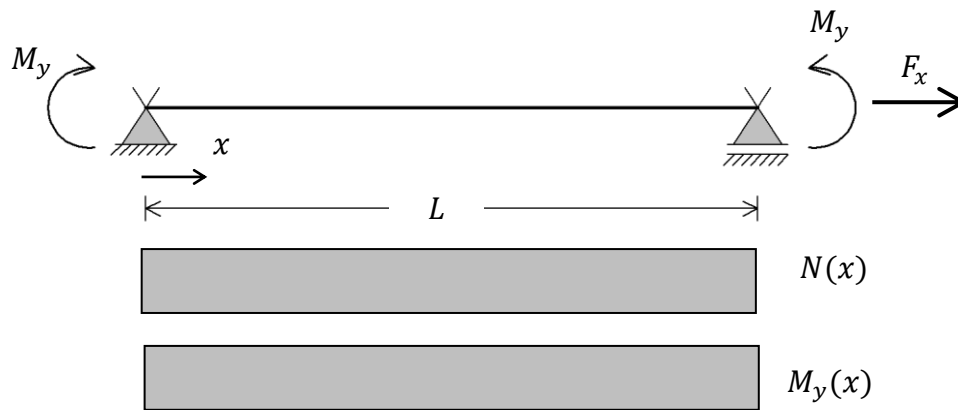


Abb. A-1: Basissystem und der zugehörige Verlauf der Normalkraft und des Biegemomentes

Abb. A-2 zeigt die geometrischen Zusammenhänge zwischen den Verformungen und der Schnittgröße  $M_y$  bei einem verformten und unverformten Bauteil.

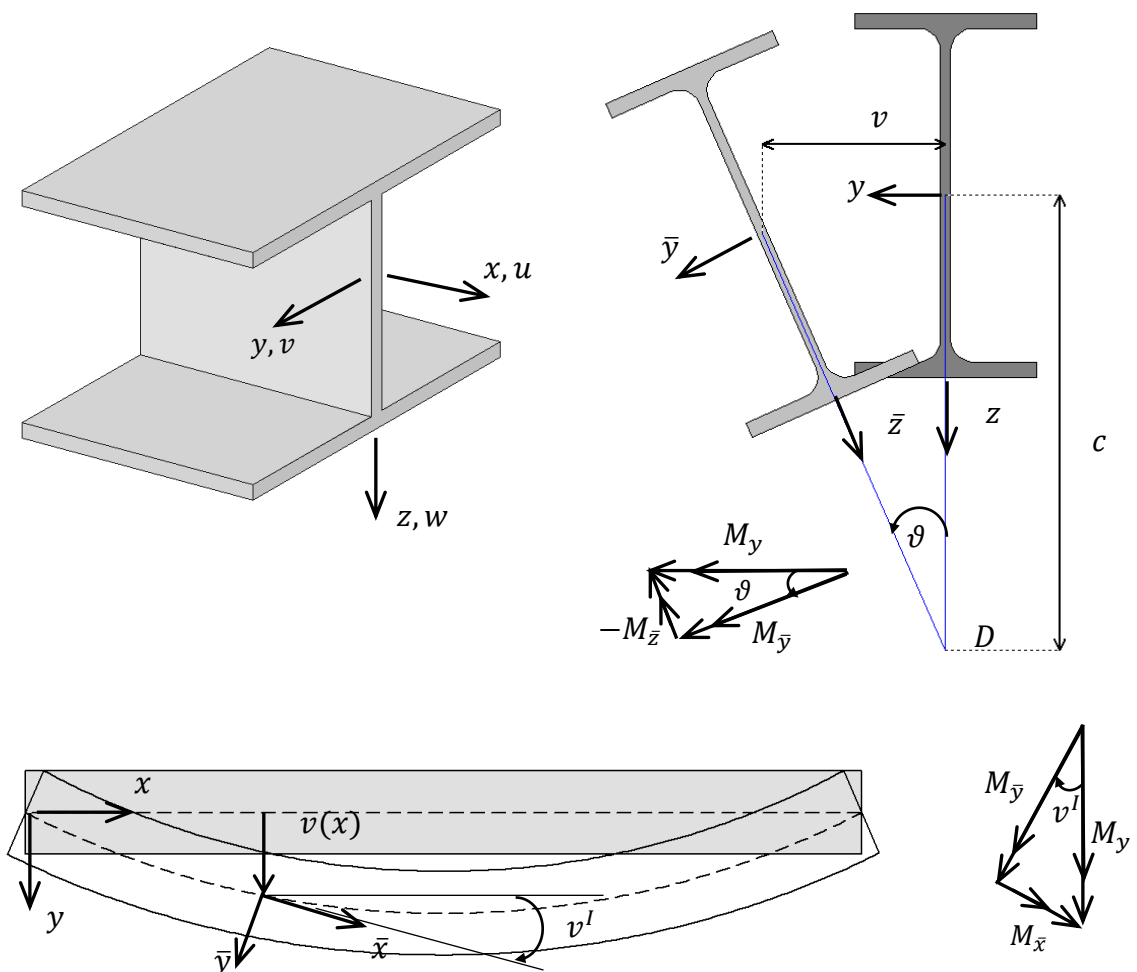


Abb. A-2: Deformationen und Schnittgrößen bei einem verformten und unverformten Bauteil

Im Folgenden wird aus der Betrachtung des Gleichgewichtes und unter der Einwirkung von Normalkraft  $N$  und Biegung  $M_y$  das nichtlineare Differentialgleichungssystem in Anlehnung an (Wagenknecht, 2011) und (Kaim, 2004) hergeleitet.

#### Gleichgewicht um die verformte $\bar{x}$ – Achse

$$\begin{aligned} M_{\bar{x}} &= M_y \cdot \sin v^I \\ \text{mit: } \sin v^I &\cong v^I \\ M_{\bar{x}} - M_y \cdot v^I &= 0 \end{aligned}$$

Das Torsionsmoment  $M_{\bar{x}}$  kann nach der Biegetorsionstheorie mit Wölbkrafttorsion wie folgt beschrieben werden:

$$\begin{aligned} M_{\bar{x}} &= G \cdot I_T \cdot \vartheta^I - E \cdot I_w \cdot \vartheta^{III} + N \cdot i_p^2 \cdot \vartheta^I \\ G \cdot I_T \cdot \vartheta^I - E \cdot I_w \cdot \vartheta^{III} + N \cdot i_p^2 \cdot \vartheta^I - M_y \cdot v^I &= 0 \end{aligned}$$

Nach einmaligem Differenzieren erhält man:

$$G \cdot I_T \cdot \vartheta^{II} - E \cdot I_w \cdot \vartheta^{IV} + N \cdot i_p^2 \cdot \vartheta^{II} - M_y \cdot v^{II} = 0 \quad \text{Gl. A-1}$$

#### Gleichgewicht um die verformte $\bar{y}$ – Achse

$$\begin{aligned} M_{\bar{y}} &= M_y \cdot \cos v^I - N \cdot w \\ \text{mit} \quad \cos v^I &\cong 1 \\ M_{\bar{y}} &= M_y - N \cdot w \\ M_{\bar{y}} - M_y + N \cdot w &= 0 \\ M_{\bar{y}} &= -E \cdot I_y \cdot w^{II} \\ E \cdot I_y \cdot w^{II} + M_y - N \cdot w &= 0 \end{aligned}$$

Für einen konstanten Biegemomentverlauf  $M_y(x) = M_y$  erhält man nach zweimaligem Differenzieren:

$$E \cdot I_y \cdot w^{IV} - N \cdot w^{II} = 0 \quad \text{Gl. A-2}$$

#### Gleichgewicht um die verformte $\bar{z}$ – Achse

$$\begin{aligned} M_{\bar{z}} &= -M_y \cdot \sin \vartheta + N \cdot v \\ M_{\bar{z}} &= -M_y \cdot \sin \vartheta + N \cdot v \\ \text{mit: } \sin \vartheta &\cong \vartheta \\ M_{\bar{z}} + M_y \cdot \vartheta - N \cdot v &= 0 \\ M_{\bar{z}} &= E \cdot I_z \cdot v^{II} \\ E \cdot I_z \cdot v^{II} + M_y \cdot \vartheta - N \cdot v &= 0 \end{aligned}$$

Nach zweimaligem Differenzieren erhält man:

$$E \cdot I_z \cdot v^{IV} + M_y \cdot \vartheta^{II} - N \cdot v^{II} = 0 \quad \text{Gl. A-3}$$

Während die beiden Gleichungen Gl. A-1 und Gl. A-3 über die Verformung  $v$  und Verdrehung  $\vartheta$  miteinander gekoppelt sind, ist die Gleichung Gl. A-2 durch die alleinige Verformung  $w$  unabhängig.

Bei einem beidseitig gabelgelagerten System unter konstanter Biegemomentbeanspruchung kann der Verlauf der Verformung  $v$  und der Verdrehung  $\vartheta$  über die Bauteillänge mit einer Sinusfunktion beschrieben werden. Die Integration dieser Funktion ergibt:

$$\begin{aligned} v &= A \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} & \vartheta &= B \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} \\ v^I &= A \cdot \frac{\pi}{L} \cdot \cos \frac{\pi \cdot x}{L} & \vartheta^I &= B \cdot \frac{\pi}{L} \cdot \cos \frac{\pi \cdot x}{L} \\ v^{II} &= -A \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} & \vartheta^{II} &= -B \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} \\ v^{III} &= -A \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^3 \cdot \cos \frac{\pi \cdot x}{L} & \vartheta^{III} &= -B \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^3 \cdot \cos \frac{\pi \cdot x}{L} \\ v^{IV} &= A \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^4 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} & \vartheta^{IV} &= B \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^4 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} \end{aligned}$$

Einsetzen in die Gleichungen Gl. A-1 und Gl. A-3 ergibt:

$$E \cdot I_w \cdot B \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^4 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} + G \cdot I_T \cdot B \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} + N \cdot i_p^2 \cdot B \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} - M_y \cdot A \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} = 0$$

$$E \cdot I_z \cdot A \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^4 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} + N \cdot A \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} - M_y \cdot B \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} = 0$$

Division der beiden Gleichung durch  $\left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L}$  ergibt:

$$E \cdot I_w \cdot B \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 + G \cdot I_T \cdot B + N \cdot i_p^2 \cdot B - M_y \cdot A = 0 \quad \text{Gl. A-4}$$

$$E \cdot I_z \cdot A \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 + N \cdot A - M_y \cdot B = 0 \quad \text{Gl. A-5}$$

In Matrixschreibweise können die Gleichungen Gl. A-4 und Gl. A-5 wie folgt ausgedrückt werden:

$$\begin{bmatrix} E \cdot I_z \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 + N & -M_y \\ -M_y & E \cdot I_w \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 + G \cdot I_T + N \cdot i_p^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} A \\ B \end{bmatrix} = 0 \quad \text{Gl. A-6}$$

Einsetzen der Gleichung für die ideale Knicklast und die ideale Drillknicklast:

$$N_{cr,z} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_z}{L^2} = 0 \quad \text{Gl. A-7}$$

$$N_{cr,T} = \frac{1}{i_p^2} \cdot \left( E \cdot I_w \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 + G \cdot I_T \right) \quad \text{Gl. A-8}$$

folgt:

$$\begin{bmatrix} N_{cr,z} + N & -M_y \\ -M_y & (N_{cr,T} + N) \cdot i_p^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} A \\ B \end{bmatrix} = 0 \quad \text{Gl. A-8}$$

### A.3 Kritische Laststeigerungsfaktor

Zur Lösung des Verzweigungslastproblems wird der kritische Laststeigerungsfaktor  $\alpha_{cr}$  eingeführt:

$$\begin{bmatrix} N_{cr,z} + \alpha_{cr} \cdot N & -\alpha_{cr} \cdot M_y \\ -\alpha_{cr} \cdot M_y & (N_{cr,T} + \alpha_{cr} \cdot N) \cdot i_p^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} A \\ B \end{bmatrix} = 0 \quad \text{Gl. A-9}$$

Die Bestimmung der Determinante liefert die Lösung des Verzweigungslastproblems:

$$\begin{aligned} (N_{cr,z} + \alpha_{cr} \cdot N) \cdot (N_{cr,T} + \alpha_{cr} \cdot N) \cdot i_p^2 - (\alpha_{cr} \cdot M_y)^2 &= 0 \\ N_{cr,z} \cdot N_{cr,T} \cdot i_p^2 + N_{cr,z} \cdot \alpha_{cr} \cdot N \cdot i_p^2 + N_{cr,T} \cdot \alpha_{cr} \cdot N \cdot i_p^2 + (\alpha_{cr} \cdot N)^2 \cdot i_p^2 - (\alpha_{cr} \cdot M_y)^2 &= 0 \\ (-M_y^2 + N^2 \cdot i_p^2) \cdot \alpha_{cr}^2 + ((N_{cr,z} + N_{cr,T}) \cdot i_p^2 \cdot N) \cdot \alpha_{cr} + N_{cr,z} \cdot N_{cr,T} \cdot i_p^2 &= 0 \\ \alpha_{cr}^2 + \frac{(N_{cr,z} + N_{cr,T}) \cdot i_p^2 \cdot N}{-M_y^2 + N^2 \cdot i_p^2} \cdot \alpha_{cr} + \frac{N_{cr,z} \cdot N_{cr,T} \cdot i_p^2}{-M_y^2 + N^2 \cdot i_p^2} &= 0 \end{aligned}$$

Lösung durch die Anwendung der p/q-Formel führt zu:

$$\begin{aligned} \alpha_{cr(1,2)} &= -\frac{p}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{p}{2}\right)^2 - q} \\ p &= \frac{(N_{cr,z} + N_{cr,T}) \cdot i_p^2 \cdot N}{-M_y^2 + N^2 \cdot i_p^2} & q &= \frac{N_{cr,z} \cdot N_{cr,T} \cdot i_p^2}{-M_y^2 + N^2 \cdot i_p^2} \\ \alpha_{cr(1,2)} &= -\frac{(N_{cr,z} + N_{cr,T}) \cdot i_p^2 \cdot N}{2 \cdot (-M_y^2 + N^2 \cdot i_p^2)} \pm \sqrt{\left(\frac{(N_{cr,z} + N_{cr,T}) \cdot i_p^2 \cdot N}{2 \cdot (-M_y^2 + N^2 \cdot i_p^2)}\right)^2 - \frac{N_{cr,z} \cdot N_{cr,T} \cdot i_p^2}{-M_y^2 + N^2 \cdot i_p^2}} \end{aligned} \quad \text{Gl. A-10}$$

### A.4 Verhältnis zwischen der Verformung zur Verdrehung bei der Eigenform

Die Matrix in Gleichung Gl. A-9 kann auch folgendermaßen beschrieben werden

$$\begin{bmatrix} N_{cr,z} + \alpha_{cr} \cdot N & -\alpha_{cr} \cdot M_y \\ -\alpha_{cr} \cdot M_y & (N_{cr,T} + \alpha_{cr} \cdot N) \cdot i_p^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v \\ \vartheta \end{bmatrix} = 0 \quad \text{Gl. A-11}$$

Die Auswertung der ersten Zeile ergibt:

$$\begin{aligned} (N_{cr,z} + \alpha_{cr} \cdot N) \cdot v - \alpha_{cr} \cdot M_y \cdot \vartheta &= 0 \\ \vartheta &= \frac{N_{cr,z} + \alpha_{cr} \cdot N}{\alpha_{cr} \cdot M_y} \cdot v \end{aligned} \quad \text{Gl. A-12}$$

### A.5 Vergrößerungsfunktionen (Biegetorsionstheorie II. Ordnung)

Im Folgenden werden die Vergrößerungsfunktionen für das vorverformte Basissystem unter kombinierter Beanspruchung aus Biegung und Normalkraft für die Bestimmung der Verformungen  $v$  und  $\vartheta$  nach Biegetorsionstheorie II. Ordnung hergeleitet. Die Form der Vorverformung über die Bauteillängsachse entspricht einer Halbsinuswelle:

$$v_0(x) = v_0 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} \quad \text{Gl. A-13}$$

$$\vartheta_0(x) = \vartheta_0 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} \quad \text{Gl. A-14}$$

Die Vorverformungen beeinflussen die Schnittgrößen und werden in der Berechnung als ein äquivalenter Lastvektor berücksichtigt.

$$\begin{bmatrix} N_{cr,z} + N & -M_y \\ -M_y & (N_{cr,T} + N) \cdot i_p^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v \\ \vartheta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -N \cdot v_0 + M_y \cdot \vartheta_0 \\ M_y \cdot v_0 - N \cdot i_p^2 \cdot \vartheta_0 \end{bmatrix} \quad \text{Gl. A-15}$$

Die Determinante der Steifigkeitsmatrix entspricht:

$$Det = (N_{cr,z} + N) \cdot (N_{cr,T} + N) \cdot i_p^2 - M_y^2 \quad \text{Gl. A-16}$$

Umstellen der Gleichung Gl. A-15 nach dem Verformungsgrößenvektor ergibt:

$$\begin{bmatrix} v \\ \vartheta \end{bmatrix} = \frac{1}{Det} \cdot \begin{bmatrix} (N_{cr,T} + N) \cdot i_p^2 & M_y \\ M_y & N_{cr,z} + N \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} -N \cdot v_0 + M_y \cdot \vartheta_0 \\ M_y \cdot v_0 - N \cdot i_p^2 \cdot \vartheta_0 \end{bmatrix} \quad \text{Gl. A-17}$$

Die allgemeine Lösung für die Verformung  $v$  und die Verdrehung  $\vartheta$  an einem vorverformten Stab nach Theorie II. Ordnung lautet:

$$v = [(N_{cr,T} + N) \cdot i_p^2 \cdot (-N \cdot v_0 + M_y \cdot \vartheta_0) + M_y \cdot (M_y \cdot v_0 - N \cdot i_p^2 \cdot \vartheta_0)] \cdot \frac{1}{Det} \quad \text{Gl. A-18}$$

$$\vartheta = [M_y \cdot (-N \cdot v_0 + M_y \cdot \vartheta_0) + (N_{cr,z} + N) \cdot (M_y \cdot v_0 - N \cdot i_p^2 \cdot \vartheta_0)] \cdot \frac{1}{Det} \quad \text{Gl. A-19}$$

Der weitere Berechnungsverlauf ist von der Form der geometrischen Imperfektion abhängig.

### Eigenformaffine Vorverformung

Aus der Betrachtung der ersten Zeile des Gleichungssystems Gl. A-11 kann das zur eigenformaffinen Vorverformung zugehörige Verhältnis zwischen der Vorverdrehung und der Vorkrümmung abgeleitet werden.

$$(N_{cr,z} + \alpha_{cr} \cdot N) \cdot v - M_y \cdot \vartheta = 0$$

Statt den Verformungsgrößen werden im Folgenden Vorverformungsgrößen angenommen. Die Auflösung der Gleichung Gl. 19 nach  $\vartheta_0$  liefert:

$$\vartheta_0 = \frac{N_{cr,z} + \alpha_{cr} \cdot N}{\alpha_{cr} \cdot M_y} \cdot v_0 \quad \text{Gl. A-20}$$

Die Lösung für die Verformung  $v$  nach Theorie II. Ordnung lautet:

$$v = \left[ (N_{cr,T} + N) \cdot i_p^2 \cdot \left( -N \cdot v_0 + M_y \cdot \frac{N_{cr,z} + \alpha_{cr} \cdot N}{\alpha_{cr} \cdot M_y} \cdot v_0 \right) + M_y \cdot \left( M_y \cdot v_0 - N \cdot i_p^2 \cdot \frac{N_{cr,z} + \alpha_{cr} \cdot N}{\alpha_{cr} \cdot M_y} \cdot v_0 \right) \right] \cdot \frac{1}{Det}$$

$$v = \left[ (N_{cr,T} + N) \cdot i_p^2 \cdot \left( -N + \frac{N_{cr,z} + \alpha_{cr} \cdot N}{\alpha_{cr}} \right) + M_y^2 - N \cdot i_p^2 \cdot \frac{N_{cr,z} + \alpha_{cr} \cdot N}{\alpha_{cr}} \right] \cdot \frac{v_0}{Det} \quad \text{Gl. A-21}$$

Die Lösung für die Verdrehung  $\vartheta$  nach Theorie II. Ordnung lautet:

$$\vartheta = \left[ M_y \cdot \left( -N \cdot v_0 + M_y \cdot \frac{N_{cr,z} + \alpha_{cr} \cdot N}{\alpha_{cr} \cdot M_y} \cdot v_0 \right) + (N_{cr,z} + N) \left( M_y \cdot v_0 - N \cdot i_p^2 \cdot \frac{N_{cr,z} + \alpha_{cr} \cdot N}{\alpha_{cr} \cdot M_y} \cdot v_0 \right) \right] \cdot \frac{1}{Det}$$

$$\vartheta = \left[ M_y \cdot \left( -N + \frac{N_{cr,z} + \alpha_{cr} \cdot N}{\alpha_{cr}} \right) + \frac{(N_{cr,z} + N)}{M_y} \cdot \left( M_y^2 - N \cdot i_p^2 \cdot \frac{N_{cr,z} + \alpha_{cr} \cdot N}{\alpha_{cr}} \right) \right] \cdot \frac{v_0}{Det} \quad \text{Gl. A-22}$$

### Reine Vorkrümmung als Vorverformung

Das Gleichungssystem Gl. A-15 wird vereinfacht durch  $\vartheta_0 = 0$  zu:

$$\begin{bmatrix} v \\ \vartheta \end{bmatrix} = \frac{1}{Det} \cdot \begin{bmatrix} (N_{cr,T} + N) \cdot i_p^2 & M_y \\ M_y & N_{cr,z} + N \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} -N \cdot v_0 \\ M_y \cdot v_0 \end{bmatrix} \quad \text{Gl. A-23}$$

Die Lösung für die Verformung  $v$  nach Theorie II. Ordnung lautet:

$$v = \left[ (N_{cr,T} + N) \cdot i_p^2 \cdot (-N \cdot v_0) + M_y \cdot (M_y \cdot v_0) \right] \cdot \frac{1}{Det}$$

$$v = \left[ (N_{cr,T} + N) \cdot i_p^2 \cdot (-N) + M_y^2 \right] \cdot \frac{v_0}{Det} \quad \text{Gl. A-24}$$

Die Lösung für die Verdrehung  $\vartheta$  nach Theorie II. Ordnung lautet:

$$\vartheta = \left[ M_y \cdot (-N \cdot v_0) + (N_{cr,z} + N) \cdot (M_y \cdot v_0) \right] \cdot \frac{1}{Det}$$

$$\vartheta = \left[ M_y \cdot N_{cr,z} \right] \cdot \frac{v_0}{Det} \quad \text{Gl. A-25}$$

## A.6 Verformung $w$

Gemäß der Differenzialgleichung Gl. A-2 wird die Verformung  $w$  durch die Normalkraft  $N$  beeinflusst. Näherungsweise kann die Größe der Verformung  $w$  in Feldmitte mit der folgenden Gleichung ermittelt werden:

$$w \cong w_I \cdot f^{II} \quad \text{Gl. A-26}$$

mit  $w_I$  Verformung infolge  $M_y$  nach Theorie I. Ordnung

$f^{II}$  Vergrößerungsfaktor nach Theorie II. Ordnung

Die Verformungsfunktion nach Theorie I. Ordnung bei einem konstanten Biegemomentverlauf wird bestimmt mit:

$$w_I = \frac{M_y \cdot L^2}{E \cdot I_y} \left( \frac{x}{L} - \frac{x^2}{L^2} \right) \quad \text{Gl. A-27}$$

Da sich der Verlauf der Durchbiegung  $w$  infolge eines konstanten Biegemoments über die Stablänge abweichend von der Annahme einer Halbsinuswelle parabelförmig einstellt wird zur Steigerung der Genauigkeit der Vergrößerungsfaktor unter Berücksichtigung eines Korrekturbeiwertes  $C_m$  ermittelt. Die Korrekturwerte können u.a. der Tabelle A.2 der DIN EN 1993-1-1 (2010) entnommen werden.



Momentenverlauf	Korrekturbeiwert $C_m$
$M$  $\psi \cdot M$	$0,79 + 0,21 \cdot \psi + 0,36 \cdot (\psi - 0,33) \cdot \frac{N}{N_{cr}}$
	$1 + 0,03 \cdot \frac{N}{N_{cr}}$

Abb. A-3 Korrekturbeiwerte gemäß Tabelle A.2 DIN EN 1993-1-1 (2010)

Die Durchbiegung in Feldmitte wird berechnet mit:

$$w = \frac{C_m \cdot w_I}{1 - \frac{N}{N_{cr,y}}} = \frac{M_y \cdot L^2}{8 \cdot E \cdot I_y} \cdot \frac{\left(1 + 0,03 \cdot \frac{N}{N_{cr,y}}\right)}{1 - \frac{N}{N_{cr,y}}} \quad \text{Gl. A-28}$$

### A.7 Schnittgrößen nach Biegetorsionstheorie II. Ordnung

Die Schnittgrößen  $M_y$ ,  $M_z$  und  $B$  nach Biegetorsionstheorie II. Ordnung werden aus den Verformungen  $v$ ,  $w$  und  $\vartheta$  abgeleitet und können unter Ansatz der Vorverformung und des Vergrößerungsfaktors ermittelt werden. Auch bei der Rückrechnung des Biegemomentes  $M_y$  kann die Genauigkeit durch die Berücksichtigung des Korrekturbeiwertes  $C_m$  gemäß Abb. A-3 gesteigert werden. Bei einem konstanten Biegemomentverlauf  $\psi_1 = 1$  beträgt der Korrekturbeiwert:

$$C_m = 0,79 + 0,21 \cdot 1 + 0,36 \cdot (1 - 0,33) \cdot \frac{N}{N_{cr,y}} \quad \text{Gl. A-29}$$

Das Biegemoment  $M_{\bar{y}}$  am verformten System wird ermittelt mit:

$$M_{\bar{y}} = EI_y \cdot w''$$

$$M_{\bar{y}} = \frac{C_m \cdot M_y}{1 - \frac{N}{N_{cr,y}}}$$

$$M_{\bar{y}} = \frac{\left(1 + 0,36 \cdot (1 - 0,33) \cdot \frac{N}{N_{cr,y}}\right) \cdot M_y}{1 - \frac{N}{N_{cr,y}}} \quad \text{Gl. A-30}$$

Die Biegemomente  $M_z$  und Wölbmomente  $B$  können direkt aus den Verformungen und Verdrehungen nach Biegetorsionstheorie II. Ordnung abgeleitet werden:

$$M_z = EI_z \cdot v \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \quad \text{Gl. A-31}$$

$$B = EI_w \cdot \vartheta \cdot \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \quad \text{Gl. A-32}$$

## ANHANG B: Validierung des numerischen Modells

### B.1 Vorbemerkungen

Im Folgenden wird die Validierung des FE-Modells vorgestellt, das im Zuge der Entwicklung der Bemessungsvorschläge zur Generierung von realitätsnahen Traglasten mittels GMNIA verwendet wurde. Die Zielsetzungen der Validierungsmaßnahmen beinhalten neben der Eignungsbewertung des FE-Modells, das komplexe Tragverhalten realer Bauteile wiedergeben zu können, auch die Identifikation der statistischen Unsicherheit des gesamten Modellierungskonzepts gegenüber experimentellen Traglastversuchen. Das Modellierungskonzept umfasst dabei neben der Art der physikalischen und geometrischen Idealisierung des Bauteils samt Randbedingungen auch die getroffenen Imperfektionsannahmen.

Ferner werden die wesentlichen Merkmale, die das Tragverhalten stabilitätsgefährdeter Bauteile unter verschiedenen Beanspruchungszuständen kennzeichnen, anhand von versuchstechnisch gemessenen Verformungen und numerisch ermittelten Zustandsgrößen aufgezeigt.

### B.2 Validierung von gewalzten I-Profilen

Zur Validierung des verwendeten FE-Modells für gewalzte I-Profile werden die im Rahmen des Forschungsvorhabens P554/11/2001 (Sedlacek et al., 2004) durchgeführten Traglastversuche verwendet. Von den insgesamt 71 an der RWTH Aachen, TU Berlin und Ruhr Universität Bochum ausgeführten Versuchen werden nur diejenigen zur Validierung herangezogen, denen I-Profile zugrunde lagen. Die Zielsetzung der an der RWTH Aachen durchgeführten Versuche bestand in der Erfassung der Querschnittstragfähigkeit biegebeanspruchten Bauteilen. Infolge der poltreuen Lasteinleitung durch eine Zugstange, deren Lastangriffsstelle unterhalb des Schwerpunkts der Profile angeordnet war und der kurzen Bauteillängen, wurde die Stabilitätsgefahr aus Biegedrillknicken bei den durchgeführten Drei-Punkt-Biegeversuchen weitestgehend vermieden. Aus diesem Grund werden die an der RWTH Aachen durchgeführten Versuche nicht betrachtet, so dass sich der Umfang der durchgeführten Validierungsmaßnahme auf insgesamt 38 Traglastversuche beschränkt. Eine ausführliche Dokumentation der experimentellen Untersuchungen kann dem zugehörigen Forschungsbericht (Sedlacek et al., 2004) entnommen werden.





Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurden an mehreren Stellen die tatsächlich vorhandenen Querschnittsabmessungen, geometrische Bauteilimperfektionen und Materialeigenschaften (Streckgrenze, teilweise Zugfestigkeit und Elastizitätsmodul) messtechnisch erfasst. Die tatsächlich eingepprägten Eigenspannungen wurden hingegen nicht gemessen.

Zur besseren Interpretation der unvermeidlichen Abweichungen zwischen den numerischen und experimentellen Ergebnissen werden drei verschiedene Imperfektionsannahmen in der numerischen Nachrechnung der Versuche betrachtet. Aufgrund der Unkenntnis der tatsächlichen Eigenspannungsverteilung in den Versuchskörpern wurden Berechnungen mit Ansatz der charakteristischen Eigenspannungsannahmen nach Abb. 3-10 und ohne Eigenspannungen simuliert, um daraus deren Einfluss auf das Tragverhalten und die Traglast ersichtlich zu machen. Die geometrische Imperfektion wurde in Form einer reinen Vorkrümmung um die schwache Achse angesetzt und auf die im Zuge der Versuchsdurchführung gemessene Abweichung von der Geradheit  $v_0$  skaliert. Zur statistischen Bewertung der Ungenauigkeit des gesamten Modellierungskonzepts wurden außerdem die in diesem Kapitel beschriebenen Imperfektionsannahmen betrachtet, die sich aus den charakteristischen Eigenspannungsansatz nach Abb. 3-10 und einer eigenformaffinen geometrischen Imperfektion, skaliert auf  $L/1000$ , zusammensetzen.

Die Legende zu den in diesem Kapitel einheitlich aufgeführten Traglastkurven ist in Tab. B-1 aufgezeigt.



Tab. B-1: Legende für die Last-Verformungskurven der Validierungsmaßnahme anhand von Versuchen an gewalzten I-Profilen

 <b>Experimentelle Traglastkurve</b>	Traglastkurven nach GMNIA		
	Kurve	Geometrische Imperfektion	Eigenspannungsverteilung
		Vorkrümmung $v_0 = \text{Messung}$	Ohne Eigenspannung
		Vorkrümmung $v_0 = \text{Messung}$	Gemäß Abb. 3-10
		Eigenformaffin $e_0 = L/1000$	Gemäß Abb. 3-10

In den folgenden Abschnitten werden die experimentellen mit den numerisch ermittelten Traglasten nach GMNIA gegenübergestellt. Dabei werden die Ergebnisse aufgrund des grundlegend unterschiedlichen Tragverhalten in Abhängigkeit von der Beanspruchungsart differenziert.

### B.2.1 Biegebeanspruchung

An der TU Berlin wurden insgesamt 16 Drei-Punkt-Biegeversuche durchgeführt. Die Versuchskörper, bestehend aus jeweils acht IPE 200 und HEB 200 Profilen aus S 355 mit verschiedenen Bauteillängen, wurden mit unterschiedlichen Neigungswinkeln (Querschnittsverdrehung um die Bauteillängsachse) in den Versuchsaufbau eingebracht. Durch die in Feldmitte exzentrisch am Querschnitt richtungstreu und lotrecht angreifende Einzellast wurden verschiedene Beanspruchungsvariationen aus zweiachsiger Biegung und Torsion erzeugt. In Abb. B-1 ist das statische System und in Tab. B-2 sind die zugehörigen Versuchsparameter aufgezeigt.

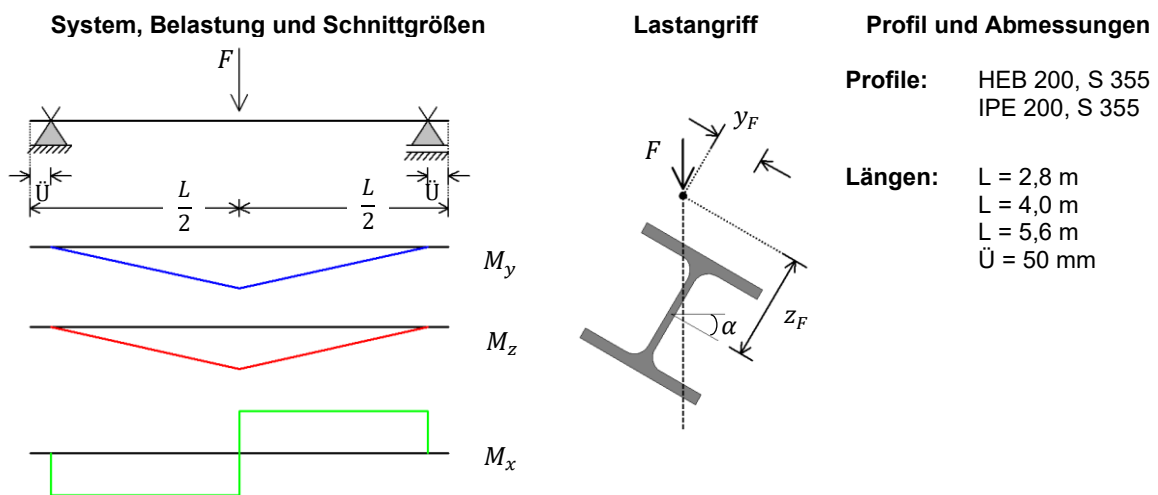


Abb. B-1: Statisches System der Versuchsreihe an der TU Berlin

Die Versuche werden in Abhängigkeit von der dominierenden Beanspruchungsart in die drei folgenden Gruppen unterteilt:

**Gruppe BE-a:** Biegung um die starke Achse und Torsion (BE-11, BE-14, BE-21 und BE-24),

**Gruppe BE-b:** Zweiachsige Biegung mit überwiegender Biegung um die **starke** Achse und Torsion (BE-121, BE-122, BE-151, BE-152, BE-221, BE-222, BE-251, BE-252 und BE-26),

**Gruppe BE-c:** Zweiachsige Biegung mit überwiegender Biegung um die **schwache** Achse und Torsion (BE-13, BE-16 und BE-23).

Tab. B-2: Parameter der Versuchsreihe ausgeführt an der TU Berlin

Bez.	Profil	L [cm]	Gemittelte Messwerte							Lastangriff			Traglast $F_{Exp}$ [kN]
			$h$ [mm]	$b$ [mm]	$t_f$ [mm]	$t_w$ [mm]	$f_y$ [MPa]	$f_u$ [MPa]	$v_0$ [mm]	$y_f$ [cm]	$z_F$ [cm]	$\alpha$ [°]	
BE-11	IPE 200	280	197,9	103,0	8,22	5,97	380	552	0,52	2,5	-21,5	0	38,0
BE-121	IPE 200	280	198,9	102,0	8,26	5,94	380	552	-0,78	0	-21,5	20	25,8
BE-122	IPE 200	280	195,3	102,3	8,27	5,97	380	552	0,97	-1	-21,5	20	26,4
BE-13	IPE 200	280	199,4	101,9	8,28	5,99	380	552	-1,18	16,5	0	-70	30,5
BE-14	IPE 200	400	201,0	101,6	8,16	5,84	380	552	0,60	2,5	-21,5	0	21,9
BE-151	IPE 200	400	195,8	101,7	8,23	5,82	380	552	0,44	0	-21,5	20	17,0
BE-152	IPE 200	400	198,4	101,8	8,20	5,88	380	552	1,41	0	-21,5	20	16,9
BE-16	IPE 200	400	198,8	104,0	8,32	5,88	380	552	1,43	16,5	0	-70	20,5
BE-21	HEB 200	400	205,9	202,4	14,81	9,01	414	557	0,22	5	-21,5	0	173,5
BE-221	HEB 200	400	202,2	202,2	14,97	9,13	414	557	1,38	0	-21,5	20	131,3
BE-222	HEB 200	400	202,2	202,1	14,98	9,05	414	557	1,40	0	-21,5	20	133,7
BE-23	HEB 200	400	201,5	202,3	14,81	9,08	414	557	-0,67	21,5	0	-70	163,4
BE-24	HEB 200	560	200,5	203,6	14,83	8,61	393	526	0,52	5,0	-21,5	0	110,0
BE-251	HEB 200	560	200,6	203,6	14,82	8,64	393	526	-1,97	0	-21,5	20	91,7
BE-252	HEB 200	560	201,6	203,6	14,85	8,74	393	526	-2,00	-5,0	-21,5	20	103,8
BE-26	HEB 200	560	202,3	202,7	15,05	8,74	393	526	-0,05	-5,0	-21,5	20	104,2

Gruppe BE-a Biegung um die starke Achse und Torsion

Gruppe BE-b Zweiachsige Biegung mit überwiegender Biegung um die **starke Achse** und Torsion

Gruppe BE-c Zweiachsige Biegung mit überwiegender Biegung um die **schwache Achse** und Torsion

### Gruppe BE-a - Biegung um die starke Achse und Torsion

Abb. B-2 zeigt die Gegenüberstellung der im Versuch BE-11 gemessenen und mittels GMNIA simulierten Last-Verformungs-Kurven. Die experimentelle Traglast des Versuches BE-11 beträgt  $F_{exp.} = 38$  kN und entspricht dem ersten Extremwert der gemessenen Last-Verformungs-Kurven. Ab einer Belastung von ca. 30 kN ist ein deutliches Abflachen der experimentellen Last-Verformungs-Kurven bis zur Erreichung der Traglast zu erkennen. Auch die numerischen Last-Verformungs-Kurven weisen ab einer bestimmten Lastgröße eine kontinuierlich abnehmende Steigung bis zur Erreichung der Traglast auf. Ursache hierfür ist die Ausbildung von Fließzonen im oberen Flansch von der Feldmitte her ausgehend und die damit einhergehende Steifigkeitsminderung.

Die Berücksichtigung von Eigenspannungen führt zu einem früheren Überschreiten der Streckgrenze und einem vorzeitigen Übergang vom elastischen in den teilplastizierten Zustand. Die Form und die Größe der geometrischen Imperfektion beeinflussen die Steigung der Last-Verformungs-Kurve und das Tragverhalten bereits im elastischen Zustand. Die eigenformaffine Vorverformung mit maximaler Auslenkung von  $e_0 = L/1000 = 2,8$  mm führt zu einem merklich flacheren Verlauf der Last-Verformungs-Kurven als die reine sinusförmige Vorkrümmung mit dem Stich von  $v_0 = 0,52$  mm, siehe Abb. B-2 (BE-11-v und BE-11-g).

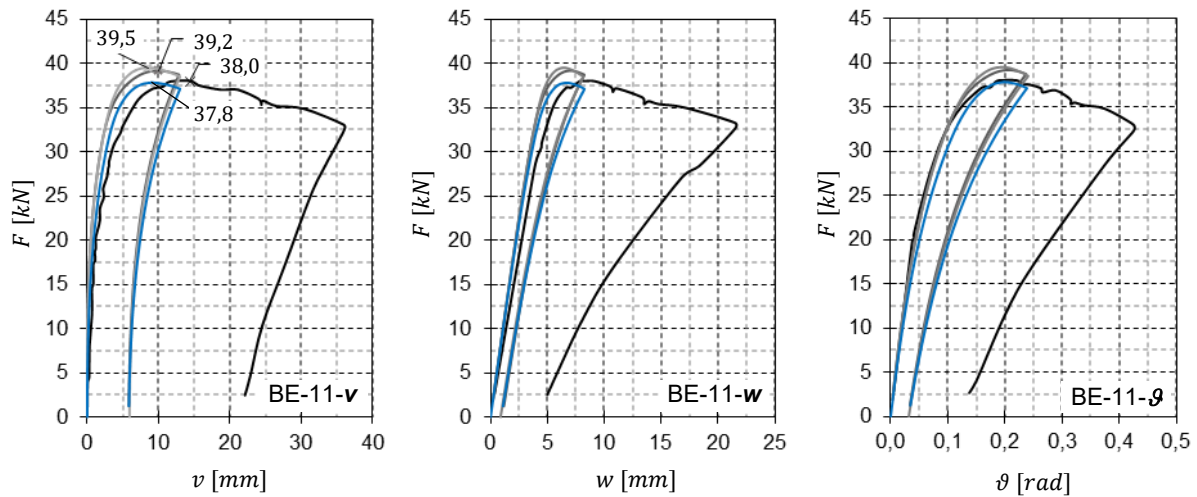


Abb. B-2: Last-Verformungs-Kurven für den Versuch BE-11

Daraus lassen sich die Auswirkungen aus den Imperfektionsannahmen auf die numerische Traglast deuten. Die charakteristischen Imperfektionsannahmen mit Eigenspannungen nach Abb. 3-10 in Verbindung mit der eigenformaffinen Vorverformung mit  $e_0 = L / 1000$  führen zu der geringsten Traglast  $F_{num} = 37,8$  kN. Bei dem betrachteten statischen System und Beanspruchungsart ist der traglastmindernde Einfluss aus dem Ansatz der Eigenspannungen als gering einzuschätzen, was aus der kleinen Differenz der Traglast mit Berücksichtigung von Eigenspannungen  $F_{num} = 39,2$  kN und ohne  $F_{num} = 39,5$  kN erkennbar ist. Unabhängig von den angesetzten Imperfektionsannahmen bilden sich im Traglastzustand nur im oberen Flansch Fließzonen aus. Der Steg und der untere Flansch verbleiben im elastischen Zustand.

Nach Überschreiten der Traglast nehmen die Verformungen und Verdrehungen im weggeregelten Versuch stark zu, während die gemessene Kraft im Belastungszylinder linear abnimmt. Bei einer Querschnittsverdrehung von  $\vartheta = 0,43$  Rad ( $=24,6^\circ$ ) wurde die Belastung im Versuch zurückgefahren (Sedlacek et al., 2004). Die bei der Versuchsdurchführung aufgebrauchte Wiederbelastung des Systems wird in Abb. B-2 vernachlässigt. Der qualitative Verlauf der numerischen Last-Verformungs-Kurven ist für alle Imperfektionsannahmen ähnlich. Nach Überschreitung der Traglast stellt sich im Vergleich zum Versuch über einen kurzen Bereich ein fallender Verlauf ein, bis ein rückläufiger Last-Verformungs-Pfad, bedingt durch das vollständige Durchplastizieren des oberen Flansches, angenommen wird.

Tab. B-3: Übersicht der ermittelten Traglasten für die Versuchsreihe der Gruppe A

Bez.	Exp. Traglast $F_{Exp}$ [kN]	GMNIA					
		$v_0$				$e_0 = L/1000$	
		ohne Eigenspannung		Eigenspannung nach Abb. 3-10			
		$F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$	$F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$	$F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$
BE-11	38,0	39,5	104,0%	39,2	103,1%	37,8	99,5%
BE-14	21,9	23,2	106,1%	23,1	105,4%	22,2	101,6%
BE-21	173,5	162,3	93,6%	159,7	92,0%	156,4	90,2%
BE-24	110,0	107,5	97,7%	105,3	95,7%	103,5	94,1%
Mittelwert:		<b>1,003</b>		<b>0,991</b>		<b>0,963</b>	

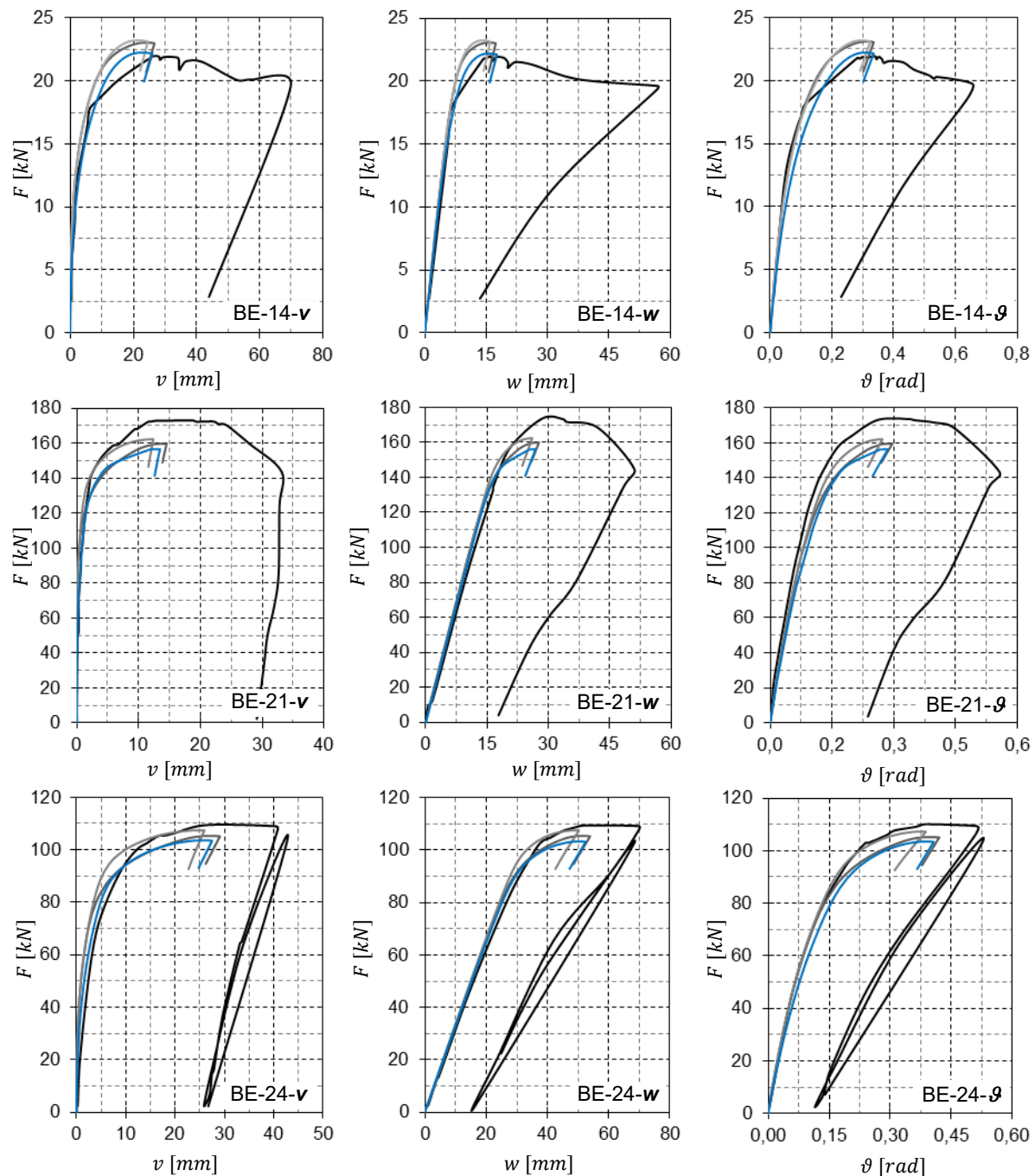


Abb. B-3: Last-Verformungs-Kurven für die Versuche BE-14, BE-21 und BE-24

Die für den Test BE-11 beschriebenen Traglastphänomene lassen sich aufgrund ähnlicher Beanspruchungsart auch auf die Versuche BE-13, BE-21 und BE-24 übertragen. In der Tab. B-3 ist eine Übersicht der ermittelten Traglasten und in Abb. B-3 sind die zugehörigen Last-Verformungs-Kurven aufgeführt. Die numerischen Traglasten sind für die IPE 200 Profile höher und für die HEB 200 Profile geringer als die experimentellen Traglasten.

### Gruppe BE-b: Zweiachsige Biegung mit überwiegend Biegung um die starke Achse und Torsion

Bei den Versuchen, die der Versuchsgruppe BE-b zugeordnet sind, wurden die Träger um  $20^\circ$  gedreht in den Versuchsstand eingebaut und durch eine lotrecht wirkende Einzellast in Feldmitte belastet. Bei der Nachrechnung dieser Versuchsgruppe wurden die Träger als gerade liegend betrachtet und durch eine richtungstreue schräg wirkende Belastung  $F$ , ausgedrückt durch die Lastkomponente  $F_y = \sin(20^\circ) \cdot F = 0,342 \cdot F$  und  $F_z = \cos(20^\circ) \cdot F = 0,9397 \cdot F$ , beansprucht.

Abb. B-4 zeigt die experimentellen und numerisch ermittelten Last-Verformungs-Kurven für den Versuch BE-121. Die numerische Simulation ist in der Lage das experimentell erfasste Tragverhalten in guter Übereinstimmung wiederzugeben. Ab einer Belastung von ca. 22 kN findet eine sprunghafte Zunahme der Verformung statt, sowohl in den experimentellen als auch in den numerischen Last-Verformungs-Kurven. Bedingt durch eine ausgeprägte Fließzonenbildung im Flansch, die bei diesem Lastniveau den nahezu gesamten oberen Flansch umfasst, werden die Systemsteifigkeiten rapide abgemindert. Dadurch wird insbesondere die Wölbsteifigkeit erheblich herabgesetzt. Für weitere Laststeigerung fällt der Tragmechanismus unter Ausnutzung der Wölbkrafttorsion nahezu aus und die Torsionsbeanspruchung wird lediglich über die St. Venant'sche Torsion abgetragen. Durch den Ausfall des Wölbkrafttragmechanismus nehmen der Widerstand und die Steifigkeit des I-Profiles gegenüber Torsionsbelastung deutlich ab, was schließlich zu einem sprunghaften Anstieg der Querschnittsverdrehung führt, siehe Abb. B-4 (BE-121- $\vartheta$ ). Mit anwachsender Querschnittsverdrehung wird die Einzellast zunehmend über Biegung um die schwache Achse abgetragen.

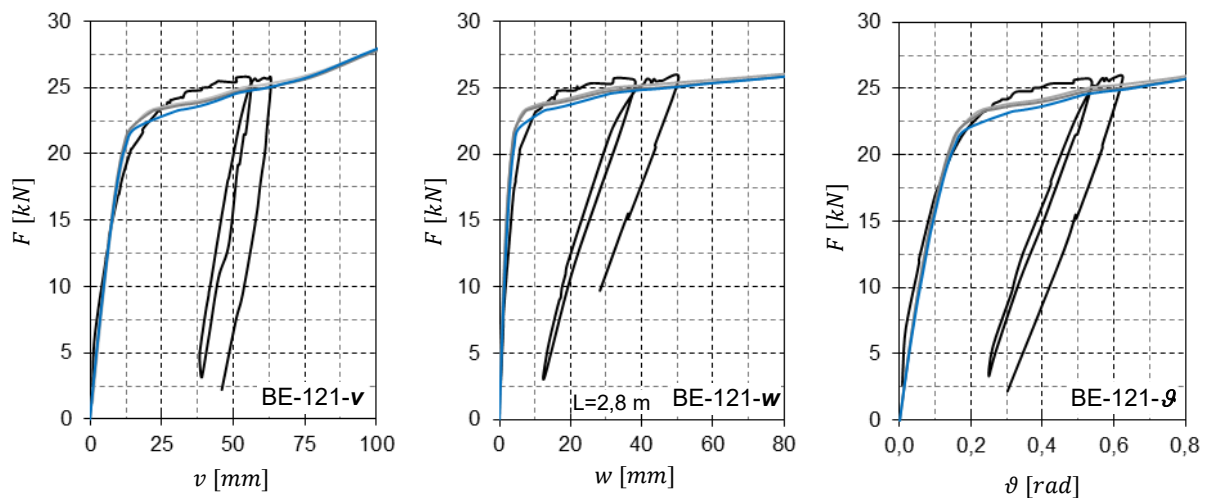


Abb. B-4: Last-Verformungs-Kurven für den Versuch BE-121

Eine eindeutige Definition des Versagenszustandes ist bei der numerischen Berechnung aufgrund des stetig steigenden Last-Verformungs-Pfades nicht zu erkennen. Die Berechnung wird erst bei einer extrem hohen Belastung von  $F_{\text{num}} = 92$  kN abgebrochen, siehe Abb. B-5. Dabei treten unrealistisch große Verformungen von  $v = 73$  cm,  $w = 91$  cm und Querschnittsverdrehung  $\vartheta = 1,92$  rad ( $110^\circ$ ) auf.

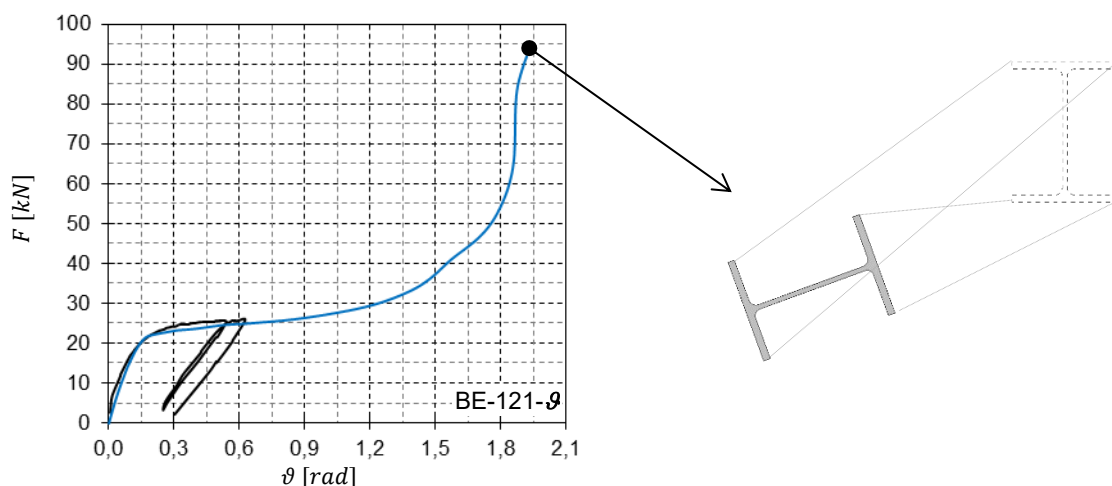


Abb. B-5: Last-Verdrehungs-Kurve des Versuchs BE-121 bis zum Versagen (links) und Abbildung der Verformungsfigur im Versagenszustand (rechts)

Die durchgehend ansteigende Last-Verformungs-Kurve deutet auf ein stabiles nachkritisches Verhalten hin, wodurch die Traglast nicht mehr durch Stabilitätsversagen, sondern durch Materialversagen definiert wird (Rust, 2011). Bei ausgeprägt tordierenden Bauteilen stellen sich komplexe

Tragmechanismen und versteifende Effekte ein, die die Traglast weit über das realistische Maß steigern lassen. In diesem Zusammenhang ist die Helix-Torsion zu nennen, bei der durch die Verdrehung des Querschnitts stabilisierende Zugspannungen entstehen, deren Größe mit steigendem Abstand zur Drehachse zunehmen („Schraubenlinien-Effekt“). Theoretische Hintergründe zu dieser Thematik werden in (Lumpe & Gensichen, 2014) beschrieben. Werner (1974) hat durch experimentelle Untersuchungen an biege- und torsionsbeanspruchten I-Profilen die versteifende Wirkung des Schraubenlinien-Effekt bestätigt. Dieser Effekt wird im Rahmen einer geometrisch nichtlinearen FE-Berechnung unter Berücksichtigung von großen Verformungen und Verwendung von Schalenelementen direkt erfasst.

Das beschriebene Tragverhalten wurde auch bei der Nachrechnung der Versuche BE-122, BE-151 und BE-152 festgestellt, denen das Profil IPE 200 zugrunde liegt. Während die numerischen Last-Verformungs-Kurven eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen aufweisen, siehe Abb. B-6, konnte keine eindeutige Versagensursache identifiziert werden.

Ähnliches Tragverhalten wurde auch bei den Versuchen BE-221, BE-222, BE-251, BE-252 und BE-26 beobachtet. Diese Versuche weisen ein identisches statisches System und Beanspruchungsart auf. Statt des schlanken I-Profiles IPE 200 wurde hier das gedrungene HEB 200 Profil eingesetzt, das über eine wesentlich höhere Torsion- und Biegesteifigkeit um die schwache Achse verfügt. Anders als beim IPE 200 stellte sich bei der Nachrechnung der Versuche mit HEB 200 ein eindeutiger Versagensmechanismus in Form eines sprunghaften Verformungszuwachses bei minimaler Laststeigerung ein. Der Versagenszustand geht gleichzeitig mit der vollständigen Durchplastifizierung des oberen Flansches einher und den entsprechenden steifigkeitsmindernden Auswirkungen, die bereits beim Tragverhalten des Versuchs BE-121 beschrieben wurden. Während beim IPE 200 dieser Steifigkeitsabfall durch die restlichen noch im elastischen Zustand verbliebenen Querschnittsteile, Steg und unterer Flansch, abgefangen werden kann, tritt beim HEB 200 Profil ein für Stabilitätsprobleme charakteristisches schlagartiges Versagen ein.

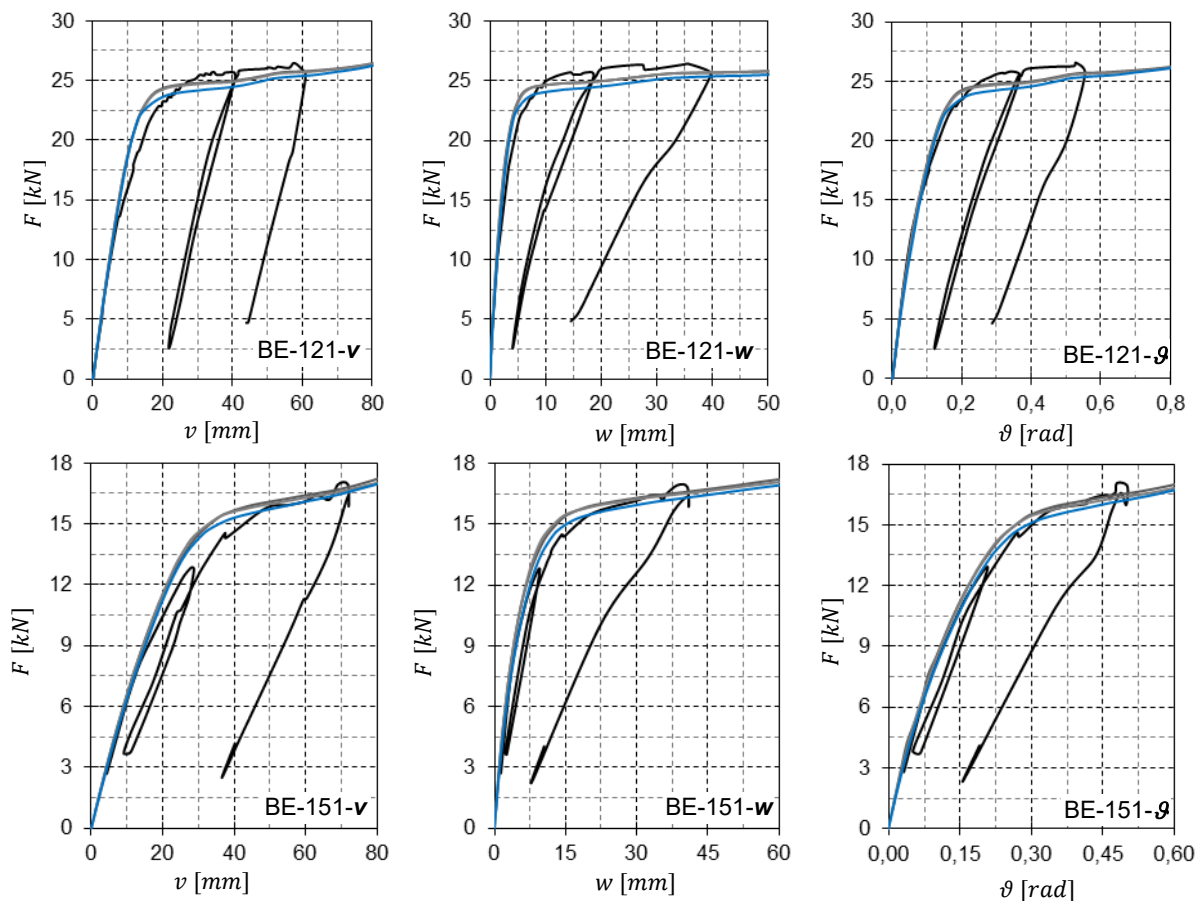


Abb. B-6: Last-Verformungs-Kurven für die Versuche BE-122 und BE-151

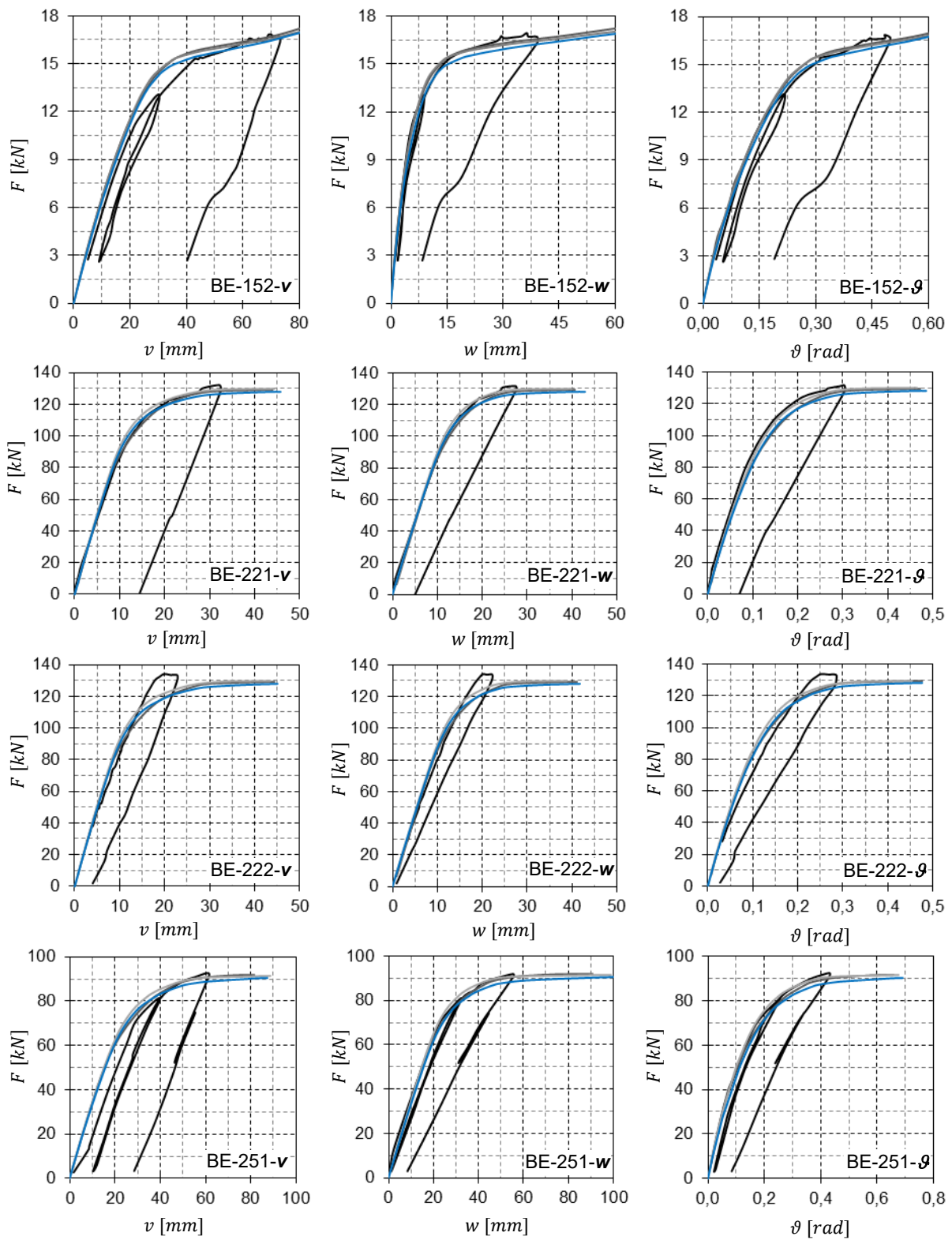


Abb. B-6 (Fortsetzung): Last-Verformungs-Kurven für die Versuche BE-152, BE-221, BE-222 und BE-251

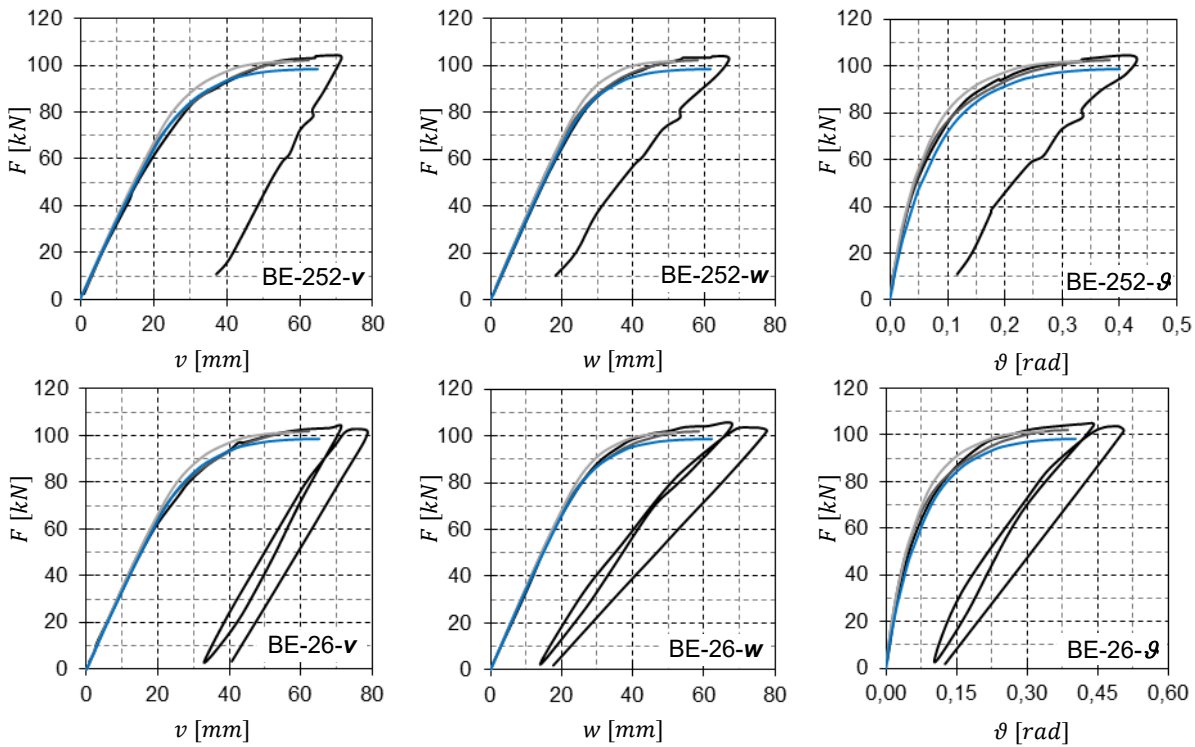


Abb. B-6 (Fortsetzung): Last-Verformungs-Kurven für die Versuche BE-252 und BE-26

Als Gründe für die unterschiedliche Versagensmechanismen beim IPE 200 und HEB 200 Profil sind neben dem erheblich größeren vorherrschenden Lastniveau bei HEB 200 zum Zeitpunkt der vollständigen Plastifizierung des Flanschbleches auch der verhältnismäßig größere Steifigkeitsverlust infolge des dadurch bewirkten Ausfalls des oberen Flansches für weitere Laststeigerung zu nennen. In Abb. B-7 sind die relativen Abminderungen der Querschnittswerte in Abhängigkeit vom Plastifizierungsgrad des oberen Flansches  $\alpha_{pl,f}$  für die Profile HEB 200 und IPE 200 aufgezeigt.

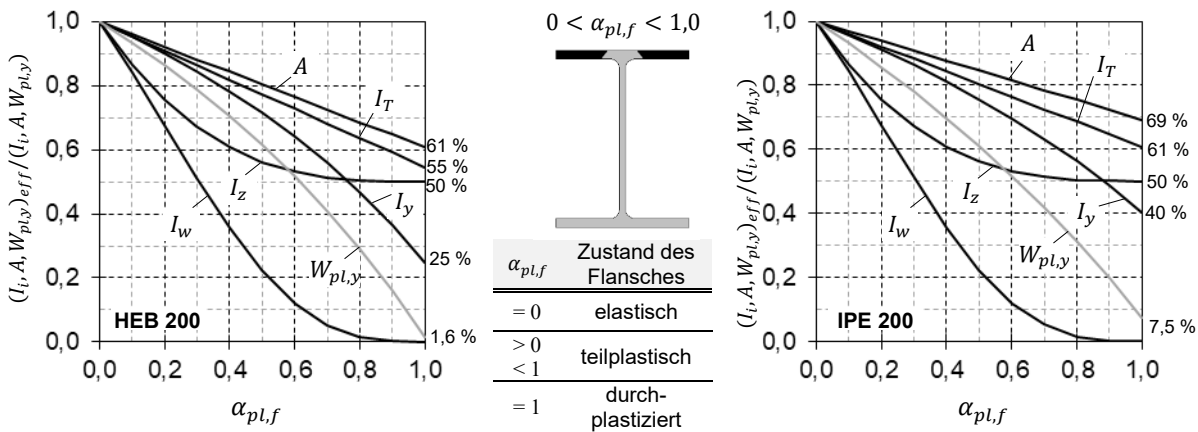


Abb. B-7: Abminderung der Querschnittswerte infolge Plastifizierung des oberen Flansches bei einem HEB 200 (links) und IPE 200 (rechts)

Die Intensität der profilunabhängigen Abminderung des Wölbflächenmomentes  $I_w$  mit zunehmenden Plastifizierungsgrad des Flansches ist klar zu erkennen. Nach vollständiger Plastifizierung des Flansches steht für weitere Laststeigerung effektiv nur ein T-Querschnitt zur Verfügung, der keinen Wölbtragmechanismus aufweist. Damit geht begleitend eine Umlagerung des Tragmechanismus von gemischter Torsion hin zur St. Venant'schen Torsion einher. Die sich mit Beginn der Plastifizierung des Flansches überproportional einstellende Reduzierung des Flächenträgheitsmomentes  $I_z$  ist ebenfalls bei allen I-Profilen nahezu gleich und entspricht nach vollständiger Plastifizierung des Flansches lediglich ca. 50 %. Profilabhängige Unterschiede ergeben sich bei der Querschnittsfläche  $A$ , des St. Venant'schen Trägheitsmoments  $I_T$  sowie insbesondere bei den für Biegung um die starke Achse relevanten Größen



Flächenträgheitsmoment  $I_y$  und plastisches Widerstandsmoment  $W_{pl,y}$ . Die mit Zunahme des Plastifizierungsgrades des Flansches  $\alpha_{pl,f}$  linear verlaufende Abminderung von  $A_{eff}$  und  $I_{T,eff}$  betragen im vollplastischen Zustand des Flansches für das IPE 200 Profil  $A_{eff} = 0,69 \cdot A$  sowie  $I_{T,eff} = 0,61 \cdot I_T$  und für das HEB 200 Profil  $A_{eff} = 0,61 \cdot A$  sowie  $I_{T,eff} = 0,55 \cdot I_T$ . Die größten Unterschiede zwischen den betrachteten Profilen ergeben sich bei der mit steigendem Plastifizierungsgrad überproportionalen Reduktion des effektiven Flächenträgheitsmomentes  $I_{y,eff}$  und des effektiven plastischen Widerstandsmomentes  $W_{pl,y,eff}$  des elastischen Restquerschnitts. Während beim IPE 200  $I_{y,eff} = 0,40 \cdot I_y$  und  $W_{pl,y,eff} = 0,075 \cdot W_{pl,y}$  noch wirksam sind, weist HEB 200 lediglich  $I_{y,eff} = 0,25 \cdot I_y$  und  $W_{pl,y,eff} = 0,016 \cdot W_{pl,y}$  auf. Im Vergleich zum IPE 200 werden beim HEB 200 die Größen  $I_y$  um den Faktor 1,6 und  $W_{pl,y}$  um den Faktor 4,8 wesentlich stärker abgemindert.

Daraus lassen sich detailliertere Rückschlüsse auf die unterschiedlichen Versagensmechanismen der beiden Profile ziehen. Beim HEB 200 weist der Flansch eine größere Bedeutung für den Lastabtrag gegenüber Biegung um die starke Achse auf. Dadurch kann der Traganteil infolge des Ausfalls dieses Querschnittsteils vom restlichen Querschnitt für weitere Laststeigerung nicht hinreichend übernommen werden, wodurch es zu einem abrupten Versagen führt.

Tab. B-4 gibt eine Übersicht der unter dieser Beanspruchungsart erzielten Ergebnisse. Im Vergleich zu den Versuchen der Gruppe BE-a weisen die numerischen Ergebnisse in dieser Versuchsgruppe insgesamt eine geringe Empfindlichkeit gegenüber unterschiedliche Imperfektionsannahmen auf, da es sich hierbei nicht mehr um ein vorherrschendes Stabilitätsproblem handelt. Infolge der planmäßigen Torsionsbelastung wird eine erhebliche Störung bewirkt, ähnlich der Auswirkung einer größeren geometrischen Imperfektion. Dadurch ist die Sensitivität gegenüber geometrischen Imperfektionen, die im Allgemeinen klein sind, deutlich geringer als bei der vorangehenden Versuchsgruppe.

Tab. B-4: Übersicht der ermittelten Traglasten für die Versuchsreihe der Gruppe B

Bez.	Exp. Traglast  $F_{Exp}$ [kN]	GMNIA					
		$\nu_0$				$e_0 = L/1000$	
		ohne Eigenspannung		Eigenspannung nach Abb. 3-10			
		$F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$	$F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$	$F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$
BE-121	25,8	**		**		**	
BE-122	26,4	**		**		**	
BE-151	17,0	**		**		**	
BE-152	16,9	**		**		**	
BE-221	131,3	129,9	99,0%	129,4	98,6%	128,2	97,6%
BE-222	133,7	129,9	97,2%	129,4	96,8%	128,2	95,9%
BE-251	91,7	91,8	100,1%	91,6	99,9%	90,5	98,6%
BE-252	103,8	102,4	98,6%	101,8	98,1%	98,5	94,9%
BE-26	104,2	101,9	97,8%	101,5	97,4%	98,5	94,5%
Mittelwert:		<b>0,985</b>		<b>0,982</b>		<b>0,963</b>	

\*\*Aufgrund großen Querschnittsverdrehung keine eindeutige Traglast.

### Gruppe BE-c: Zweiachsige Biegung mit überwiegend Biegung um die schwache Achse und Torsion

Bei dieser Versuchsgruppe wurde der Träger stark verdreht um  $70^\circ$  eingebaut. Die lotrecht exzentrisch wirkende Last bewirkt dadurch vorwiegend Biegung um die schwache Achse. Die Torsionsbeanspruchung ist aufgrund der kleineren Lastausmitte geringer als bei Versuchen der Versuchsgruppe BE-b.

Abb. B-8 zeigt die Gegenüberstellung der experimentellen Last-Verformungs-Kurven mit den numerischen Ergebnissen.

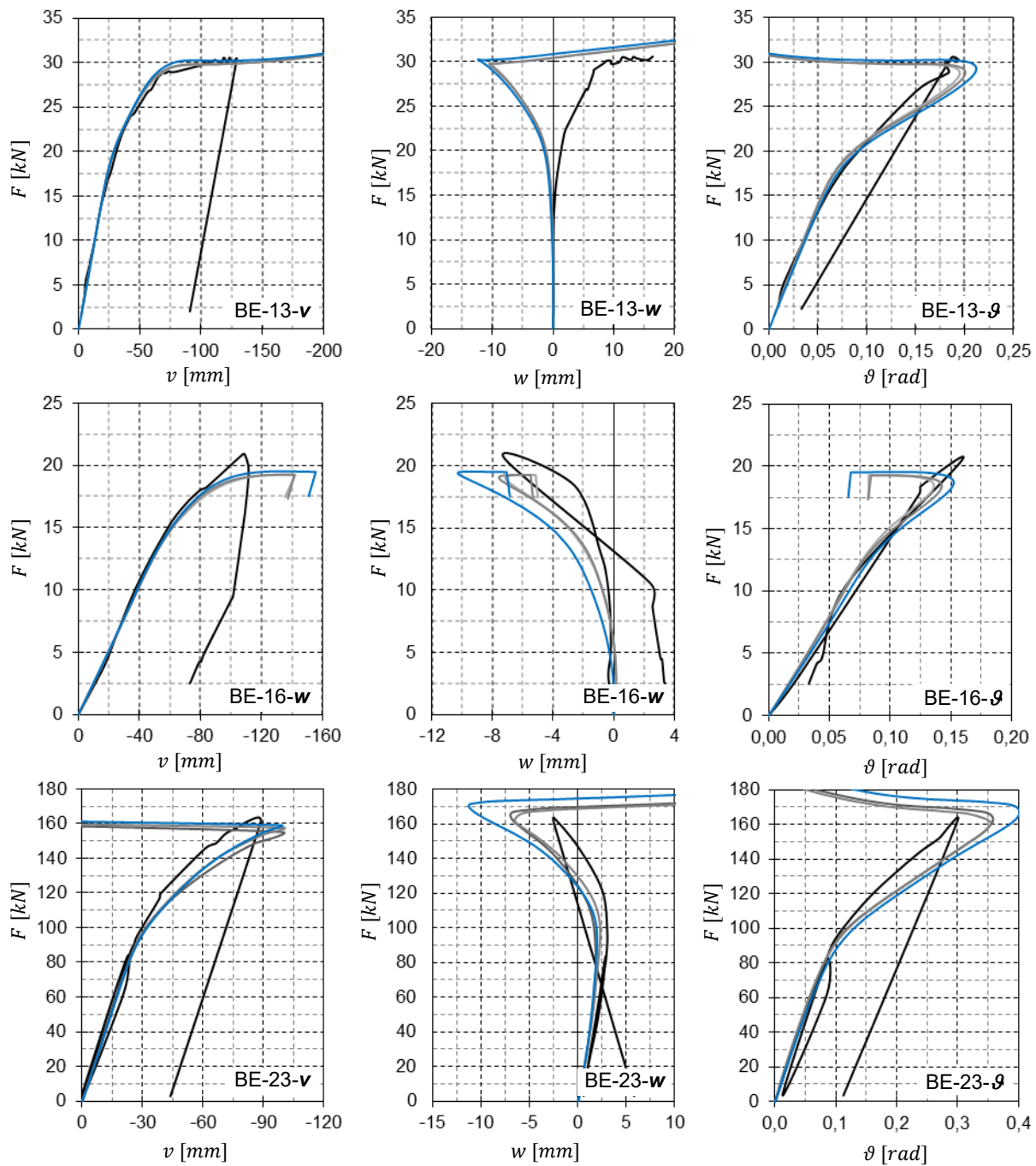


Abb. B-8: Last-Verformungs-Kurven für die Versuche BE-13, BE-16 und BE-23

Alle Versuchskörper weisen ein näherungsweise einheitliches Tragverhalten auf, das weniger durch Stabilitätserscheinung, sondern vielmehr durch Materialversagen geprägt ist. Aufgrund der vorherrschenden Biegebeanspruchung um die schwache Achse ist die Verformungsfigur maßgeblich durch eine seitliche Deformation des Trägers geprägt. Vertikale Verformungen spielen hierbei nur eine

untergeordnete Rolle. Das Tragverhalten wird im Wesentlichen durch Biegung um die schwache Achse dominiert mit entsprechender Ausbildung der Fließzonen in beiden Flanschen, ausgehend von den Rändern hin zum Querschnittsinneren. Die sich daraus einstellende Reduzierung der Wölbsteifigkeit führt zu einer überproportionalen Zunahme der Querschnittsverdrehungen. Durch die Verdrehung des Trägers ändert sich der Biegetragmechanismus zur starken Profilachse hin, wodurch eine stabilisierende Wirkung erzielt wird.

Das Ausmaß dieses Effekts entscheidet über den Versagensmechanismus des Bauteils. Bei ausgeprägt tordierenden Versuchsträgern (BE-13 und BE-23) konnte nach dem Plastizieren der Flansche durch das möglichst parallel zur Lastrichtung ausgerichtete Stegblech eine weitere geringe Laststeigerung aufgenommen werden. Dadurch wurde in der numerischen Analyse ein stabiles nachkritisches Tragverhalten ohne Identifikation einer eindeutigen Traglast erzielt. Beim Versuch BE-16 stellte sich hingegen aufgrund der geringen Querschnittsverdrehung ein Versagen ein, was auf Material- und Querschnittsversagen zurückzuführen ist.

Die positiven Auswirkungen aus der Querschnittsverdrehung auf die Tragfähigkeit hat auch zur Folge, dass durch den Ansatz der ungünstigen Imperfektionsannahmen aus eigenformaffiner Vorverformung mit  $L/1000$  höhere Traglasten erzielt wurden, als mit den gemessenen geringeren Imperfektionen.

Tab. B-5: Übersicht der ermittelten Traglasten für die Versuchsgruppe BE-c

Bez.	Exp. Traglast  $F_{Exp}$ [kN]	GMNIA					
		$v_0$				$e_0 = L/1000$	
		ohne Eigenspannung		Eigenspannung nach Abb. 3-10			
		$F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$	$F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$	$F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$
BE-13	30,5	**		**		**	
BE-16	20,5	19,3	94,1%	19,2	93,7%	19,5	95,2%
BE-23	163,4	**		**		**	
Mittelwert:		0,941		0,937		0,952	

\*\*Aufgrund großen Querschnittsverdrehung keine eindeutige Traglast.

## B.2.2 Kombinierte Beanspruchung

Im Zuge des Forschungsvorhabens (Sedlacek et al., 2004) wurden an der Ruhr Universität Bochum zwei Versuchsreihen mit den Bezeichnungen "BO-II" und "BO-III" mit insgesamt 22 Tests durchgeführt. Das Hauptaugenmerk der Untersuchungen richtete sich auf das Verständnis des Tragverhaltens von verdrehweichen gewalzten I-Profilen unter unterschiedlichen kombinierten Beanspruchungszuständen. Allen Versuchen lag als statisches System ein beidseitig gabelgelagerter Einfeldträger mit beidseitigem Überstand in den Bauteillängen 3,0 m, 5,0 m oder 8,0 m zugrunde. In den Tests wurde einheitlich das HEB 200 Profil aus S 355 eingesetzt.

Die Versuchsreihe BO-II umfasste 14 Drei-Punkt-Biegeversuche mit gleichzeitiger Druckbeanspruchung. Die Profilausrichtung und die Ausmitte der in Feldmitte angreifenden Einzellast wurden auf drei verschiedene Arten variiert. In Abb. B-9 ist das statische System für diese Versuchsreihe aufgezeigt.

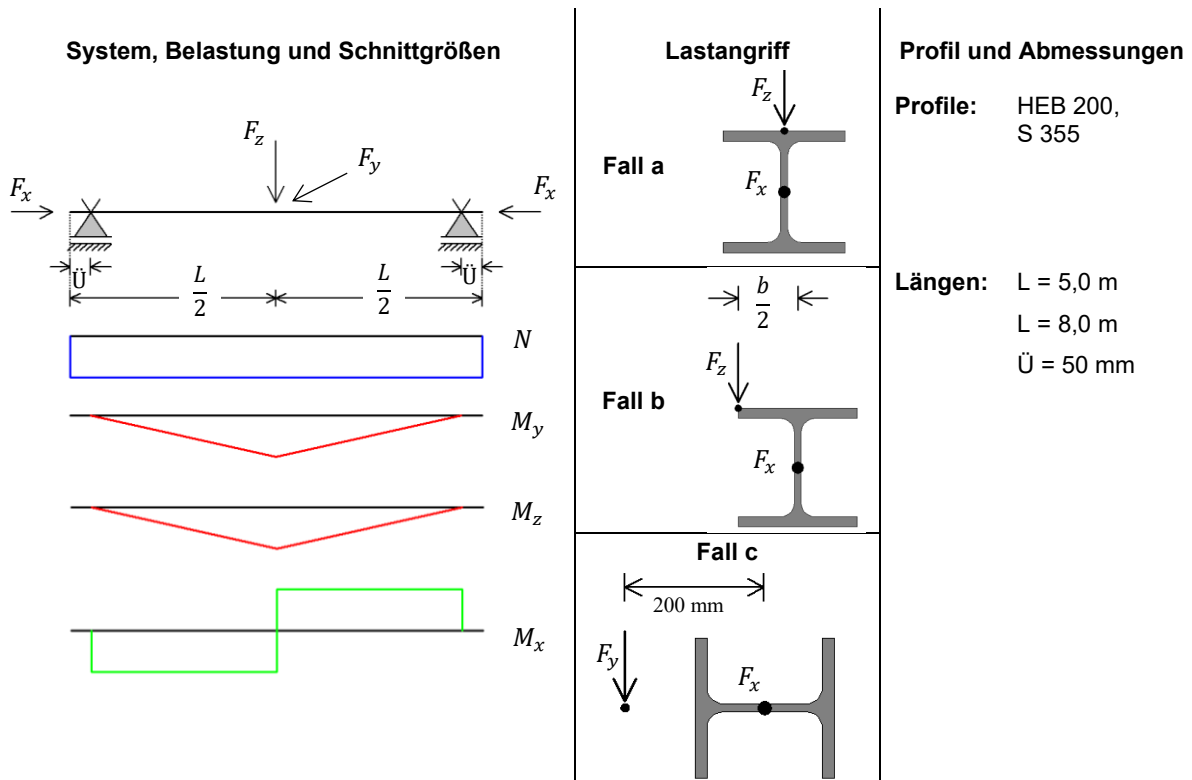


Abb. B-9: Statisches System der Versuchsreihe BO-II

In Tab. B-6 sind die zugehörigen Versuchsparameter angegeben.

Tab. B-6: Parameter für die Versuchsreihe BO-II

Bez.	Gemittelte Messwerte								Traglast		
	L [mm]	h [mm]	b [mm]	$t_f$ [mm]	$t_w$ [mm]	$f_y$ [MPa]	$v_0$ [mm]	Last-ansatz	$F_{x,Exp}$ [kN]	$F_{y,Exp}$ [kN]	$F_{z,Exp}$ [kN]
BO-II-1	499,8	205,3	201,0	15,00	9,50	402	-0,18	Fall b	216,4	-	107,2
BO-II-1a	499,8	205,5	201,2	15,10	10,10	402	-0,06		359,9	-	103,7
BO-II-2	499,6	206	200,6	15,25	9,90	402	-0,81		539,9	-	95,9
BO-II-3	800,6	205,2	202,0	14,65	9,00	378	-2,31		209,9	-	56,1
BO-II-4	800,0	202,1	201,2	15,05	9,50	378	2,32		488,6	-	38,3
BO-II-5	499,3	205,2	200,8	14,45	9,30	402	-0,98	Fall c	332,7	67,9	-
BO-II-6	499,7	205,1	201,0	14,50	9,20	402	-0,15		688,3	49,0	-
BO-II-7	799,8	203,6	200,2	14,95	8,70	407	2,72		335,9	24,9	-
BO-II-8	800,2	203,6	200,3	14,90	8,70	367	-3,25		223,8	36,4	-
BO-II-9	498,1	205,2	200,8	14,40	9,20	402	-0,07	Fall a	632,7	-	172,2
BO-II-9a	499,5	205,6	200,9	14,60	9,30	402	-0,70		442,1	-	191,9
BO-II-9b	499,7	205,7	201,0	14,55	9,50	402	-1,74		900,9	-	150,2
BO-II-10	800,0	203,5	200,3	14,95	8,90	407	-4,79		232,3	-	84,4
BO-II-11	800,3	202,4	201,8	14,85	9,20	378	-0,11		668,7	-	61,7

- Gruppe BO-II-a Druckkraft mit Biegung um die starke Achse
- Gruppe BO-II-b Druckkraft mit Biegung um die **starke Achse** und Torsion
- Gruppe BO-II-c Druckkraft mit Biegung um die **schwache Achse** und Torsion

Die daraus erzeugten unterschiedlichen Beanspruchungszustände werden für die Auswertung der Validierungsmaßnahme in drei Gruppen unterteilt:

- Gruppe BO-II-a:** Drucknormalkraft mit Biegung um die starke Achse (BO-II 9, BO-II 9a, BO-II 9b, BO-II 10, BO-II 11)
- Gruppe BO-II-b:** Drucknormalkraft mit Biegung um die starke Achse und Torsion (BO-II 1, BO-II 1a, BO-II 2, BO-II 3, BO-II 4)
- Gruppe BO-II-c:** Drucknormalkraft mit Biegung um die schwache Achse und Torsion (BO-II 5, BO-II 6, BO-II 7, BO-II 8)

Zur Sicherstellung eines annähernd gleichzeitigen Lastansatzes wurden bei der Versuchsdurchführung die am Bauteilrand in Balkenlängsachse einwirkende Druckkraft und die lotrechte Querlast in Feldmitte schrittweise und weggesteuert auf das System aufgebracht. Durch den sukzessiven Ansatz konnten ungewollte Zwängungen infolge der richtungstreu einwirkenden Lasten auf dem verformten Bauteil weitestgehend vermieden werden (Sedlacek et al., 2004). Der Traglastzustand wurde aus der gemessenen Last-Verformungs-Kurve abgeleitet und entspricht dem Zeitpunkt, an dem die maximale Querlast  $F_{z,max} = F_{z,Exp.}$  erreicht ist. Die angegebene Traglast  $F_{x,exp.}$  gibt die beim Auftreten der maximalen Querlast einwirkenden Druckkraft an.

In der numerischen Analyse wurden die Lasten simultan und linear ansteigend angesetzt, mit der Zielvorgabe der im Versuch sich einstellenden Traglasten. Der experimentelle anhand der Last-Verformungs-Kurve definierte Traglastzustand und der numerische Lastansatz sind in Abb. B-10 exemplarisch für den Versuch BO-II-1 dargestellt.

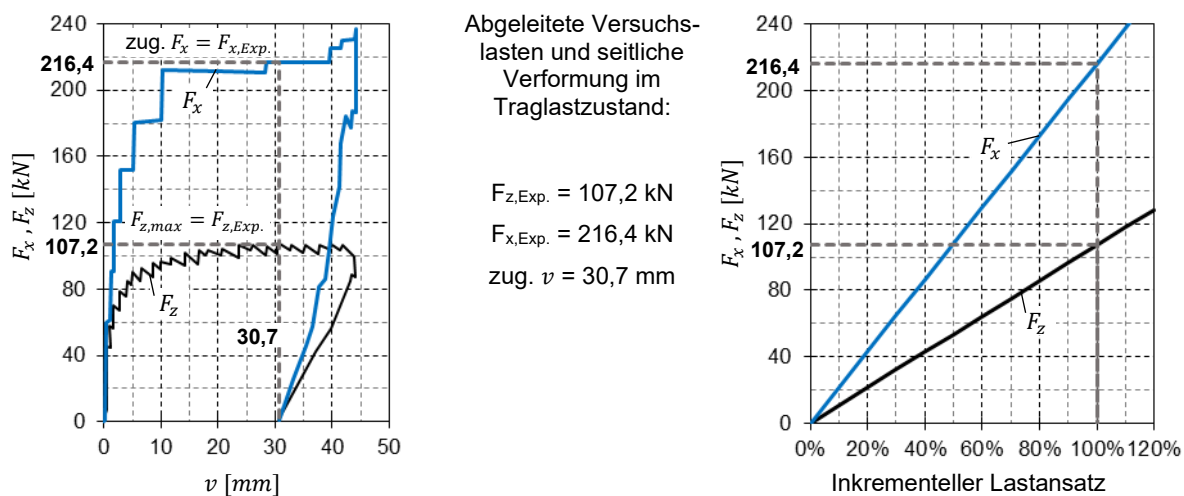


Abb. B-10: Aus Last-Verformungs-Kurve abgeleitete Traglastzustand und der inkrementell-lineare Lastansatz in der FE-Berechnung für den Versuch BO-II-1

Die zeitliche Abfolge der Aufbringung von mehreren voneinander unabhängigen Lasten beeinflusst das Tragverhalten stabilitätsgefährdeter Bauteile. Die Auswirkung auf die numerisch berechnete Traglast nach GMNIA infolge unterschiedlicher zeitlicher Lastanordnung ist hingegen vernachlässigbar gering (Käsmaier, 2015). Nach Hübel (2003) sind abweichende Ergebnisse zu erwarten, wenn plastizierte Bereiche, durch verschiedene Reihenfolgen des Lastansatzes unterschiedlich entlastet und wieder belastet werden. Beim mehrmaligen Wechsel zwischen dem elastischen und plastischen Zustand ist das lokale Tragverhalten vom Verfestigungsgesetz abhängig.

Im Rahmen der Versuchsreihe mit der Bezeichnung "BO-III" wurden acht Bauteile mit exzentrisch an beiden Enden angreifender Druckkraft getestet. Infolge der zweiachsigen Exzentrizität wird ein Beanspruchungszustand aus Drucknormalkraft mit zweiachsiger Biegung erzeugt. Abb. B-11 zeigt das statische System der Versuchsreihe BO-III und in Tab. B-7 sind die zugehörigen Versuchsparameter angegeben.

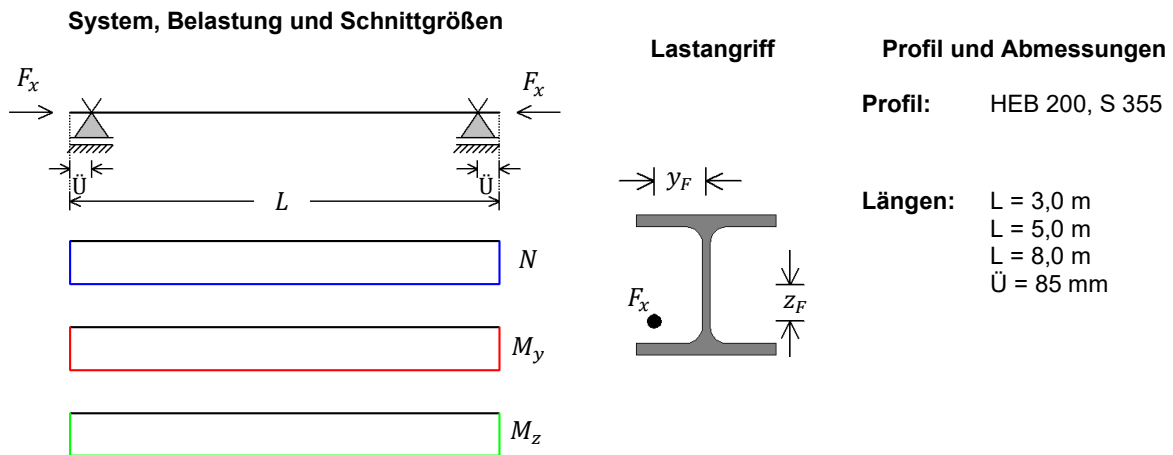


Abb. B-11: Statisches System der Versuchsreihe BO-III

Tab. B-7: Parameter für die Versuchsreihe BO-III

Bez.	Gemittelte Messwerte									Lastansatz		Traglast $F_{Exp}$ [kN]
	$L$ [mm]	$h$ [mm]	$b$ [mm]	$t_f$ [mm]	$t_w$ [mm]	$f_y$ [MPa]	$v_0$ [mm]	$w_0$ [mm]	$y_F$ [mm]	$z_F$ [mm]		
BO-III-1	299,5	203,5	200,3	15,10	9,00	407	-0,46	-0,64	26	-34	1453	
BO-III-2	299,9	203,6	200,3	15,45	8,80	407	0,06	-0,15	14	-29	1706	
BO-III-1a	300,2	203,5	200,7	14,95	8,90	407	-0,79	0,60	12	-26	1833	
BO-III-2a	299,4	201,9	201,3	15,00	9,50	378	-0,01	-0,49	5	-40	1800	
BO-III-3	499,7	204,4	201,8	14,80	10,00	414	0,85	1,60	15	-80	966,0	
BO-III-4	499,7	198,7	201,7	14,70	10,00	414	1,04	-1,48	40	-80	749,4	
BO-III-5	799,5	203,4	200,8	15,05	8,90	385	-4,00	-4,82	5	-40	613,6	
BO-III-6	800,1	203,4	201,4	15,05	8,70	385	1,09	-4,53	5	-80	669,0	

Die Einleitung der Druckkraft im Versuch erfolgte über eine dicke Kopfplatte, die zusätzlich eine Wölbeinspannung an den Bauteilrändern erzeugt. Zur Erfassung dieses Effekts wurde die Kopfplatte im FE-Modell durch Schalenelemente berücksichtigt, deren Materialverhalten linear-elastisch gewählt wurde. Die Lasteinleitung der Druckkraft und die Lagerungsbedingung wurden analog zur beschriebenen Methodik in Abschnitt 3.1.3 über Pilotknoten modelliert. In der FE-Berechnung wurde die Auflagersituation nach Abb. B-12 idealisiert.

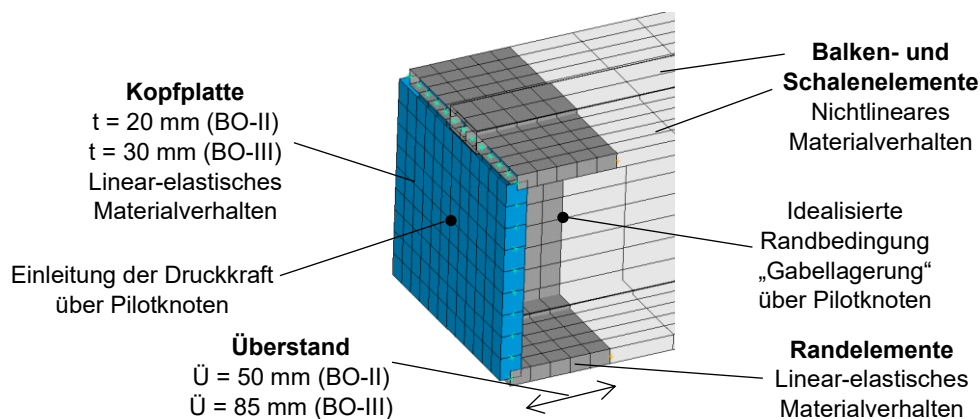


Abb. B-12: Modellierungskonzept des Bauteilrandbereichs mit der Lasteinleitung und Lagerungsbedingung

**Gruppe BO-II-a: Drucknormalkraft mit Biegung um die starke Achse**

Abb. B-13 zeigt das statische System des Versuchsaufbaus und die daraus resultierenden Schnittgrößen. Im Rahmen dieser Versuchsgruppe werden zwei unterschiedliche Bauteillängen von 5 m und 8 m betrachtet und das Verhältnis zwischen der einwirkenden Längsdruckkraft und der in Feldmitte am Obergurt angreifenden Einzellast variiert.

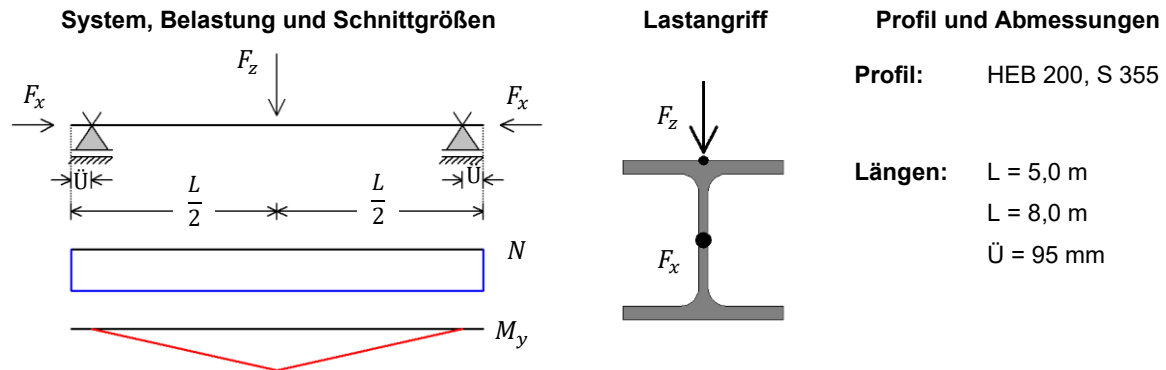


Abb. B-13: Statisches System der Versuchsgruppe BO-II-a

In Abb. B-14 sind die experimentell erfassten und numerisch ermittelten Last-Verformungs-Kurven für den Versuch BO-II-9 dargestellt. Die Kennzeichnung der farblich unterschiedlichen Kurven ist in Tab. B-1 auf Seite 210 beschrieben. Obwohl sich die Belastung aus zwei unterschiedlichen Lasten – Einzellast in Längsrichtung wirkend am Bauteilrand  $F_x$  und Einzellast in Querrichtung wirkend in Feldmitte  $F_z$  – zusammensetzt, werden im Folgenden die Last-Verformungs-Kurven nur im Bezug zur Querlast dargestellt. Da die Längskraft und die Querlast sowohl in der numerischen Berechnung als auch im Versuch sukzessive und simultan auf das Bauteil angesetzt wurden, kann die zugehörige Druckkraft über das Verhältnis zwischen den Versuchstraglasten  $F_{x,Exp} / F_{z,Exp}$  umgerechnet werden.

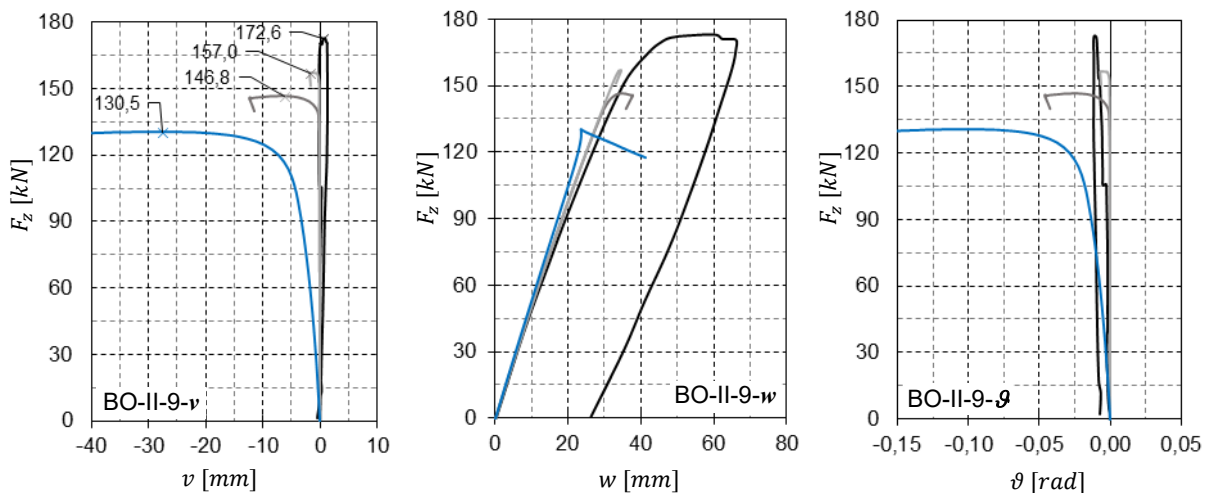


Abb. B-14: Last-Verformungs-Kurven für den Versuch BO-II-9

Alle vier Kurven in Abb. B-14 (BO-II-9- $v$ ) weisen deutlich unterschiedliche Maximalwerte auf, was auf ein Tragverhalten hindeutet, das empfindlich auf unterschiedliche Imperfektionsannahmen reagiert. Diese Sensitivität resultiert aus dem betrachteten Beanspruchungszustand, bestehend aus Druck und Biegung um die starke Achse. Bei einem I-Querschnitt resultieren aus beide Lastanteilen Druckspannungen und Abtriebseffekte, bei Druck im gesamten Querschnitt und bei Biegung im Flansch, die zu einem Stabilitätsproblem führen. Stabilitätsprobleme können unter Annahme einer idealen Struktur in ein Verzweigungsproblem überführt werden. Die Charakteristik des nachkritischen Verhaltens, das durch den Last-Verformungs-Pfad nach Überschreitung des kritischen Lastniveaus (Verzweigungslast) beschrieben wird, bildet ein Indiz zur Imperfektionsempfindlichkeit des Systems (Rust, 2011). Beim instabilen nachkritischen Verhalten nimmt die Sensitivität gegenüber

Imperfektionen zu (siehe Abb. B-15). Bei durch Druck und Biegung beanspruchten verdrehweichen I-Bauteile tritt primär das instabile nachkritische Verhalten ein.

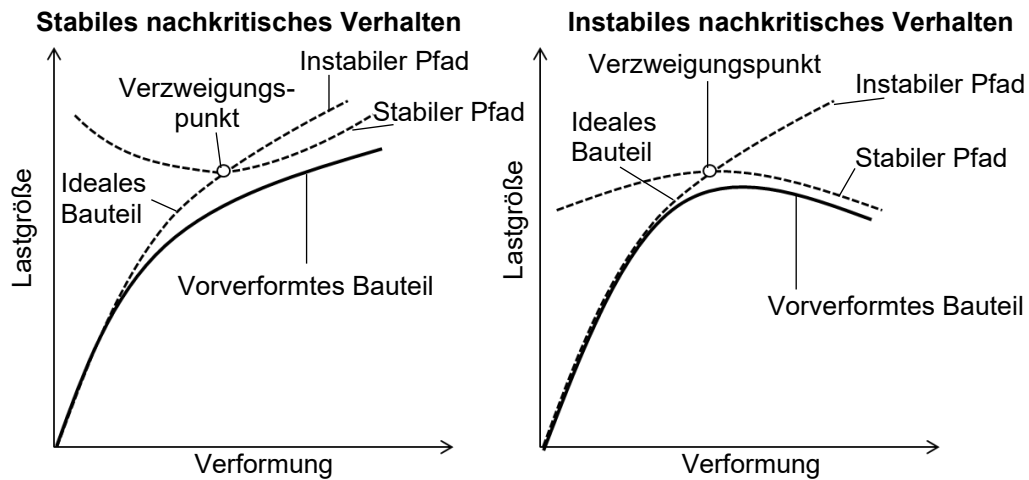


Abb. B-15: Klassifizierung der Imperfektionsempfindlichkeit nach Rust (2011)

Die experimentelle Traglast ist mit 172,6 kN deutlich höher als die maximale numerische Traglast von 157 kN unter Annahme einer geometrischen Imperfektion in Form einer seitlichen Vorkrümmung mit dem Stich von  $v_0$  und ohne Ansatz von Eigenspannungen. Aus der näheren Betrachtung der experimentellen Last-Verformungs-Kurven lassen sich typische Merkmale für ein annähernd ebenes Tragverhalten interpretieren, das dem Biegeknicken zugeordnet werden kann. Die minimalen seitlichen Verformungen  $v$  und Querschnittsverdrehungen  $\vartheta$  der experimentellen Kurven, die auch nach Überschreiten des Traglastzustandes nicht anwachsen, stehen im Widerspruch mit der für das Biegedrillknicken charakteristischen räumlichen Versagensfigur. In der Regel weisen biegebeanspruchte reale imperfekte Bauteile, ohne planmäßige Verdrehbehinderungen aus dem Versuchsaufbau, prädestinierte Eigenschaften für ein räumliches verdrehweiches Tragverhalten auf. Mögliche Gründe für das nahezu ebene Verhalten ergeben sich aus den minimalen gemessenen geometrischen Imperfektionen des Versuchskörpers mit einer maximalen seitlichen Abweichung von der Geradheit von  $v_0 = 0,07$  mm in Verbindung mit einer geringen unplanmäßigen Zwängung durch die Lasteinleitungsstruktur.

Durch eine Modifizierung der geometrischen Imperfektion in Form einer reinen vertikalen Vorkrümmung mit dem Stich von  $L/1000$  lassen sich die experimentellen Ergebnisse durch eine numerische Simulation in sehr guter Übereinstimmung wiedergeben (Abb. B-16).

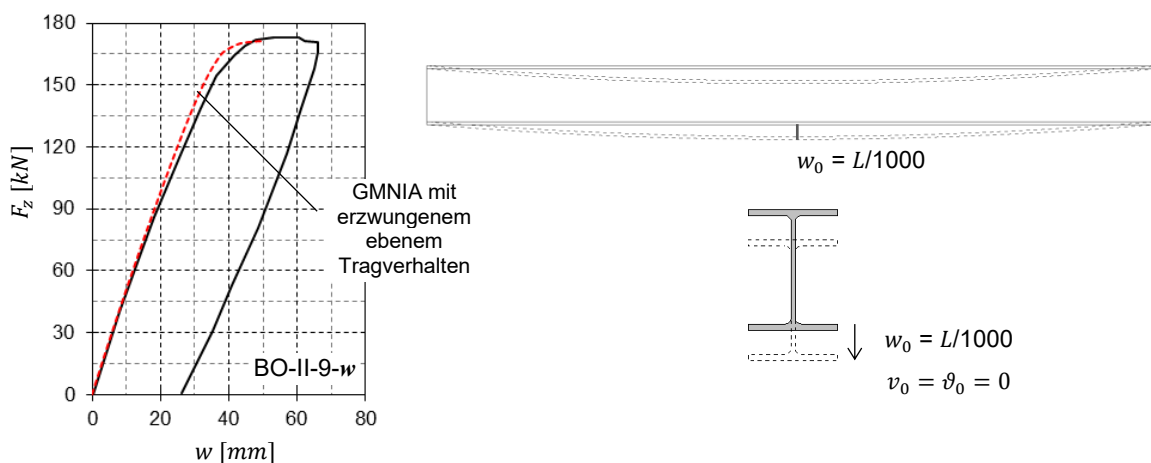


Abb. B-16: Gegenüberstellung der experimentellen und numerischen Last-Verformungs-Kurven für den Versuchs BO-II-9 mit erzwungenem ebenem Tragverhalten bei der numerischen Berechnung durch Modifikation der geometrischen Imperfektion als reine vertikale Vorkrümmung.



Das dabei sich einstellende Tragverhalten kann als reines ebenes Biegeknicken um die starke Achse beschrieben werden. Die durch die Querlast hervorgerufene Biegespannung wird mit zunehmender einwirkenden Druckkraft überproportional erhöht, wodurch sich Fließzonen, ausgehend vom Rand des druckbeanspruchten oberen Flansches, ausbilden. Eigenspannungen führen zu einem früheren Fließbeginn an den Flanschrändern. Die daraus resultierende Steifigkeitsminderung führt schließlich zu einem Stabilitätsversagen des Bauteils.

Die Last-Verformungs-Kurven der Versuche BO-II-9a, BO-II-9b, BO-II-10 und BO-II-11 sind in Abb. B-17 dargestellt. Der Verlauf der experimentellen Last-Verformungs-Kurven des Versuchs BO-II-9b deutet ebenfalls auf ein ebenes Tragverhalten (Biegeknicken) hin, da keine nennenswerten seitlichen Verformungen und Querschnittsverdrehungen nach Überschreitung der Traglast auftreten, siehe BO-II-9b-v und BO-II-9b- $\vartheta$ .

Beim Versuch BO-II-9a liefert das erzwungene ebene Tragverhalten in der numerischen Analyse ebenfalls eine bessere Übereinstimmung mit den Testergebnissen, obwohl nach Überschreiten der Traglast sich eine räumliche Versagensfigur einstellt. Das in den numerischen Last-Verformungs-Kurven sich einstellende vorzeitige Verdrehen und seitliche Ausweichen tritt im Versuch erst bei einem höheren Lastniveau auf, siehe BO-II-9a-v und BO-II-9a- $\vartheta$ . Als Ursache hierfür kommt eine leichte Verformungsbehinderung aus dem Versuchsaufbau im Bereich der Lasteinleitungsposition in Betracht.

Beim Versuch BO-II-10 stellt sich wegen der vergleichsweise größeren gemessenen geometrischen Imperfektion des Versuchskörpers und des damit einhergehenden räumlichen Tragverhaltens eine gute Übereinstimmung der numerischen und experimentellen Ergebnisse ein. Die Fließzonenausbildung fängt in dem Fall im Eckbereich des druckbeanspruchten Flansches an und führt mit zunehmender Last zu einem überproportionalen seitlichen Ausweichen und Verdrehen des Profils.

Bedingt durch den Ansatz einer reinen Vorkrümmung mit der Größe  $v_0 = -0,11$  mm stellt sich beim Versuch BO-II-11 der Verlauf, der zu den seitlichen Verformungen (BO-II-11-v) und Rotationen (BO-II-11- $\vartheta$ ) zugehörigen Kurven im negativen Verformungsbereich ein, wohingegen die Versuchskurven dieser Deformationen positive Werte ergeben. Dies lässt auf eine zu den angegebenen Messwerten abweichende geometrische Imperfektion schließen.

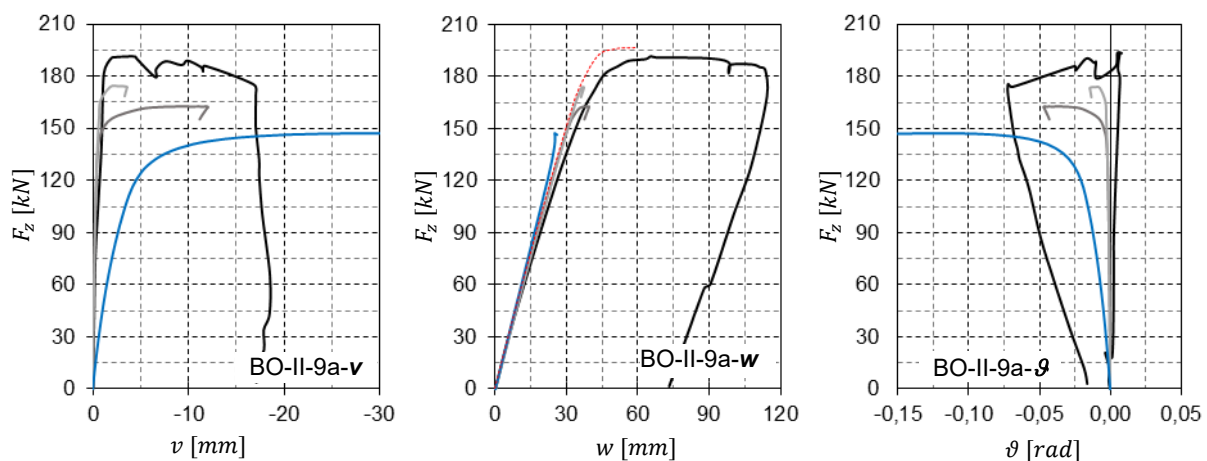


Abb. B-17: Last-Verformungs-Kurven für den Versuche BO-II-9a

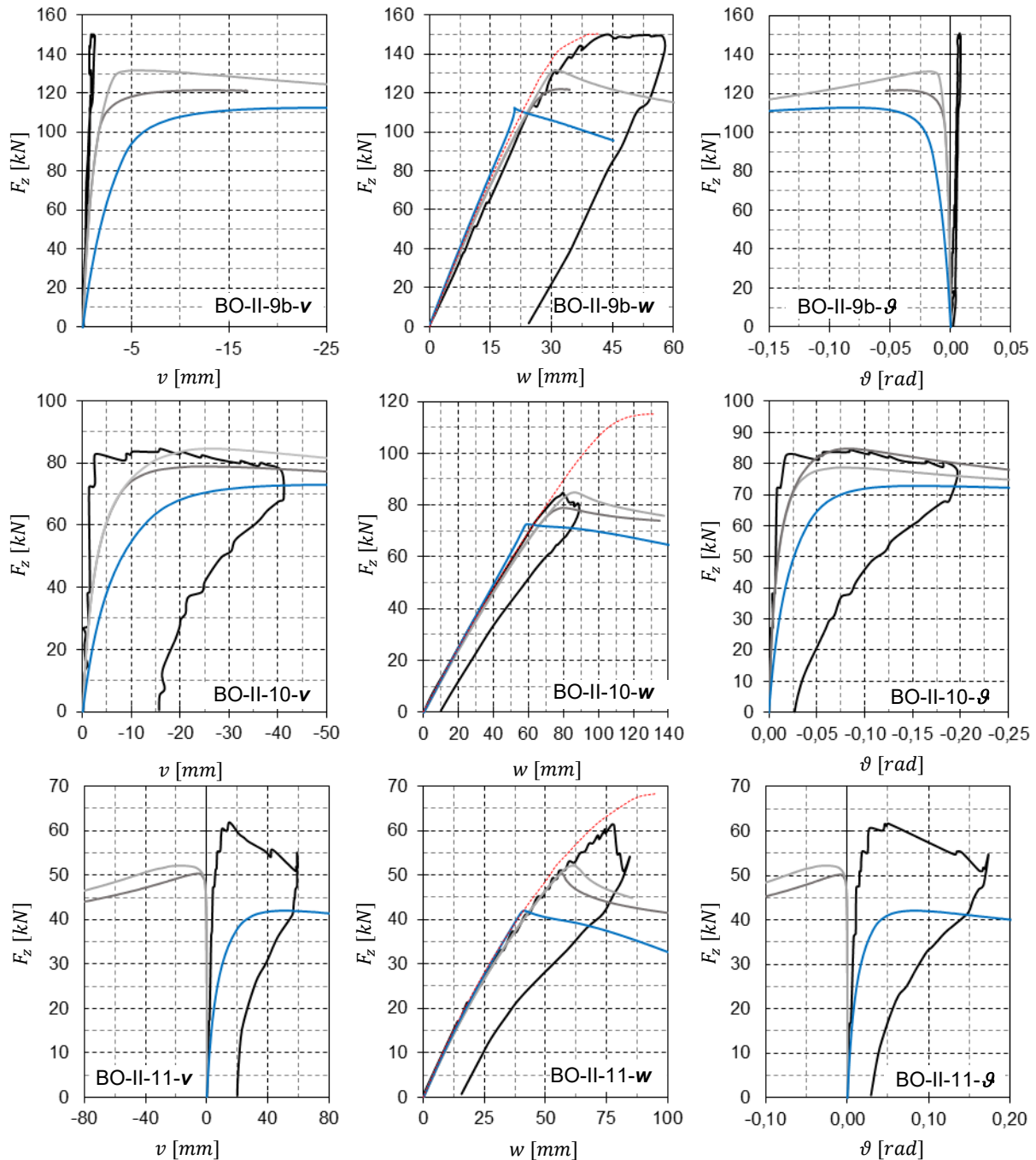


Abb. B-17 (Fortsetzung): Last-Verformungs-Kurven für die Versuche BO-II-9b, BO-II-10 und BO-II-11

Tab. B-8 gibt eine Gegenüberstellung der numerischen und experimentellen Traglasten. Nahezu alle numerisch berechneten Traglasten fallen geringer aus als die Testresultate. Wegen der hohen Sensitivität gegenüber Imperfektionen könnte als Ursache eine günstig wirkende geometrische Imperfektion in Verbindung mit einer unplanmäßigen Verformungsbehinderung durch den Versuchsaufbau in Betracht gezogen werden. Die charakteristischen Imperfektionsannahmen aus eigenformaffiner Vorverformung mit  $e_0 = L/1000$  in Verbindung mit den Walzeigenspannungen nach Abb. 3-10 führen stets zu einem ausgeprägten räumlichen Tragverhalten und unterschätzen dadurch deutlich die experimentellen Traglasten.

Tab. B-8: Übersicht der ermittelten Traglasten für die Versuchsgruppe BO-II-a

Bez.	Exp. Traglast		GMNIA								
			$v_0$						$e_0 = L/1000$		
			ohne Eigenspannung			Eigenspannung nach Abb. 3-10					
			$F_{x,num}$ [kN]	$F_{z,num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$	$F_{x,num}$ [kN]	$F_{z,num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$	$F_{x,num}$ [kN]	$F_{z,num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$
BO-II-9	632,7	172,2	576,8	157,0	91,2%	537,1	146,2	84,9%	476,8	129,8	75,4%
BO-II-9a	442,1	191,9	400,9	174,0	90,7%	374,0	162,3	84,6%	338,9	147,1	76,7%
BO-II-9b	900,9	150,2	788,6	131,5	87,5%	727,4	121,3	80,7%	675,4	112,6	75,0%
BO-II-10	232,3	84,43	233,0	84,7	100,3%	216,5	78,7	93,2%	200,3	72,8	86,2%
BO-II-11	668,7	61,7	565,9	52,2	84,6%	545,0	50,3	81,5%	455,7	42,1	68,1%
Mittelwert:			0,909			0,850			0,763		

**Gruppe BO-II-b: Drucknormalkraft mit Biegung um die starke Achse und Torsion**

Die exzentrisch angreifende lotrechte Einzellast in Feldmitte wird durch Biegung um die starke Achse und Torsion abgetragen. Zusätzlich wurde das Bauteil durch eine Druckkraft beansprucht, siehe Abb. B-18.

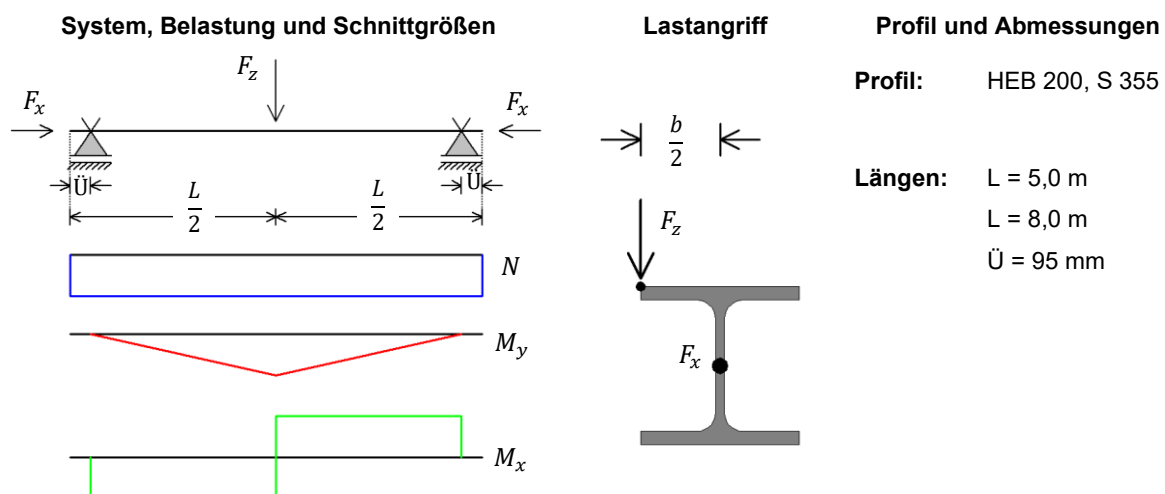


Abb. B-18: Statisches System der Versuchsgruppe BO-II-b

Abb. B-19 zeigt die Last-Verformungs-Kurven des Versuches BO-II-1. Auffallend sind dabei die Unstimmigkeiten zwischen den experimentellen und numerisch ermittelten Kurven, die die Verformungen  $v$  und  $w$  beschreiben. Die im Forschungsbericht angegebenen gemessenen seitlichen Verformungen  $v$  sind wesentlich kleiner und die vertikalen Verformungen  $w$  hingegen deutlich größer als die FE-Ergebnisse. Wodurch der vermehrte Lastabtrag über die starke Achse im Versuch erzwungen wurde und warum aus der günstigeren Tragwirkung keine höheren Traglasten resultieren, konnte nicht abschließend geklärt werden. Eine Verwechslung der beiden Verformungsgrößen  $v$  und  $w$  bei der Ergebnisauswertung erscheint ebenfalls naheliegend. Zum Vergleich beinhalten die Diagramme BO-II-1- $v$  und BO-II-1- $w$  zusätzlich die vertauschten Last-Verformungs-Kurven, die gestrichelt dargestellt sind. Aufgrund der guten Übereinstimmung mit den numerischen Ergebnissen stellt die vermeintlich verwechselte Angabe der Verformungsdiagramme im Forschungsbericht eine plausible Erklärung dar. Der Verlauf der experimentellen Querschnittsverdrehungen wird von der GMNIA Berechnung in guter Übereinstimmung wiedergegeben, siehe BO-II-1-9 in Abb. B-19.

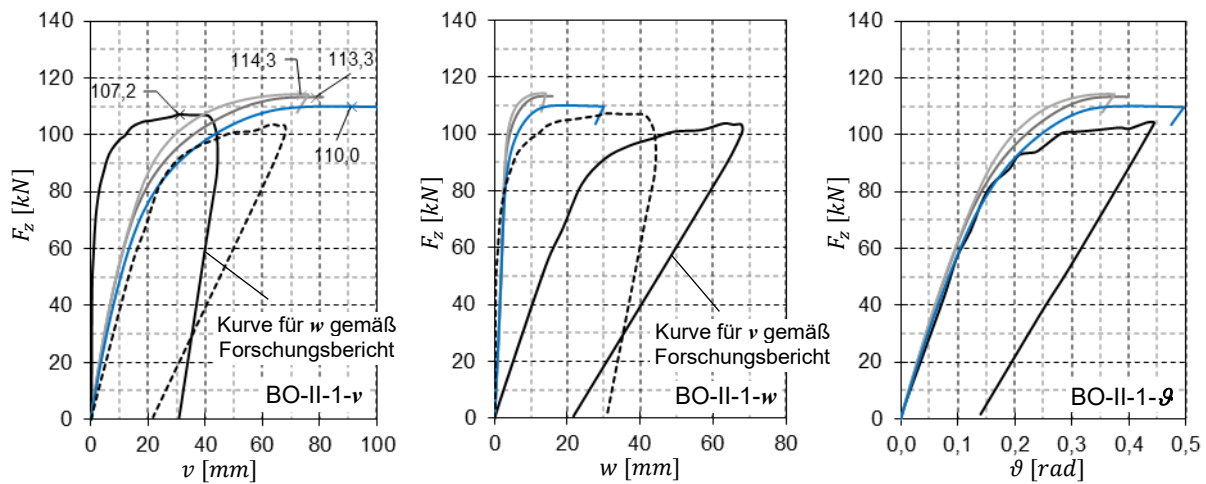


Abb. B-19: Last-Verformungs-Kurven für den Versuche BO-II-1

Die Last-Verformungs-Kurven für die restlichen Versuche der Versuchsgruppe BO-II-b sind in Abb. B-20 dargestellt. Bei den Versuchen BO-II-1a und BO-II-2 weisen die numerischen Last-Verformungs-Kurven durchweg eine große Ähnlichkeit mit den experimentellen Ergebnissen auf, sofern die vertauschten  $v$ - und  $w$ - Kurven betrachtet werden. Beim Versuch BO-II-3 stimmen die Querschnittsverdrehungen gut überein. Der Verlauf der numerisch ermittelten Verformungen  $v$  und  $w$  weichen stärker von den Testergebnissen ab. Ähnliches ist auch beim Versuch BO-II-4 zu beobachten, wobei im Versuch ein steiferes Tragverhalten hinsichtlich Querschnittsverdrehung auftritt, was schließlich zu einer größeren Traglast führt wie nach GMNIA.

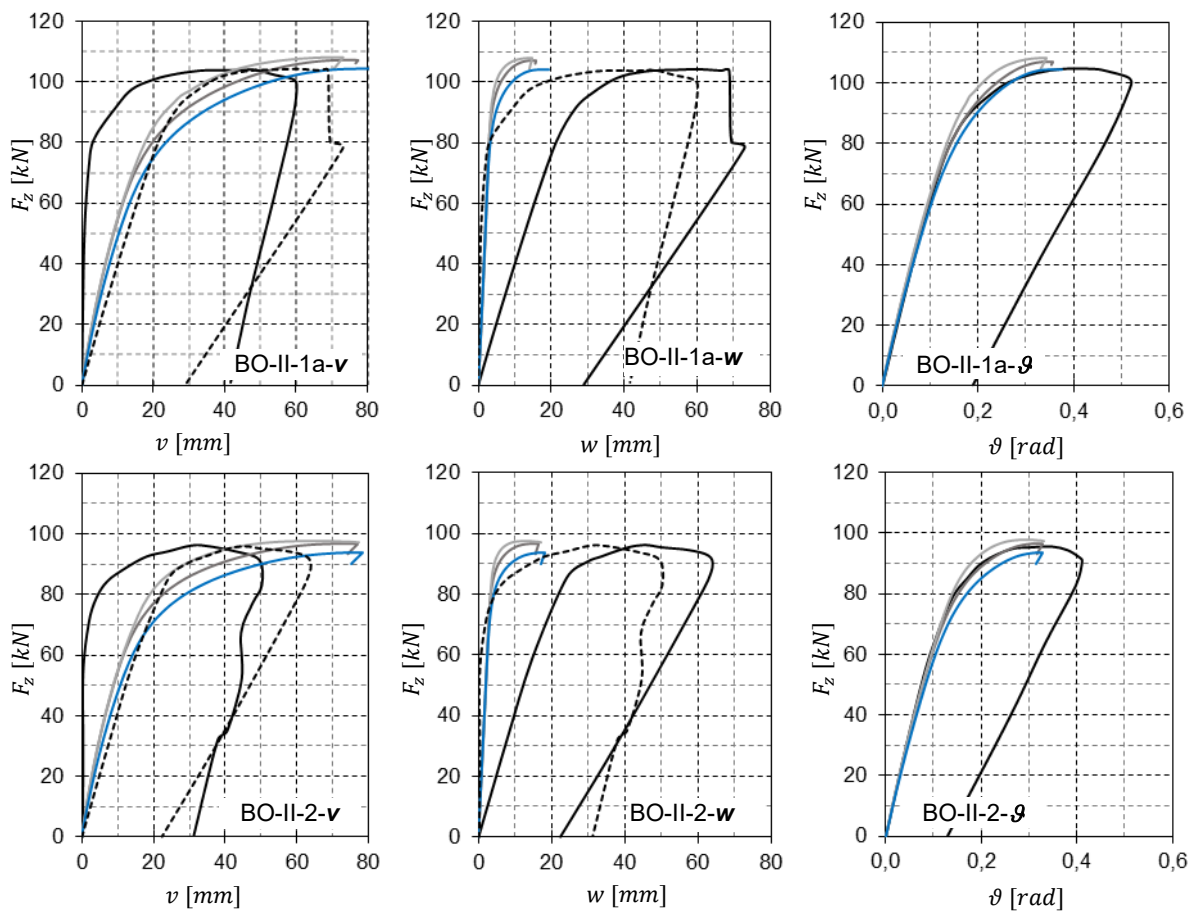


Abb. B-20: Last-Verformungs-Kurven für die Versuche BO-II-1a und BO-II-2

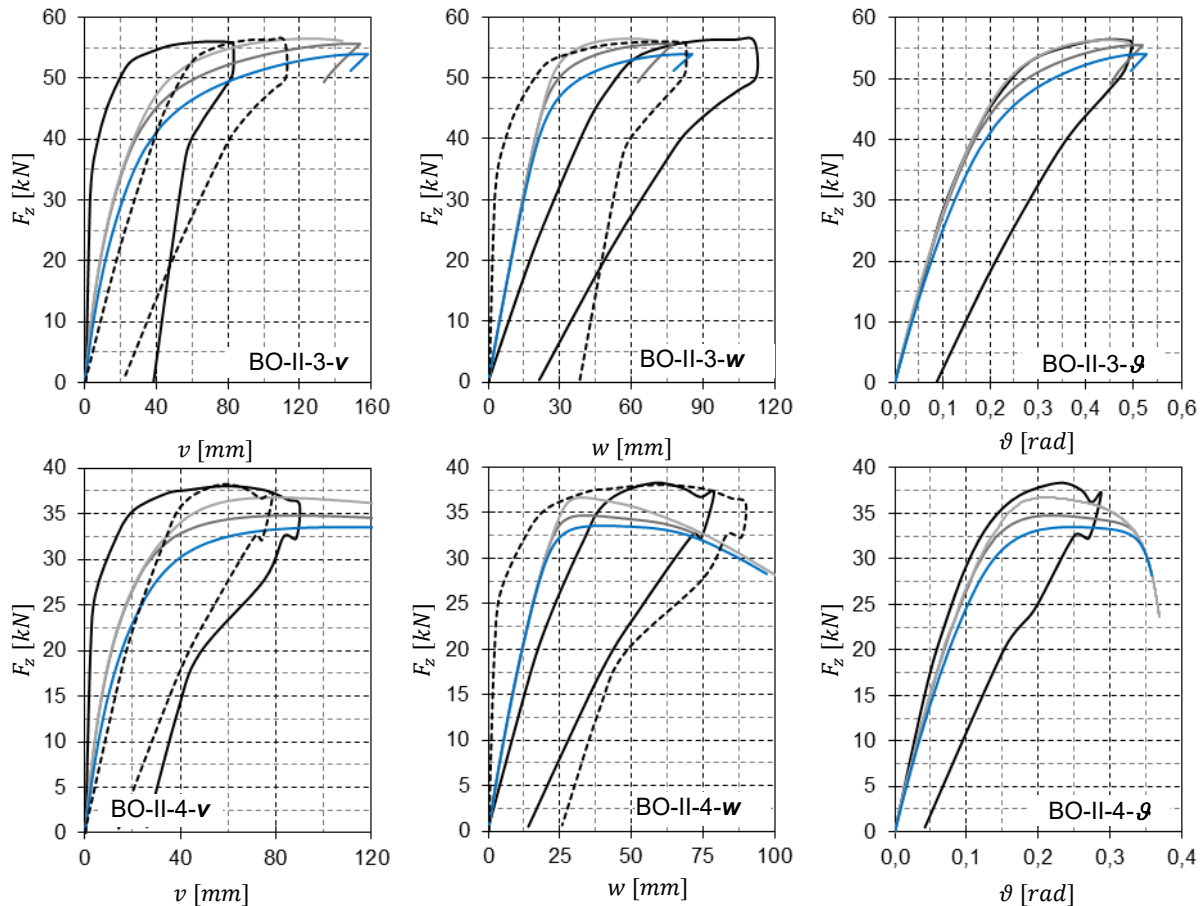


Abb. B-20 (Fortsetzung): Last-Verformungs-Kurven für die Versuche BO-II-3 und BO-II-4

Aus den größeren Differenzen der numerischen Ergebnisse untereinander ist bei den Versuchen BO-II-3 und BO-II-4 eine größere Empfindlichkeit des Tragverhaltens auf die angesetzten Imperfektionsannahmen zu erkennen als bei den Versuchen BO-II-1, BO-II-1a und BO-II-2. Entscheidend hierfür ist die größere Bauteillänge und damit auch eine größere Schlankheit, die den Versuchen BO-II-3 und BO-II-4 mit 8 m zugrunde liegt, statt mit 5 m bei den anderen Versuchskörpern.

In Tab. B-9 sind die numerisch berechneten Traglasten den experimentellen Grenzlasten gegenübergestellt. Insgesamt lässt sich eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse feststellen. Der gewählte Imperfektionsansatz ( $e_0 = L/1000$  und Eigenspannungen nach Abb. 3-10) führt bei den Versuchen BO-II-1 und BO-II-1a zu geringfügig höheren Traglasten als im Versuch erzielt wurde. Beim Versuch BO-II-4 werden hingegen in der numerischen Berechnung die Traglasten deutlich unterschätzt.

Tab. B-9: Übersicht der ermittelten Traglasten für die Versuchsgruppe BO-II-b

Bez.	Exp. Traglast		GMNIA								
			$v_0$						$e_0 = L/1000$		
			ohne Eigenspannung			Eigenspannung nach Abb. 3-10					
			$F_{x,num}$ [kN]	$F_{z,num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$	$F_{x,num}$ [kN]	$F_{z,num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$	$F_{x,num}$ [kN]	$F_{z,num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$
BO-II-1	216,4	107,2	230,8	114,3	106,6%	228,9	113,4	105,7%	222,2	110,1	102,7%
BO-II-1a	359,9	103,7	375,1	108,1	104,2%	371,9	107,2	103,3%	361,9	104,3	100,6%
BO-II-2	539,9	95,9	550,1	97,7	101,9%	544,0	96,6	100,8%	527,7	93,7	97,7%
BO-II-3	209,9	56,1	211,5	56,5	100,7%	208,3	55,6	99,2%	202,3	54,0	96,4%
BO-II-4	488,6	38,3	469,0	36,7	96,0%	443,9	34,8	90,9%	428,0	33,5	87,6%
Mittelwert:			1,019			1,000			0,970		

**Gruppe BO-II-c: Drucknormalkraft mit Biegung um die schwache Achse und Torsion**

Die Druckkraft wurde zentrisch an beiden Bauteilenden in das Bauteil eingeleitet. Gleichzeitig wurde eine vom Profilschwerpunkt um 200 mm exzentrisch angreifende Einzellast in Feldmitte aufgebracht. Das zugehörige statische System und die sich aus dem Lastansatz einstellenden Schnittgrößen sind in Abb. B-21 dargestellt.

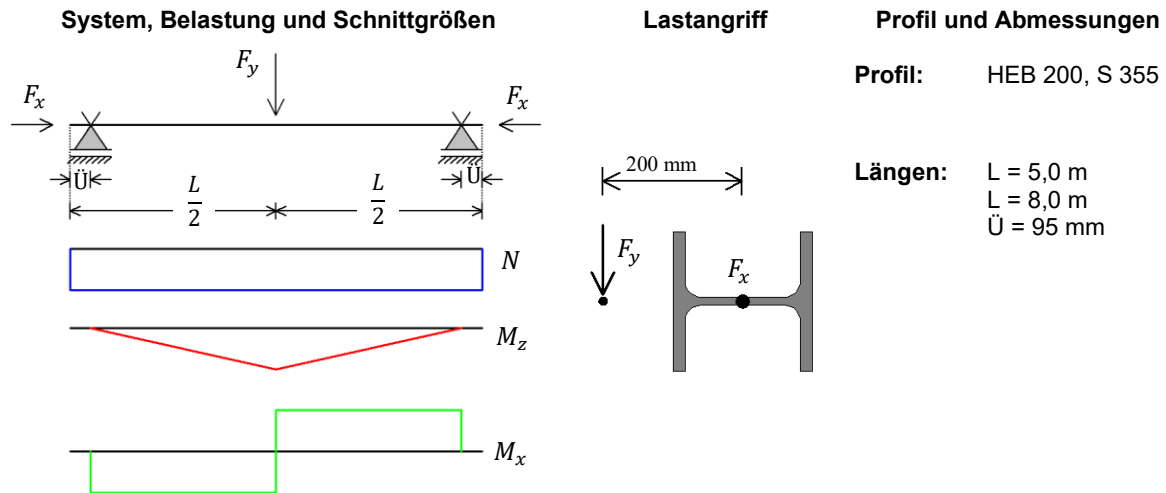


Abb. B-21: Statisches System der Versuchsgruppe BO-II-b

In Abb. B-22 sind die Last-Verformungs-Kurven für den Versuch BO-II-5 aufgeführt. Obwohl beim betrachteten Beanspruchungszustand nur durch die Drucknormalkraft eine Stabilitätsgefahr herrührt, wird das Tragverhalten maßgeblich durch die begleitenden Momente  $M_x$  und  $M_z$  beeinflusst. Infolge der Querlast verformt sich der Träger um die schwache Achse und verdreht sich frühzeitig, wodurch sich ein gemischter Torsionstragmechanismus aus St. Venant'scher und Wölbkrafttorsion einstellt. Aus der Überlagerung der Drucknormalspannungen, hervorgerufen durch die Druckkraft im gesamten Querschnitt, durch die Biegung um die schwache Achse sowie der Wölbkrafttorsion an den Flanschen und den Eigenspannungen, bilden sich ab einer Querlastgröße von ca. 35 kN ausgehend vom Rand des oberen Flansches Fließzonen aus. Bei weiterer Laststeigerung verdreht sich der Träger zunehmend, wodurch verstärkt Biegung um die starke Achse mit Zugspannungen am oberen Flansch und Druckspannung am unteren Flansch entsteht. Ab einer Belastung von ca. 50 kN bilden sich auf der gegenüberliegenden Seite des oberen Flansches infolge Zugspannungen weitere plastische Zonen aus. Im Traglastzustand ist der obere Flansch fast vollständig durchplastiziert. Das Versagen äußert sich durch eine abrupten Zunahme der seitlichen Verformungen.

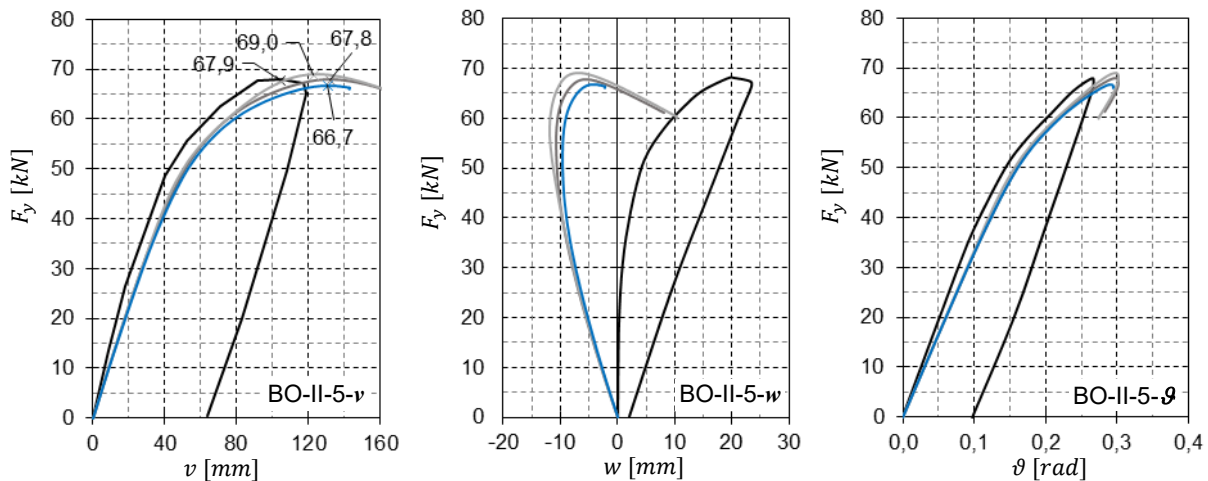


Abb. B-22: Last-Verformungs-Kurven für den Versuche BO-II-5

Die numerischen Berechnungen weisen geringfügig größere seitliche Verformungen  $v$  und Rotationen  $\vartheta$  auf, als im Versuch gemessen wurde. Die Verformungen  $w$  weisen einen gegensätzlichen Verlauf auf, sind jedoch verhältnismäßig gering. Die experimentelle Traglast von 67,9 kN wurde in Abhängigkeit von den betrachteten Imperfektionsannahmen geringfügig unter- oder überschritten.

Das beschriebene Tragverhalten ist ohne Einschränkung auf die Versuche BO-II-6, BO-II-7 und BO-II-8 übertragbar, siehe Abb. B-23.

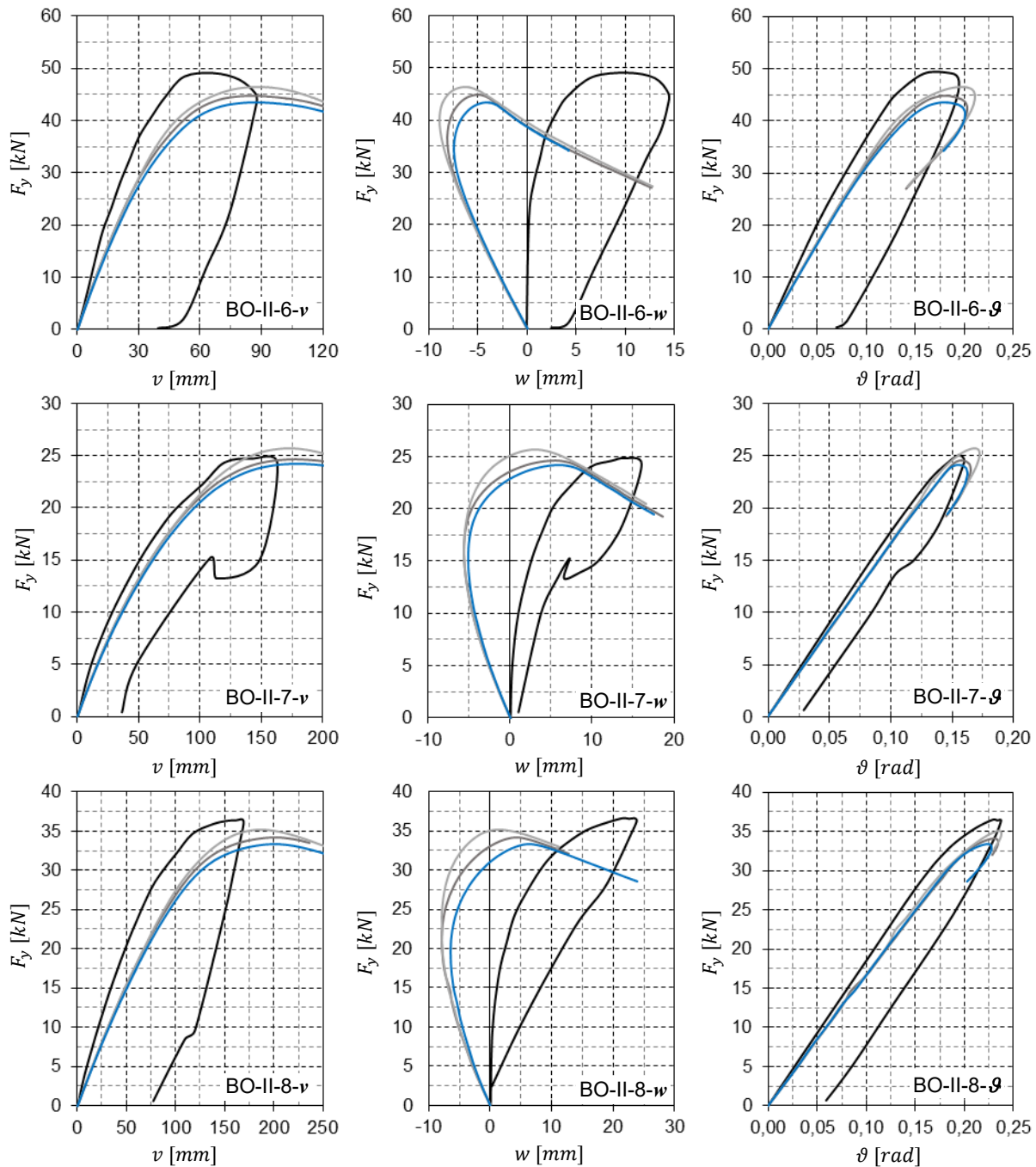


Abb. B-23: Last-Verformungs-Kurven für die Versuche BO-II-6, BO-II-7 und BO-II-8

Eine Gegenüberstellung der numerischen Traglasten und den Testresultaten ist in Tab. B-10 aufgelistet. Durch die Berücksichtigung von Eigenspannungen in Verbindung mit einer eigenformaffinen Vorverformung ( $L/1000$ ) wurden mit GMNIA stets geringere Traglasten erreicht als im Versuch erzielt wurden. Der Traglasteinfluss aus verschiedenen Imperfektionsannahmen nimmt mit steigender Stabilitätsgefahr infolge der einwirkenden Druckkraft zu.

Tab. B-10: Übersicht der ermittelten Traglasten für die Versuchsgruppe BO-II-b

Bez.	Exp. Traglast		GMNIA								
			$v_0$						$e_0 = L/1000$		
			ohne Eigenspannung			Eigenspannung nach Abb. 3-10					
			$F_{x,num}$ [kN]	$F_{z,num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$	$F_{x,num}$ [kN]	$F_{z,num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$	$F_{x,num}$ [kN]	$F_{z,num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$
BO-II-5	332,7	67,9	338,0	69,0	101,6%	332,3	67,8	99,9%	327,0	66,8	98,3%
BO-II-6	688,3	49,0	652,5	46,5	94,8%	629,5	44,8	91,5%	611,0	43,5	88,8%
BO-II-7	335,9	24,9	345,9	25,7	103,0%	331,2	24,6	98,6%	325,6	24,2	96,9%
BO-II-8	223,8	36,4	216,1	35,1	96,6%	209,9	34,1	93,8%	205,3	33,4	91,7%
Mittelwert:			0,990			0,959			0,939		

**Gruppe BO-III: Drucknormalkraft mit zweiachsiger Biegung**

Durch die exzentrisch an beiden Bauteilenden angreifende Druckkraft wurden als innere Schnittgrößen neben der Drucknormalkraft sich konstant über die Bauteillänge einstellenden Biegemomente  $M_y$  und  $M_z$  bewirkt (Abb. B-24). Die Versuchsreihe umfasst 8 Versuche mit drei unterschiedlichen Bauteillängen von 3 m, 5 m und 8 m und variierenden Lastausmitten.

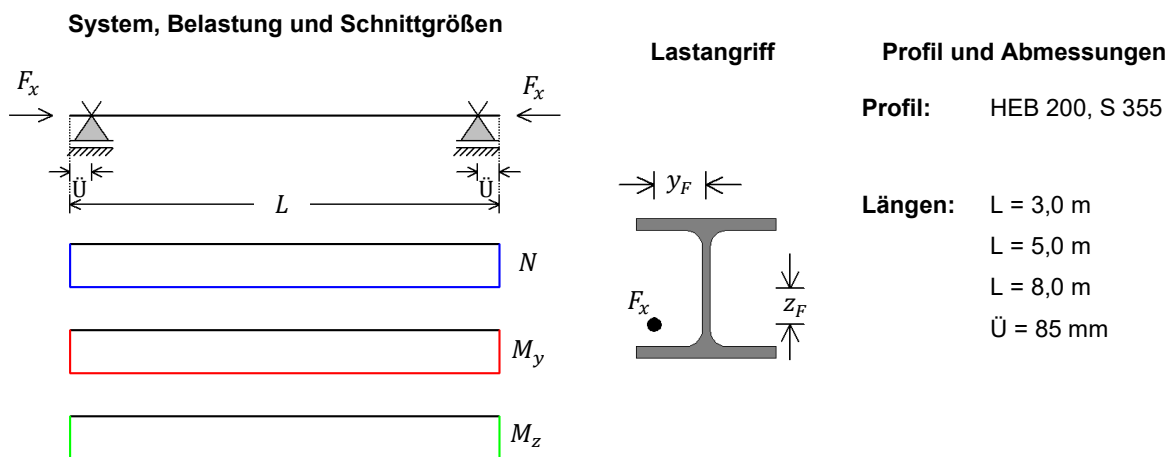


Abb. B-24: Statisches System der Versuchsgruppe BO-III

Zur Bestimmung der plastischen Querschnittstragfähigkeit von I-Profilen unter Normalkraft und zweiachsiger Biegung gibt es zwei verschiedene Theorien, die sich in der Berücksichtigung von Querschnittsverdrehungen zur Ausnutzung der vollen plastischen Querschnittsreserven grundlegend unterscheiden und in den deutschen Fachkreisen (Kindmann et al., 1999), (Rubin et al., 2001), (Steinmann, 2001), (Hübel, 2003) kontrovers diskutiert wurden, siehe Seite 22 f. Vor diesem Hintergrund bestand das Ziel dieser Versuchsreihe in der näheren Untersuchung der hervorgerufenen Torsionseffekte und deren Einfluss auf die Tragfähigkeit stabilitätsgefährdeter Bauteile (Wolf, 2006).



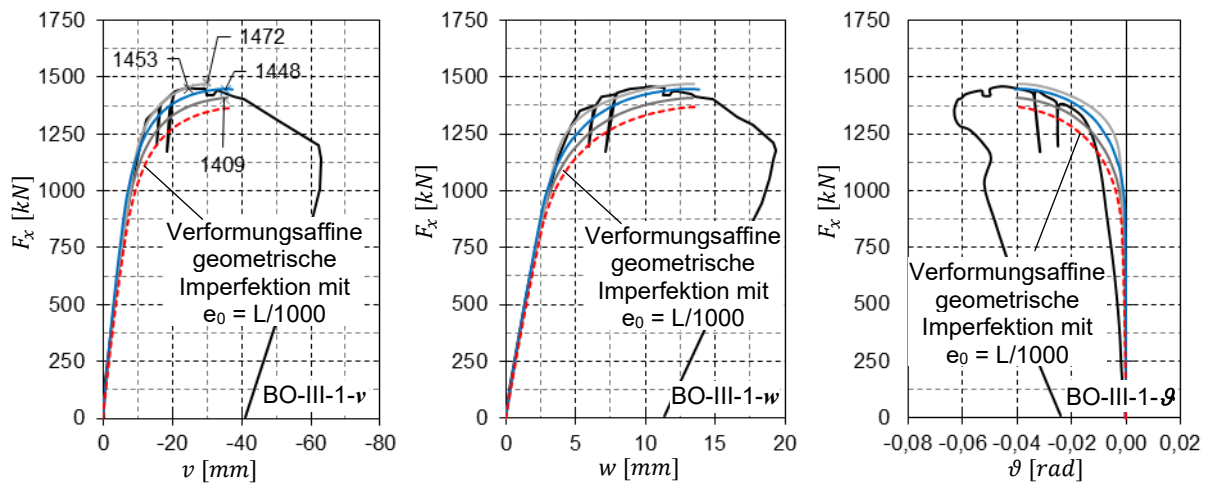


Abb. B-25: Last-Verformungs-Kurven für den Versuch BO-II-5

Abb. B-25 zeigt die Last-Verformungs-Kurven zu dem Versuch BO-III-1. Der Verlauf der numerisch ermittelten Last-Verdrehungs-Kurven (BO-III-9) veranschaulicht den genannten Torsionseffekt. Nach der ersten Ausbildung plastischer Fließzonen, ausgehend vom rechten Rand des oberen Flansches (Abb. B-26, a), beginnt sich der Querschnitt zu verdrehen. Mit weiterer Laststeigerung verstärkt sich dieser Effekt. Durch die Entstehung einer weiteren Fließzone am rechten Rand des unteren Flansches wird die Systemsteifigkeit deutlich abgemindert. Im Traglastzustand befindet sich fast die gesamte rechte Hälfte des oberen Flansches und ein Teil der rechten Hälfte des unteren Flansches im plastischen Zustand (Abb. B-26, b). Der Verlust der Tragfähigkeit tritt infolge eines Stabilitätsversagens des teilplastizierten Systems ein. Die plastischen Reserven des Gesamtquerschnitts werden dabei nur begrenzt ausgenutzt.

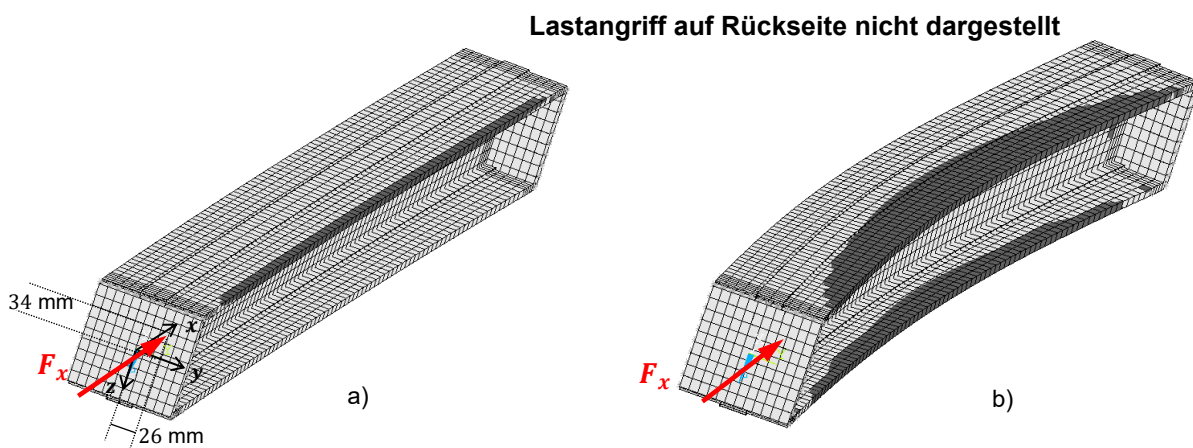


Abb. B-26: Darstellung des Lastangriffs und der plastischen Zonen a) bei Beginn der Fließzonenbildung und b) im Traglastzustand

Hinsichtlich der anzusetzenden geometrischen Imperfektionsform treten bei der Betrachtung dieser Beanspruchungsart Besonderheiten auf. Die Skalierung der ersten Eigenform bildet nicht die ungünstigste Imperfektionsform ab. Die sich aus dem Beanspruchungszustand einstellende Eigenform (Abb. B-27 a) weist eine zur Versagensfigur Abb. B-26, b) entgegengesetzte Form auf, wodurch sich der Ansatz einer eigenformaffinen Imperfektionsform sogar positiv auf das Tragverhalten auswirkt. Eine ungünstigere Imperfektionsform stellt eine Skalierung der elastischen Verformungsfigur dar, die als Ergebnis einer vorgeschalteten linear elastischen Strukturberechnung entnommen werden kann. In Abb. B-25 und Abb. B-28 werden zusätzlich die Last-Verformungs-Kurven unter Ansatz einer zur elastischen Verformungsfigur affinen Imperfektionsform mit der Skalierung der maximalen Auslenkung auf  $e_0 = L/1000$  aufgeführt (rot gestrichelt). Der ungünstige Einfluss auf das Tragverhalten ist durch den tieferen Verlauf der Last-Verformungs-Kurven klar erkennbar.

**Lastangriff auf Rückseite nicht dargestellt**

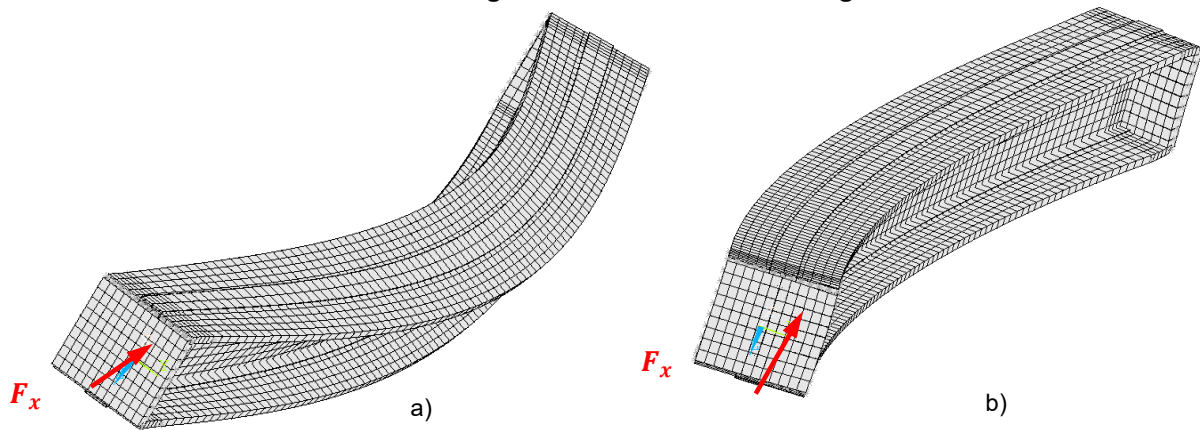


Abb. B-27: a) Erste Eigenform und b) elastische Verformungsfigur infolge des Beanspruchungszustandes Druck mit zweiachsiger Biegung

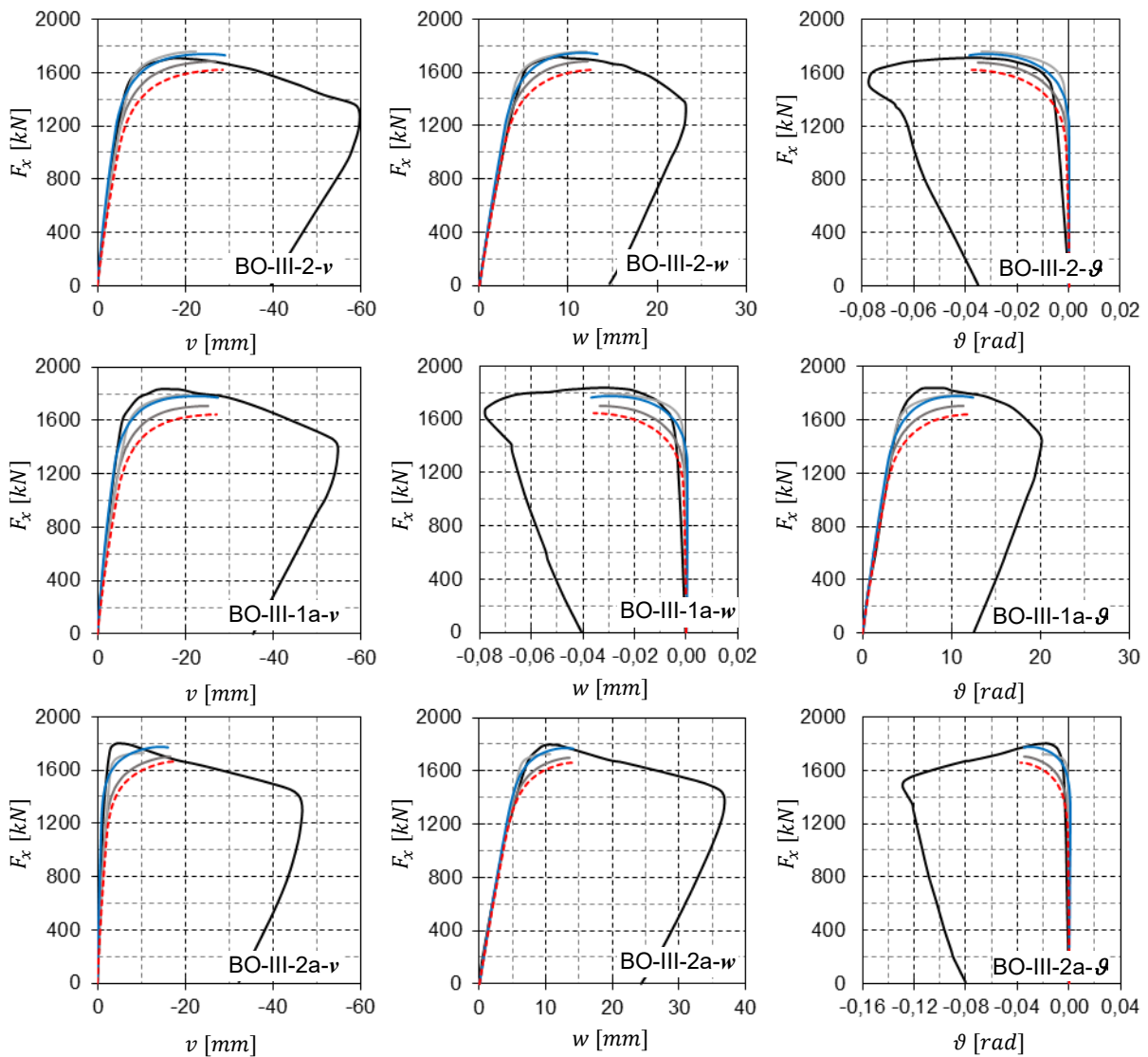


Abb. B-28: Last-Verformungs-Kurven für die Versuche BO-III-2, BO-III-1a, BO-III-2a, BO-III-3 und BO-III-4

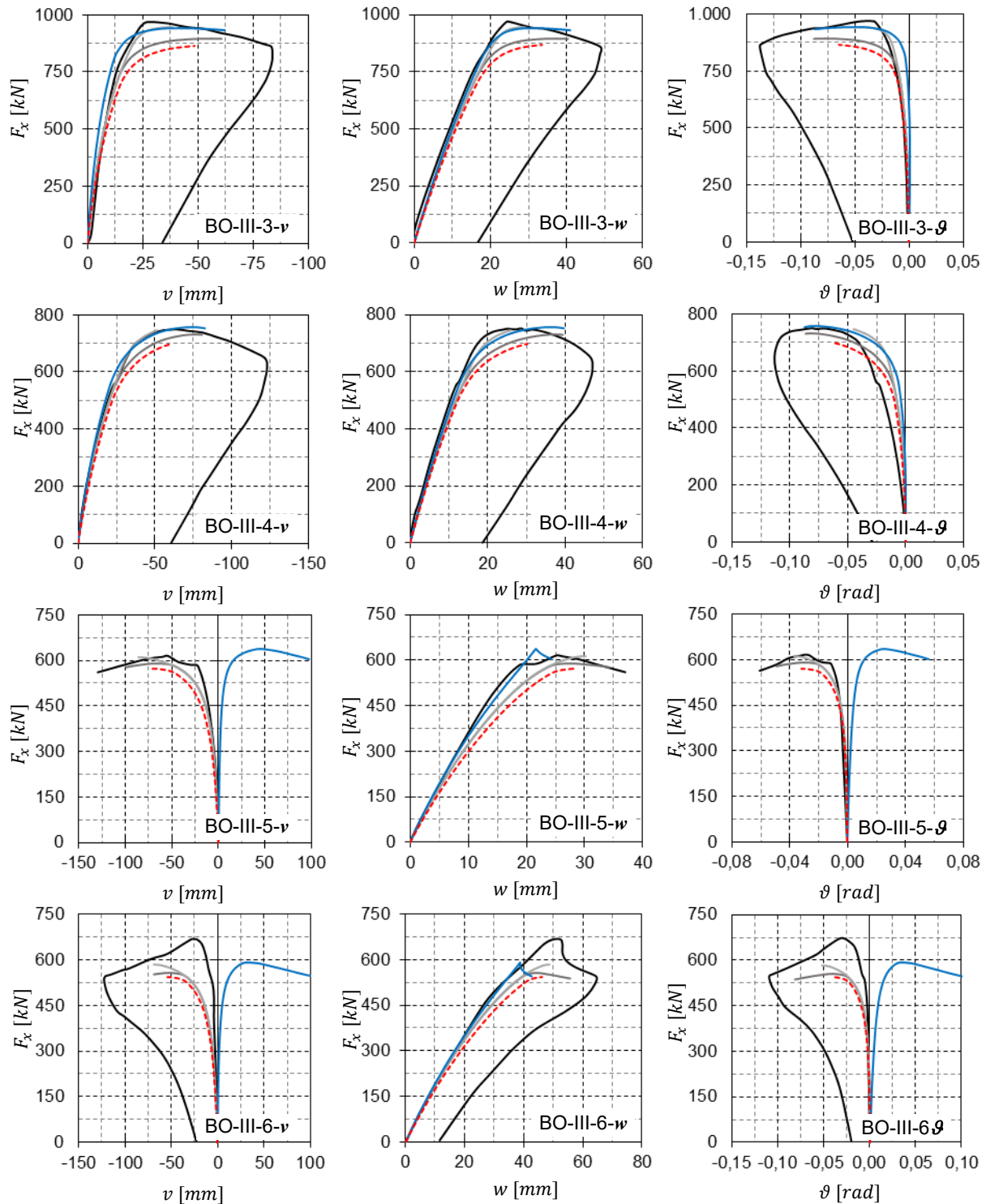


Abb. B-28 (Fortsetzung): Last-Verformungs-Kurven für die Versuche BO-III-5 und BO-III-6

In Abb. B-28 sind die Last-Verformungs-Kurven und in Tab. B-11 eine Gegenüberstellung der experimentellen und nach GMNIA erzielten Traglasten für die Versuchsreihe BO-III aufgeführt. Mit Ausnahme des Versuchs BO-III-6 wird das Tragverhalten im Versuch insgesamt gut durch die FE-Simulation wiedergegeben. Beim Versuch BO-III-6 weisen die experimentellen Kurven für seitliche Verformung und Querschnittsverdrehung bis zu einer Last von 500 kN einen annähernd lotrechten Verlauf auf. Die zugehörigen numerischen Kurven beschreiben hingegen aufgrund der zweiachsig exzentrisch angreifenden Druckkraft von Beginn an ein räumliches Tragverhalten. Eine im Zuge der Versuchsdurchführung auftretende Lastzentrierung oder Zwängung, die zu einer Stabilisierung des Systems geführt hat, bietet eine plausible Erklärung der Diskrepanzen. In diesem Zusammenhang ist

auch die im Versuch erzielte Traglast kritisch zu hinterfragen, da diese höher ausfällt als beim Versuch BO-III-5, obwohl eine größere Ausmitte  $z_F$  angegeben wurde. Aufgrund der großen Stabilitätsgefahr wird das Tragverhalten signifikant durch Imperfektionen beeinflusst. Auf die Bedeutung der geometrischen Imperfektionsform wurde in diesem Abschnitt bereits mehrfach ausführlich eingegangen.

Tab. B-11: Übersicht der ermittelten Traglasten für die Versuchsgruppe BO-III

Bez.	Exp. Traglast  $F_{Exp}$ [kN]	GMNIA					
		$v_0$				$e_0 = L/1000$	
		ohne Eigenspannung		Eigenspannung nach Abb. 3-10			
		$F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$	$F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$	$F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$
BO-III-1	1453	1472	101,3%	1409	97,0%	1448	99,6%
BO-III-2	1706	1758	103,0%	1681	98,6%	1744	102,2%
BO-III-1a	1833	1791	97,7%	1707	93,1%	1778	97,0%
BO-III-2a	1800	1725	95,8%	1700	94,5%	1775	98,6%
BO-III-3	966,0	944,4	97,8%	894,0	92,5%	942,1	97,5%
BO-III-4	749,4	747,0	99,7%	732,3	97,7%	757,1	101,0%
BO-III-5	613,6	611,4	99,6%	589,4	96,1%	637,0	103,8%
BO-III-6	669,0	583,9	87,3%	556,7	83,2%	592,7	88,6%
Mittelwert:		<b>0,978</b>		<b>0,941</b>		<b>0,986</b>	

### B.3 Validierung von geschweißten I-Profilen

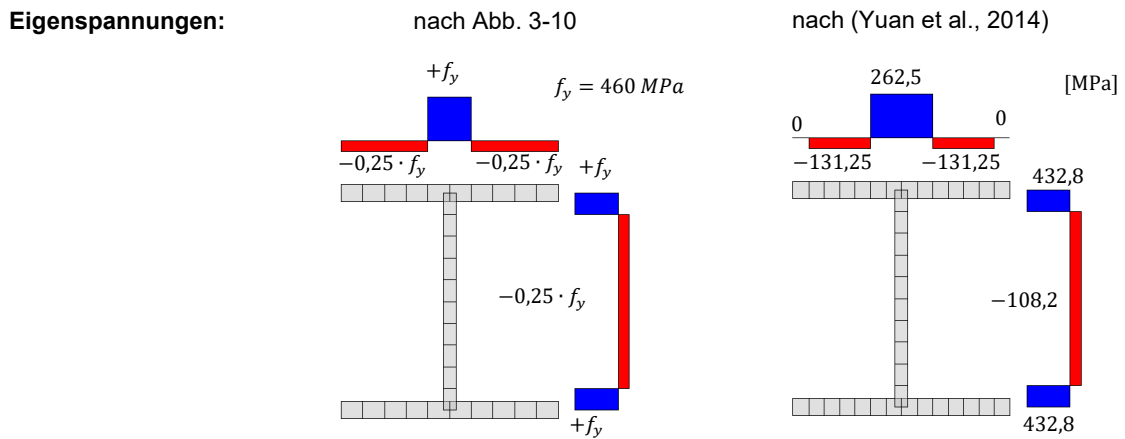
Die Validierung des FE-Modells, das Tragverhalten auch bei geschweißten doppelsymmetrischen I-Profilen präzise simulieren zu können, erfolgt durch die Nachrechnung von insgesamt 16 Traglastversuchen. Eine detaillierte Beschreibung dieser an der Congqing Universität (Volksrepublik China) durchgeführten Versuchsserien wurde in mehreren Fachzeitschriften (Xiong et al., 2016), (Yang et al., 2016) publiziert. Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen kam der von einem chinesischen Eisen- und Stahlhersteller entwickelte Baustahl Q460GJ zum Einsatz, der sich insbesondere durch eine hohe Duktilität und gute Schweißbeignung auszeichnet. Dennoch kann von vergleichbaren Materialeigenschaften mit den hiesigen im europäischen Raum verwendeten Stahlsorten ausgegangen werden.

Es werden zwei Versuchsreihen betrachtet, bei denen unterschiedliche Beanspruchungszustände untersucht wurden. Die in (Xiong et al., 2016) publizierte Versuchsreihe umfasst acht Drei-Punkt-Biegeversuche mit seitlicher Halterung in Feldmitte. Die zweite Versuchsreihe (Yang et al., 2016) beinhaltet acht exzentrisch belastete Druckstützen. Zu allen Versuchen wurden die gemessenen Querschnittsabmessungen, geometrische Imperfektionen, Materialeigenschaften und Traglasten in den entsprechenden Publikationen angegeben. Eigenspannungsmessungen wurden nicht explizit an den Versuchskörpern durchgeführt. Stattdessen wird auf die Studie (Yuan et al., 2014) verwiesen, in der für diesen Baustahl repräsentative Eigenspannungsannahmen für geschweißte I-Profile entwickelt wurden.

Bei der Nachrechnung der Versuche werden zwei unterschiedliche Imperfektionsannahmen angewendet. Zur Validierung des FE-Modells, das im Versuch erfasste physikalisch-komplexe nichtlineare Tragverhalten in akzeptabler Übereinstimmung wiedergeben zu können, werden die von den Autoren empfohlenen Eigenspannungsansätze nach (Yuan et al., 2014) in Verbindung mit einer eigenformaffinen geometrischen Imperfektion, skaliert auf die in der Versuchsdokumentation angegebenen Imperfektionsgröße, verwendet. Für die statistische Erfassung der Modellungenauigkeiten des gesamten Modellierungskonzepts inklusive der gewählten Imperfektionsannahmen werden die im Abschnitt 3.1.5 beschriebenen Imperfektionen berücksichtigt. Diese setzten sich aus der eigenform-

affinen geometrischen Imperfektion mit  $e_0 = L/1000$  und den Eigenspannungsannahmen nach Abb. 3-10 (rechts) zusammen.

In Abb. B-29 ist eine Übersicht der betrachteten Imperfektionsannahmen aufgeführt.



**Geometrische Imperfektion:**      Eigenformaffin mit  $e_0 = L/1000$       Eigenformaffin mit  $e_0 = \text{Messwert}$

Abb. B-29: Imperfektionsannahmen bei der Versuchsnachrechnung von geschweißten Profilen

**Drei-Punkt-Biegeversuche an geschweißten doppelsymmetrischen I-Profilen**

Die beidseitig gabelgelagerten geschweißten I-Träger werden in Feldmitte durch eine lotrechte und richtungstreue Einzellast am Obergurt angreifend belastet. Im Bereich der Lasteinleitung wird der Träger gegen seitliche Verformungen gehalten. Das statische System ist in Abb. B-30 und die zugehörigen Versuchsparameter sind in Tab. B-12 aufgezeigt.

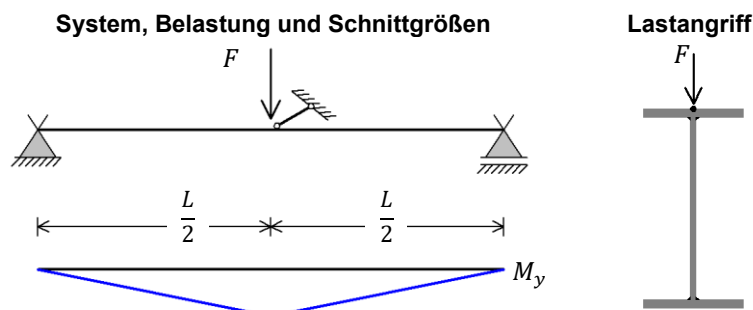


Abb. B-30: Statisches System der Drei-Punkt-Biegeversuche an geschweißten I-Profilen

Tab. B-12: Parameter für die Drei-Punkt-Biegeversuche an geschweißten I-Profilen

Bez.	Profil	L [cm]	Gemittelte Messwerte				Vorverformung		Traglast $F_{Exp}$ [kN]
			h [mm]	b [mm]	$t_f$ [mm]	$t_w$ [mm]	$e_0$ [mm]	$L/e_0$	
C1	H270x180x8x10	500	270,2	179,9	10,46	9,01	2,96	1689	268,2
C2	H270x180x8x10	600	268,7	180,0	10,47	9,00	3,00	2000	217,6
C3	H270x180x8x10	700	270,4	179,3	10,42	8,82	2,88	2431	179,2
C4	H270x180x8x10	800	271,6	180,1	10,38	8,74	3,70	2162	136,4
C5	H450x180x8x10	500	452,0	179,6	10,48	8,79	1,80	2778	507,7
C6	H450x180x8x10	600	451,2	180,0	10,38	8,90	3,90	1538	387,2
C7	H450x180x8x10	700	452,0	180,0	10,48	8,84	3,50	2000	314,4
C8	H450x180x8x10	800	448,2	180,7	10,47	8,38	2,98	2685	243,6

Der I-Querschnitt wird aus mittels Brennschnittverfahren zugeschnittenen Blechen mit Blechdicken von 8 mm und 10 mm zusammengesetzt. Die Materialeigenschaften wurden anhand mehrerer Zugproben bestimmt. Tab. B-13 zeigt die gemittelten Messwerte aller Proben in Abhängigkeit von der Blechdicke.

Tab. B-13: Materialeigenschaften für die Drei-Punkt-Biegeversuche an geschweißten I-Profilen

Nominelle Blechdicke [mm]	$E$ [MPa]	$f_y$ [MPa]	$f_u$ [MPa]
8	202490	525	613
10	204740	541	669

In Tab. B-14 werden die numerisch ermittelten Traglasten mit den experimentellen verglichen. Der von den Autoren empfohlene Eigenspannungsansatz nach Yuan mit eigenformaffinen Imperfektionen, skaliert auf die gemessenen Imperfektionsgrößen, führt bei allen acht GMNIA Berechnungen zu einer sehr guten Übereinstimmung mit den experimentellen Traglasten. Die Berücksichtigung der Eigenspannungen nach Abb. 3-10 mit eigenformaffinen Imperfektionen mit  $e_0 = L/1000$  ergibt, mit Ausnahme des Versuchs C1, deutlich geringere Traglasten als die Testresultate.

Tab. B-14: Übersicht der ermittelten Traglasten für die Drei-Punkt-Biegeversuche an geschweißten I-Profilen

Bez.	Exp. Traglast $F_{Exp}$ [kN]	GMNIA			
		$e_0 = \text{Messwert}$		$e_0 = L/1000$	
		Eigenspannung nach (Yuan et al., 2014)		Eigenspannung nach Abb. 3-10	
		$F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$	$F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$
C1	268,2	277,5	103,4%	271,6	101,3%
C2	217,6	218,1	100,2%	205,6	94,5%
C3	179,2	174,2	97,2%	160,7	89,7%
C4	136,4	142,7	104,6%	131,3	96,2%
C5	507,7	506,1	99,7%	467,7	92,1%
C6	387,2	379,8	98,1%	353,8	91,4%
C7	314,4	313,0	99,6%	286,6	91,2%
C8	243,6	245,1	100,6%	220,3	90,4%
Mittelwert:		1,004		0,933	

### Exzentrisch belastete Stützen aus geschweißten doppelsymmetrischen I-Profilen

Der Versuchsaufbau entspricht im Wesentlichen der Versuchsreihe BO-III, siehe Abb. B-31. Durch die vorwiegend in  $y$ -Richtung exzentrisch angreifende axiale Last wurde ein kombinierter Beanspruchungszustand, bestehend aus Drucknormalkraft und Biegung um die schwache Achse, bewirkt. Durch die geringe Lastausmitte in  $z$ -Richtung des Profils wurde zusätzlich Biegung um die starke Achse erzeugt.

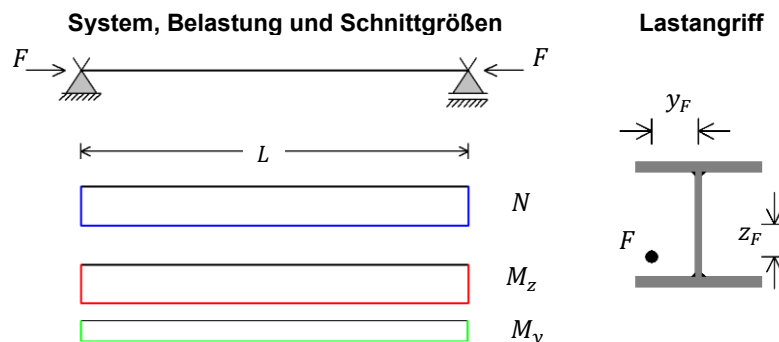


Abb. B-31: Statisches System der exzentrischen Druckversuche an geschweißten I-Profilen

Die untersuchten I-Querschnitte wurden aus einheitlichen Blechdicken mit 25 mm für die Gurtbleche und 12 mm für die Stegbleche in vier Variationen unterschiedlicher Blechbreiten zusammengesetzt.

Tab. B-15: Materialeigenschaften für die Drei-Punkt-Biegeversuche an geschweißten I-Profilen

Nominelle Blechdicke [mm]	$E$ [MPa]	$f_y$ [MPa]	$f_u$ [MPa]
12	209000	563	659
25	212000	462	610

Tab. B-16 zeigt die geometrischen Versuchsparameter und die gemessenen Traglasten. Besonders hervorzuheben sind die äußerst geringen gemessenen geometrischen Bauteilimperfectionen in  $y$ -Richtung des Profils mit einem auf die Bauteillänge bezogenen Verhältniswert von maximal  $L/e_{y,0} = 2018$ .

Tab. B-16: Parameter zu exzentrischen Druckversuchen an geschweißten I-Profilen

Bez.	$L$ [cm]	Gemittelte Messwerte				Vorverformung		Lastausmitte		Traglast $F_{Exp}$ [kN]
		$h$ [mm]	$b$ [mm]	$t_f$ [mm]	$t_w$ [mm]	$e_{y,0}$ [mm]	$L/e_{y,0}$	$y_F$ [mm]	$z_F$ [mm]	
H-314-30	342,7	315,0	313,4	24,89	12,68	0,51	6720	30,8	2,3	5104
H-314-60	342,8	313,2	312,7	24,86	12,72	-0,52	6592	60,1	2,0	3977
H-266-45	385,7	265,9	262,1	25,19	12,60	0,37	10424	43,6	-7,3	2915
H-266-75	385,5	265,2	262,9	25,09	12,57	0,52	7413	75,0	1,8	2334
H-218-30	391,2	217,4	212,2	25,35	12,42	0,81	4830	30,9	1,8	2218
H-218-60	391,5	217,0	212,7	25,15	12,60	-1,94	2018	61,9	2,0	1584
H-170-45	360,2	168,9	162,7	24,85	12,39	1,24	2905	43,8	0,5	1032
H-170-75	360,0	169,8	163,1	24,97	12,73	-1,18	3051	73,6	6,3	789,1

In Tab. B-17 sind die Ergebnisse der numerischen Simulation der Traglastversuche aufgeführt. Der Einfluss der verschiedenen Imperfektionsannahmen wirkt sich erheblich auf die erzielte Traglast aus. Der pauschale geometrische Imperfektionsansatz von  $L/e_0 = 1000$  in Verbindung mit der charakteristischen Eigenspannungsannahme nach Abb. 3-10 unterschätzt die experimentelle Traglast deutlich um 5 – 12 %, mit Ausnahme der beiden Versuche H-170-45 und H-170-75. Der Ansatz von für geschweißte I-Profile aus Q460GJ repräsentativen Eigenspannungen nach (Yuan et al., 2014) in Kombination mit den gemessenen Vorverformungen führen zu einer guten Übereinstimmung zwischen den numerischen und experimentellen Traglasten.

Tab. B-17: Übersicht der ermittelten Traglasten für exzentrische Druckversuche an geschweißten I-Profilen

Bez.	Exp. Traglast $F_{Exp}$ [kN]	GMNIA			
		$e_0 = \text{Messwert}$		$e_0 = L/1000$	
		Eigenspannung nach (Yuan et al., 2014)		Eigenspannung nach Abb. 3-10	
		$F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$	$F_{num}$ [kN]	$F_{num}/F_{Exp}$
H-314-30	5104	5088	99,7%	4695	92,0%
H-314-60	3977	3992	100,4%	3786	95,2%
H-266-45	2915	2918	100,1%	2738	93,9%
H-266,75	2334	2329	99,8%	2220	95,1%
H-218-30	2218	2121	95,6%	1953	88,1%
H-218-60	1584	1569	99,0%	1510	95,3%
H-170-45	1032	1091	105,7%	1015	98,3%
H-170-75	789,1	850,4	107,8%	822,5	104,2%
<b>Mittelwert:</b>		<b>1,010</b>		<b>0,953</b>	

#### **B.4 Zusammenfassung der Validierung**

Ziel der Validierung bestand vordergründig in der Erbringung des Eignungsnachweises für das FE-Modell, experimentelle Traglastuntersuchungen mit akzeptabler Genauigkeit wiedergeben zu können. Dabei beeinflussen eine Vielzahl von Parametern das mittels GMNIA erzielte Ergebnis. Neben dem gewählten Ansatz, ein reales komplexes Bauteil durch ein idealisiertes numerisches Modell abzubilden, wirken sich Imperfektionen maßgeblich auf die Traglast von stabilitätsgefährdeten Bauteilen aus. Im Zuge der Validierung wurde der Einfluss von Imperfektionen durch Variation verschiedener Imperfektionsannahmen näher untersucht. Aus der Nachrechnung von insgesamt 54 Traglastversuchen an gewalzten und geschweißten I-Profilen mit verschiedenen Beanspruchungszuständen konnte gezeigt werden, dass die gewählten Imperfektionsannahmen nach Abschnitt 3.1.5 zu konservativen Ergebnissen führen.

Bereinigt vom Einfluss der Imperfektionsannahmen, ist das FE-Modell geeignet, das komplexe realistische Tragverhalten adäquat zu simulieren. Die Berücksichtigung der tatsächlich gemessenen Bauteilimperfektionen und für die Herstellungsart des Querschnitts repräsentativen Eigenspannungsannahmen führen zu Traglasten, die im Mittel den experimentellen Traglasten entsprechen.



## Glossar

Im Folgenden werden die Begriffe beschrieben, die im Kontext der vorliegenden Arbeit Verwendung finden.

### **Bauteiltragfähigkeit**

Maximale Belastbarkeit eines Bauteils, deren Größe von vielen Faktoren abhängig ist. Bei stabilitätsgefährdeten Bauteilen wird die Tragfähigkeit u.a. beeinflusst durch das baustatische System, die Belastung, den Querschnitt, die Imperfektionen, die Materialeigenschaften und die Schlankheit.

### **Bauteilschlankheit**

Maß zur Beschreibung der Stabilitätsgefahr eines Bauteils, das im Wesentlichen von der Bauteilsteifigkeit und dem statischen System insbesondere der Knicklänge abhängig ist. Im Stahlbau wird die Bauteilschlankheit im Allgemeinen über den bezogenen Schlankheitsgrad definiert.

### **Bauteilsteifigkeit**

Verformungswiderstand gegenüber verschiedener auf das Bauteil einwirkenden Beanspruchungen. Die Bauteilsteifigkeit ist abhängig von der Querschnittsform und -größe, dem Elastizitätsmodul sowie dem baustatischen System. Die Ausbildung von Fließzonen mindert die Bauteilsteifigkeit ab.

### **Biegedrillknicken**

Infolge Biege- und/oder Druckbeanspruchung hervorgerufenes Stabilitätsversagen, das sich durch ein seitliches Ausweichen des Querschnittes aus der Belastungsebene und durch eine Querschnittsverdrehung äußert. Ursächlich verantwortlich für dieses Tragverhalten sind Druckspannungen im Querschnitt oder in Querschnittsteilen, die zu Abtriebseffekten führen. I-Profile sind aufgrund ihrer offenen Querschnittsform mit einer geringen Torsionssteifigkeit und der gegenüber der starken Profilachse vergleichsweise geringen Biegesteifigkeiten um die schwache Profilachse biegedrillknickgefährdet, sofern die Querschnittsverdrehung nicht durch konstruktive Maßnahmen verhindert wird.

### **Biegeknicken**

Durch Drucknormalkraft mit und ohne Biegung hervorgerufenes Stabilitätsversagen, das sich durch eine ebene Versagensfigur um die starke oder schwache Achse des Profils äußert. Im Unterschied zum Biegedrillknicken stellen sich keine Querschnittsverdrehungen ein.

### **Eigenspannungen**

Durch den Herstellungs- und den Fügungsprozess hervorgerufene Spannungen. Aus der Überlagerung mit Spannungen aus äußeren Lasten führen die Eigenspannungen zu einem früheren Erreichen der Materialfließgrenze und zur Ausbildung von Fließzonen.

### **Eigenwertanalyse**

Geometrisch nichtlineare Berechnung des Verzweigungszustands unter Betrachtung einer idealen Struktur und linear elastischen Materialverhaltens. Als Ergebnisse werden Eigenwerte, die einen Lasterhöhungsfaktor für die angesetzte Belastung darstellen und die zugehörigen auf den Wert 1 skalierten Versagensfiguren (Eigenformen) ermittelt.

### **Fließzonen**

Bereiche im Bauteil, in denen die einwirkende Vergleichsspannung die Größe der Materialfließgrenze erreichen oder überschreiten. Das Materialverhalten ändert sich dabei vom elastischen in den plastischen Zustand.

**Geometrische Ersatzimperfektion**

In einer Berechnung angesetzten Vorverformungen, die ersatzweise zur Berücksichtigung von verschiedenen traglastmindernden Imperfektionen, wie z.B. geometrische Imperfektionen und Eigenspannungen dienen.

**Geometrische Imperfektion**

Übergreifende Bezeichnung von der Geometrieabweichung eines Bauteils (z.B. Geradheit, Blechabmessungen, ungleichmäßiger Querschnitt) von der idealen Form. In der vorliegenden Arbeit werden geometrischen Imperfektionen bei den Traglastanalysen nach GMNIA näherungsweise durch den Ansatz von Vorverformungen berücksichtigt.

**Materialversagen**

Durch Überbeanspruchung des Materials hervorgerufener Versagenszustand.

**Stabilitätsversagen**

Versagensform durch Verlust der Stabilität, z.B. Biegeknicken, Biegedrillknicken und Beulen.

**Traglast**

Die auf ein Bauteil maximale einwirkende Belastungsgröße, deren Überschreitung zum Versagen führt.

**Querschnittstragfähigkeit**

Maximale Belastbarkeit des Querschnitts unter der Einwirkung von Schnittgrößen oder Spannungen.

**Querschnittsschlankheit**

Maß zur Beschreibung der Schlankheit eines Querschnittes und der lokalen Stabilitätsgefahr, das von der Dünnwandigkeit von Querschnittsteilen (Bleche) und deren Anordnung abhängig ist.

## Quellenverzeichnis

- Agüero, A., Baláž, I., Kolekovic, Y. & Moroczová, L. (2021), *New interaction formula for the plastic resistance of I- and H-sections under combinations of bending moments  $M_{y,Ed}$ ,  $M_{z,Ed}$  and bimoment  $B_{Ed}$* , Structures 29, S. 577–585, Elsevier B.V., Amsterdam.
- Agüero, A., Pallarés, L. & Pallarés, FJ. (2015), *Equivalent geometric imperfection definition in steel structures sensitive to lateral torsional buckling due to bending moment*. Engineering Structures, Volume 96, S.41–55. Elsevier B.V., Amsterdam
- Ali, F. A., Shepherd, P., Randall, M., Simms, I. W., O'Connor, D. J. & Burgess, I. (1998), *The effect of axial restraint on the fire resistance of steel columns*, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 46, Article Number 177, Elsevier B.V., Amsterdam
- Alpsten, G. A. (1968), *Thermal Residual Stresses in Hot-Rolled Steel Members*, Fritz Engineering Laboratory Report, No. 337.3, Bethlehem, USA.
- Alpsten, G. A. (1975), *Residual stresses, yield stress and column strength of hot-rolled and roller-straightened steel shapes*, IABSE reports of the working commissions, Band 23, International Association for Bridge and Structural Engineering, Zürich.
- Alpsten, G. & Tall, L. (1969), Bethlehem, Pennsylvania, USA *Residual stresses in heavy welded shapes*, Fritz Laboratory Reports, No. 334, Bethlehem, USA.
- ANSI/AISC 360 (2016), *Specification for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Construction, Chicago, USA.
- ANSYS (2018), *Theory Reference for the Mechanical APDL and Mechanical Applications*, ANSYS Inc.
- Baker, J., Horne, M., R. & Heyman, J. (1956), *The Steel Skeleton: Volume 2, Plastic Behaviour and Design*, Cambridge University Press.
- Baláž, I. & Koleková, Y. (2017), *Resistances of I- and U-sections: Combined bending and torsion internal forces*, Eurosteel 2017, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Baláž, I. (2019). Proposed amendment to the prEN 1993-1-1:2019 - CEN/TC 250/SC 3/WG 1 N 302.
- Ban, H. et al. (2013). *Residual Stress of 460 MPa High Strength Steel Welded I Section: Experimental Investigation and Modeling*, International Journal of Steel Structures, Vol 13, S. 691-705, Springer Verlag, Heidelberg.
- Baptista, A. M. (2012), *Resistance of steel I-sections under axial force and biaxial bending*, Journal of Constructional Steel Research 72, S. 1-11, Elsevier B.V., Amsterdam.
- Basler, K. (1960), *Strength of plate girders in shear*, Fritz Engineering Laboratory Report, No. 251-20, Bethlehem, USA.
- Batterman, R. H. & Johnston, B. G. (1967), *Behavior and Maximum Strength of Metal Columns*, Journal of the Structural Division, Vol. 93, Issue 2, S. 205-230, American Society of Civil Engineers, Reston, USA.
- Beedle, L. S., (1955), *Practical application of plastic design in structural steel*, Fritz Laboratory Reports, No. 205.34, Bethlehem, USA.
- Beedle, L. S., Thürlimann, B., & Ketter, R. L. (1955), *Plastic design in structural steel*, Fritz Laboratory Reports, No. 205.32, Bethlehem, USA.

- Beer, H. (1971), *Aktuelle Probleme der Stabilitätsforschung*. Vortrag im Rahmen der Österreichischen Stahlbautagung in Baden bei Wien, Österreichischer Stahlbauverband
- Beer, H. & Schulz, G. (1969), *Die Traglast des planmäßig mittig gedrückten Stabes mit Imperfektionen*, VDI-Zeitschrift 21, S. 1537-1541, 1683-1687, 1767-1772, Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf.
- Beer, H. & Schulz, G. (1975), *The european column curves*, IABSE reports of the working commissions, S. 385-398, International Association for Bridge and Structural Engineering, Zürich.
- Beg, D. & Hladnik, L. (1994), *Eigenspannungen bei geschweißten I-Profilen aus hochfesten Stählen*, Stahlbau 63, S. 134-139, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Beier-Tertel, J. (2008), *Geometrische Ersatzimperfektionen für Tragfähigkeitsnachweise zum Biegedrillknicken von Trägern aus Walzprofilen*, Dissertation, Ruhr-Universität Bochum.
- Beyer, A., Boissonnade, N., Khelil, A. & Bureau, A. (2019), *Plastic interaction between axial force, bi-axial bending and torsion for double symmetric I sections*, 9th International Conference on Steel and Aluminium Structures (ICSAS19), Bradford, UK.
- Bjorhovde, R. (1972), *Deterministic and probabilistic approaches to the strength of steel columns*. Ph.D. dissertation, Lehigh University Fritz Laboratory Reports, No. 1933, Bethlehem, USA.
- Bjorhovde, R., (2010), *Some Issues for column stability criteria*, Rio de Janeiro, Batista, E., Vellasco, P., de Lima, L., S. 9-19.
- Bjorhovde, R. & Tall, L. (1971), *Maximum column strength and the multiple column curve concept*. Fritz Laboratory Reports, No. 345, Bethlehem, USA
- Boissonnade, N. & Somja, H. (2012), *Influence of Imperfections in FEM Modeling of Lateral Torsional Buckling*, Annual Stability Conference Structural Stability Research Council, Grapevine, USA.
- Böttcher, C., Reininghaus, M. & Peil, U. (2003), *Einfluß der Beanspruchungsgeschwindigkeit auf das mechanische Verhalten von unlegiertem Baustahl - Teil 1*, Stahlbau 72, Heft 11, S. 778-787, Ernst & Sohn Verlag, Berlin
- Brozetti, J. (1969), *Welding Parameters and their effect on column' strength*. Fritz Laboratory Reports. 337.21, Bethlehem, USA
- BSK 99 (2003), *Swedish Regulations for Steel Structures*. Swedish National Board on Housing, Building and Planning (Boverket).
- CEN/TC250–CEN/TC135 (2010), *Consistency of the equivalent geometric imperfections used in design and the tolerances for geometric imperfections used in execution*.
- Chernenko, D. & Kennedy, D. (1988), *An analysis of performance of welded wide flange columns*, Canadian Journal of Civil Engineering, Volume 18, N. 4, Canadian Science Publishing, Ottawa, Kanada.
- Chladný, E. & Štumberová, M. (2013) *Frames with unique global and local imperfection in the shape of the elastic buckling mode*, Stahlbau, Teil 1: Heft 8, S. 609-617, Teil 2: Heft 9, S. 684-694, Ernst & Sohn Verlag, Berlin
- Chwalla, E. (1939), *Die Kipp-Stabilität gerader Träger mit doppelt-symmetrischem I-Querschnitt*, Springer-Verlag, Berlin.
- Dekker, R., Snijder, H. H. & Maljaars, J. (2017), *Bending-shear interaction of steel I-shaped cross-sections, Statistical investigation*, pp. 3699-3708, Eurosteel 2017, Neapel, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- DIN 18 800 Teil 1 (1990), *Deutsche Stahlbaunorm: Bemessung und Konstruktion*, Berlin, Deutsches Institut für Normung e.V.

- DIN 18 800 Teil 2 (1990), *Deutsche Stahlbaunorm: Stabilitätsfälle, Knicken von Stäben und Stabwerken*, Berlin, Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN 18 800 Teil 2 (2008), *Deutsche Stahlbaunorm: Stabilitätsfälle, Knicken von Stäben und Stabwerken*, Berlin, Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN EN 1090-2 (2008), *Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken – Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken*, Berlin, Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN EN 1090-2 (2018), *Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken – Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken*, Berlin, Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN EN 1990 (2010), *Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung*. Berlin, Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN EN 1993-1-1 (2010), *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*, Berlin, Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN EN 1993-1-1/NA (2010), *Nationaler Anhang-National festgelegte Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten-Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*, Berlin, Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN EN 1993-1-5 (2010), *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-5: Plattenförmige Bauteile*, Berlin, Deutsches Institut für Normung e.V.
- Drucker, D. C., Prager, W. & Greenberg, H. J. (1952), *Extended limit design theorems for continuous media*, Quarterly of Applied Mathematic, Vol. 9, S. 381-389, American Mathematical Society, Providence, USA.
- Ebel, R. (2014), *Systemabhängiges Tragverhalten und Tragfähigkeit stabilitätsgefährdeter Stahlträger unter einachsiger Biegebeanspruchung*, Dissertation, Ruhr-Universität Bochum.
- ECCS (1976), *Manual on Stability of Steel Structures*, European Convention for Constructional Steelwork, Brüssel.
- ECCS (1977), *European Recommendations for Steel Construction*. European Convention for Constructional Steelwork, Brüssel.
- ECCS (1984), *Ultimate Limit State Calculation of Sway Frames with Rigid Joints*, European Convention for Constructional Steelwork, Brüssel.
- ECCS (2006), *Rules for Member Stability in EN 1993-1-1 – Background documentation and design guidelines*, European Convention for Constructional Steelwork, Brüssel.
- EN 1993-1-14 (2018), *Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-14: Design assisted by finite element analysis*. Entwurf, CEN/TC 250/SC 3/WG 1 N 263.
- Estuar, F. R. & Tall, L. (1962), *Experimental investigation of welded built-up columns*. Fritz Engineering Laboratory Report, No. 249.13, Bethlehem, USA.
- Euler, L. (1759), *Sur la force des colonnes*, Memoires Academic Royale des Sciences et Belle Lettres.
- Feder, D. K. & Lee, G. C. (1959), *Residual stresses in high strength steel*, Fritz Engineering Laboratory Report No. 269.2, Bethlehem, USA.

- Feldmann, M., Naumes, J. & Sedlacek, G. (2009), Biegeknicke und Biegedrillknicken aus der Haupttrageebene, Stahlbau 78, S. 764-776, Ernst & Sohn Verlag, Berlin
- Fominow, S. (2011), *Untersuchungen zu geometrischen und strukturellen Imperfektionen biegedrillknickgefährdeter Biegeträger mit der Methode der Finiten Elemente*, Masterarbeit, Technische Universität Darmstadt.
- Fominow, S. (2017), *FE-Programm zur Strukturberechnung nach Biegetorsionstheorie II. Ordnung und Wölbkrafttorsion*, (unveröffentlicht).
- Friemann, H. (1996), *Biegedrillknicken gerader Träger - Grundlagen zum Programm Drill*, Darmstadt, Veröffentlichung des Instituts für Stahlbau und Werkstoffmechanik der Technischen Hochschule Darmstadt.
- Friemann, H. (1998), *Einführung in das Biegedrillknicken - Herleitung der Differentialgleichungen zum Biegedrillknicken mit Hilfe des Stabfasermodells*, Seminarunterlagen zum Workshop Biegedrillknicken, Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik der Technischen Universität Darmstadt.
- Fujita, Y. (1955), *The magnitude and distribution of residual stress*, Fritz Laboratory Reports No. 220A.20, Bethlehem, USA
- Goodier, J. N. (1942), *Torsional and flexural buckling of bars of thin walled open sections under compressive and bending loads*, Journal of Applied Mechanics, Issue Vol. 64, The American Society of Mechanical Engineers, New York City, USA.
- Greiner, R., Kettler, M., Lechner, B., Lindner, J., Jaspert, J.-P., Boissonnade, N., Bortolotti, E., Weyand, K., Ziller, C. & Oerder, R. (2009), *SEMI-COMP: Plastic member capacity of semi-compact steel sections — a more economic design*, European Commission - Research Fund for Coal and Steel.
- Greiner, R. & Taras, A. (2009), *Some open questions regarding Geometrical Tolerances and Imperfections*, Berlin, ECCS TC8 –2009-005.
- Greiner, R. & Taras, A. (2010), *New design curves for LT and TF buckling with consistent derivation and code-conform formulation*, Steel Construction 3, No. 3, S. 176-186, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Hajdú, G., Papp, F. & Rubert, A. (2017), *Vollständige äquivalente Imperfektionsmethode für biege- und druckbeanspruchte Stahlträger*, Stahlbau 86, S. 483-496, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Hübel, H. (2003), *Bemerkungen zur Ausnutzung plastischer Querschnitts- und Systemreserven*, Stahlbau 72, S. 844-852, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Huber, A. W. (1956), *Residual stresses in wide-flange beams and columns*, Fritz Laboratory Report No. 220A.25, Bethlehem, USA.
- Huber, A. W. & Beedle, L. S. (1954), *Residual stress and the compressive strength of steel*, Welding Journal 33, Fritz Laboratory Reports Paper 1510, Bethlehem, USA.
- IVBH Bericht (1975), *International colloquium on column strength*, 2nd Session, Paris.
- Johansson, B., Maquoi, R., Sedlacek, G., Müller, C. & Beg, D. (2007), *Commentary and worked examples to EN 1993-1-5 "Plated Structural Elements"*, ECCS-JRC Report Nr. 22898 EN.
- Kaim, P. (2004), *Spatial buckling behaviour of steel members under bending and compression*, Dissertation, Technische Universität Graz.
- Kappus, R. (1937), *Drillknicken zentrisch gedrückter Stäbe mit offenem Profil im elastischen Bereich*, Luftfahrtforschung, Bd. 14, Schriften der Deutschen Akademie der Luftfahrtforschung.

- Kappus, R. (1953), *Zentrisches und exzentrisches Drehknicken von Stäben mit offenem Profil*. Stahlbau 22, S. 6-12, Ernst & Sohn Verlag, Berlin
- Käsmaier, M. (2015), *Tragverhalten und Tragfähigkeiten von stabilitätsgefährdeten Trägern und Stützen bei kombinierter Beanspruchung*, Dissertation, Ruhr Universität Bochum.
- Ketter, R. (1958), *The influence of residual stress on the strength of structural members*, Welding Research Council Bulletin Series, No.44, Welding Research Council, New York, USA.
- Ketter, R., Kaminsky, E. & Beedle, L. (1953), *Plastic deformation of wide-flange beam columns*. Fritz Engineering Laboratory Report No.250A.12, Bethlehem, USA
- Kettler, M., Lechner, A. & Greiner, R. (2008), *Plastische Tragfähigkeit von semi-kompakten Querschnitten aus Stahl*, Stahlbau 77, S. 228-237, Ernst & Sohn Verlag, Berlin
- Kindmann, R. & Beier-Tertel, J. (2010), *Geometrische Ersatzimperfektionen für das Biegedrillknicken von Trägern aus Walzprofilen – Grundsätzliches*, Stahlbau 79, S. 686-697, Ernst & Sohn Verlag, Berlin
- Kindmann, R. & Frickel, J. (1999), *Grenztragfähigkeit von I-Querschnitten für beliebige Schnittgrößen*, Stahlbau 68, S. 290-301, Ernst & Sohn Verlag, Berlin
- Kindmann, R. & Frickel, J. (2002), *Elastische und plastische Querschnittstragfähigkeit - Grundlagen, Methoden, Berechnungsverfahren, Beispiele*, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Kindmann, R., Frickel, J., Krüger, U., Werner, G. & Rubin, H. (1999), *Zuschriften und Stellungnahmen zu Grenztragfähigkeiten von I-Querschnitten für beliebige Schnittgrößen*, Stahlbau 68, S. 852-854, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Kindmann, R. & Kraus, M. (2007), *Finite-Elemente-Methode im Stahlbau*, Ernst & Sohn Verlag, Berlin
- Kindmann, R., Laumann, J. & Vette, J. (2014), *FE-STAB. FE-Stabwerksprogramm*, Lehrstuhl für Stahl-, Holz- und Leichtbau, Ruhr-Universität Bochum.
- Kindmann, R. & Ludwig, C. (2014), *Plastische Tragfähigkeit von gewalzten und geschweißten I-Querschnitten*, Stahlbau 83, S. 890-904, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Knobloch, M. (2007), *Zum Tragverhalten beulgefährdeter Stahlquerschnitte bei Brandeinwirkung*, Dissertation, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich.
- Kraus, M. (2005), *Computerorientierte Berechnungsmethoden für beliebige Stabquerschnitte des Stahlbaus*, Dissertation, Ruhr-Universität Bochum.
- Kuhlmann, U. et al. (2014), *Kommentare Deutschland zu EN 1993-1-1*, Beuth Verlag, Berlin.
- Kurrer, K. E. & Huerta, S. (2006), *Beitrag zur Geschichte plastischer Berechnungsmethoden im Stahlbau*, Stahlbau 75, S. 317-330, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Lange, J., Wohlfeil, N. (2007), *Untersuchungen zum Werkstoffverhalten des Feinkornbaustahls S 460 unter erhöhten Temperaturen*, Bautechnik 84, S. 711-720, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Laumann, J. E. (2003), *Zur Berechnung der Eigenwerte und Eigenformen für Stabilitätsprobleme des Stahlbaus*. Dissertation, Ruhr-Universität Bochum.
- Launert, B., (2019), *Untersuchungen an geschweißten I-Trägern aus normal- und hochfestem Baustahl: Beitrag zur Erweiterung der Tragfähigkeitsnachweise durch Einsatz der Schweißsimulation*, Dissertation. Brandenburgischen Technischen Universität Cottbus-Senftenberg.
- Launert, B., Rhode, M., Pasternak, H. & Kannengießer, T. (2016), *Welding residual stresses in high strength steel - Experimental results*, The International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures, Timisoara, Rumänien.

- Lee, G. & Ketter, R. (1958), *The effect of residual stress on the column strength of members of high strength steel*, Fritz Laboratory Reports, S. 1-34, Bethlehem, Pennsylvania, USA.
- Lindner, J., Kuhlman, U. & Just, A. (2016), *Verification of flexural buckling according to Eurocode 3 part 1-1 using bow imperfections*, Steel Construction 9, No. 4, S. 349-362, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Lindner, J. (1970), *Näherungsweise Ermittlung der Traglasten von auf Biegung und Torsion beanspruchten I-Träger*, Bautechnik 48, S. 160-171, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Lindner, J. (2017), *Repräsentative Vorkrümmungen  $e_0$  für das Biegeknicken – Ergänzende Untersuchungen*, Stahlbau 86, S. 707-715, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Lindner, J. (2018), *7.3.3.2 second order analysis for lateral torsional buckling*, CEN/TC 250/SC 3/WG 1 N 240
- Lindner, J. & Kurth, W. (1978), *Biegedrillknicken an querbelasteten Walzträgern*, Bauingenieur 53, S. 373-377, VDI Fachmedien, Düsseldorf.
- Lindner, J., Scheer, J. & Schmidt, H. (1993), *Stahlbauten: Erläuterungen zu DIN 18 800 Teil 1 bis Teil 4*, 1. Auflage, Beuth Verlag GmbH, Ernst & Sohn, Berlin.
- Liu, X. (2017), *Structural effects of welding onto high strength S690 steel plates and welded sections*, Ph.D-Thesis, The Hong Kong Polytechnic University.
- Lozano, S., Marek, P. & Yen, B. T. (1970), *Residual stress redistribution in welded beams subjected to cyclic bending*. Fritz Laboratory Reports, No.409, Bethlehem, USA
- Ludwig, C. (2014), *Plastische Querschnittstragfähigkeit von doppelsymmetrischen I-Querschnitten – Tragfähigkeitsbedingungen, Genauigkeit, Nebeneffekte*, Dissertaion, Ruhr-Universität Bochum.
- Lumpe, G. & Gensichen, V. (2014), *Evaluierung der linearen und nichtlinearen Stabstatik in Theorie und Software: Prüfbeispiele, Fehlerursachen, genaue Theorie*, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Lyse, I. & Godfrey, H. J. (1933), *Shearing properties and poisson's ratio of structural and alloy steel*, Fritz Laboratory Reports, No. 157.2, Bethlehem, USA.
- Maqoui, R. & Rondal, J. (1978), *Mise en equation des nouvelles courbes européennes de flambement*. Construction Métallique, No. 1, S. 17-30, CTICM Centre technique industriel de la construction métallique, Saint-Aubin.
- McFalls, R. K. & Tall, L. (1967), *A study of welded columns manufactured from flame-cut plates*, Fritz Laboratory Reports, No. 250, Bethlehem, USA.
- Mirambell, E., Bordallo, J. & Real, E. (2016), *Torsion and its interaction with other internal forces in EN 1993-1-1 - a new approach*, Steel Construction 9, No.3, S. 240-248, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Papp, F. (2016), *Buckling assessment of steel members through overall imperfection method*, Engineering Structures Volume 106, S. 124–136, Elsevier B.V., Amsterdam
- Pauli, J. (2013), *The Behaviour of steel columns in fire, Material – Cross-sectional Capacity – Column Buckling*, Dissertation, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich.
- Petersen, C. (2008), *Stahlbau: Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten*, 4. Auflage, Springer Vieweg, Wiesbaden.
- prEN 1993-1-1 (2020), *Design of steel structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings*, CEN/TC 250/SC 3.



- Rebelo, C. et al. (2009), *Statistical evaluation of the lateral-torsional buckling resistance of steel I-beams*, Journal of Constructional Steel Research 65, Part 1 S. 818-831, Part 2 S. 832-849, Elsevier B.V., Amsterdam.
- Roik, K., Carl, J. & Lindner, J. (1972), *Biegetorsionsprobleme gerader dünnwandiger Stäbe*, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Rondal, J. & Maquoi, R. (1979), *Single Equation for SSRC Column-Strength Curves*, Journal of the Structural Division, Technical Notes Proc. Paper 14276, S. 247-250, American Society of Civil Engineers, Reston, USA.
- Rubin, H. (1978), *Interaktionsbeziehungen für doppeltsymmetrische I- und Kasten-Querschnitte bei zweiachsiger Biegung und Normalkraft*, Stahlbau 47, S. 145-151, 174-181, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Rubin, H. (2000), *Grundlage für N-My-Mz-Interaktionsbeziehungen von I-Querschnitten*, Stahlbau 69, S. 807-812, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Rubin, H. (2005), *Zur plastischen Tragfähigkeit von 3-Blech-Querschnitten unter Normalkraft, doppelter Biegung und Wölbkrafttorsion*, Stahlbau 74, S. 47-61, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Rubin, H., Kindmann, R. & Vayas, I. (2001), *Zuschriften und Stellungnahmen zu Grundlage für die N-My-Mz-Interaktionsbeziehungen von I-Querschnitten. Bernoulli oder  $M_w = 0$ ?*, Stahlbau 70, S. 298-302, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Rust, W. (2011), *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen*, Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden.
- SAFEBRICKTILE (2017), *Standardization of Safety Assessment Procedures across Brittle to Ductile Failure Modes*, European Commission, Research Fund for Coal and Steel.
- Santathadaporn, S. & Chen, W. F. (1968), *Interaction curves for sections under combined biaxial bending and axial force*, Fritz Engineering Laboratory Report, No. 331.3, Bethlehem, USA.
- Schneider, J. & Schlatter, H. P. (2007), *Sicherheit und Zuverlässigkeit im Bauwesen: Grundwissen für Ingenieure*, 2. Auflage, Zürich, Hochschulverlag AG an der ETH Zürich.
- Sedlacek, G., Lindner, J., Kindmann, R., Stangenberg, H., Glitsch, T., Wolf, C. (2004), *Untersuchungen zum Einfluß der Torsionseffekte auf die plastische Querschnittstragfähigkeit und die Bauteiltragfähigkeit von Stahlprofilen*, Forschungsbericht P 554. Forschungsvereinigung Stahlanwendungen e.V., Düsseldorf.
- Sedlacek, G. & Müller, C. (2006), *The European standard family and its basis*, Journal of Constructional Steel Research 62, S. 1047-1059, Elsevier B.V., Amsterdam.
- Sedlacek, G. & Stangenberg, H. (2000), *Design philosophy of eurocodes - background information*, Journal of Constructional Steel Research 54, S. 173-190, Elsevier B.V., Amsterdam.
- Simões da Silva, L., Tankova, T., Marques, L., Taras, A., Rebelo, C. (2019), *Safety assessment of Eurocode 3 stability design rules for the lateral-torsional buckling of prismatic beams*, Advanced Steel Construction, Vol. 15, Hong Kong Institute of Steel Construction.
- Snijder, B., Van der Aa, R., Hofmeyer, H. & Van Hove, D. (2018), *Lateral torsional buckling design imperfections for use in non-linear FEA*, Steel Construction 11, pp. 49-56, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Spaethe, G. (1992), *Die Sicherheit tragender Baukonstruktionen*, Springer Verlag, Wien.
- Steinmann, R. (2001), *Zur plastischen Querschnittstragfähigkeit von Walzprofilen*, Stahlbau 70, S. 730-731, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.

- Strating, J. & Vos, H. (1973), *Computed simulation of the E.C.C.S. buckling curve using a Monte-Carlo method*, HERON 19 (2), Delft University of Technology.
- Stroetmann, R. & Fominow, S. (2018), *Imperfections for the LTB-design of members by geometrical nonlinear analysis*, Eighth International Conference on THIN-WALLED STRUCTURES - ICTWS 2018.
- Stroetmann, R. & Lindner, J. (2010), *Knicknachweise nach DIN EN 1993-1-1*, Stahlbau 79, S. 793-808, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Subramanian, L. & White, D. (2017), *Resolving the disconnects between lateral torsional buckling experimental tests, test simulations and design strength equations*, Journal of Constructional Steel Research, S. 321-334, Elsevier B.V., Amsterdam.
- Szalai, J. & Papp, F. (2005), *A new residual stress distribution for hot-rolled I-shaped sections*, Journal of Constructional Steel Research 61, S. 845-861, Elsevier B.V., Amsterdam.
- Tall, L. & Alpsten, G. A. (1969), *On the Scatter in Yield Strength and Residual Stresses in Steel Members*, IABSE reports of the working commissions.
- Tankova, T., Simões da Silva, L., Balakrishnam, M.; Rodrigues, D., Launert, B., Pasternak, H., Tun, T.Y. (2019), *Residual stresses in welded I-section steel members*, Engineering Structures 197, Elsevier B.V., Amsterdam.
- Taras, A. (2011). *Contribution to the Development of Consistent Stability Design Rules for Steel Members*. Dissertation, Technische Universität Graz
- Taras, A. (2014), *Probabilistic assessment of the impact of straightness tolerances in EN 1090-2 on the stability design of steel columns*, Romanian Journal of Technical Sciences, S. 205-227, Romanian Academy, Bukarest.
- Tebedge, N. (1972), *Application of the finite element method to beam-column problems*, Fritz Laboratory Report, No. 337.32, Bethlehem, USA.
- Timoshenko, S. (1940), *Strength of Materials - Part II - Advanced Theory and Problems*, 2. Edition ,D. Van Nostrand Company, Inc., New York City, USA.
- Timoshenko, S. P. (1945), *Theory of bending, torsion and buckling of thin-walled members of open cross section*, Journal of Franklin Institute, Vol. 239 No. 3, Elsevier B.V., Amsterdam.
- Vayas, I. (2000), *Interaktion der plastischen Grenzschnittgrößen doppelsymmetrischer I-Querschnitte*, Stahlbau 69, S. 693-706, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Vayas, I. (2001), *Stellungnahme zur Zuschrift von Kindmann & Frickel*, Stahlbau 70, S. 217-218, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Vayas, J., Ermopoulos, J. & Ionnidis, G., (2019), *Design of Steel Structures to Eurocodes*, Springer International Publishing, Basel.
- Vlasov, V. S. (1964), *Dünnwandige, elastische Stäbe*, VEB-Verlag für Bauwesen, Berlin.
- Vlasov, V. Z. (1933), *Новый метод расчёта тонкостенных призматических складчатых покрытий и оболочек*, Москва, Ленинград, Госстройиздат
- Von Mises, R. (1913), *Mechanik der festen Körper in plastisch-deformablen Zustand*, Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse S. 582-592, Göttinger Akademie der Wissenschaften, Göttingen.

- Wagenknecht, G. (2011), *Stahlbau-Praxis nach Eurocode 3 - Band 1 Tragwerksplanung, Grundlagen*, 4. Auflage, Beuth Verlag, Berlin.
- Wagner, H. (1929), *Verdrehung und Knickung von offenen Profilen*, Festschrift 25 Jahre TH Danzig.
- Werner, G. (1974), *Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Ermittlung des Tragverhaltens biege- und verdrehbeanspruchter Stäbe mit I-Querschnitt*, Dissertation, Technische Universität Stuttgart.
- Wetzel, T. (2018), *Zum Tragverhalten stählerner Stützen im Brandfall*, Dissertation, Technische Universität Darmstadt.
- Wieschollek, M., Feldmann, M., Szalai, J. & Sedlacek, G. (2012), *Biege- und Biegedrillknicknachweise nach Eurocode 3 anhand von Berechnungen nach Theorie 2. Ordnung*, Stahlbau 81, S. 1-12, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Wieschollek, M, Schillo, N., Feldmann, M. & Sedlacek, G. (2012), *Lateral-torsional buckling checks of steel frames using second-order analysis*, Steel Construction 5, No. 2, S. 71-86, Ernst & Sohn Verlag, Berlin.
- Wolf, C. (2006), *Tragfähigkeit von Stäben aus Baustahl - Nichtlineares Tragverhalten, Stabilität, Nachweisverfahren*, Dissertation, Ruhr-Universität Bochum.
- Xiong, G., Kang, S.-B., Yang, B., Wang, S., Bai, J., Nie, S., Hu, Y. & Dai, G. (2016), *Experimental and numerical studies on lateral torsional buckling of welded Q460GJ structural steel beams*, Engineering Structures 126, S. 1-14, Elsevier B.V., Amsterdam.
- Yang, B., Nie, S., Xiong, G., Hu, Y., Bai, J., Zhang, W. & Dai, G. (2016), *Residual stresses in welded I-shaped sections fabricated from Q460GJ structural steel plates*, Journal of Constructional Steel Research, S. 261-273, Elsevier B.V., Amsterdam.
- Young, B. (1975), *Residual stresses in hot rolled members*, IABSE reports of the working commissions, Band 23, S. 25-38.
- Young, B. & Robinson, K. (1975), *Buckling of axially loaded welded steel columns*, The Structural Engineer Vol.53, S. 203-207, The Institution of Structural Engineers, London.
- Yuan, H. X., Wang, Y. Q., Shi, Y. J. & Gardner, L. (2014), *Residual stress distributions in welded stainless steel sections*, Thin-Walled Structures, S. 38-51, Elsevier B.V., Amsterdam.
- Yun, X., Gardner, L. & Boissonnade, N. (2018), *Ultimate capacity of I-sections under combined loading – Part I: Experiments and FE model validation*, Journal of Constructional Steel Research 147, S. 408-421, Elsevier B.V., Amsterdam.
- Ziemian, R. D. (2010), *Guide to stability design criteria for metal structures*, John Wiley & Sons, Hoboken, USA.