

Dissertation ETH Nr. 18294

**Tragverhalten von drei- und vierseitig
gelagerten Querschnittselementen aus Metallen mit nicht-
linearer Spannungs-Dehnungsbeziehung**

ABHANDLUNG
zur Erlangung des Titels

DOKTOR DER WISSENSCHAFTEN
der
ETH ZÜRICH

vorgelegt von

Philipp Niederegger
Dipl. Ing., ETH Zürich

geboren am 18. Juli 1980
von Samnaun (GR)

angenommen auf Antrag von:

Prof. Dr. sc. techn. Mario Fontana, Referent
Prof. Dr. sc. techn. Otto Künzle, Korreferent
Prof. Dr.-Ing. Alain Nussbaumer, Korreferent

2009

Vorwort

Die vorliegende Doktorarbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter von Herrn Prof. Dr. Mario Fontana am Institut für Baustatik und Konstruktion, Fachbereich für Stahl-, Holz- und Verbundbau der Eidgenössischen Technischen Hochschule Zürich (ETHZ).

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr. Mario Fontana, der mir die Durchführung der Doktorarbeit ermöglichte und mir während meiner Forschungsarbeit zahlreiche wertvolle Anregungen gab. Seine kompetente und freundliche Unterstützung trug wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit bei. Herrn Prof. Dr. Otto Künzle von der ETH Zürich sowie Herrn Prof. Dr.-Ing. Alain Nussbaumer von der École Polytechnique Fédérale de Lausanne (EPFL) danke ich ganz herzlich für die Übernahme des Korreferats und die Begleitung meiner Arbeit.

Zu einem grossen Dank verpflichtet bin ich dem Schweizerischen Nationalfond (SNF), welcher dank seiner finanziellen Unterstützung des Forschungsprojektes „Structural behaviour of steel columns subjected to local buckling and fire“ (Projekt-Nr. 200021-109180) die vorliegende Arbeit überhaupt erst ermöglichte.

Herrn Dr. Markus Knobloch danke ich für die tatkräftige fachliche Unterstützung. Seine umfangreichen Fachkenntnisse im Bereich des lokalen Beulens sowie die gewinnbringenden Diskussionen waren mir eine grosse Hilfe und haben mich bei der Arbeit sehr motiviert.

Danken möchte ich auch meinen Arbeitskollegen der Sektion Stahl-, Holz- und Verbundbau am Institut für Baustatik und Konstruktion der ETH Zürich für ihre Hilfsbereitschaft sowie das freundschaftliche Arbeitsumfeld. Insbesondere Herrn Hanspeter Arm bin ich für die tatkräftige Hilfe bei der Durchführung der zahlreichen Versuche zu grossem Dank verpflichtet.

Nicht zuletzt möchte ich meiner Familie und meinen Freunden für die grosse Unterstützung während meiner Doktorarbeit danken. Sie hatten für meine Anliegen stets ein offenes Ohr und haben es geschafft, mich auch in schwierigen Zeiten wieder aufzubauen und neu zu motivieren.

Zürich, Februar 2009

Philipp Niederegger

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	1
--------------------------	----------

Abstract	3
-----------------------	----------

1 Einleitung

1.1 Problemstellung	5
1.2 Stand des Wissens	5
1.3 Zielsetzung	6
1.4 Vorgehen	6
1.5 Abgrenzung	7

2 Materialeigenschaften

2.1 Zielsetzung und Überblick	9
2.2 Aluminium	9
2.2.1 Verwendung	9
2.2.2 Legierungsgruppen	10
2.2.3 Werkstoffeigenschaften	11
2.3 Rostfreier Stahl	13
2.3.1 Verwendung	13
2.3.2 Legierungsgruppen	14
2.3.3 Werkstoffeigenschaften	15
2.3.4 Bemerkungen zur Bezeichnung „rostfreier Stahl“	17
2.4 Karbonstahl	18
2.4.1 Materialverhalten bei Raumtemperatur	18
2.4.2 Auswirkungen einer Erwärmung auf das Materialverhalten	19
2.4.3 Ausnützung der Werkstoffanalogie	27
2.5 Verwendete Querschnitte und ihre Herstellung	30
2.5.1 Überblick der verwendeten Querschnitte	30
2.5.2 Strangpressen	30
2.5.3 Biegeumformung	31
2.6 Zusammenfassung/Schlussfolgerungen	32

3 Bestehende Berechnungsmodelle

3.1 Zielsetzung und Überblick	33
3.2 Tragmodelle für linear-elastisches, ideal-plastisches Materialverhalten	34
3.2.1 Bestimmung der Verzweigungsspannung	34
3.2.2 Bestimmung des Tragwiderstands	37
3.3 Tragmodelle für elastisches, nicht-linear plastisches Materialverhalten	53
3.3.1 Allgemeines	53
3.3.2 Bestimmung der Verzweigungsspannung	53
3.3.3 Bestimmung des Tragwiderstands	57
3.4 Tragmodelle für Karbonstahl bei erhöhter Temperatur	64
3.4.1 Allgemeines	64
3.4.2 Bestimmung der Verzweigungsspannung	64
3.4.3 Bestimmung des Tragwiderstands	65
3.5 Zusammenfassung/Schlussfolgerungen	69

4 Normansätze

4.1 Zielsetzung und Überblick	71
4.2 Normansätze für Karbonstahl	71
4.2.1 EN 1993-1-5	71
4.3 Normansätze für rostfreien Stahl	74
4.3.1 EN 1993-1-4	74
4.3.2 AS/NZS 4673:2001	75
4.3.3 SEI/ASCE 8-02	76
4.4 Normansätze für Aluminium	76
4.4.1 EN 1999-1-1	76
4.4.2 AS/NZS 1664:1997	78
4.4.3 AA ADM-1	82
4.5 Normansätze für Karbonstahl bei erhöhter Temperatur	82
4.5.1 EN 1993-1-2	82
4.5.2 ANSI/AISC 360-05	83
4.5.3 AS 4100 - 1998	83
4.6 Vergleich der Normansätze und Diskussion	84
4.6.1 Rostfreier Stahl	84
4.6.2 Aluminium	85
4.7 Zusammenfassung/Schlussfolgerungen	87

5 Vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente

5.1 Zielsetzung und Überblick	89
5.2 Versuche	89
5.2.1 Versuchskörper	89
5.2.2 Versuchsdurchführung	91
5.2.3 Versuchsergebnisse	93

5.3	Numerische Modellierung	95
5.3.1	Modellbildung	95
5.3.2	Vergleich der numerisch ermittelten Resultate mit Versuchsergebnissen	98
5.4	Vergleich mit analytischen Berechnungsmodellen	100
5.4.1	Bestimmung des Versagensmechanismus	100
5.4.2	Bestimmung der Traglast	101
5.5	Anwendung der Berechnungsmodelle auf Fremdversuche	104
5.5.1	Überblick	104
5.5.2	Resultate und Vergleich mit Berechnungsmodellen	105
5.6	Anwendung der Berechnungsmodelle auf Versuche mit erwärmtem Karbonstahl .	108
5.7	Zusammenfassung/Schlussfolgerungen	111

6 Dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente

6.1	Zielsetzung und Überblick	113
6.2	Versuche	113
6.2.1	Versuchskörper	113
6.2.2	Versuchsdurchführung	115
6.2.3	Versuchsergebnisse	119
6.2.4	Vergleich mit Normansätzen	122
6.3	Numerische Modellierung	125
6.3.1	Modellbildung	125
6.3.2	Vergleich der numerischen Resultate mit Versuchsergebnissen	127
6.4	Zusammenfassung/Schlussfolgerungen	133

7 Analytisches Berechnungsmodell

7.1	Zielsetzung und Überblick	137
7.2	Wichtige Einflussgrößen	138
7.2.1	Material	138
7.2.2	Geometrische Elementschlankheit	140
7.2.3	Anfangsimperfektionen	140
7.2.4	Horizontale Längsrandlagerung	141
7.2.5	Längen- zu Breitenverhältnis α	141
7.2.6	Beanspruchungsfall	142
7.3	Parameterstudie	142
7.3.1	Resultate	142
7.3.2	Vergleich mit Normansätzen	152
7.4	Entwicklung des analytischen Berechnungsmodells	154

7.5	Verifizierung und Anwendung des Berechnungsmodells	157
7.5.1	Allgemeines	157
7.5.2	Versuche an dreiseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen aus Aluminium und rostfreiem Stahl	157
7.5.3	Stub Column Tests an Kreuzprofilen aus Aluminium	159
7.5.4	Stub Column Tests an Kreuzprofilen aus erwärmtem Karbonstahl	162
7.5.5	Fazit	168
7.6	Zusammenfassung/Schlussfolgerungen	169

8 Zusammenfassung, Schlussfolgerungen, Ausblick

8.1	Zusammenfassung	171
8.2	Schlussfolgerungen	175
8.3	Ausblick	175

Anhang: Verzeichnisse

Anhang A:	Literatur und Quellen	177
Anhang B:	Bezeichnungen	187
Anhang C:	Abbildungsverzeichnis	191
Anhang D:	Tabellenverzeichnis	197

Lebenslauf	201
-------------------------	------------

Kurzfassung

Die Verwendung von Aluminium und rostfreiem Stahl im konstruktiven Ingenieurbau hat in den vergangenen Jahren stark zugenommen. Vorteile sind die hohe Korrosionsresistenz, gute Verarbeitungseigenschaften, geringe Unterhaltskosten und nicht zuletzt ein ansprechendes ästhetisches Erscheinungsbild, welche sie zu einer interessanten Alternative zu herkömmlichem Karbonstahl machen. Aufgrund der vergleichsweise hohen Materialkosten kommen Aluminium und rostfreier Stahl vorwiegend in Form von schlanken, dünnwandigen Bauteilen zur Anwendung, was unter Druckbeanspruchung zu Stabilitätsproblemen, wie Knicken oder Beulen, führen kann. Die Entwicklung realitätsnaher Berechnungsmodelle ist deshalb für die Wahl sicherer und trotzdem wirtschaftlicher Querschnitte entscheidend. Dabei gilt es den Einfluss des bei Aluminium und rostfreiem Stahl auftretenden nichtlinearen Spannungs-Dehnungsverlaufs auf die Stabilitätsprobleme zu berücksichtigen. Da die für Traglaststeigerungen notwendigen Plastifizierungen bei einem ausgeprägten Verfestigungsvermögen erst bei grossen Stauchungen auftreten, ist eine genaue Untersuchung des lokalen Beulverhaltens unabdingbar.

Nach den gängigen Normansätzen erfolgt die Bemessung trotz des grundlegend abweichenden Spannungs-Dehnungsverlaufs prinzipiell wie für Karbonstahl mit einem idealisiert linear-elastischen, ideal-plastischen Spannungs-Dehnungsverlauf. Auf eine Berücksichtigung des tatsächlichen nichtlinearen Spannungs-Dehnungsverlaufs wird i.d.R verzichtet und der Einbezug des Traglast mindernden lokalen Beuleinflusses erfolgt beispielsweise gemäss *Eurocode* mit Hilfe der *Methode der wirksamen Breiten* (rostfreier Stahl) resp. der *Methode der wirksamen Dicken* (Aluminium).

Ziel der vorliegenden Forschungsarbeit ist deshalb die Untersuchung des Einflusses des nicht-linearen Spannungs-Dehnungsverlaufs auf das Beul- und Tragverhalten dünnwandiger, drei- und vierseitig gelagerter Querschnittselemente. Dabei sind die gängigen Normansätze anhand von Vergleichen mit experimentell und numerisch ermittelten Werten zu prüfen und bei Bedarf verbesserte analytische Berechnungsmodelle zu entwickeln.

Das Tragverhalten beulgefährdeter drei- und vierseitig (gelenkig) gelagerter Querschnittselemente aus Aluminium und rostfreiem Stahl wird hauptsächlich durch das nichtlineare Materialverhalten sowie das lokale Beulverhalten beeinflusst. Die ersten Kapitel dieser Forschungsarbeit setzen sich deshalb mit den physikalischen Materialeigenschaften von Aluminium und rostfreiem Stahl (Kap. 2) sowie den bestehenden Berechnungsmodellen (Kap. 3) und Normansätzen (Kap. 4) für drei- und vierseitig gelagerte Querschnittselemente auseinander. Dabei wird u.a. der Einfluss des Spannungs-Dehnungsverlaufs, der geometrischen Anfangsimperfektionen und der Randbedingungen auf das Tragverhalten aufgezeigt. Um den Einfluss des nicht-linearen Spannungs-Dehnungsverlaufs auf das Beul- und Tragverhalten experimentell zu überprüfen, werden für drei- und vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente umfangreiche Versuchsreihen durchgeführt (Kap. 5 und 6). Die experimentell ermittelten Daten werden mit den Ergebnissen der Normansätze sowie numerisch bestimmten Werten verglichen. Es zeigt sich dabei, dass die gängigen Normansätze zwar das Tragverhalten vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente zutreffend abzubilden vermögen, sie aber v.a. für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus

Aluminium zu überaus konservativen und damit unwirtschaftlichen Bemessungsergebnissen führen.

In der Folge wird auf dem erarbeiteten numerischen Modell basierend eine umfangreiche Parameterstudie durchgeführt und ein verbessertes analytisches Berechnungsmodell für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente unter gleichförmiger Randverschiebung entwickelt. Das zweistufige Berechnungsmodell verwendet die *Methode der wirksamen Breiten* zur Berücksichtigung des Traglast mindernden Beuleinflusses und kann zur Ermittlung von Traglastkurven eingesetzt werden. Im Gegensatz zu den gängigen Normansätzen muss dabei nicht zwischen den Ansätzen für Aluminium und rostfreien Stahl unterschieden werden und der Einfluss des nichtlinearen Spannungs-Dehnungsverlaufs auf das Tragverhalten geht über die *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten direkt in die Berechnung ein. Wie Vergleiche mit Ergebnissen verschiedener experimenteller Versuchsreihen zeigen, können die Traglasten dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente bei Einhaltung der dem Berechnungsmodell zugrundeliegenden Anwendungskriterien und Gültigkeitsbereiche zutreffender berechnet werden als nach den untersuchten Normansätzen.

Aufgrund des ähnlichen Spannungs-Dehnungsverlaufs von Aluminium und rostfreiem Stahl bei Raumtemperatur sowie von Karbonstahl bei Brandeinwirkung bietet sich eine Anwendung des hergeleiteten Berechnungsmodells für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus erwärmtem Karbonstahl an. Eine umfangreiche Analyse verschiedener Warmzugversuche zeigt allerdings, dass die notwendige Abbildbarkeit des temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungsverlaufs mittels des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes nur bedingt möglich ist und dass das entwickelte analytische Berechnungsmodell damit in der Regel nur beschränkt anwendbar ist.

Abstract

The use of aluminium and stainless steel in structural engineering has increased significantly in recent years. Advantages of these materials are their high corrosion resistance, good workability, low maintenance costs and attractive appearance, which make them interesting alternatives to common carbon steel. Due to their comparatively high material costs, aluminium and stainless steel are usually used in slender, thin-walled structural elements, which might experience stability problems (plate and/or column buckling) under compression loads. The development of realistic calculation models is therefore crucial for the choice of safe, but also economical cross-sections. In such models, the influence of the nonlinear stress-strain behaviour of aluminium and stainless steel in stability problems has to be considered. Due to the fact that the plastifications, which are necessary for an increase of the ultimate loads of materials with pronounced strain-hardening capacity, only appear at high strains for these materials, the exact examination of the local buckling behaviour is indispensable.

Despite basically divergent stress-strain behaviour, the design of aluminium and stainless steel elements according to common standards is in principle similar to that of carbon steel with an idealised linear elastic, perfectly plastic stress-strain relationship. Normally, the actual nonlinear stress-strain behaviour is neglected and the decrease in resistance due to local buckling effects is considered according to *Eurocode* using the so-called *effective width method* (stainless steel) or the *effective thickness method* (aluminium).

It is thus the aim of the present research to examine the influence of the nonlinear stress-strain relationship on the local buckling and load-bearing behaviour of thin-walled, stiffened and unstiffened cross-section elements. The calculation methods according to current standards should be checked in comparison with experimentally and numerically determined results and, if necessary, improved calculation methods should be developed.

The load-bearing behaviour of stiffened and unstiffened cross-sectional elements made of aluminium and stainless steel which are prone to local buckling is mainly influenced by the nonlinear material behaviour as well as the local buckling behaviour. The first few chapters of the present study therefore deal with the physical material behaviour of aluminium and stainless steel (chapter 2) as well as the established calculation models (chapter 3) and the calculation models according to common standards (chapter 4). The influence of the stress-strain gradient, the initial geometrical imperfections and the boundary conditions on the load-bearing behaviour is presented amongst other things. To check the influence of the nonlinear stress-strain gradient on the local buckling and load-bearing behaviour experimentally, comprehensive test series on stiffened and unstiffened elements were conducted (chapters 5 and 6). The experimentally determined results were checked against calculation results according to common standards as well as against numerically determined results. It is shown that common standards are indeed capable of predicting appropriately the load-bearing behaviour of stiffened elements. However, especially for unstiffened elements made of aluminium the calculation methods lead to extremely conservative and therefore uneconomical designs.

Subsequently, based on the developed numerical model a comprehensive parametric study is conducted and an improved analytical calculation model for unstiffened elements under uniform edge compression is presented. The two-step calculation model uses the *effective width*

method to consider the decrease in resistance due to local buckling effects and can be applied for the determination of strength curves. Unlike the calculation models in common standards, it is not necessary to distinguish between models for aluminium and stainless steel, and the influence of the gradient of the nonlinear stress-strain curve on the load-bearing behaviour is directly considered by the use of the *Ramberg-Osgood* coefficients. Comparisons with results of different experimental test series show that subject to the application criteria and the areas of validity of the determined calculation model, the ultimate loads of unstiffened elements can be calculated more precisely than by calculation methods used in common standards.

Because the gradient of the stress-strain curves of aluminium and stainless steel at ambient temperature is similar to that of carbon steel in fire, the developed calculation model for unstiffened elements can also be used for unstiffened elements of heated carbon steel. However, a comprehensive analysis of different tensile tests of heated carbon steel specimens shows that the necessary matching of the temperature-dependant stress-strain curve by the one-stage *Ramberg-Osgood* model is only possible under certain conditions and that the application of the developed analytical calculation model on unstiffened carbon steel elements in fire is therefore limited.

1 Einleitung

1.1 Problemstellung

Aluminium und rostfreier Stahl wurden in den vergangenen Jahren in zunehmendem Masse im konstruktiven Ingenieurbau verwendet. Hohe Korrosionsresistenz, gute Verarbeitungseigenschaften, geringe Unterhaltskosten und nicht zuletzt ein ansprechendes ästhetisches Erscheinungsbild machen sie zu einer valablen Alternative zu herkömmlichem Karbonstahl. Aufgrund der vergleichsweise hohen Materialkosten kommen Aluminium und rostfreier Stahl vorwiegend in Form von schlanken, dünnwandigen Bauteilen zur Anwendung, was unter Druckbeanspruchung zu Stabilitätsproblemen, wie Knicken oder Beulen, führen kann.

Obwohl Aluminium und rostfreier Stahl bei Raumtemperatur ein ausgeprägt nicht-lineares Spannungs-Dehnungsverhalten aufweisen, erfolgt die Bemessung dünnwandiger Bauteile nach den gängigen Normansätzen weitgehend wie für Karbonstahl. In Anbetracht einer fehlenden ausgeprägten Streckgrenze verwenden die gängigen Bemessungsansätze die plastische 0.2%-Dehngrenze als äquivalente Fließspannung und nehmen den Spannungs-Dehnungsverlauf vereinfacht als linear-elastisch, ideal-plastisch an. Die Berücksichtigung des Traglast mindernden lokalen Beuleinflusses erfolgt mit Hilfe der *Methode der wirksamen Breiten* (rostfreier Stahl) resp. der *Methode der wirksamen Dicken* (Aluminium). Dazu muss der entsprechende Querschnitt zuerst entlang seiner Knotenlinien in drei- und vierseitig gelenkig gelagerte Einzelelemente zerlegt und die wirksamen Querschnittsflächen separat bestimmt werden.

Wie numerische Untersuchungen und Versuchsergebnisse verschiedener Querschnitte gezeigt haben, können die vereinfachten Bemessungsmodelle die Traglasten dünnwandiger Bauteile aus Aluminium und rostfreiem Stahl bei reiner Druck- sowie kombinierter Druck-/Biegebeanspruchung in manchen Fällen stark unterschätzen (*Gardner/Nethercot (2004a)*, *Young/Liu (2003)*), in anderen Fällen aber auch zu unsicheren Resultaten führen (*Knobloch (2007)*, *Young/Lui (2005)*).

1.2 Stand des Wissens

Die vorhandenen experimentellen Grundlagen sind für drei- und vierseitig gelagerte Querschnittselemente aus Aluminium und rostfreiem Stahl unterschiedlich umfangreich. Während das Tragverhalten vierseitig gelagerter Querschnittselemente von verschiedenen Forschergruppen (u.a. *Young/Lui (2005)*, *Gardner/Nethercot (2004a)*, *Liu/Young (2003)*, *Langseth/Hopperstad (1997)*) anhand von Stub Column Tests an SHS-Profilen untersucht wurde, sind für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente nur einige wenige Stub Column Tests an Kreuzprofilen (*Hopperstad/Langseth/Hanssen (1997)*) resp. Winkelprofilen (*Kuwamura (2003)*) bekannt. Gemeinsam ist den drei- und vierseitig gelagerten Querschnittselementen allerdings, dass bisher keine Versuche an Einzelelementen durchgeführt wurden. Die einzigen Versuche dieser Art wurden von *Bambach/Rasmussen (2002)* an dreiseitig gelagerten Querschnittselementen aus Karbonstahl vorgenommen.

Neben den eingangs erwähnten Normansätzen existieren für drei- und vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus Metallen mit nichtlinearer Spannungs-Dehnungsbeziehung

noch eine ganze Reihe physikalischer und empirischer Berechnungsansätze. Mittels der physikalischen Berechnungsansätze von *Stowell* (1947), *Bleich* (1952) und *Pflüger* (1967, 1972) ist es zwar möglich die kritische Verzweigungslast in Abhängigkeit des Verfestigungsvermögens zu bestimmen, die Berechnung der Traglast ist diesen Ansätzen allerdings nicht zugänglich. Zu diesem Zweck wurden empirische, meist auf Versuchsergebnissen oder numerischen Ergebnissen basierende Ansätze entwickelt (u.a. *Johnson/Winter* (1966), *Tachwaly* (1973), *Höglund* (1980), *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* (2003)). Oft sind diese jedoch nur für bestimmte Randbedingungen oder Elementabmessungen einsetzbar. Mit dem von *Gardner/Nethercot* (2004b) entwickelten und von *Ashraf* (2006) erweiterten Berechnungsansatz ist es im Gegensatz dazu möglich, die Tragfähigkeit unterschiedlichster Profiltypen unter verschiedenen Belastungsfällen zu bestimmen.

1.3 Zielsetzung

Das Ziel der vorliegenden Forschungsarbeit ist die Ermittlung des Einflusses des nicht-linearen Spannungs-Dehnungsverlaufs auf das Beul- und Tragverhalten dünnwandiger, drei- und vierseitig (gelenkig) gelagerter Querschnittselemente. Dazu werden umfangreiche Versuchsreihen an solchen Querschnittselementen und Vergleiche mit geeigneten fremden Versuchsreihen durchgeführt. Ergänzend werden die durchgeführten Versuchsreihen numerisch modelliert und anhand der Versuchsergebnisse kalibriert. Mit Hilfe dieser numerischen Modelle erfolgen umfangreiche weiterführende Untersuchungen (Parameterstudien) des Trag- und Verformungsverhaltens. Anschliessend wird ein analytisches Berechnungsmodell auf der Basis der Versuchsdaten sowie der numerisch ermittelten Daten erarbeitet und mit den gängigen Normansätzen verglichen. Abschliessend ist die Anwendbarkeit des hergeleiteten analytischen Berechnungsmodells auf Querschnittselemente aus erwärmtem Karbonstahl zu prüfen (Ausnutzung der Werkstoffanalogie).

1.4 Vorgehen

Die vorliegende Arbeit gliedert sich in acht Kapitel. Nach diesem einleitenden Kapitel werden im Kapitel 2 die Anwendungsgebiete, die massgebenden Legierungsgruppen und schliesslich die mechanischen Werkstoffeigenschaften von Aluminium und rostfreiem Stahl erörtert. Wie sich zeigt, ist der nicht-lineare Spannungs-Dehnungsverlauf von Aluminium und rostfreiem Stahl analog zu jenem von Karbonstahl bei erhöhter Temperatur, weswegen im Kapitel 2.4 ausführlich auf das temperaturabhängige Materialverhalten von Karbonstahl eingegangen wird.

Die bestehenden Ansätze zur Bestimmung der Verzweigungsspannung und des Tragwiderstands dünnwandiger Querschnittselemente werden im Kapitel 3 vorgestellt. Für linear-elastisches, ideal-plastisches Spannungs-Dehnungsverhalten wird u.a. der Einfluss der horizontalen Längsrandlagerung sowie geometrischer Anfangsimperfektionen auf das überkritische Tragverhalten analysiert. In einem weiteren Unterkapitel werden die Berechnungsmodelle für elastisches, nicht-linear-plastisches Materialverhalten dargestellt und der Einfluss des Verfestigungsvermögens auf die Verzweigungsspannung anhand verschiedener Berechnungsansätze aufgezeigt. Zum Abschluss des Kapitels werden schliesslich noch einige Berechnungsmodelle für Karbonstahl bei erhöhter Temperatur aufgeführt.

Im Kapitel 4 wird detailliert auf die Bemessungsansätze dünnwandiger, drei- und vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente gemäss europäischer, nordamerikanischer und au-

stralisch/neuseeländischer Norm für Aluminium, rostfreien Stahl sowie Karbonstahl bei erhöhter Temperatur eingegangen. Die Ansätze werden im Anschluss miteinander verglichen und die Resultate umfassend diskutiert.

Um den Einfluss des nicht-linearen Spannungs-Dehnungsverlaufs auf das Beul- und Tragverhalten dünnwandiger, drei- und vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente beurteilen zu können, ist die Durchführung entsprechender Versuche erforderlich. Im Rahmen dieser Forschungsarbeit wurden deshalb Versuche an solchen Querschnittselementen unter reiner Druck- und kombinierter Druck-/Biegebeanspruchung durchgeführt. Die Versuche an vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen sind Gegenstand des Kapitels 5. Nach einem umfassenden Überblick der Versuchsdurchführung und -ergebnisse wird in der Folge auf die numerische Modellierung mittels Finiten Elemente Methode eingegangen und in einem weiteren Unterkapitel werden die experimentell und numerisch ermittelten Werte mit den Resultaten der Normansätze (Kapitel 4) verglichen. Um die anhand dieses Vergleichs getroffenen Aussagen verifizieren zu können, werden die Normansätze zusätzlich auf diverse weitere Versuchsreihen angewandt und die Ergebnisse diskutiert.

Das Kapitel 6 widmet sich den dreiseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen. Nach einem kurzen Überblick der Versuchsergebnisse werden die experimentell ermittelten Traglasten mit den Traglasten gemäss Normansätzen verglichen. Im Rahmen der numerischen Modellierung der Versuche werden zwei Fälle der Kraftübertragung an den kurzen Elementseiten untersucht sowie verschiedene Vorverformungsformen und -amplituden berücksichtigt und die so ermittelten Resultate mit den experimentell bestimmten Ergebnissen verglichen.

Auf dem erarbeiteten numerischen Modell basierend, wird für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente unter gleichförmiger Beanspruchung eine umfangreiche Parameterstudie durchgeführt, deren Resultate im Kapitel 7 dargestellt werden. Die Parameterstudie untersucht u.a. den Einfluss des nicht-linearen Spannungs-Dehnungsverhaltens sowie der horizontalen Längsrandlagerung auf das Trag- und Beulverhalten. Die so gewonnenen Daten werden zur Entwicklung eines neuen analytischen Berechnungsmodells verwendet, welches anschliessend anhand von Versuchsergebnissen verifiziert wird.

Das Kapitel 8 fasst schliesslich die im Rahmen dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse zusammen, zieht Schlussfolgerungen und bietet einen kurzen Ausblick auf mögliche weiterführende Forschungsprojekte.

1.5 Abgrenzung

Die vorliegende Arbeit analysiert das lokale Beulverhalten dünnwandiger, drei- und vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente mit nicht-linearem Spannungs-Dehnungsverhalten. Auf die Berücksichtigung weiterer Stabilitätsprobleme (z.B. Biegeknicken) und allfälliger Interaktionseffekte wird dabei bewusst verzichtet. Ebenso wird nur der Einfluss einer geometrischen Beanspruchung (konstantes Randdehnungsverhältnis), nicht aber einer statischen Beanspruchung (konstantes Randspannungsverhältnis) untersucht. Da die geometrische Beanspruchung den in der Praxis weit häufiger vorkommenden Fall darstellt, kann auf eine Berücksichtigung der statischen Beanspruchung im Rahmen dieser Arbeit verzichtet werden.

Die experimentellen Untersuchungen sowie die Kalibrierung der zugehörigen numerischen Modelle erfolgen jeweils anhand nur einer Aluminiumlegierung sowie eines rostfreien Stahls. Durch den Vergleich mit den Ergebnissen diverser fremder Versuchsreihen (vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente) resp. der Durchführung einer Parameterstudie, welche die Va-

riationen der Werkstoffkennwerte realer Legierungen umfassend berücksichtigt (dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente), werden die aus den eigenen Versuchen gewonnenen Erkenntnisse untermauert und damit allgemein anwendbar.

Da das erarbeitete numerische Modell die Versuchsergebnisse dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente unter kombinierter Druck-/Biegebeanspruchung aufgrund der auftretenden, veränderlichen Schlupfeinflüsse nur unzureichend abzubilden vermag, wird in der Folge auf die Berücksichtigung dieses Beanspruchungsfalls verzichtet und das analytische Berechnungsmodell nur für reine Druckbeanspruchung hergeleitet. Aufgrund der formulierten Zielsetzung wird dabei kein baupraktisches Bemessungskonzept ausgearbeitet, sondern in erster Linie das grundsätzliche Tragverhalten drei- und vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente mit nicht-linearem Spannungs-Dehnungsverhalten erforscht. Mit Hilfe des erarbeiteten analytischen Berechnungsmodells für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente wird der Einfluss des Verfestigungsvermögens auf das Tragvermögen direkt quantifizierbar. Das Beul- und Tragverhalten dünnwandiger, zentrisch druckbeanspruchter Querschnittselemente sowie kurzer, gleichschenkliger Kreuzprofile aus Werkstoffen mit nicht-linearer Spannungs-Dehnungsbeziehung (z.B. Aluminium, rostfreier Stahl, Karbonstahl bei erhöhter Temperatur) kann so analysiert werden. Die Berücksichtigung allgemeiner Querschnitte (z.B. I- oder C-Profile) ist mit dem vorliegenden Berechnungsmodell allerdings nicht möglich und bedürfte einer Erweiterung des Modells.

2 Materialeigenschaften

2.1 Zielsetzung und Überblick

Das Trag- und Beulverhalten druckbeanspruchter Querschnittselemente wird entscheidend durch das materialspezifische Spannungs-Dehnungsverhalten beeinflusst. Ziel dieses Kapitels ist es, einen umfassenden Überblick über die Materialeigenschaften von Metallen mit nicht-linearem Spannungs-Dehnungsverhalten, wie Aluminium, rostfreiem Stahl, aber auch Karbonstahl bei erhöhten Temperaturen, zu geben. In den Kapiteln 2.2 und 2.3 werden die Verwendungszwecke von Aluminium und rostfreiem Stahl dargestellt und die verschiedenen Legierungsgruppen genauer beleuchtet. Schliesslich wird auf ihre wichtigsten mechanischen Werkstoffeigenschaften eingegangen und diese werden mit denjenigen von Karbonstahl bei Raumtemperatur verglichen. Das Kapitel 2.4 widmet sich dem Materialverhalten von Karbonstahl. Das Spannungs-Dehnungsverhalten bei Raumtemperatur wird vorgestellt und die Auswirkungen einer Erwärmung werden aufgezeigt. Die aus dem Warmzugversuchstyp sowie der aufgetragenen Belastungsgeschwindigkeit resultierenden Einflüsse werden diskutiert und eine Methode zur Vereinheitlichung der Resultate aufgezeigt. Die im Bauwesen häufig für Aluminium und rostfreien Stahl verwendeten Querschnitte und die Auswirkungen der angewendeten Herstellungsverfahren auf die mechanischen Werkstoffeigenschaften werden im Kapitel 2.5 beleuchtet.

2.2 Aluminium

2.2.1 Verwendung

Aluminium wird im konstruktiven Ingenieurbau sowohl für tragende als auch für nichttragende Querschnittselemente eingesetzt. Seine besonderen Eigenschaften, wie etwa hohe auf das Gewicht bezogene Festigkeit, hohe Dauerhaftigkeit und Korrosionsbeständigkeit sowie leichte Verarbeitbarkeit, haben dazu geführt, dass Aluminium im Bauwesen in immer grösserem Masse zur Anwendung kommt. Vor allem falls dem Gewicht der Tragstruktur eine entscheidende Bedeutung zukommt (z.B. Bauwerke an abgelegenen Standorten) oder sich die Tragstruktur in einer stark korrosiven Umgebung befindet (z.B. Offshore-Tragwerke, Schwimmhallenbaddächer, Kläranlagen, Brücken), bietet sich Aluminium als valabler Ersatz für Karbonstahl an. Allerdings müssen die angesprochenen Vorteile mit dem im Vergleich zu Karbonstahl höheren Materialpreis des Aluminiums aufgewogen werden. Für druckbeanspruchte Bauteile wirkt sich zudem der im Vergleich zu Karbonstahl und rostfreiem Stahl geringere Elastizitätsmodul nachteilig aus (Auftreten von Stabilitätsproblemen). Werden für eine Tragstruktur Bauteile aus Aluminium und Karbonstahl verwendet, ist zudem auf eine saubere Trennung der beiden Metalle zu achten. Aufgrund der Tatsache, dass Aluminium in der elektrochemischen Spannungsreihe weit unterhalb des im Karbonstahl hauptsächlich enthaltenen Eisens steht, sind die Aluminiumbauteile solcher Tragstrukturen ansonsten stark durch Kontaktkorrosion (siehe S.17) gefährdet.

2.2.2 Legierungsgruppen

Aluminium kommt im Ingenieurbau generell nur in legierter Form vor, um bestimmte Eigenschaften des Werkstoffs in der Anwendung zu sichern und höhere Festigkeiten, Duktilitäten, bessere Schweisbarkeit und höheren Korrosionswiderstand zu erreichen. Die gebräuchlichsten Legierungselemente sind Magnesium, Silizium, Mangan, Kupfer, Zink und Chrom. Generell wird bei Aluminiumlegierungen zwischen Guss- und Knetlegierungen unterschieden. Jede der beiden Legierungsgruppen lässt sich wiederum in aushärtbare und nicht aushärtbare („naturharte“) Legierungen unterteilen.

Nicht aushärtbare Legierungen weisen Legierungsbestandteile auf, die in gelöstem Zustand in den Kristallen (Mischkristallbildung) vorkommen. Die nicht aushärtbaren Knetlegierungen enthalten beispielsweise Magnesium in Anteilen von 0.5 bis 5% und/oder Manganzusätze bis zu 1.2%. Diese sich hauptsächlich in Lösung befindlichen Atome verspannen das Aluminiumgitter und führen dabei zu einer Verfestigung. Die naturharten Legierungen haben grosse Anwendungsgebiete. Sie werden beispielsweise an Stelle von Reinaluminium verwendet, wenn eine höhere Festigkeit benötigt wird. Ausserdem sind sie gut für geschweisste Konstruktionen geeignet, da sie im Schweißnahtbereich eine geringere Entfestigung als aushärtbare Legierungen erfahren. Aushärtbare Legierungen erhält man im Allgemeinen durch Zusatz von Metallen, deren Löslichkeit im festen Aluminium mit steigender Temperatur zunimmt. Werden zwei Metalle ineinander gelöst, entstehen Mischkristalle, welche ein homogenes Gefüge aufweisen. Dies steht im Gegensatz zum heterogenen Gefüge, in dem die nicht gelösten Zusatzmetalle als Fremdkristalle ausgeschieden vorliegen. Üblicherweise werden bei den aushärtbaren Knetlegierungen mindestens zwei Legierungszusätze zugegeben. Typische Beispiele sind AlMgSi-, AlCuMg-, AlZnMg- und AlZnMgCu-Legierungen. AlZnMgCu-Legierungen erreichen die höchsten Festigkeitswerte, welche über die des normalen Baustahls hinausgehen können, haben allerdings den Nachteil, dass sie eine schlechte Korrosionsbeständigkeit aufweisen und deshalb im Bauwesen nicht zur Anwendung gelangen. Halbzeug aus aushärtbaren Legierungen hat den Vorteil, dass hohe Festigkeitswerte bei gleichzeitig guter Umformbarkeit erzielt werden können. In Fällen, wo mittlere oder niedrige Festigkeiten genügen, wird man allerdings auf nicht aushärtbare Legierungen oder auf unlegiertes Aluminium zurückgreifen, da diese leichter verformbar sowie bei Temperaturbehandlung unempfindlicher und damit leichter zu handhaben sind.

Aluminiumlegierungen werden gemäss *EN 573-1* (2004) nach dem von der amerikanischen Aluminium Association (AA) eingeführten System in Gruppen eingeteilt (Tab. 2.1). Die Bezeichnung (z.B. EN AW-6082) besteht aus einer vierstelligen Nummer. Die erste Ziffer zeigt das Hauptlegierungselement an, während die zweite Ziffer für die Serien 2xxx bis 8xxx die Originallegierung und Legierungsabwandlungen angibt. Ist die zweite Ziffer eine Null, handelt es sich um eine Originallegierung, ansonsten bezeichnen die Ziffern 1 bis 9 Legierungsabwandlungen. Die beiden letzten Ziffern der Bezeichnung haben keine besondere Bedeutung. Sie dienen lediglich der Bezeichnung der verschiedenen Aluminiumlegierungen in der Legierungsgruppe.

Wie sich zeigen lässt, sind Legierungen der Gruppen 2xxx, 6xxx und 7xxx wärmebehandelbar. Bei einer Wärmebehandlung weist die Bezeichnung hinter der vierstelligen Nummer ein „Ty“ auf (z.B. EN AW-6082-T6), während bei kaltverfestigten Legierungen an dieser Stelle ein „Hy“ steht. Ein „O“ bedeutet, dass der Werkstoff angelassen wurde, während „F“ für Werkstoffe steht, welche warmverformt wurden, ohne im Nachhinein kaltverformt oder wärmebehandelt worden zu sein.

Tabelle 2.1 Einteilung der Aluminium-Legierungsgruppen gemäss EN 573-1 (2004)

Legierungsgruppe	Hauptlegierungselement
1xxx	Reinaluminium
2xxx	Kupfer
3xxx	Mangan
4xxx	Silizium
5xxx	Magnesium
6xxx	Magnesium und Silizium
7xxx	Zink und Aluminium

2.2.3 Werkstoffeigenschaften

Die wichtigsten physikalischen Werkstoffkenngrössen von Aluminium werden in Tab. 2.3 jenen von rostfreiem Stahl und Karbonstahl gegenübergestellt. Auffallend bei Aluminium sind einerseits sein vergleichsweise tiefer Elastizitäts- und Schubmodul sowie seine geringe Dichte. Andererseits weist es einen verhältnismässig grossen linearen Temperaturexpansionskoeffizienten und eine sehr hohe Wärmeleitfähigkeit auf.

Wie ersichtlich wird, zeigt Aluminium im Spannungs-Dehnungsdiagramm einen elastisch, nicht-linear plastischen Kurvenverlauf mit ausgeprägter Verfestigung im plastischen Bereich. Da Aluminium im Gegensatz zu Karbonstahl keinen klaren Übergang vom elastischen zum plastischen Bereich aufweist, wird die Spannung $f_{p,0.2}$ (Spannung bei 0.2% plastischer Dehnung) als äquivalente Bemessungsspannung eingeführt.

Um den Spannungs-Dehnungsverlauf mathematisch zu formulieren, existiert eine ganze Anzahl von Ansätzen. Eine häufig verwendete Annäherung ist der von *Ramberg/Osgood* (1943) entwickelte, einstufige *Ramberg-Osgood*-Ansatz (p : plastische Dehnung bei Erreichen der zugehörigen Spannung f_p):

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + p \cdot \left(\frac{\sigma}{f_p}\right)^n \quad (2.1)$$

Dieser Ansatz wurde von *Hill* (1944) modifiziert ($p = 0.002$) und lautet in der heute gängigen Schreibweise:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0.002 \cdot \left(\frac{\sigma}{f_{p,0.2}}\right)^n \quad (2.2)$$

$$n = \frac{\ln(20)}{\ln(f_{p,0.2}/f_{p,0.01})} \quad (2.3)$$

$$e = \frac{f_{p,0.2}}{E} \quad (2.4)$$

Da der Verfestigungsexponent n mit Hilfe der aus Zugversuchen ermittelten Werte $f_{p,0.2}$ und $f_{p,0.01}$ bestimmt wird, kann der einstufige *Ramberg-Osgood*-Ansatz für plastische Dehnungen $\varepsilon_{pl} > 0.002$ zu ungenauen Resultaten führen. Wie u.a. *Mirambell/Real* (2000) zeigen, tritt dies

besonders bei Materialien mit grossem Verfestigungsvermögen (kleine n -Werte) auf. Für diese Fälle werden für grosse plastische Dehnungen überhöhte Spannungswerte erreicht. *Mirambell/Real* entwickeln deswegen einen zweistufigen Ansatz, welcher den Spannungs-Dehnungsverlauf auch für grosse Dehnungen genau abzubilden vermag. Der erste Teil ihres Ansatzes entspricht dem einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz (Gl. (2.5) für $\sigma \leq f_{p, 0.2}$), während der zweite Teil einem modifizierten *Ramberg-Osgood*-Ansatz (Gl. (2.6) für $f_{p, 0.2} < \sigma \leq f_u$) entspricht. Dieser wird dadurch gewonnen, dass der Koordinatenursprung vom ursprünglichen Nullpunkt in den Punkt der Spannungs-Dehnungskurve bei 0.2% plastischer Dehnung verschoben wird und der einstufige *Ramberg-Osgood*-Ansatz nun in diesem neuen Referenzsystem zur Anwendung kommt.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0.002 \cdot \left(\frac{\sigma}{f_{p, 0.2}} \right)^n \quad \text{für } \sigma \leq f_{p, 0.2} \quad (2.5)$$

$$\varepsilon = 0.002 + \frac{f_{p, 0.2}}{E} + \frac{\sigma - f_{p, 0.2}}{E_{p, 0.2}} + \varepsilon_u \cdot \left(\frac{\sigma - f_{p, 0.2}}{f_u - f_{p, 0.2}} \right)^m \quad \text{für } f_{p, 0.2} < \sigma \leq f_u \quad (2.6)$$

$$E_{p, 0.2} = \frac{E}{1 + 0.002 \cdot n \cdot \frac{E}{f_{p, 0.2}}} \quad (2.7)$$

Rasmussen (2003) greift den zweistufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz von *Mirambell/Real* auf und leitet aus den Ergebnissen umfangreicher Zugversuche Gleichungen zur Bestimmung der Dehnung bei Erreichen der Zugfestigkeit ε_u (Gl. (2.8)) sowie des Exponenten m (Gl. (2.9)) her.

$$\varepsilon_u = 1 - \frac{f_{p, 0.2}}{f_u} \quad (2.8)$$

$$m = 1 + 3.5 \cdot \frac{f_{p, 0.2}}{f_u} \quad (2.9)$$

Wie *Rasmussen* (2003) zeigt, stimmen die unter Verwendung des zweistufigen Ansatzes bestimmten Spannungs-Dehnungskurven v.a. für plastische Dehnungen $\varepsilon_{pl} \geq 0.02$ deutlich besser mit den zugehörigen experimentell bestimmten Spannungs-Dehnungskurven überein als dies mit dem einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz der Fall ist.

In Tab. 2.2 sind die mechanischen Werkstoffkennwerte sowie die zugehörigen *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten n und e für verschiedene Aluminium-Knetlegierungen gemäss *EN 1999-1-1* (2007) aufgeführt. Einige der zugehörigen Spannungs-Dehnungsverläufe nach einstufigem *Ramberg-Osgood*-Ansatz sind in Bild 2.1 dargestellt. Wie sich zeigt, weisen angelassene (z.B. EN AW-5083-O) sowie zum Teil auch wärmebehandelte Aluminium-Legierungen ein deutlich höheres Verfestigungsvermögen auf als kaltverformte (z.B. EN AW-6082-T6).

Tabelle 2.2 Mechanische Werkstoffkennwerte für Aluminium-Knetlegierungen gemäss EN 1999-1-1 (2007)

Bezeichnung	Zustand	t [mm]	$f_{p,0.2}$ [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	e [-]	n [-]
EN AW-3103	H14	t ≤ 25	120	140	0.00171	31
	H16	t ≤ 4	145	160	0.00207	48
EN AW-5083	O	t ≤ 50	125	275	0.00179	6
	H14	t ≤ 25	280	340	0.00400	22
EN AW-6082	T4	t ≤ 12	110	205	0.00157	8
	T6	t ≤ 6	260	310	0.00371	25
EN AW-7020	T6	t ≤ 12.5	280	350	0.00400	19

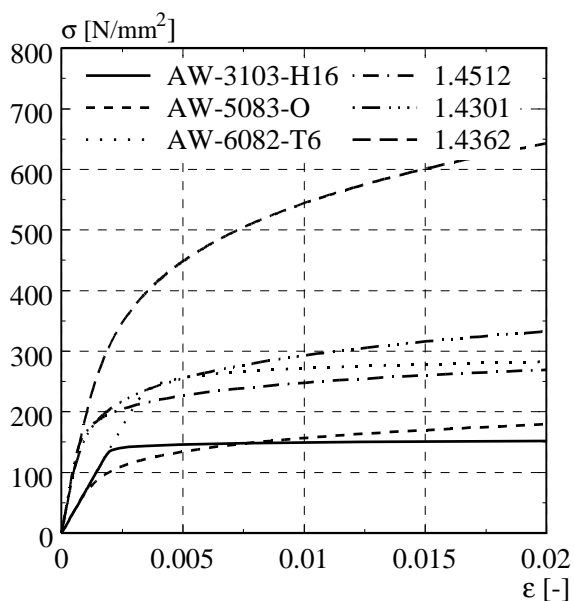


Bild 2.1 Spannungs-Dehnungsdiagramme nach einstufigem Ramberg-Osgood-Ansatz für verschiedene Aluminium-Legierungen sowie rostfreie Stähle

2.3 Rostfreier Stahl

2.3.1 Verwendung

Der Einsatz von rostfreiem Stahl hat sich im Bauwesen seit Jahrzehnten bewährt. Wie sich gezeigt hat, wurden selbst in aggressiver Umgebung (Industriegebiete, Meeresnähe) keine Korrosionsangriffe festgestellt. In der Regel wird rostfreier Stahl im Bauwesen jedoch v.a. für nichttragende Bauteile eingesetzt. Mögliche Anwendungsgebiete sind in der Aussenarchitektur (Fassaden, Dacheindeckungen) oder im Innenausbau (Geländer, Aufzüge, Verkleidungen) zu finden. Aufgrund der hohen Korrosionsbeständigkeit wird rostfreier Stahl ausserdem oft für Verbindungsmittel eingesetzt. Die Verwendung von rostfreiem Stahl für tragende Querschnittselemente ist im Gegensatz dazu eher selten, da der rund fünfmal höhere Materialpreis die Vorteile in der Regel nicht zu rechtfertigen vermag.

2.3.2 Legierungsgruppen

Rostfreie Stähle enthalten relativ hohe Anteile von Legierungselementen wie Chrom (Cr), Nickel (Ni), Molybdän (Mo) sowie teilweise Kupfer (Cu), Vanadium (V), Titan (Ti) und Niob (Nb). Die hohe Korrosionsbeständigkeit des rostfreien Stahls wird durch die Bildung einer dünnen, dichten, fest haftenden und dehnbaren Oxydschicht, welche hauptsächlich aus Chromoxyd besteht, erreicht. Die Dicke der Oxydschicht ist äusserst gering (1-10 nm) und kann sich je nach Stahlzusammensetzung, Oberflächenbehandlung und der korrosiven Belastung der Umwelt verändern. Wird die passive Schicht durch äussere Einwirkungen beschädigt, bildet sie sich unter normalen Umständen im Beisein von Luft von selbst wieder.

Aufgrund ihrer metallurgischen Struktur werden die rostfreien Stähle in folgende Gruppen eingeteilt: ferritische, martensitische, austenitische und ferritisch-austenitische Stähle sowie dispersionsgehärtete rostfreie Stähle (*Bauer (1994), Gumpel (2001)*).

- Ferritische Stähle

Enthalten 12-18% Chrom und besitzen einen Kohlenstoffgehalt von unter 0.15%. Weitere mögliche Legierungselemente sind Molybdän, Titan, Niob oder Schwefel. Ferritische Stähle bieten in feuchter Umgebung bereits ausreichenden Schutz gegen Rostbefall, sind magnetisch und können (unter Berücksichtigung gewisser Vorkehrungen) geschweisst werden. Typische Anwendungsgebiete sind Auspuffsysteme für Fahrzeuge, Container, Boiler, Auskleidungen für Geschirrspüler und Waschmaschinen sowie Küchengeräte und Besteck.

- Martensitische Stähle

Enthalten 12-18% Chrom bei einem Kohlenstoffgehalt von 0.12-0.9%. Teilweise werden zusätzlich noch gewisse Anteile Nickel und Molybdän beigesetzt, um die Korrosionsbeständigkeit zu verbessern. Sie zeichnen sich im Vergleich zu den anderen Gruppen durch höhere Härte- und bessere Festigkeitseigenschaften aus, welche allerdings stark von dem durch Wärmebehandlung eingestellten Gefügestand abhängen. Martensitische Stähle sind magnetisch und werden im Allgemeinen nicht geschweisst. Typische Anwendungsgebiete sind der Maschinenbau (Pumpwellen, Ventile, Turbinenschaufeln, etc.) und Haushaltsgeräte.

- Austenitische Stähle

Enthalten 17-26% Chrom und besitzen einen Nickelanteil von 8-22%. Der Kohlenstoffgehalt liegt für gewöhnlich unter 0.10%. Weitere Legierungselemente sind Molybdän, Titan, Niob oder Schwefel. Die austenitischen Stähle machen mengenmässig den grössten Anteil der nicht-rostenden Stähle aus und werden mit unterschiedlichem Legierungsaufbau hergestellt. Aufgrund ihrer guten Verarbeitungs- und Gebrauchseigenschaften werden sie in allen Bereichen der modernen Technik eingesetzt. Ihre Festigkeit $f_{p,0.2}$ bei 0.2% plastischer Dehnung ist mit 200-300 N/mm² relativ gering, sie besitzen aber mit rund 50% Bruchdehnungswerte, welche doppelt so hoch sind wie für ferritische Stähle. Austenitische Stähle sind im lösungsgeglühten Zustand unmagnetisch. Sie werden häufig im Tieftemperaturbereich eingesetzt, da sie sich bei tiefen Temperaturen durch zunehmende Festigkeit ohne starken Zähigkeitsverlust auszeichnen. Weitere Anwendungsgebiete finden sich bei Bedachungen, Befestigungsmitteln, in der Nahrungsmittelverarbeitung sowie der chemischen und pharmazeutischen Industrie.

- Ferritisch-austenitische Stähle

Besitzen einen hohen Chromgehalt von 20-25% sowie einen Nickelgehalt von 4-9%. Weitere Legierungselemente sind Molybdän, Nickel, Stickstoff und in manchen Fällen Kupfer. Ihre Eigenschaften werden hauptsächlich durch das Mengenverhältnis der beiden Hauptgefügebestandteile und deren Zusammensetzung bestimmt. Ferritisch-austenitische Stähle sind magne-

tisch und können (unter Berücksichtigung gewisser Vorkehrungen) geschweisst werden. Aufgrund ihres ausgewogenen Eigenschaftsspektrums haben sie mittlerweile eine grosse Bedeutung im Anlagenbau erreicht, finden aber auch in der Papierindustrie, der chemischen Industrie, der Ölindustrie sowie im Bauwesen Anwendung.

- Dispersionsgehärtete nichtrostende Stähle

Die metallurgische Struktur dispersionsgehärteter Stähle kann martensitisch, halb-austenitisch oder austenitisch sein. Lösungsgeglühte austenitische Stähle besitzen eine niedrige Dehngrenze, hohe Korrosionsbeständigkeit sowie gute Verformbarkeit und Zähigkeit. Diese optimalen mechanischen Eigenschaften können durch eine genau bestimmte Wärmebehandlung erreicht werden. Der Magnetismus dispersionsgehärteter nichtrostender Stähle hängt von ihrer metallurgischen Struktur ab. Martensitische und halb-austenitische Stähle sind magnetisch, austenitische sind es hingegen nicht. Werden die sehr anspruchsvollen Bedingungen eingehalten, sind ausscheidungshärtbare Stähle schweisbar. Typische Anwendungsgebiete der dispersionsgehärteten nichtrostenden Stähle sind der Flugzeugbau oder die Weltraumfahrt, aber auch Teile für Turbinen, Motoren, Kompressoren sowie korrosionsbeständige Federn oder Druckbehälter werden aus dispersionsgehärteten nichtrostenden Stählen hergestellt.

2.3.3 Werkstoffeigenschaften

Die physikalischen Werkstoffeigenschaften von rostfreiem Stahl unterscheiden sich je nach Legierung. Die entsprechenden oberen und unteren Grenzwerte für den Elastizitäts- und Schubmodul sowie die Dichte sind aus Tab. 2.3 ersichtlich. Wie sich zeigt, liegt der Elastizitätsmodul mit Ausnahme der ferritischen Stähle ($E = 220'000 \text{ N/mm}^2$) etwas tiefer als bei Karbonstahl. Die Dichte ist je nach Legierung leicht höher, gleiches gilt für den linearen Temperaturexpansionskoeffizienten. Auffallend ist ausserdem die im Vergleich zu Karbonstahl und vor allem zu Aluminium geringere Wärmeleitfähigkeit.

Tabelle 2.3 Physikalische Werkstoffeigenschaften von Aluminium im Vergleich mit rostfreiem Stahl und Karbonstahl

Werkstoffeigenschaft	Abk.	Aluminium	rostfreier Stahl	Karbonstahl
Elastizitätsmodul	E	70'000 N/mm ²	195'000 - 220'000 N/mm ²	210'000 N/mm ²
Schubmodul	G	27'000 N/mm ²	75'000 - 84'600 N/mm ²	81'000 N/mm ²
Querdehnungszahl	ν	0.3	0.3	0.3
Linearer Temperaturexpansionskoeff.	α_{th}	$23 \cdot 10^{-6} \text{ 1/}^\circ\text{C}$	$10 \cdot 10^{-6} - 16 \cdot 10^{-6} \text{ 1/}^\circ\text{C}$	$12 \cdot 10^{-6} \text{ 1/}^\circ\text{C}$
Wärmeleitfähigkeit	λ	237 W/mK	15 W/mK	50 W/mK
Dichte	ρ	2700 kg/m ³	7800 - 8000 kg/m ³	7850 kg/m ³

In Tab. 2.4 sind die mechanischen Werkstoffkennwerte für einige rostfreie Stähle gemäss *EN 1993-1-4* (2006) aufgeführt. Aus der Werkstoffnummer kann gemäss *EN 10088-1* (2005) auf die metallurgische Zusammensetzung geschlossen werden (Tab. 2.5).

Wie bereits bei Aluminium wird der Spannungs-Dehnungsverlauf für rostfreien Stahl in der Regel ebenfalls mit Hilfe des *Ramberg-Osgood*-Ansatzes modelliert. Die *EN 1993-1-4* empfiehlt im *Anhang C* den zweistufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz (Gl. (2.5) - (2.9)) zu verwenden und gibt in Abhängigkeit der Belastungsrichtung (Belastungsrichtung längs- oder quer zur

Walzrichtung) Verfestigungsexponenten n an (Tab. 2.4). Es wird ersichtlich, dass das Verfestigungsvermögen in Walzrichtung in der Regel grösser ist als quer dazu, und dass das Verfestigungsvermögen bei den rostfreien Stählen generell deutlich ausgeprägter ist als bei den Aluminiumlegierungen (Tab. 2.2). Ausnahmen bilden dabei angelassene sowie teilweise auch wärmebehandelte Aluminiumlegierungen, welche ein vergleichbares Verfestigungsvermögen aufweisen wie die unten aufgeführten rostfreien Stähle. Ein entsprechender Vergleich einiger nach einstufigem *Ramberg-Osgood*-Ansatz bestimmter Spannungs-Dehnungskurven verschiedener rostfreier Stähle sowie Aluminiumlegierungen ist aus Bild 2.1 ersichtlich.

Tabelle 2.4 Mechanische Werkstoffkennwerte für rostfreie Stähle (kaltverformt, $t \leq 6\text{mm}$) gemäss EN 1993-1-4 (2006)

Gruppe	Werkstoffnr.	Bezeichnung	$f_{p,0.2}$ [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	e [-]	n [-]	
						längs	quer
Ferritische Stähle	1.4016	X6Cr17	260	450	0.00118	6	14
	1.4512	X2CrTi12	210	380	0.00095	9	16
Austenitische Stähle	1.4301	X5CrNi18-10	230	540	0.00115	6	8
	1.4435	X2CrNiMo18-14-3	240	550	0.00120	7	9
	1.4318	X2CrNiN18-7	350	650	0.00175	6	8
Austenitisch-ferritische Stähle	1.4362	X2CrNiN23-4	420	600	0.00210	5	5
	1.4462	X2CrNiMoN22-5-3	480	660	0.00240	5	5

Tabelle 2.5 Einteilung der rostfreien Stähle gemäss EN 10088-1 (2005)

Werkstoffnummer	Ni - Gehalt	Mo-, Nb-, Ti-, Cu-Zusätze
1.40xx	< 2.5%	-
1.41xx	< 2.5%	Mb
1.43xx	> 2.5%	-
1.44xx	> 2.5%	Mb
1.45xx	keine Angabe	Mb, evtl. Ti, Nb, Cu
1.46xx		

Wie die Ergebnisse von Zug- und Druckversuchen für rostfreien Stahl 1.4301 von *Gardner/Nethercot* (2004a) zeigen, bestehen zwischen den aus Zugversuchen und den aus Druckversuchen ermittelten Spannungs-Dehnungsverläufen Unterschiede (siehe S.105). Generell ist die Druckkurve etwas stärker ausgerundet als die Zugkurve und weist einen geringfügig höheren Elastizitätsmodul sowie eine leicht höhere Spannung $f_{p,1.0}$ auf. Die Spannung $f_{p,0.2}$ liegt im Gegensatz dazu jedoch etwas tiefer. Da sich unter Druckbeanspruchung keine Zugfestigkeit bestimmen lässt, passen *Gardner/Nethercot* den zweistufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz (Gl. (2.5) - (2.9)) entsprechend an. Anstelle der Zugfestigkeit f_u wird die Spannung bei 1.0% plastischer Dehnung $f_{p,1.0}$ in die Gl. (2.8) und (2.9) eingesetzt.

Aufgrund dieser nur geringen Unterschiede, widersprüchlicher Versuchsergebnisse anderer Forschergruppen (u.a. *Rasmussen/Hancock* (1993)) und der Tatsache, dass in den gängigen

Normen auf eine Unterscheidung der mechanischen Materialkennwerte bei der Bemessung druck- und zugbeanspruchter Bauteile verzichtet wird, werden in der vorliegenden Arbeit durchwegs die aus Zugversuchen bestimmten Materialkennwerte verwendet.

2.3.4 Bemerkungen zur Bezeichnung „rostfreier Stahl“

Aufgrund der Bezeichnung „rostfreier Stahl“ oder „nichtrostender Stahl“ könnte der falsche Eindruck entstehen, dass dieser Werkstoff unter jeglichen Bedingungen korrosionsresistent sei. Zwar weisen rostfreie Stähle aufgrund der bereits erwähnten Ausbildung einer Oberflächenschutzschicht (Passivschicht) in der Regel eine im Vergleich zu Karbonstahl viel grössere Korrosionsbeständigkeit auf. Die Ausbildung dieser Schutzschicht, welche die bei Korrosionsvorgängen auftretende anodische Auflösung des Werkstoffs hemmt, ist jedoch an das Vorhandensein von Sauerstoff geknüpft. Ausserdem kann die Schutzschicht z.B. unter Einwirkung starker Säuren nachhaltig zerstört werden. In diesem Zusammenhang wird im Potential-Stromdichte-Diagramm u.a. von einem *aktiven Zustand* sowie einem *passiven Zustand* gesprochen. Befindet sich der rostfreie Stahl im *aktiven Zustand*, geht der Stahl in Abhängigkeit der Potentiallage mehr oder weniger stark unter Bildung von Fe^{2+} -, Ni^{2+} - und Cr^{3+} -Ionen in Lösung. Befindet er sich im *passiven Zustand*, ist er hingegen vor Angriffen geschützt.

Ähnlich wie bei Karbonstahl kann sich die Korrosion rostfreier Stähle in einer ganzen Reihe unterschiedlicher Erscheinungen äussern (Boese/Ippendorf (2001), Schierhold (1977)):

- Ebenmässige Korrosion

Bei der ebenmässigen Korrosion ist die Abtragung des Werkstoffes im Idealfall gleichmässig über die gesamte Oberfläche verteilt. Diese Korrosionserscheinung ist ungefährlich, da der Vorgang sichtbar und zu kontrollieren ist.

- Lochkorrosion oder Lochfrasskorrosion

Bei der Loch- oder Lochfrasskorrosion beschränkt sich der Korrosionsangriff auf eng begrenzte Stellen und erfolgt ziemlich rasch. Diese Form der Korrosion ist gefährlich, da sie von aussen schlecht zu beobachten ist. Bei rostfreien Stählen tritt sie bevorzugt auf, falls der angreifende Elektrolyt Chlorionen enthält.

- Spaltkorrosion

Spaltkorrosion kann in feinen Spalten, Kerben und Vertiefungen, die entweder im Werkstoff selber vorhanden sind oder zwischen verschiedenen Körpern gebildet werden, auftreten. Infolge Diffusionshemmung zwischen dem Spaltinnern und der übrigen angreifenden Flüssigkeit treten Konzentrationsunterschiede auf, welche zu Konzentrationselementen führen. Dadurch wird die Bildung einer Passivschicht verhindert, weswegen nicht die gleiche Widerstandsfähigkeit gegen Korrosionsangriff erreicht wird wie bei einer frei vom Elektrolyt umspülten Oberfläche.

- Interkristalline Korrosion

Von interkristalliner Korrosion wird gesprochen, falls die Korrosion ausschliesslich oder zumindest weit verbreitet den Korngrenzen im Metall folgt. Diese Korrosionsart tritt auf, wenn die Korngrenzsubstanz oder die Korngrenzenbereiche unedler als das Kristallinnere sind. Sie ist sehr gefährlich, da sie von aussen kaum zu bemerken ist.

- Kontaktkorrosion

Werden metallische Werkstoffe mit unterschiedlichem elektrochemischem Verhalten metallisch leitend verbunden und einem Elektrolyt ausgesetzt, bildet sich ein galvanisches Element.

Im Vergleich zum Verhalten ohne Kontakt wird die Korrosionsgeschwindigkeit des gemäss Spannungsreihe unedleren Werkstoffes (Anode) in den meisten Elektrolyten erhöht, diejenige des edleren Werkstoffes (Kathode) vermindert. Die meisten rostfreien Stähle besitzen im *passiven Zustand* auf Grund der sich ausbildenden Schutzschicht eine hohe, einem Edelmetall ähnliche, Korrosionsbeständigkeit. Gelangen sie in den *aktiven Zustand*, nähert sich ihr Verhalten jedoch demjenigen von Eisen an, was zur Folge hat, dass die Korrosionsbeständigkeit stark abnimmt.

- Spannungsrisskorrosion

Die Spannungsrisskorrosion ist bei den austenitischen rostfreien Stählen die gefährlichste Korrosionserscheinung, da sie ohne erkennbare äussere Anzeichen abläuft und häufig unter Angriffsbedingungen auftritt, welche an sich als ungefährlich eingestuft werden. Sie kann sich bei gleichzeitiger Anwesenheit eines spezifisch wirkenden Elektrolyts, einer spezifischen Empfindlichkeit des Werkstoffes sowie unter Angriff einer Zugspannung (aus Last- oder Eigenspannung) einstellen. Unter Einwirkung einer solchen Zugspannung tritt infolge der damit im Werkstoff auftretenden Gleitvorgänge an den Gleitstufen eine örtliche Aktivierung der sonst passiven Oberfläche auf. Die dabei aktivierten Bereiche haben zwar grundsätzlich die Neigung sich wieder zu passivieren, die Geschwindigkeit des Repassivierungsvorgangs hängt allerdings in entscheidender Weise vom Angriffsmedium ab. Generell gilt: Ist die Repassivierung langsamer als die Entstehung neuer, durch stetiges Gleiten aktivierter Bereiche, so kommt es im Werkstoff zur Ausbildung eines Risses und bei Aufrechterhaltung der angreifenden Zugspannung zu einem Fortschreiten des Risses bis zum Bruch.

Der Vorgang der Spannungsrisskorrosion wird in entscheidendem Masse von den obig erwähnten Einflussgrössen beeinflusst. Wie bei der Lochkorrosion wird die Gefahr einer Spannungsrisskorrosion bei austenitischen rostfreien Stählen durch die Anwesenheit eines chloridhaltigen Elektrolyts zusätzlich verstärkt. Ferritisch-austenitische rostfreie Stähle weisen hingegen eine generell gute Beständigkeit gegenüber dieser Korrosionserscheinung auf. Unabhängig von der metallurgischen Struktur des Werkstoffes kann die Beständigkeit ausserdem durch den Abbau von Eigenspannung (z.B. durch Wärmebehandlung) erhöht werden.

2.4 Karbonstahl

2.4.1 Materialverhalten bei Raumtemperatur

Die Spannungs-Dehnungskurve von Karbonstahl bei Raumtemperatur zeichnet sich durch einen linear-elastischen Anfangsbereich mit oberer und unterer Fliessgrenze aus, der in einen plastischen Bereich mit Plateau und anschliessender Verfestigung übergeht. Vereinfachend wird in den meisten Normen, wie etwa der *EN 1993-1-2 (2005)*, von einem linear-elastischen, ideal-plastischen Spannungs-Dehnungsverhalten ausgegangen (Bild 2.2 (links)), wobei die Möglichkeit besteht das Verfestigungsvermögen bei grossen Dehnungen zu berücksichtigen.

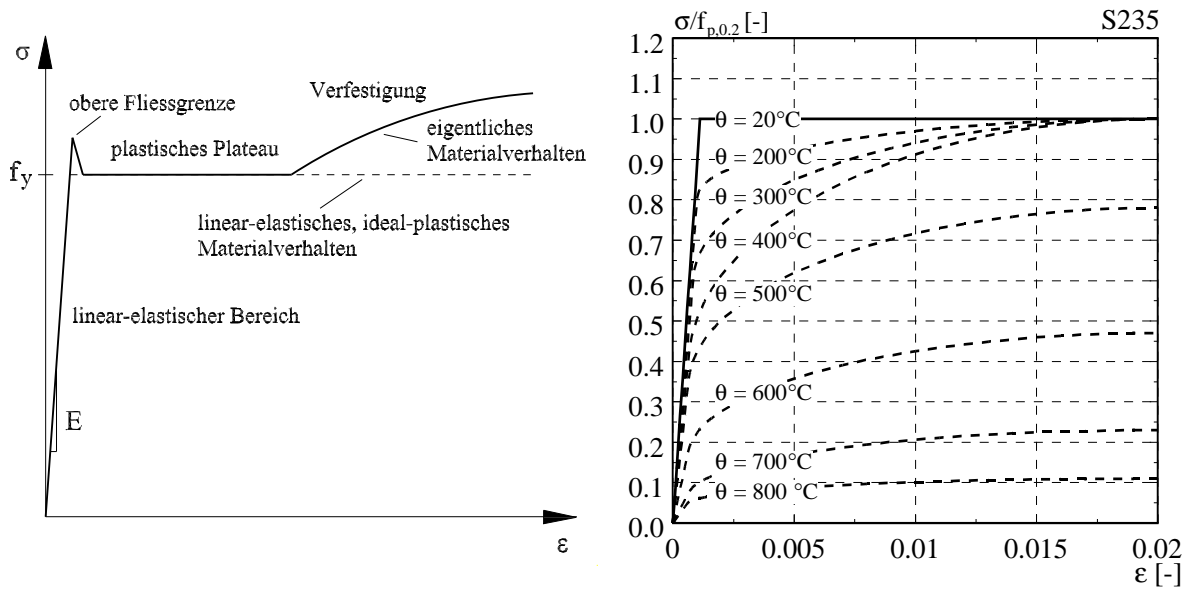


Bild 2.2 Schematische Darstellung der tatsächlichen und der idealisierten Spannungs-Dehnungskurve bei Raumtemperatur (links), Verlauf der bezogenen Spannungs-Dehnungskurven bei Raumtemperatur und bei erhöhten Temperaturen für S235 gemäss EN 1993-1-2 (2005) (ohne Verfestigung) (rechts)

2.4.2 Auswirkungen einer Erwärmung auf das Materialverhalten

Mit steigender Temperatur verliert Karbonstahl an Steifigkeit und Festigkeit und die Spannungs-Dehnungsbeziehung beginnt deutlich von der linear-elastischen, ideal-plastischen Form bei Raumtemperatur abzuweichen (Bild 2.2 (rechts)). Ähnlich wie bei Aluminium und rostfreiem Stahl stellt sich eine linear-elastische, nicht-linear-plastische Spannungs-Dehnungsbeziehung ein, welche gemäss EN 1993-1-2 (2005) mathematisch mit Hilfe einer Ellipsenformel beschrieben werden kann (Rubert/Schaumann (1985)). Die dazu benötigten Parameter sind der temperaturabhängige Elastizitätsmodul $E_{a,\theta}$, die temperaturabhängige Proportionalitätsgrenze $f_{p,\theta}$, die temperaturabhängige Fließgrenze $f_{y,\theta}$, die Fließdehnung $\epsilon_{y,\theta}$ und die Grenzdehnung für die Fließgrenze $\epsilon_{t,\theta}$. Diese mathematische Formulierung ist gekennzeichnet durch einen linear-elastischen Anfangsbereich bis zum Erreichen der Proportionalitätsgrenze $f_{p,\theta}$ und einen darauffolgenden elliptischen Verlauf bis zum Erreichen des Fließplateaus bei 2% Dehnung $\epsilon_{y,\theta}$ (Bild 2.3 (links)). Aus Bild 2.3 (rechts) sind die Abminderungsfaktoren für den Elastizitätsmodul, die Proportionalitätsgrenze und die Fließgrenze bei verschiedenen Temperaturen zu entnehmen. Diese Faktoren stellen die temperaturabhängigen Werte bezogen auf die entsprechenden Grössen bei Normaltemperatur dar (Gl. (2.10) bis (2.12)).

$$k_{y,\theta} = f_{y,\theta}/f_y \quad (2.10)$$

$$k_{p,\theta} = f_{p,\theta}/f_y \quad (2.11)$$

$$k_{E,\theta} = E_{a,\theta}/E_a \quad (2.12)$$

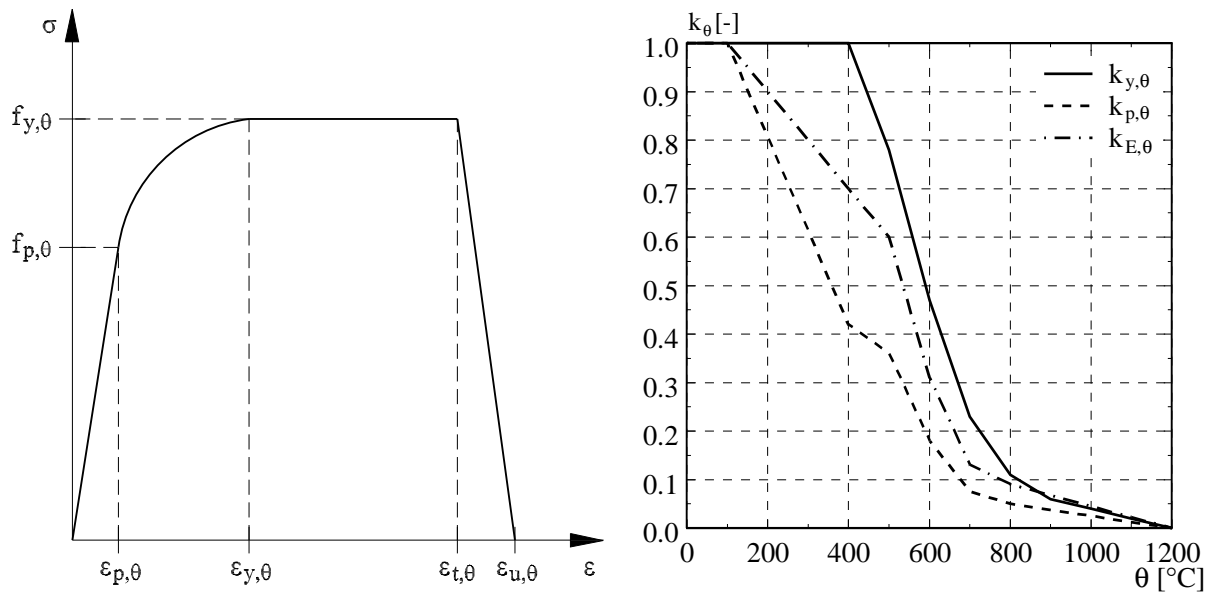


Bild 2.3 Spannungs-Dehnungsbeziehung von Karbonstahl bei erhöhten Temperaturen gemäss EN 1993-1-2 (2005): Schematischer Verlauf der Spannungs-Dehnungsbeziehung (links), zugehörige Abminderungsfaktoren (rechts)

Die Materialeigenschaften von Karbonstahl bei erhöhter Temperatur werden experimentell mittels stationären (Steady-State Test) und instationären Warmzugversuchen (Transient-State Test, Test nach ISO 834-1 (1999)) bestimmt.

- Steady State Test

Bei Steady State Tests wird die Zugprobe zuerst auf eine bestimmte Temperatur erhitzt und dann mechanisch beansprucht. Die Spannungs-Dehnungskurven und die entsprechenden Materialkennwerte können so direkt bestimmt werden. Steady State Tests können entweder last- (konstante Belastungsgeschwindigkeit) oder dehnungsgesteuert (konstante Dehnungsgeschwindigkeit) durchgeführt werden.

- Transient State Test

Bei Transient State Tests wird die Zugprobe bei konstanter Last einem konstanten Temperaturanstieg unterworfen. Als Resultat wird eine Temperatur-Dehnungskurve (Bild 2.4 (links)) aufgezeichnet, wobei die auftretende thermische Dehnung von der totalen Dehnung abgezogen wird. Wird der Warmzugversuch für andere Laststufen wiederholt, können aus den gewonnenen Daten für verschiedene Temperaturen Spannungs-Dehnungsdiagramme gezeichnet (Bild 2.4 (rechts)) und die entsprechenden Materialkennwerte bestimmt werden.

- ISO-Zugversuch

Bei Warmzugversuchen nach ISO 834-1 wird die Zugprobe bei konstanter Last einem Temperaturanstieg gemäss ISO-Normbrandkurve unterworfen. Wie beim Transient State Test resultiert aus dem ISO-Zugversuch eine Temperatur-Dehnungskurve.

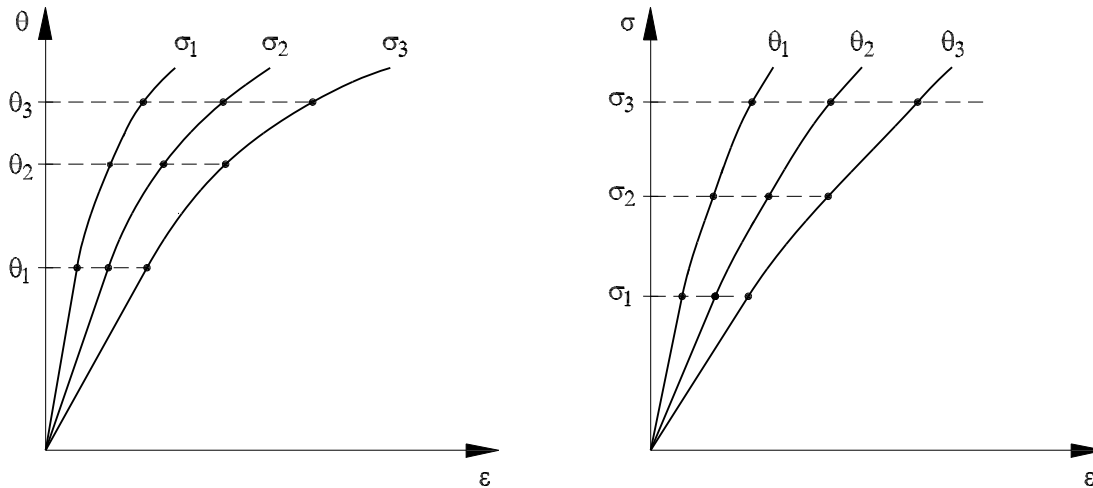


Bild 2.4 Bestimmung der Spannungs-Dehnungskurven aus instationären Warmzugversuchen (Outinen/Kaitila/Mäkeläinen (2001))

Da in der Baupraxis im Falle eines Feuers in der Regel die Temperatur bei konstanter Last zunimmt, bilden instationäre Warmzugversuche das Materialverhalten unter Brandeinwirkung realistischer ab als stationäre. Trotzdem werden stationäre Warmzugversuche häufiger durchgeführt, da sie in ihrer Durchführung weniger aufwändig sind als instationäre und sich die Spannungs-Dehnungskurve für eine bestimmte Stahltemperatur direkt herleiten lässt.

In den vergangenen Jahren wurden umfangreiche Testserien unter verschiedenen Versuchsbedingungen durchgeführt (Tab. 2.6). Die dabei geprüften Zugproben unterscheiden sich im verwendeten Material, dem Bearbeitungsverfahren (warmverformt, kaltverformt), der Probenstärke sowie dem angewandten Warmzugversuchstyp und dessen Belastungsgeschwindigkeit. Im Folgenden soll kurz auf die einzelnen Versuchsserien und den Einfluss der angesprochenen Parameter auf die mechanischen Materialkennwerte eingegangen werden.

Tabelle 2.6 Übersicht Warmzugversuche

Autor	WZV-Typ	Belastungsgeschw. [Masseinheit]	Material (Behandlung)	Dicke [mm]
Shibata et al. (2008)	Steady	0.012 [1/min] ($\epsilon < \epsilon_{p,0.2}$), 0.016 [1/min] ($\epsilon > \epsilon_{p,0.2}$)	JIS SN400B (WV)	6.00
Chen/Young/Ui (2006)	Steady	0.0060 [1/min]	XLERPLATE (WV) Grade 350	5.00
Chen/Young/Ui (2006)	Steady	0.0060 [1/min]	BISPLATE 80 (WV) (S690Q)	5.00
Chen/Young/Ui (2006)	Transient	$\Delta\theta = 100^\circ\text{C}$ (Ofen)	BISPLATE 80 (WV) (S690Q)	5.00
Outinen/Kaitila/Mäkeläinen (2001)	Transient	20 [$^\circ\text{C}/\text{min}$]	S350GD+Z (WV)	2.00
Outinen/Kaitila/Mäkeläinen (2001)	Transient	20 [$^\circ\text{C}/\text{min}$]	S355 (WV)	4.00
Outinen/Kaitila/Mäkeläinen (2001)	Transient	20 [$^\circ\text{C}/\text{min}$]	S460M (WV)	20.00
Ranawaka/Mahendran (2009)	Steady	0.0029 [1/min]	G250 (KV)	0.60
Ranawaka/Mahendran (2009)	Steady	0.0029 [1/min]	G250 (KV)	0.80
Ranawaka/Mahendran (2009)	Steady	0.0029 [1/min]	G250 (KV)	0.95
Ranawaka/Mahendran (2009)	Steady	0.0029 [1/min]	G550 (KV)	0.60
Ranawaka/Mahendran (2009)	Steady	0.0029 [1/min]	G550 (KV)	0.80

Tabelle 2.6 Übersicht Warmzugversuche

Autor	WZV-Typ	Belastungsgeschw. [Masseinheit]	Material (Behandlung)	Dicke [mm]
Ranawaka/Mahendran (2009)	Steady	0.0029 [1/min]	G550 (KV)	0.95
Chen/Young (2007)	Steady	0.0060 [1/min]	G550 (KV)	1.00
Chen/Young (2007)	Steady	0.0060 [1/min]	G450 (KV)	1.90
Lee/Mahendran/Mäkeläinen (2003)	Steady	Keine Angaben	G300 (KV)	0.40
Lee/Mahendran/Mäkeläinen (2003)	Steady	Keine Angaben	G300 (KV)	0.60
Lee/Mahendran/Mäkeläinen (2003)	Steady	Keine Angaben	G300 (KV)	1.00
Lee/Mahendran/Mäkeläinen (2003)	Steady	Keine Angaben	G550 (KV)	0.42
Lee/Mahendran/Mäkeläinen (2003)	Steady	Keine Angaben	G550 (KV)	0.60
Lee/Mahendran/Mäkeläinen (2003)	Steady	Keine Angaben	G550 (KV)	0.95
Lee/Mahendran/Mäkeläinen (2003)	Steady	Keine Angaben	G500 (KV)	1.20
Outinen/Kaitila/Mäkeläinen (2001)	Transient	20 [°C/min]	S355J2H (KV)	3.00
Outinen/Kaitila/Mäkeläinen (2001)	Transient	20 [°C/min]	S355J2H (KV)	3.00
Outinen/Kaitila/Mäkeläinen (2001)	Transient	20 [°C/min]	S355J2H (KV)	3.00

Chen/Young/Ui (2006) fahren stationäre Warmzugversuche an warmgewalztem, hochfestem Stahl (BISPLATE 80, ungefähr äquivalent zu S690Q) und warmgewalztem, normalfestem Stahl (XLERPLATE Grade 350). Die Versuche werden dehnungsgesteuert mit einer konstanten Dehnungsgeschwindigkeit von 0.006 1/min durchgeführt. Um eine Vorbelastung der Zugproben vor dem eigentlichen Versuchsbeginn zu verhindern, ist die thermische Ausdehnung der Proben während der Aufheizphase unbehindert. Im Vergleich mit den Abminderungsfaktoren $k_{E,\theta}$ und $k_{p,0.2,\theta}$ gemäss EN 1993-1-2 liegen die aus den Warmzugversuchen bestimmten Abminderungsfaktoren für beide Stähle für die meisten Temperaturen deutlich höher (Bild 2.5), was auf die hohe Belastungsgeschwindigkeit zurückzuführen sein dürfte. Um den Einfluss des Warmzugversuchstyps auf die mechanischen Materialkennwerte zu prüfen, werden für den hochfesten Stahl zusätzlich instationäre Warmzugversuche durchgeführt. Aufgrund der verwendeten Temperaturregelung des Ofens ist allerdings nur eine schrittweise Temperaturerhöhung ($\Delta\theta = 100^\circ\text{C}$) möglich. Es zeigt sich, dass kleinere Abminderungsfaktoren $k_{E,\theta}$ erreicht werden als für die stationären Warmzugversuche und dass diese Werte für Temperaturen $\theta_a \leq 460^\circ\text{C}$ unter den Abminderungsfaktoren gemäss EN 1993-1-2 liegen.

Outinen/Kaitila/Mäkeläinen (2001) führen stationäre und instationäre Warmzugversuche an verschiedenen warmverformten Karbonstählen durch, wobei sich klare Unterschiede zeigen. Das Materialverhalten der Stähle S355 und S460 aus instationären Warmzugversuchen stimmt sehr gut mit dem Materialmodell gemäss EN 1993-1-2 überein, während dies für S350GD+Z v.a. bezüglich der Fließgrenze $f_{y,\theta}$ bei Temperaturen unterhalb 800°C nicht der Fall ist. Wie Outinen et al. ausserdem zeigen, werden die Ergebnisse stark von der aufgetragenen Belastungsgeschwindigkeit beeinflusst. Stationäre Warmzugversuche reagieren je nach verwendeter Stahlsorte sehr empfindlich auf die aufgetragene Dehnungsgeschwindigkeit, während bei instationären Warmzugversuchen die Aufheizgeschwindigkeit einen entscheidenden Einfluss hat. Outinen et al. verwenden bei ihren instationären Warmzugversuchen in der Regel eine Aufheizgeschwindigkeit von $20^\circ\text{C}/\text{min}$. Warmzugversuche mit einer höherer Aufheizgeschwindigkeit zeigen für S460, dass bei gleicher Temperatur eine kleinere Dehnung gemessen wird. Die entsprechenden Spannungs-Dehnungskurven liegen folglich höher als bei tieferer Aufheizgeschwindigkeit. Für die stationären Warmzugversuche wird eine Dehnungsgeschwindigkeit von 0.003 1/min (vor dem Fließen) resp. 0.005 1/min (im Fließbereich) ver-

wendet. Diese Werte liegen innerhalb des gemäss *EN 10002-5* (1991) zur Bestimmung der Streck- oder Dehngrenze vorgegebenen Bereichs. Andere Normen, wie die *ASTM Standard E 21-92* (1997), geben jedoch z.T. stark davon abweichende Werte an (Tab. 2.7).

Tabelle 2.7 Normvorgaben zur Durchführung von Warmzugversuchen

Norm	WZV-Typ	Dehnungsgeschwindigkeit [1/min]	
		Bestimmung Streckgrenze	Bestimmung Zugfestigkeit
<i>EN 10002-5</i> (1991)	stationär	0.0010 - 0.0050	gleichförmige Erhöhung auf 0.0200 - 0.2000
<i>ASTM Standard E 21-82</i> (1997)	stationär	0.0030 - 0.0070	
<i>AS 2291</i> (1979)	stationär	0.0012 - 0.0030 (mit $\Delta\sigma \leq 30(N/mm^2)/s$)	

In Bild 2.5 werden die mit den Zugproben aus warmverformten Stählen ermittelten Abminderungsfaktoren mit den Abminderungsfaktoren gemäss *EN 1993-1-2* (2005), *AS 4100-1998* (1998) und *ANSI/AISC 360-05* (2005) verglichen. Es wird dabei ersichtlich, dass sich die Abminderungsfaktoren $k_{p,0.2,\theta}$ und $k_{E,\theta}$ zwischen den verschiedenen Normansätzen stark unterscheiden und gemäss *EN 1993-1-2* generell am konservativsten sind.

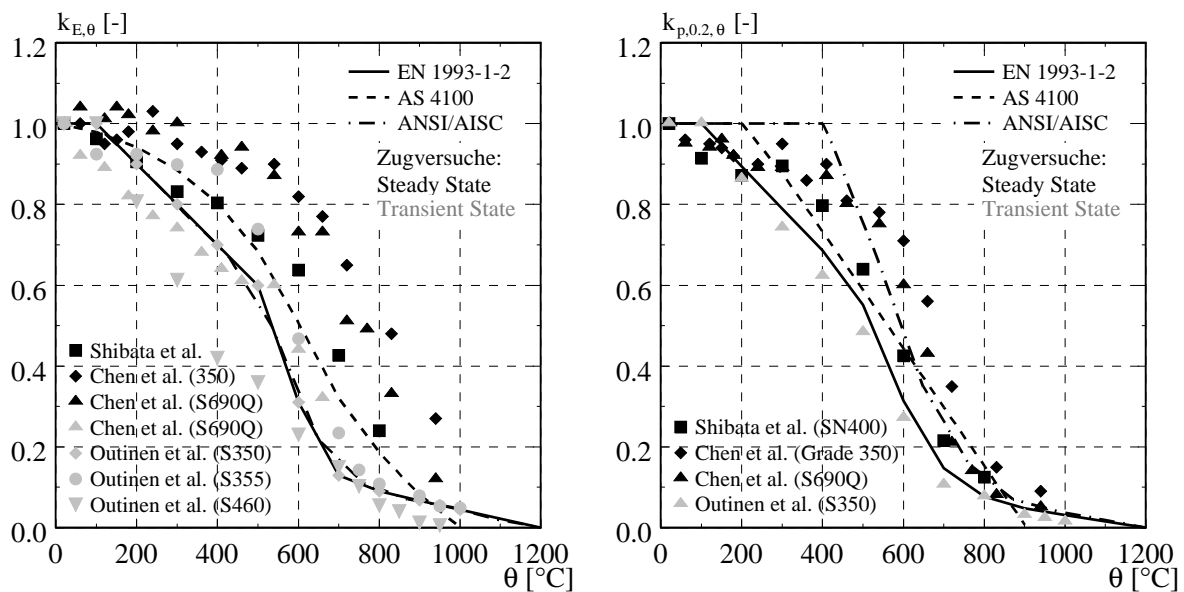


Bild 2.5 Vergleich der aus Warmzugversuchen an warmverformten Stählen bestimmten Abminderungsfaktoren $k_{E,\theta}$ und $k_{p,0.2,\theta}$

Der Vergleich der Versuchsergebnisse zeigt ausserdem, dass die aus den stationären Warmzugversuchen (Steady State Tests) bestimmten Abminderungsfaktoren im Mittel deutlich grösser sind als jene, welche aus den instationären Warmzugversuchen (Transient State Tests) ermittelt werden. So sind die für die stationären Warmzugversuche ermittelten Abminderungsfaktoren $k_{E,\theta}$ für $\theta_a > 200^\circ C$ durchwegs grösser als in den Normen, bei den Abminderungsfaktoren $k_{p,0.2,\theta}$ ist dies nur im Vergleich zur *EN 1993-1-2* und für $\theta_a > 200^\circ C$ der Fall. Im Gegensatz dazu liegen die Abminderungsfaktoren $k_{p,0.2,\theta}$ der instationären Versuche für $\theta_a < 500^\circ C$ grösstenteils unter den Normwerten der *AS 4100-1998* und *ANSI/AISC 360-05*.

Bei einem Vergleich der Ergebnisse der stationären Warmzugversuche fällt ausserdem auf, dass die Abminderungsfaktoren, wie bereits angesprochen, stark durch die aufgebrachte Dehnungsgeschwindigkeit beeinflusst werden. Auf die entsprechenden Gründe wird im Zusammenhang mit der Arbeit von *Poh* (1996) noch am Ende dieses Unterkapitels eingegangen werden (siehe S.27).

Neben den warmverformten Stählen wird eine ganze Reihe von kaltverformten Stählen untersucht. Da ein bedeutender Anteil der dünnwandigen Karbonstahl-Querschnitte durch Kaltverformung hergestellt wird, sind diese Warmzugversuche für die vorliegende Arbeit von besonderer Bedeutung. Auf die Herstellung dieser Querschnitte und die Auswirkungen der Kaltverformung auf die mechanischen Eigenschaften wird noch im Kapitel 2.5 eingegangen werden. An dieser Stelle sei bereits vorweggenommen, dass die Reduktion der temperaturabhängigen Festigkeitseigenschaften laut *Sidey/Teague* (1988) im Vergleich zu warmgewalztem Stahl 10-20% grösser ist. Gründe sind die metallurgische Zusammensetzung, molekulare Oberflächeneffekte und nicht zuletzt der Verlust der mit der Kaltverformung erreichten Verfestigung bei hohen Temperaturen.

Ranawaka/Mahendran (2009) führen stationäre Warmzugversuche (konstante Dehnungsgeschwindigkeit: 0.0029 1/min) an Zugproben aus Stahl G250 und G550 durch, wobei verschiedene Probendicken ($t = 0.6\text{mm}, 0.8\text{mm}, 0.95\text{mm}$) untersucht werden. Um einen Einfluss der thermischen Dehnung auf die Versuchsergebnisse zu verhindern, ist die thermische Ausdehnung der Versuchskörper während der Aufheizphase wie bei *Chen/Young/Ui* unbehindert. Die Warmzugversuche zeigen, dass die Abminderungsfaktoren durch die Probendicke nicht signifikant beeinflusst werden, während die Stahlsorte einen grossen Einfluss hat. Auffallend ist, dass bezüglich des Abminderungsfaktors $k_{p,0.2,\theta}$ für $\theta_a < 650^\circ\text{C}$ für G550 grössere Werte erreicht werden als für G250 und dieses Bild für höhere Temperaturen ins Gegenteil wechselt. Dieser Effekt ist mutmasslich darauf zurückzuführen, dass die durch Kaltumformung erzielte Verfestigung bei hohen Temperaturen abgebaut wird.

Chen/Young (2007) führen ebenfalls stationäre Warmzugversuche mit einer Dehnungsgeschwindigkeit von 0.0060 1/min an Zugproben aus Stahl G450 und G550 durch. Bezüglich des Abminderungsfaktors $k_{E,\theta}$ sind nur geringfügige Unterschiede zwischen den beiden Stahlsorten auszumachen. Die aus den Warmzugversuchen bestimmten Werte liegen v.a. für grosse Stahltemperaturen deutlich über den Normwerten. Es fällt auf, dass $k_{E,\theta}$ für G450 nicht wie gewohnt kontinuierlich abnimmt, sondern zwischen 400°C und 500°C plötzlich wieder anzusteigen beginnt. Bezüglich des Abminderungsfaktors $k_{p,0.2,\theta}$ werden für die beiden Stähle zwischen 450°C und 550°C stark voneinander abweichende Ergebnisse festgestellt, wobei die Abminderungsfaktoren für G550 in diesem Bereich sehr stark unter den Normwerten liegen.

Weitere ähnliche Warmzugversuche werden von *Lee/Mahendran/Mäkeläinen* (2003) durchgeführt, welche Zugproben aus G550, G500 und G300 mit den Dicken $t = 0.4\text{mm}, 0.6\text{mm}, 1.0\text{mm}$ und 1.2mm unter stationären Bedingungen prüfen. Es zeigt sich wiederum, dass der Einfluss der Probendicke auf die Abminderungsfaktoren zu vernachlässigen ist. Zwischen den hochfesten (G500/G550) und den normalfesten Stählen (G300) werden nur geringe Unterschiede festgestellt. Bezüglich des Abminderungsfaktors $k_{E,\theta}$ werden für G300 für $\theta_a \geq 300^\circ\text{C}$ 10 - 40% höhere Werte erreicht als für G550, wobei alle Werte unter der Kurve gemäss *EN 1993-1-2* liegen. Wie *Ranawaka/Mahendran* (2009) allerdings festhalten, liegen die von *Lee/Mahendran/Mäkeläinen* bestimmten Reduktionsfaktoren generell zu hoch, da die Temperatur- sowie Dehnungsmessungen während der Versuchsdurchführung fehlerhaft waren.

Outinen/Kaitila/Mäkeläinen führen instationäre Warmzugversuche bei einer Aufheizgeschwindigkeit von 20°C/min an aus SHS-Profilen (S355J2H) entnommenen Zugproben durch. Es zeigt sich, dass die durch die Kaltverformung erzielte Verfestigung für Stahltemperaturen über 600°C verschwindet. Wird die Zugprobe auf 950°C erhitzt, abgekühlt und dann geprüft, ergeben sich Materialeigenschaften wie für einen S355. Um den Einfluss der Aufheizgeschwindigkeit auf die Materialeigenschaften zu untersuchen, werden zusätzlich Warmzugversuche bei einer Aufheizgeschwindigkeit von 45°C/min durchgeführt. Unterschiede bezüglich des ermittelten Spannungs-Dehnungsverlaufs werden erst für $\theta_a \geq 500^\circ\text{C}$ festgestellt, wobei die Spannungs-Dehnungskurve für eine Aufheizgeschwindigkeit von 45°C/min erwartungsgemäss über der Kurve bei 20°C/min liegt.

In Bild 2.6 werden die aus Warmzugversuchen an kaltverformten Karbonstählen ermittelten Abminderungsfaktoren mit den Abminderungsfaktoren gemäss EN 1993-1-2 (2005), AS 4100-1998 (1998) und ANSI/AISC 360-05 (2005) verglichen. Da sämtliche Normwerte anhand von Versuchen an warmverformten, relativ dicken Proben bestimmt wurden, erscheint eine Anwendung auf kaltverformte Stähle problematisch. Trotzdem erlaubt die EN 1993-1-2 die Anwendung der Abminderungsfaktoren für kaltverformte Stähle, weswegen in dieser Darstellung nicht darauf verzichtet werden soll. Aufgrund der grossen Streuung der Resultate ist eine Beurteilung des Einflusses der Kaltverformung kaum möglich. Die Werte scheinen aber zumindest bezüglich des Elastizitätsmoduls nicht signifikant tiefer zu liegen als dies für die Warmzugversuche warmverformter Karbonstähle der Fall ist. Beim Vergleich aller Versuchsergebnisse überrascht, dass selbst für Zugproben mit identischer Materialbezeichnung und gleicher Probendicke teilweise stark unterschiedliche Werte erreicht werden. Vor allem bezüglich des Abminderungsfaktors $k_{p,0.2,\theta}$ weichen die Ergebnisse von Chen/Young (G550-1.0) stark von denjenigen von Ranawaka/Mahendran (G550-0.95) und Lee et al. (G550-0.95) ab. Wahrscheinlich sind diese Unterschiede auf die rund doppelt so hohe Dehnungsgeschwindigkeit der Versuche von Chen/Young zurückzuführen.

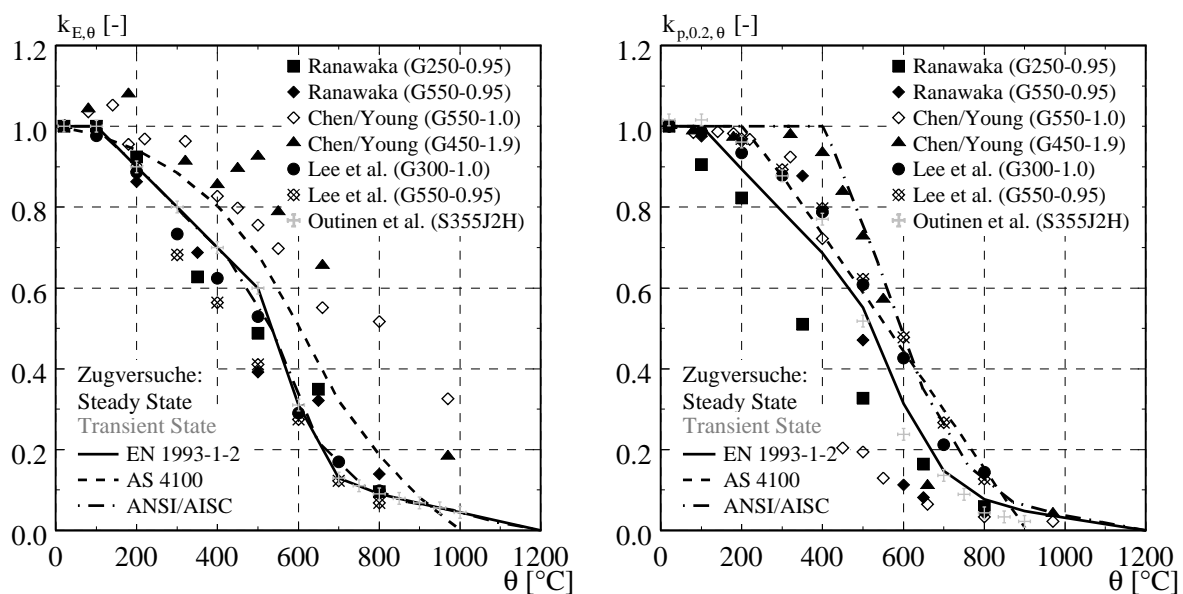


Bild 2.6 Vergleich der aus Warmzugversuchen an kaltverformten Stählen bestimmten Abminderungsfaktoren $k_{E,\theta}$ und $k_{p,0.2,\theta}$

Die dargestellten Ergebnisse der Warmzugversuche zeigen deutlich, dass die temperaturabhängigen, mechanischen Werkstoffkennwerte hauptsächlich durch den verwendeten Warmzugversuchstyp und dessen Belastungsgeschwindigkeit beeinflusst werden. Wie aus Warmzugversuchsergebnissen von *Poh/Skarajew* (1996a) ersichtlich wird, werden durch die aufgebrachte Belastungsgeschwindigkeit allerdings nicht nur die mechanischen Werkstoffkennwerte sondern der gesamte Spannungs-Dehnungsverlauf beeinflusst. Exemplarisch sind in Bild 2.7 die Spannungs-Dehnungskurven für 500°C, 600°C und 700°C für die Dehnungsgeschwindigkeiten $\Delta\varepsilon/\Delta t = 0.002$ 1/min und $\Delta\varepsilon/\Delta t = 0.048$ 1/min aufgezeichnet. Die Warmzugversuche wurden bei stationären Bedingungen (Steady State Tests) an aus Grade 400 gefertigten Proben mit einer Dicke von 20mm durchgeführt. Beim Vergleich der jeweils zugehörigen Kurven wird der Einfluss der Dehnungsgeschwindigkeit klar ersichtlich. Unter der höheren Belastungsgeschwindigkeit werden nicht nur höhere temperaturabhängige Materialkennwerte (E_{θ} , $f_{p,0.2,\theta}$, $f_{p,1.0,\theta}$), sondern generell höher liegende temperaturabhängige Spannungs-Dehnungskurven erreicht, als unter der tieferen Belastungsgeschwindigkeit.

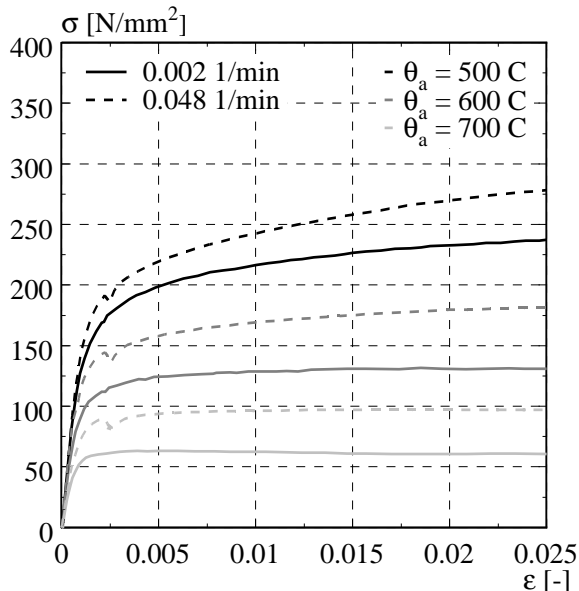


Bild 2.7 Temperaturabhängige Spannungs-Dehnungskurven bei unterschiedlichen Dehnungsgeschwindigkeiten (aus *Poh/Skarajew* (1996a))

Der Einfluss des verwendeten Warmzugversuchstyps und der Belastungsgeschwindigkeit auf die Warmzugversuchsergebnisse ist auf den bei erwärmtem Karbonstahl auftretenden Kriecheinfluss zurückzuführen, welcher durch diese beiden Einflussgrößen massgeblich beeinträchtigt wird. Wie aus Versuchsergebnissen ersichtlich wird, weisen stationäre Warmzugversuche unter sehr hoher Dehnungsgeschwindigkeit einen sehr geringen Kriecheinfluss auf, welcher jedoch mit abnehmender Dehnungsgeschwindigkeit zunimmt. Sollen die Ergebnisse von Warmzugversuchen verschiedener Belastungsgeschwindigkeiten verglichen werden können, muss ein Weg gefunden werden den Kriecheinfluss in Funktion der aufgebrachten Spannung, Temperatur und verstrichenen Zeit zu quantifizieren. Um die Spannungs-Dehnungsbeziehung von erwärmtem Karbonstahl sauber abbilden zu können, reicht also ein zweidimensionaler Ansatz, wie er bei Raumtemperatur verwendet wird, nicht mehr aus. Aufgrund der zusätzlichen Belastungsgrößen (Temperatur, Zeit) wird stattdessen ein vierdimensionaler Ansatz benötigt. *Poh* (1996) schlägt deshalb vor, die totale auftretende Dehnung ε gemäss Bild 2.8 und

Gl. (2.13) in einen Temperaturdehnungsanteil ε_{th} , einen spannungsinduzierten Anteil ε_{σ} und einen Kriechanteil ε_c zu unterteilen. Der Temperaturdehnungsanteil ist nur von der Temperatur abhängig, während der spannungsinduzierte Anteil von der Temperatur und der Spannung und der Kriechanteil von der Temperatur, der Spannung und der Zeit abhängig sind. Für die drei Dehnungsanteile werden analytische Berechnungsansätze entwickelt und die Modelle anhand von Versuchsergebnissen (*Poh/Skarajew* (1995 a/b, 1996 a/b)) kalibriert. Ein umfassender Überblick der analytischen Berechnungsansätze ist bei *Poh* (1996) zu finden. Mit diesen Berechnungsansätzen ist es nun theoretisch möglich, ausgehend von der Spannungs-Dehnungsbeziehung bei Raumtemperatur auf das Materialverhalten bei erhöhter Temperatur unter stationärer resp. instationären Bedingungen und bei beliebiger Belastungsgeschwindigkeit zu schließen.

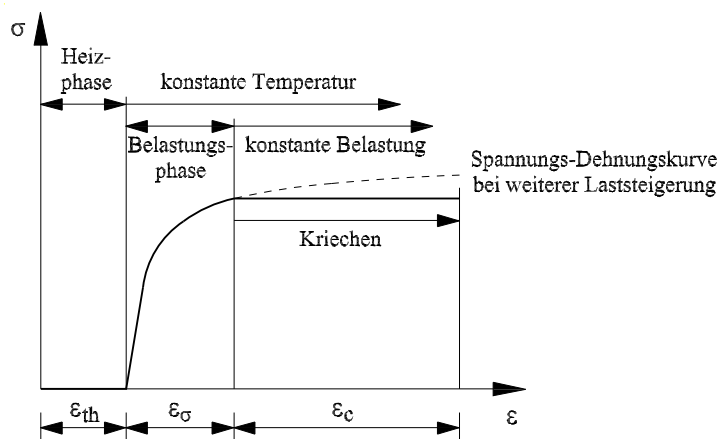


Bild 2.8 Dehnungsanteile eines stationären Warmzugversuchs (nach *Poh* (1996))

$$\varepsilon = \varepsilon_{th} + \varepsilon_{\sigma} + \varepsilon_c \quad (2.13)$$

2.4.3 Ausnützung der Werkstoffanalogie

Die bereits im letzten Unterkapitel angesprochene Analogie zwischen dem Spannungs-Dehnungsverhalten von erwärmtem Karbonstahl und demjenigen von Aluminium und rostfreiem Stahl bei Raumtemperatur wird von verschiedenen Forschern ausgenutzt. Mit Hilfe des ein- oder zweistufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes wird versucht, die aus Warmzugversuchen erhaltenen temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungskurven zu modellieren. Aufgrund seiner Einfachheit wird überwiegend der einstufige *Ramberg-Osgood*-Ansatz verwendet. In der allgemeinen, temperaturabhängigen Formulierung lautet er:

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{\sigma_{\theta}}{E_{\theta}} + \beta \cdot \left(\frac{f_{y,\theta}}{E_{\theta}} \right) \cdot \left(\frac{\sigma_{\theta}}{f_{y,\theta}} \right)^{n_{\theta}} \quad (2.14)$$

Die temperaturabhängigen Materialkennwerte $f_{y,\theta}$ (Fließgrenze bei Temperatur θ) und E_{θ} (Elastizitätsmodul bei Temperatur θ) werden in der Regel direkt aus den Warmzugversuchen bestimmt, während für die Koeffizienten n und β temperaturabhängige Bestimmungsgleichungen hergeleitet werden. Wie Tab. 2.8 zeigt, variieren die entsprechenden Werte und Ansätze

Tabelle 2.8 Koeffizienten verschiedener einstufiger Ramberg-Osgood-Ansätze

Autor	Grundlagendaten		Ramberg-Osgood-Koeffizienten	
	WZV-Typ	Material (Behandlung)	n [-]	β [-]
<i>Olawale/Plank</i> (1988)	k.A.	keine Angabe (WV)	3/7	temperaturabh.
<i>Outinen/Kesti/Mäkeläinen</i> (1997)	Steady	S355 (WV)	6/7	temperaturabh.
<i>Lee/Mahendran/Mäkeläinen</i> (2003)	Steady	G300 & G550 (KV)	temperaturabh.	15
<i>Ranawaka/Mahendran</i> (2009)	Steady	G250 & G550 (KV)	0.86	temperaturabh.

Chen/Young (2007) wenden die ersten drei Ansätze der Tab. 2.8 auf ihre Versuche aus kaltverformtem Karbonstahl an und gelangen dabei zu einer schlechten Abbildung der Spannungs-Dehnungskurven. Da die Ansätze von *Olawale/Plank* (1988) und *Outinen/Kesti/Mäkeläinen* (1997) anhand von Versuchsdaten warmverformter Zugproben kalibriert wurden, überschätzen sie die aus den Versuchen von *Chen/Young* ermittelten Spannungs-Dehnungskurven weitgehend. Das Modell von *Lee/Mahendran/Mäkeläinen*, welches für kaltverformten Karbonstahl hergeleitet wurde, ist für die vorliegenden Versuchsergebnisse hingegen zu konservativ. *Chen/Young* wenden in der Folge den zweistufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz gemäss Gl. (2.15) und (2.16) an.

$$\epsilon_{\theta} = \frac{\sigma_{\theta}}{E_{\theta}} + 0.002 \cdot \left(\frac{\sigma_{\theta}}{f_{y, \theta}} \right)^{n_{\theta}} \quad \text{für } \sigma_{\theta} \leq f_{y, \theta} \quad (2.15)$$

$$\epsilon_{\theta} = \frac{\sigma_{\theta} - f_{y, \theta}}{E_{y, \theta}} + \epsilon_{u, \theta} \cdot \left(\frac{\sigma_{\theta} - f_{y, \theta}}{f_{u, \theta} - f_{y, \theta}} \right)^{m_{\theta}} + \epsilon_{y, \theta} \quad \text{für } \sigma_{\theta} > f_{y, \theta} \quad (2.16)$$

$$E_{y, \theta} = \frac{E_{\theta}}{1 + 0.002 \cdot n_{\theta} \cdot \frac{E_{\theta}}{f_{y, \theta}}} \quad (2.17)$$

Als Eingangsdaten bekannt sein müssen die temperaturabhängigen Materialkennwerte $f_{y, \theta}$, E_{θ} , $f_{u, \theta}$ und $\epsilon_{u, \theta}$. Die temperaturabhängigen Verfestigungsexponenten n_{θ} und m_{θ} werden über empirisch hergeleitete Gleichungen bestimmt. Vergleiche der so hergeleiteten Spannungs-Dehnungskurven mit den tatsächlich aus den Warmzugversuchen bestimmten, zeigen sowohl für normalfesten (G250) als auch für hochfesten Stahl (G550) eine gute Übereinstimmung.

Obwohl diese vorgestellten Ansätze die temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungskurven der Karbonstähle, für welche sie hergeleitet wurden, sehr gut abzubilden vermögen, führt eine Anwendung auf Fremdversuche in der Regel zu unbefriedigenden Resultaten. Aufgrund der stark streuenden Resultate der Warmzugversuche erscheint es unmöglich einen allgemein gültigen Ansatz herzuleiten. Es scheint stattdessen sinnvoller zu sein, die in den Normen definierten, grösstenteils konservativen, temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungsverläufe mit Hilfe des *Ramberg-Osgood*-Ansatzes auszudrücken, um so doch noch die angesprochene Werkstoffanalogie ausnützen zu können. So kann das temperaturabhängige Spannungs-Dehnungsverhalten von erwärmtem Karbonstahl gemäss *EN 1993-1-2* (2005) mit Hilfe des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes (Gl.(2.2) - (2.4)) beschrieben und bis zur plastischen 0.2%-Dehngrenze sehr gut abgebildet werden (Bild 2.9). Die dazu benötigten *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten n_{θ} und e_{θ} lassen sich mit Gl. (2.18) und (2.19) aus dem gemäss *EN 1993-1-2* defi-

nierten temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungsverlauf herleiten (Tab. 2.9). Wie aus Gl. (2.18) und (2.19) hervorgeht, ist der temperaturabhängige Verfestigungsexponent n_θ unabhängig von der verwendeten Stahlsorte, während in die Berechnung der temperaturabhängigen bezogenen 0.2%-Bemessungsspannung die Fließdehnung bei Raumtemperatur mit einfließt.

$$n_\theta = \frac{\ln(20)}{\ln(f_{p, 0.2, \theta}/f_{p, 0.01, \theta})} = \frac{\ln(20)}{\ln(k_{p, 0.2, \theta}/k_{p, 0.01, \theta})} \quad (2.18)$$

$$e_\theta = \frac{f_{p, 0.2, \theta}}{E_\theta} = \frac{k_{p, 0.2, \theta}}{k_{E, \theta}} \cdot \frac{f_Y}{E} \quad (2.19)$$

Tabelle 2.9 Temperaturabhängige Abminderungsfaktoren gemäss EN 1993-1-2 (2005) sowie die daraus ermittelten temperaturabhängigen Ramberg-Osgood-Koeffizienten für Karbonstahl S235

θ [°C]	200	300	400	500	600	700	800	900
$k_{p,0.01,\theta}$	0.827	0.654	0.482	0.404	0.211	0.092	0.056	0.040
$k_{p,0.2,\theta}$	0.894	0.789	0.687	0.552	0.314	0.147	0.077	0.048
$k_{E,\theta}$	0.900	0.800	0.700	0.600	0.310	0.130	0.090	0.068
e_θ	0.00111	0.00110	0.00110	0.00103	0.00113	0.00127	0.00096	0.00079
n_θ	38.4	15.9	8.4	9.6	7.5	6.3	9.4	16.8

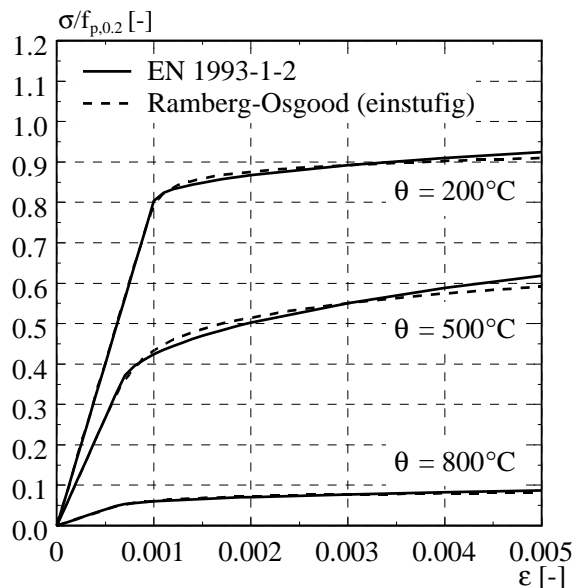


Bild 2.9 Vergleich der bezogenen, temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungskurven für Karbonstahl S235 gemäss EN 1993-1-2 (2005) und nach einstufigem Ramberg-Osgood-Ansatz

2.5 Verwendete Querschnitte und ihre Herstellung

2.5.1 Überblick der verwendeten Querschnitte

Aluminium und rostfreier Stahl werden für eine Vielzahl verschiedener Querschnittstypen verwendet, welche ihrem Fertigungsverfahren entsprechend in Gruppen eingeteilt werden. Prinzipiell werden gemäss *DIN 8580* (2003) Querschnittstypen unterschieden, welche durch Druckumformen (Walzen, Strangpressen), Zugdruckumformen (Durchziehen, Tiefziehen), Zugumformen (Strecken), Biegeumformen (Profilieren, Biegen) und Schubumformen hergestellt werden. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit sind nur diejenigen Umformverfahren von Belang, mit welchen dünnwandige, beulgefährdete Querschnitte hergestellt werden, namentlich das Strangpressen und Biegeumformen. Das Strangpressen ist v.a. bei Aluminium weit verbreitet und wird zur Herstellung von Profilen, Rohren und sonstigen Hohlprofilen verwendet (Bild 2.10), während das Biegeumformen (Profilieren, Biegen) bei rostfreiem Stahl oft angewendet wird.

Obwohl viele Eigenschaften der Werkstoffe durch die chemische Zusammensetzung der Legierung weitgehend vorgegeben sind, werden sie doch entscheidend durch die Struktur- und Gefügemerkmale des Fertigungsproduktes bestimmt. Durch die Umformungen werden Veränderungen in der Struktur und Gefügebildung ausgelöst, wodurch u.a. die mechanischen Eigenschaften massgebend beeinflusst werden können. Im Folgenden soll deshalb kurz auf die Produktionsvorgänge und ihre Auswirkungen auf das Materialverhalten der Querschnitte eingegangen werden.



Bild 2.10 Beispiele einiger durch Strangpressen hergestellter Querschnitte aus Aluminium (ALMAG Aluminium (2008))

2.5.2 Strangpressen

Beim Strangpressen wird zwischen verschiedenen Verfahren unterschieden, wobei bei Aluminiumlegierungen das direkte Strangpressverfahren am häufigsten verwendet wird. Die dabei ablaufenden Arbeitsschritte sind aus Bild 2.11 ersichtlich. Der Pressstempel drückt die Pressscheibe gegen den erwärmten Werkstoffblock. Dieser wird gestaucht und das Strangpressprofil tritt durch die Matrizenöffnung aus. Unmittelbar nach dem Strangpressen kann eine Abschreckung durch Anblasen von Luft oder Wasserdampf erfolgen. Die abgekühlten Profile werden oftmals noch einer Wärmeaushärtung unterzogen. Je nach Nachbehandlung der Profile können sich die Materialeigenschaften damit im Vergleich zum Ausgangsmaterial ändern.

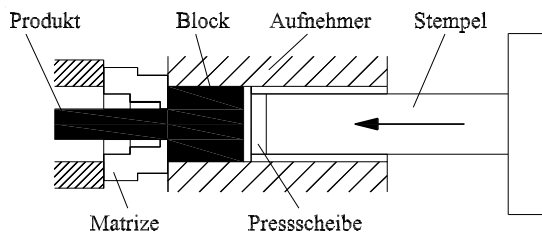


Bild 2.11 Schematische Darstellung des direkten Strangpressens (links) (Aluminium-Taschenbuch (1996))

2.5.3 Biegeumformung

Wie bereits angesprochen wird bei der Biegeumformung zwischen dem (Walz-) Profilieren und dem Biegen (Abkanten) unterschieden. Das Profilieren eignet sich v.a. zur Herstellung von individuellen Querschnitten und Profilblechen und zeichnet sich durch eine hohe Produktionskapazität aus. Ausgangsmaterial sind kalgewalzte (Blechdicke $t > 0.3 \text{ mm}$) oder warmgewalzte Bleche (Blechdicke $t > 2.0 \text{ mm}$). Das Biegeverfahren wird verwendet, wenn die Querschnitte simpel und die erforderliche Quantität gering ist. Beim Aluminium werden vorwiegend die Legierungen 3xxx, 5xxx und 6xxx verwendet.

Die mit der Biegeumformung einhergehende Kaltverformung führt in den beanspruchten Querschnittsbereichen zu einer Veränderung der mechanischen Materialeigenschaften. In Abhängigkeit des Grades der Kaltverformung kommt es zu einer Erhöhung der Streckgrenze f_y resp. der Spannung bei 0.2% plastischer Dehnung $f_{p,0.2}$ von bis zu 50%, einer Erhöhung der Zugfestigkeit f_u und einer Abnahme der Zähigkeit (Bruchdehnung A_{10}). Ausserdem führen die Walzvorgänge der flachen Bleche zu mechanischen Eigenspannungen, welche über die Blechdicke variieren (aussern Druck, innen Zug). Ihr Einfluss auf das Tragverhalten des Querschnitts ist allerdings zu vernachlässigen, auch wenn dieser lokale Effekt die Gefahr von lokalen Beulproblemen erhöht. Die Biegeumformung führt durch die Querschnittsverminderung in den Eckbereichen der Querschnitte zu einer geometrischen Imperfektion. Ihr Effekt ist in der Regel ebenfalls vernachlässigbar.

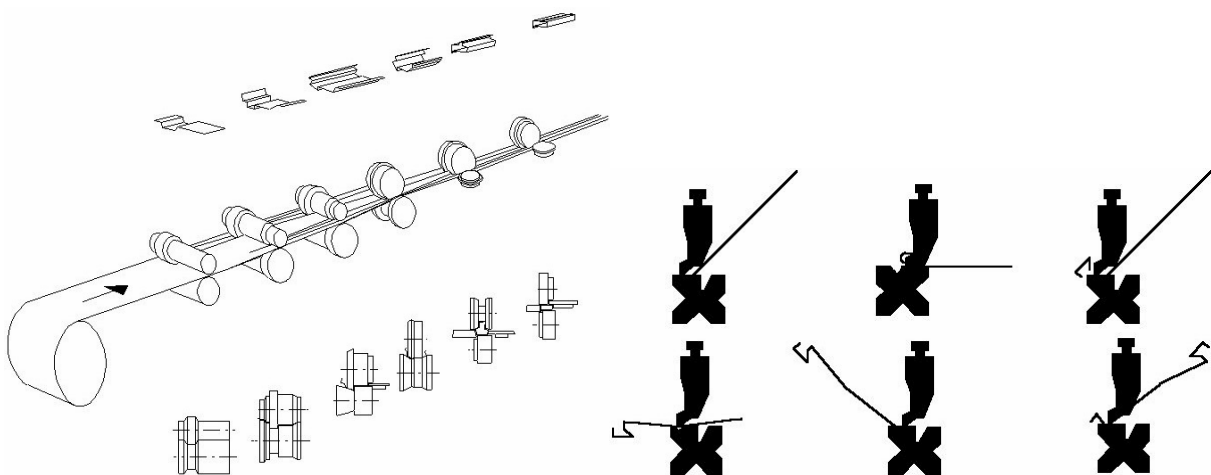


Bild 2.12 Schematische Darstellung der Biegeumformungen: Profilieren (links) und Biegen (rechts) (ESDEP (1994))

2.6 Zusammenfassung/Schlussfolgerungen

- Aluminium und rostfreier Stahl werden im Bauwesen häufig nur in Ausnahmefällen als tragende Bauteile eingesetzt, was hauptsächlich mit den im Vergleich zu herkömmlichem Karbonstahl deutlich höheren Materialkosten zu begründen ist. Wird besonderen Wert auf eine hohe Korrosionsbeständigkeit und Dauerhaftigkeit des Tragwerks gelegt (z.B. Bauwerke in feuchter oder korrosiver Umgebung), kann sich der Mehrpreis hingegen durchaus lohnen, da die während dem Betrieb auftretenden Unterhaltskosten weitgehend entfallen.
- Aluminium weist im Vergleich zu Karbonstahl und rostfreiem Stahl eine hohe auf das Gewicht bezogene Festigkeit auf. Diese Eigenschaft macht es für Bauwerke bei denen dem Gewicht der Tragstruktur eine entscheidende Bedeutung zukommt (z.B. Bauwerke an abgelegenen Standorten) interessant. Sie geht allerdings mit einem im Vergleich zu Karbonstahl dreimal niedrigeren Elastizitätsmodul einher, weswegen schlanke Aluminiumbauteile stärker durch Stabilitätsprobleme gefährdet sind.
- Aluminium und rostfreier Stahl weisen bei Raumtemperatur einen elastischen, nicht-linear plastischen Spannungs-Dehnungsverlauf auf, der häufig mit dem einstufigen (Gl. (2.2) - (2.4)) resp. zweistufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz (Gl. (2.5) - (2.7)) modelliert wird. Da der Spannungs-Dehnungsverlauf nach dem einstufigen Ansatz anhand der Festigkeiten bei 0.01% sowie 0.2% plastischer Dehnung bestimmt wird, kann dieser Ansatz für plastische Dehnungen $\epsilon_{pl} > 0.002$ zu ungenauen Resultaten führen. Der zweistufige Ansatz vermag den Spannungs-Dehnungsverlauf hingegen auch für grössere Dehnungen genau abzubilden, indem zusätzlich der Dehnungsbereich bis zum Erreichen der Zugfestigkeit berücksichtigt wird. Die mathematische Formulierung dieses Ansatzes ist jedoch bedeutend komplizierter als diejenige des einstufigen und die dafür zusätzlich benötigten Materialkennwerte müssen häufig erst aus Versuchen hergeleitet werden.
- Die mechanischen Werkstoffeigenschaften können durch den Fertigungsprozess entscheidend beeinflusst werden. Profile aus Aluminium und rostfreiem Stahl werden in der Regel durch Strangpressverfahren oder Biegeumformung (profilieren, biegen) hergestellt. Die Strangpressverfahren haben auf die Werkstoffeigenschaften nur einen geringen Einfluss, während die mit der Biegeumformung einhergehende Kaltverformung zu Veränderungen der mechanischen Werkstoffeigenschaften in den stark beanspruchten Querschnittsbereichen (Zunahme von f_y resp. $f_{p,0.2}$, Abnahme der Zähigkeit) führt.
- Karbonstahl verliert unter Wärmeeinwirkung an Steifigkeit und Festigkeit und es beginnt sich ein elastischer, nicht-linear plastischer Spannungs-Dehnungsverlauf einzustellen. Bei einem temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungsverlauf gemäss *EN 1993-1-2*, kann dieser für kleine Dehnungen ($\epsilon_{pl} < 0.002$) sehr gut mit Hilfe des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes abgebildet werden (siehe Bild 2.9).
- Der Verlauf der temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungskurve ist in der Realität allerdings sehr stark vom Typ des durchgeführten Warmzugversuchs (stationärer oder instationärer Warmzugversuch) sowie von der aufgebrachten Belastungsgeschwindigkeit abhängig. Es muss deshalb von Fall zu Fall geprüft werden, ob der ermittelte temperaturabhängige Spannungs-Dehnungsverlauf tatsächlich mittels des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes abgebildet werden kann.

3 Bestehende Berechnungsmodelle

3.1 Zielsetzung und Überblick

Im Gegensatz zu einer zentrisch druckbelasteten, beidseitig gelenkig gelagerten Stütze, kann ein druckbeanspruchtes, vierseitig gelagertes Querschnittselement nach Erreichen seiner Verzweigungsspannung in der Regel weitere Last aufnehmen. Wie aus Bild 3.1 für eine anfänglich perfekt gerade Stütze mit linear-elastischem Materialverhalten ersichtlich ist, nimmt die Mittenausbiegung bei Erreichen der Verzweigungslast (Knicklast) schlagartig zu (Pfad OAB). Weist die Stütze eine geringe Anfangsauslenkung auf, verhält sie sich gemäss Pfad I, bei grosser Anfangsauslenkung gemäss Pfad II. Das Verhalten eines vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementes unterscheidet sich stark davon. Ein perfekt ebenes Querschnittselement weist bis zum Erreichen der Verzweigungsspannung (Beulspannung) ebenfalls keine Mittendurchbiegung auf, das Querschnittselement ist allerdings fähig mit einsetzender Verformung grössere Spannungen aufzunehmen (Pfad OAB). Ähnlich verhält es sich für Querschnittselemente mit geringer (Pfad I) und grosser Anfangsverformung (Pfad II). Die Laststeigerung ist auf Membranspannungen quer zur Belastungsrichtung zurückzuführen, welche sich bei einsetzender Beulverformung im Querschnittselement auszubilden beginnen und eine Zunahme über die Verzweigungsspannung hinaus (überkritisches Verhalten) ermöglichen.

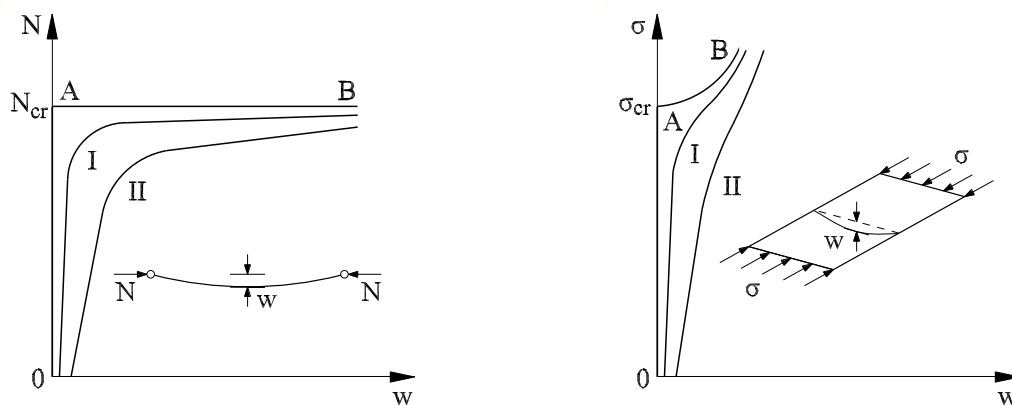


Bild 3.1 Last-Verformungskurven einer zentrisch gedrückten Stütze (links) und eines in der Ebene gleichförmig belasteten, vierseitig gelagerten Querschnittselementes (Murray (1984))

Dieses Kapitel soll einen Überblick der wichtigsten Berechnungsmodelle zur Bestimmung der Verzweigungsspannung sowie des Tragwiderstands von dünnwandigen, drei- und vierseitig gelagerten Querschnittselementen geben und den Einfluss von Imperfektionen, Randbedingungen und nicht zuletzt des Spannungs-Dehnungsverlaufs auf deren Tragverhalten aufzeigen. Aus Gründen der Übersichtlichkeit erfolgt die Unterteilung in Unterkapitel nach dem Materialverhalten, für welches die jeweiligen Berechnungsansätze entwickelt wurden. Das Kapitel 3.2 setzt sich mit den Berechnungsmodellen für linear-elastisches, ideal-plastisches Materialverhalten auseinander, wobei in einem ersten Teil Ansätze zur Bestimmung der Verzweigungs-

spannung nach geometrisch-linearer und geometrisch-nicht-linearer Beultheorie vorgestellt werden. In einem zweiten Teil wird schliesslich auf die entsprechenden Ansätze zur Bestimmung des Tragwiderstands eingegangen und u.a. der Einfluss der Fließgrenze auf das Tragverhalten aufgezeigt. Die Ansätze zur Bestimmung der Verzweigungsspannung und des Tragwiderstands bei elastischem, nicht-linear plastischem Materialverhalten sind Gegenstand des Kapitels 3.3, wobei u.a. vertieft auf den Einfluss des Spannungs-Dehnungsverlaufs auf das Tragverhalten eingegangen wird. Zum Abschluss werden im Kapitel 3.4 die entsprechenden Berechnungsansätze zur Bestimmung der Verzweigungsspannung und des Tragwiderstands von Querschnittelementen aus Karbonstahl bei erhöhten Temperaturen vorgestellt.

3.2 Tragmodelle für linear-elastisches, ideal-plastisches Materialverhalten

3.2.1 Bestimmung der Verzweigungsspannung

Das vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselement unter in der Ebene wirkender, konstanter Druckbeanspruchung (Bild 3.2) wird von *Timoshenko* (1936) untersucht. Der Ansatz geht von einem ideal ebenen Querschnittselement mit linear-elastischem, isotropem Materialverhalten aus. Die zugehörige lineare Differentialgleichung lässt sich aus einer Gleichgewichtsbetrachtung am verformten Querschnittselement gewinnen:

$$\frac{E \cdot t^2}{12(1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} \right) = \sigma_x \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \quad (3.1)$$

Durch die Verwendung von Randbedingungen kann die Verzweigungsspannung des Querschnittselementes mit Gl. (3.1) ermittelt werden. Als Verformungsform $w = f(x,y)$ wird näherungsweise ein Doppelsinusansatz gewählt gemäss Gl. (3.2) gewählt. Die Parameter m und n bezeichnen dabei die Anzahl der in Längs- resp. in Querrichtung auftretenden Halbwellen.

$$w(x, y) = w_0 \cdot \sin\left(\frac{m \cdot \pi \cdot x}{l}\right) \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot y}{b}\right) \quad (m = 1, 2, 3, \dots; n = 1, 2, 3, \dots) \quad (3.2)$$

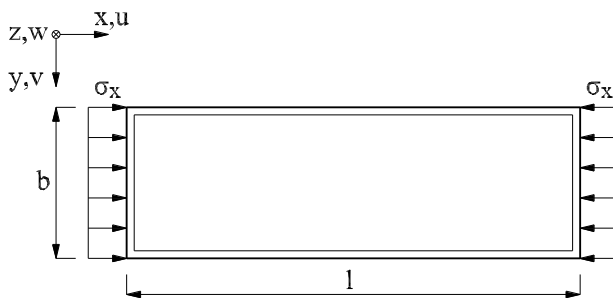


Bild 3.2 Vierseitig gelenkig gelagertes Querschnittselement unter konstanter Druckbeanspruchung

Für ein rechteckiges, an den Rändern senkrecht zur Elementebene unverschiebliches, ansonsten gelenkig gelagertes Querschnittselement (Seitenverhältnis $\alpha = l/b > 1$) kann die Verzweigungsspannung gemäss Gl. (3.3) berechnet werden.

$$\sigma_{cr} = \frac{E \cdot \pi^2}{12(1-\nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2 \cdot \left[\frac{m \cdot b}{1} + n^2 \frac{1}{m \cdot b}\right]^2 \quad (3.3)$$

Wie sich zeigen lässt, wird die Verzweigungsspannung für $n = 1$ (eine Halbwelle in Querrichtung) minimal und es ergibt sich:

$$\sigma_{cr} = \left[\frac{m \cdot b}{1} + \frac{1}{m \cdot b}\right]^2 \cdot \frac{E \cdot \pi^2}{12(1-\nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2 = k_{\sigma} \cdot \sigma_e \quad (3.4)$$

$$k_{\sigma} = \left[\frac{m \cdot b}{1} + \frac{1}{m \cdot b}\right]^2 = \left[\frac{m}{\alpha} + \frac{\alpha}{m}\right]^2 \quad (3.5)$$

Die allgemeine Lösung $\sigma_{cr} = k_{\sigma} \sigma_e$ kann sowohl für drei- als auch vierseitig gelagerte Querschnittselemente angewendet werden, wobei die Spannung σ_e der Euler'schen Knickspannung eines auf Druck beanspruchten, beidseitig gelenkig gelagerten Stabes der Breite und Länge b mit vernachlässigbarer Quertragwirkung ($\nu = 0$) entspricht. Die Gl. (3.5) ist allerdings nur für den betrachteten Fall des vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementes gültig und ergibt, über das Seitenverhältnis α des Querschnittselementes aufgetragen, die sog. Girlandenkurve. Der Einfluss der Randlagerung, wie auch anderer Randbedingungen (Querschnittselementgeometrie, Belastungsart) fließt über den Beulwert k_{σ} in die Berechnung ein, welcher für die wichtigsten Fälle in Normen- oder Tabellenwerken (*Klöppel/Möller* (1968), *Klöppel/Scheer* (1960)) aufgeführt ist. Es ist zu bemerken, dass das untersuchte Querschnittselement bei Erreichen der Verzweigungsspannung vor allem für schlanke Abmessungen noch nicht vollständig ausgenutzt ist und die Belastung bis zum Erreichen des Tragwiderstands weiter gesteigert werden kann.

In der Praxis sind ideal ebene Querschnittselemente, wie sie dem Ansatz von *Timoshenko* (1936) zu Grunde liegen, unmöglich und es ist mit geometrischen und strukturellen Anfangsimperfektionen zu rechnen. *Schleicher* (1932) und *Jezeq* (1938) untersuchen vorgekrümmte, einachsige druckbeanspruchte, vierseitig gelagerte Querschnittselemente und formulieren die Gleichgewichtsbedingungen am vorverformten Querschnittselement (Spannungsproblem nach Theorie II.Ordnung). Die massgebende Differentialgleichung ist aus Gl. (3.6) ersichtlich, wobei die Lösung unter Ansatz des maximalen Stiches der Vorverformung w_0 im Gegensatz zum Ansatz von *Timoshenko* keine Verzweigungsspannung, sondern eine Durchbiegung w (Gl. (3.7)) ist.

$$\frac{E \cdot t^2}{12(1-\nu^2)} \cdot \left(\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} \right) = \sigma_x \cdot \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} \right) \quad (3.6)$$

$$w = w_0 \cdot \frac{1}{1 - \frac{\sigma_x}{\sigma_{cr}}} \quad (3.7)$$

Ansätze nach geometrisch-linearer Beultheorie erfassen eine Reihe tatsächlich vorhandener Eigenschaften beulgefährdeter Querschnittselemente nicht. Idealisierte Annahmen, welche eine Lösung der linearen Differentialgleichungen erst ermöglichen, sind u.a. *Hook'sches* und

isotropes Materialverhalten sowie kleine Verformungen des Querschnittselementes. Karbonstahl besitzt aber nur im elastischen Bereich einen konstanten Elastizitätsmodul und das isotrope Materialverhalten ist aufgrund der Herstellungsverfahren bloss näherungsweise erfüllt. Auch die Voraussetzung kleiner Verformungen ist nur bei geringen Belastungen gegeben. Wird die Last gesteigert, nehmen die Elementdurchbiegungen laufend zu und können durchaus ein Mehrfaches der Querschnittselementdicke erreichen. Vorteile der geometrisch-linearen Beultheorie sind die relativ einfache Berechnung der Verzweigungsspannung sowie die auf der sicheren Seite liegenden Berechnungsergebnisse.

Soll das überkritische Tragverhalten berücksichtigt werden, kommt die geometrisch-nicht-lineare Beultheorie zur Anwendung. Als Erweiterung der geometrisch-linearen Beultheorie wird der Einfluss der Verformungen quer zur Elementebene auf den Membranspannungszustand miteinbezogen. Zusätzlich zu den durch die Scheibenbeanspruchung hervorgerufenen Verzerrungen in der Elementmittelebene werden auch aus den Durchbiegungen resultierende Verzerrungen berücksichtigt.

Von Karman (1910) entwickelt einen entsprechenden Ansatz für ein konstant einachsig oder zweiachsig druckbeanspruchtes, biegesteifes Querschnittselement ohne Vorverformungen. Der Gleichgewichts- und Verformungszustand wird mit Hilfe von zwei gekoppelten, nicht-linearen Differentialgleichungen beschrieben:

- Gleichgewichtsbedingung

$$\Delta\Delta w = \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = \frac{t}{D} \cdot \left(\sigma_x \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \tau_{xy} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) \quad (3.8)$$

$$D = \frac{E \cdot t^3}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \quad (3.9)$$

- Verträglichkeitsbedingung

$$\Delta\Delta\Phi = E \cdot \left(\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 - \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)^2 \right) \quad (3.10)$$

Die Funktion Φ wird als *Airy'sche* Spannungsfunktion bezeichnet und beschreibt Verschiebungen u und v in x - und y -Richtung des Querschnittselementes (Bild 3.2). Die Verschiebung w in z -Richtung genügt weiterhin der *Kirchhoff'schen* Differentialgleichung, die das Gleichgewicht der Kräfte senkrecht zur Querschnittselementebene beschreibt.

Marguerre (1938) erweitert den Ansatz für imperfekte Querschnittselemente mit Vorverformungen. Es ergeben sich damit die folgenden nicht-linearen Differentialgleichungen:

$$\Delta\Delta w = \frac{t}{D} \cdot \left(\frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} \cdot \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} \right) + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} \cdot \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} \right) - 2 \cdot \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x \partial y} \cdot \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \cdot \partial y} + \frac{\partial^2 w_0}{\partial x \cdot \partial y} \right) \right) - \frac{q}{D} = 0 \quad (3.11)$$

$$\Delta\Delta\Phi = E \cdot \left(\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 - \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2 \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \cdot \frac{\partial^2 w_0}{\partial x \partial y} - \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} - \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \cdot \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} \right) \quad (3.12)$$

Das Verformungsverhalten sowie die Spannungszustände von druckbeanspruchten Querschnittselementen können mittels der geometrisch-nicht-linearen Beultheorie gut wiedergegeben werden. Wegen der Komplexität des gekoppelten Differentialgleichungssystems können allerdings keine geschlossenen Lösungen angegeben werden. Es muss daher auf geeignete Näherungslösungen zurückgegriffen werden, wie sie beispielsweise von *Schnadel* (1930), *Marguerre* (1937) oder *Reinitzhuber* (1942) entwickelt wurden.

3.2.2 Bestimmung des Tragwiderstands

Die im Kapitel 3.2.1 vorgestellten Methoden zur Bestimmung der Verzweigungsspannung gehen alle von einem linear-elastischen Materialverhalten ohne Plastifizierung aus. Soll der Tragwiderstand mittels dieser Ansätze bestimmt werden, ist die Einführung einer Fließgrenze notwendig. *Rhodes* (1981) sieht den Tragwiderstand im überkritischen elastischen Bereich erreicht, wenn die grösste Membranspannung erstmals die Fließspannung erreicht. Bei hochschlanken Querschnittselementen mit linear-elastischem, ideal-plastischem Materialverhalten bildet diese Annahme das wirkliche Tragverhalten auch zutreffend ab. Allerdings kann auch bei solchen Querschnittselementen das Verformungs- und Tragverhalten im Nachtraglastbereich nur unzureichend beschrieben werden. Hierzu sind Ansätze, welche das plastische Materialverhalten mitberücksichtigen, unabdingbar. Wie sich bereits bei der geometrisch-nicht-linearen Beultheorie abgezeichnet hatte, sind solche Ansätze allerdings in der Regel nicht mehr geschlossen lösbar und es müssen geeignete Näherungsverfahren verwendet werden. *Rhodes* entwickelt deshalb einen vereinfachten Ansatz zur Bestimmung des Trag- und Verformungsverhaltens von Querschnittselementen mit linear-elastischem, ideal-plastischem Spannungs-Dehnungsverhalten unter einaxialer Druckbeanspruchung. Mit Hilfe einer analytischen Methode kann das Last-Verformungsverhalten im elastisch-plastischen Bereich untersucht werden. Dieser Ansatz basiert auf der geometrisch-nicht-linearen Beultheorie des imperfektionsfreien Querschnittselementes, der entsprechend modifiziert wird, um den plastischen Materialeinfluss zu berücksichtigen. *Rhodes* verwendet die *Methode der wirksamen Breiten* (siehe S.41) unter der Annahme, dass elastisch bestimmte wirksame Breiten das plastische Tragverhalten zutreffend beschreiben. Diese Annahme wird auf die Resultate experimenteller Untersuchungen von Aluminiumelementen von *Botman/Besseling* (1954) sowie eine Arbeit von *Koiter* (1963) abgestützt.

Das Last-Stauchungsverhalten beulgedrungener und beuschlanker Querschnittselemente wird von *Knobloch* (2007) dargestellt. Gemäss Bild 3.3 ist für ein beulgedrungenes, imperfektionsfreies Querschnittselement ($\epsilon_{cr} > \epsilon_y$) die Last unterhalb der Fließdehnung ϵ_y proportional zur Stauchung. Aufgrund der geometrischen Anfangsimperfektionen ist die Steifigkeit des imperfekten Querschnittselementes gegenüber dem perfekt ebenen leicht reduziert. Das imperfektionsfreie, beuschlanke Querschnittselement erreicht die Fließspannung f_y in einem Bereich $\epsilon_y < \epsilon < \epsilon_{cr}$, für grössere Stauchungen ϵ nimmt die mittlere Spannung $\bar{\sigma}_x$ aufgrund des Beuleinflusses wieder ab. Im Gegensatz dazu plastifizieren imperfekte, beulgedrungene Querschnittselemente aufgrund ihrer Durchbiegungen bereits bei Dehnungen $\epsilon < \epsilon_y$. Beuschlanke Querschnittselemente ($\epsilon_{cr} < \epsilon_y$) weisen im Bereich der Verzweigungsstauchung ϵ_{cr} einen Stei-

figkeitsverlust auf und plastifizieren unabhängig von einer evtl. Vorverformung bereits vor Erreichen der Fließdehnung ϵ_y . Beim imperfektionsfreien Querschnittselement ist dies auf das Auftreten von Beuldeformationen zurückzuführen. Nach Erreichen der Traglast nimmt die Tragfähigkeit ab, wobei die Kurven der imperfektionsfreien und imperfekten Querschnittselemente im Nachtraglastbereich nahezu zusammenfallen. Aus Bild 3.3 wird ausserdem ersichtlich, dass die Plastizität auf das Tragverhalten beulgedrungener Querschnittselemente einen grösseren Einfluss hat als auf dasjenige beulschlanker. Für hochschlanke Querschnittselemente ist es folglich ausreichend die elastische Beultheorie zu benützen.

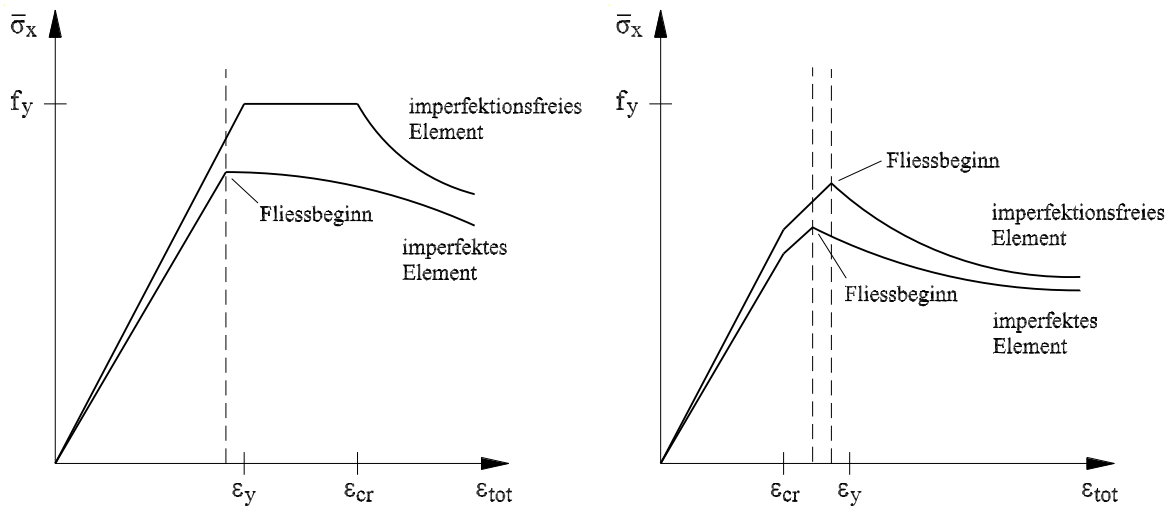


Bild 3.3 Last-Stauchungsverhalten beulgedrungener (links) und beulschlanker Querschnittselemente (rechts) mit linear-elastischem, ideal-plastischem Materialverhalten (Rhodes (1981))

Wie ausserdem ersichtlich wird, ergeben sich unter der Annahme elastischer und plastischer Berechnungsmethoden für den Fließbeginn imperfektionsfreier, beulschlanker Querschnittselemente unterschiedliche mittlere Spannungen $\bar{\sigma}_x$. Der plastischen Beultheorie entsprechend plastifizieren Querschnittselemente bei Erreichen der Fließdehnung ϵ_y . Die mittlere Spannung bei Fließbeginn ergibt sich folglich aus dem Produkt der Fließspannung und des Verhältnisses zwischen wirksamer und geometrischer Breite des Querschnittselementes ($\bar{\sigma}_x = f_y \cdot b_{eff}/b$). Im Gegensatz dazu berücksichtigt die elastische Beultheorie das Ausbeulen beulschlanker Querschnittselemente vor dem Fließbeginn. Die mittlere Spannung bei Fließbeginn entspricht in diesem Fall dem Produkt des Elastizitätsmoduls, der Dehnung bei Fließbeginn gemäss Elastizitätstheorie und des Verhältnisses zwischen wirksamer und geometrischer Breite des Querschnittselementes ($\bar{\sigma}_x = E \cdot \epsilon_x \cdot b_{eff}/b$). Die Korrektur der Differenz zwischen den Beultheorien kann mittels eines modifizierten Beulwertes $k_{\sigma,p}$ erfolgen.

Entscheidend für die Bestimmung des Tragwiderstands sind neben den geometrischen Anfangsimperfektionen auch die Randbedingungen des Querschnittselementes. Während die Randbedingungen senkrecht zur Elementebene (beispielsweise gelenkig gelagert), welche für die Bestimmung der Verzweigungsspannung notwendig sind, in der Regel klar abgegrenzt sind, ist die Formulierung der Randbedingungen in der Elementebene oft unpräzise. Diese Randbedingungen sind für die Bestimmung der Verzweigungsspannung zwar oft eher unbedeutend, für das Nachbeulverhalten kommt ihnen allerdings entscheidende Bedeutung zu. So

sind sie beispielsweise für die Lösung des Differentialgleichungssystems nach *Marguerre* (Gl. (3.11) und (3.12)) entscheidend.

Bei unbelasteten Längsrändern lassen sich für eine gelenkige Lagerung senkrecht zur Elementebene die folgenden drei *Grundfälle der horizontalen Längrandlagerung* eruieren (Bild 3.4):

- *Grundfall A:* Die unbelasteten Längsränder bleiben gerade und sind unverschieblich ($v = 0$): Dieser Fall entspricht einem Querschnittselement, welches durch angrenzende, massive Bauteile an einer Verschiebung gehindert wird.
- *Grundfall B:* Die unbelasteten Längsränder bleiben gerade ($v = \text{konst.}$) und das Mittel der Querspannung (Gl. (3.13)) ist Null:

$$\int_0^1 \sigma_y = 0 \quad (3.13)$$

Dieser Fall entspricht beispielsweise einem Beulfeld eines grossen Querschnitts. Diese kommen vorwiegend im Brücken-, Schiffs- oder Flugzeugbau vor.

- *Grundfall C:* Die unbelasteten Längsränder sind spannungsfrei und können sich in der Elementebene verschieben ($v \neq \text{konst.}$): Dieser Fall entspricht einem Querschnittselement, dessen Nachbarelemente eine Verformung nicht verhindern können. Beispiele sind die Seiten quadratischer Hohlstützen und der Steg von C- und I-Profilen.

Die horizontale Längrandlagerung in der Praxis verwendeter Querschnittselemente ergibt sich somit aus dem Querschnittsaufbau und den angrenzenden Bauteilen. Wie sich zeigt, kommt der *Grundfall A* im Stahlhochbau äusserst selten vor, sodass die horizontale Längrandlagerung von Querschnittselementen gebräuchlicher Querschnitte in der Regel zwischen den *Grundfällen B* und *C* liegt.

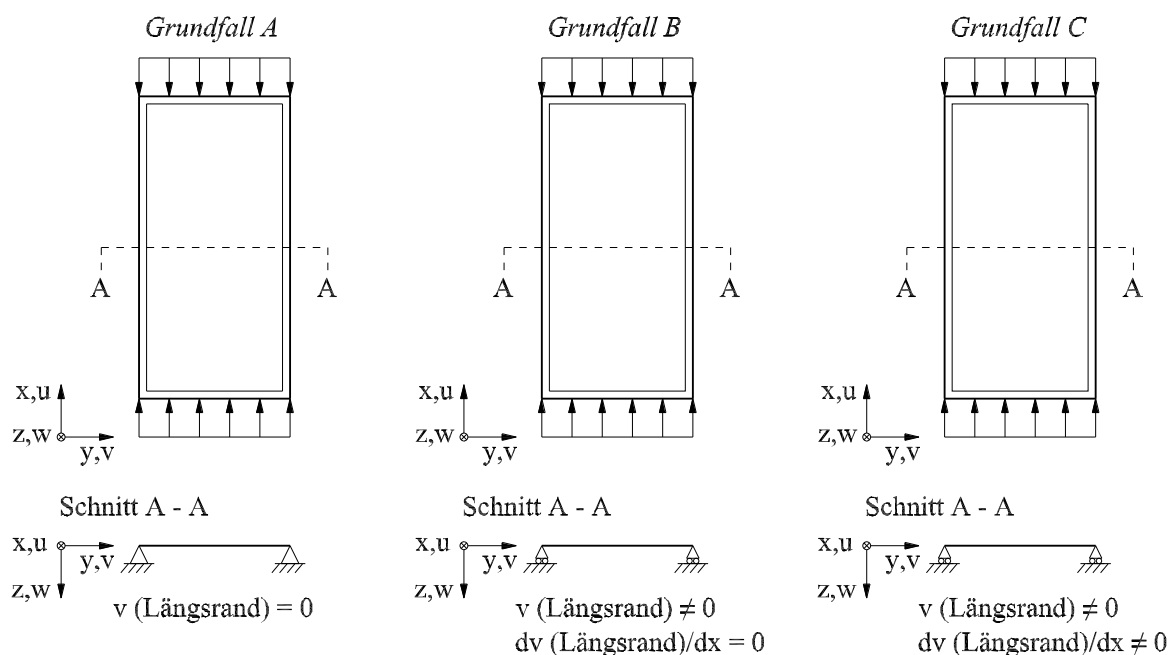


Bild 3.4 Definition der drei Grundfälle der horizontalen Längrandlagerung am Beispiel des vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementes

Wie Untersuchungen von *Mateus/Witz* (2001) zeigen, hat die Elementschlankheit einen entscheidenden Einfluss darauf, welcher der erwähnten Grundfälle zum geringsten Tragwiderstand führt. Die Tragfähigkeit mittel- und hochschlanker, vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente ist für gerade verbleibende Längsränder (*Grundfall B*) im Vergleich zu Längsrändern mit freier Verschieblichkeit (*Grundfall C*) grösser. Bei letzterem werden sich die Längsränder schlanker Querschnittselemente bei grossen Durchbiegungen nach innen durchbiegen. Gerade verbleibende Längsränder erfordern Querkzugspannungen, welche das System stabilisieren, die Elementdurchbiegungen reduzieren und somit die Tragfähigkeit erhöhen. Bei gedrungenen Querschnittselementen werden sich die Längsränder hingegen nach aussen durchbiegen. Um ein Geradebleiben der Längsränder zu gewährleisten, sind Querdruckspannungen erforderlich, welche die Elementdurchbiegungen vergrössern und den Tragwiderstand geringfügig vermindern.

Im Hinblick auf die Spannungsverteilung im Querschnittselement kommt es je nach vorliegendem *Grundfall der Längsrandlagerung* zu Unterschieden. Während die Längsränder bei freier Verschieblichkeit (*Grundfall C*) spannungsfrei sind, weist bei gerade verbleibenden Längsrändern (*Grundfall B*) nur das über die Beulhalbwellenlänge gebildete Integral den Wert Null auf. Weiter ist die Längsspannungsverteilung bei *Grundfall B* über die Elementlänge konstant, während sie sich beim *Grundfall C* über die Elementlänge verändert und der Maximalwert an den Elementrändern auf der Höhe des Beulscheitels erreicht wird.

Der von *Mateus/Witz* dargelegte Einfluss der Elementschlankheit lässt sich am Beispiel eines quadratischen, vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementes unter beidseitig gleichförmiger Randverschiebung (Bild 3.5) anschaulich mit Hilfe eines Stabmodells (*Huck* (1993)) erläutern. Die Stäbe eines imperfektionsfreien Querschnittselementes verbleiben bis zum Erreichen der Verzweigungslast (Knicklast/Beullast) gerade. Wird diese erreicht, knicken die Mittelstäbe aus der Ebene aus, während sich die Stäbe am Rand nur in der Elementebene verformen. Durch das Ausknicken der in Krafrichtung liegenden Stäbe wird die Biegesteifigkeit der quer dazu angeordneten Stäbe aktiviert. Mit dem Erreichen der Beullast ist deshalb nicht der Verlust der Gesamtstabilität verbunden und es existiert im Gegensatz zu einer Stütze eine überkritische Tragreserve. Im Nachbeulbereich nimmt die Normalkraft in den gebogenen Längsstäben aufgrund der Sehnenverkürzung nur noch unwesentlich zu, sodass bei weiterer Stauchung des Querschnittselementes hauptsächlich die weiter aussen liegenden Stäbe stärker beansprucht werden. Es kommt folglich zu einer Spannungsumlagerung zu den steiferen, weil bisher weniger verformten Randstäben.

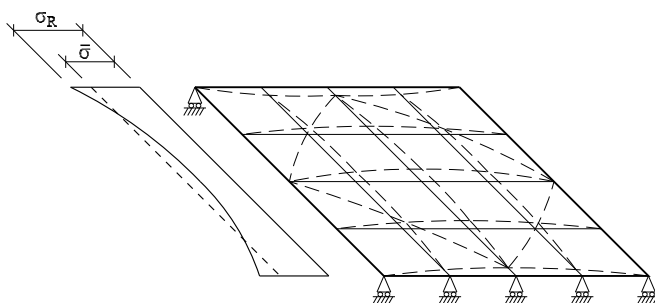


Bild 3.5 Stabmodell am Beispiel eines quadratischen, vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementes (*Huck* (1993))

Durch die Einführung von Diagonalstäben erhalten die Querstäbe eine ausreichend steife Lagerung, was im realen Querschnittselement den auftretenden Schubspannungen entspricht. Im Querschnittselement kann sich ein Druckring ausbilden, in den sich das Querschnittselement einhängt, was folglich zu höheren Lasten als der Verzweigungslast führt. Nimmt die Elementschlankheit zu, wird die Last weniger über die Biegewirkung als über Membranspannungen abgetragen und das System verhält sich in der Folge wie ein Hängewerk, welches sich ohne Auflagerkräfte in Elementebene über den Druckring aussteift. Das überkritische Tragvermögen der Querschnittselemente nimmt deshalb mit steigender Schlankheit zu.

Mit Hilfe des Stabmodells lässt sich auch das knickstabähnliche Verhalten von druckbeanspruchten Querschnittselementen mit einem Längen- zu Breitenverhältnis $\alpha \leq 1.0$ erklären (Brune (1994)). Nach dem Stabmodell verfügen Querschnittselemente mit einem solch tiefen α -Wert über Querstäbe mit nur sehr geringer Biegesteifigkeit. Im Extremfall eines unendlich breiten Querschnittselementes ($\alpha = 0$) verschwindet die Biegesteifigkeit vollständig und es liegt folglich überhaupt keine Quertragwirkung mehr vor. Sein Verformungsvermögen entspricht in diesem Fall demjenigen eines Stabes und ist somit nicht mehr gutmütig. Mit Hilfe der gängigen theoretischen Ansätze kann das Tragverhalten dieser Querschnittselemente folglich nicht korrekt abgebildet werden und es müsste zur konservativen Ermittlung des Tragwiderstands ein Knicknachweis unter Verwendung der ungünstigsten Knickspannungskurve durchgeführt werden (Dubas/Gehri (1986)). Da der effektive Wert des Tragwiderstands von Querschnittselementen mit knickstabähnlichem Verhalten in der Realität zwischen den Werten für $\alpha = 1$ (vierseitig gelenkig gelagertes Querschnittselement) und $\alpha = 0$ (Querschnittselement mit freien Längsrändern) liegen muss, haben Fischer/Harre (1978) ein entsprechendes Modell entwickelt, welches eine Gewichtung von Beulspannung und Knickspannung vorschlägt.

Eine Alternative zu den bereits vorgestellten mechanischen Modellen stellen empirische und semiempirische Ansätze dar. Der bedeutendste dieser Ansätze ist die *Methode der wirksamen Breiten* (Bild 3.6), bei welcher davon ausgegangen wird, dass die nicht-lineare Spannungsverteilung durch die Anordnung von Blöcken mit konstanter Spannung $\sigma = \sigma_R$ ersetzt werden kann. Die Breite der Spannungsblöcke, die wirksame Breite b_{eff} , wird so gewählt, dass die resultierende Druckkraft des Querschnittselementes erhalten bleibt (Gl. (3.14)).

$$b_{\text{eff}} \cdot t \cdot \sigma_R = \int_0^b \sigma \cdot dA \quad (3.14)$$

Als Spannung σ_R wird in der Regel die Fließgrenze f_y angesetzt. Somit ergibt sich:

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{\sigma_u}{f_y} = \frac{1}{b \cdot t \cdot f_y} \cdot \int_0^b \sigma \cdot dA \quad (3.15)$$

Exemplarisch wird in Bild 3.6 das Vorgehen für ein vierseitig gelenkig gelagertes Querschnittselement aufgezeigt.

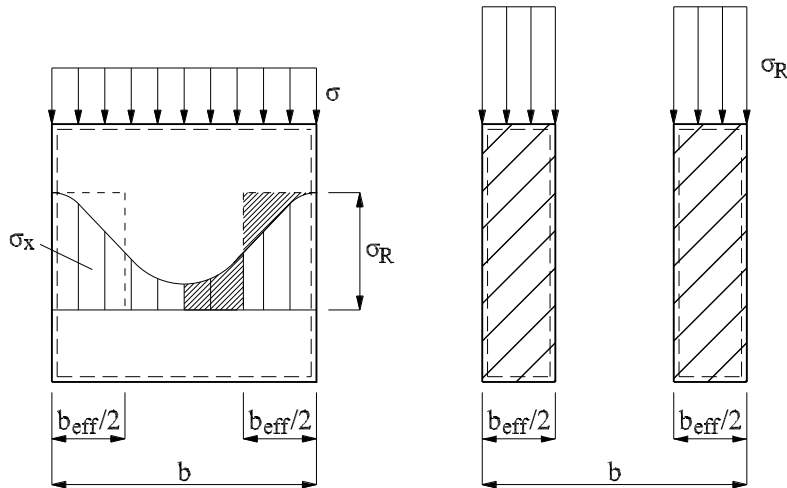


Bild 3.6 Methode der wirksamen Breiten am Beispiel des vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittelementes (Winter (1947))

Die Methode der wirksamen Breiten geht auf Von Karman/Sechler/Donnell (1932) und Winter (1947) zurück. Von Karman/Sechler/Donnell entwickeln einen Ansatz für vierseitig gelagerte Querschnittelemente unter konstanter Druckbeanspruchung. Bei Annahme einer in Quer- und Längsrichtung halbwelligen Vorverformung des Querschnittelementes ($m = n = 1$) und einsetzen von $b = b_{\text{eff}}$ sowie $\sigma_{\text{cr}} = \sigma_{\text{max}}$ in Gl. (3.3) ergibt sich:

$$\sigma_{\text{max}} = \frac{k_{\sigma} \cdot E \cdot \pi^2}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b_{\text{eff}}}\right)^2 \quad (3.16)$$

Bei Division von Gl. (3.3) durch Gl. (3.16) und durch geeignetes Umformen führt dies zu:

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{\text{cr}}}{\sigma_{\text{max}}}} \quad (3.17)$$

Die Verzweigungsspannung σ_{cr} ist dabei für die gegebenen Randbedingungen (vierseitig gelenkig gelagertes Querschnittelement) zu ermitteln. Aufgrund der Annahme linear-elastischen, ideal-plastischen Materialverhaltens gilt $\sigma \leq f_y$. Die geringste wirksame Breite wird sich also unter der maximalen Randspannung $\sigma_{\text{max}} = f_y$ einstellen und es gilt:

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{\text{cr}}}{f_y}} = \frac{1}{\lambda} \quad (3.18)$$

Winter (1947) führt zahlreiche Versuche an U- und I-Profilen durch und bestimmt anhand dieser Ergebnisse wirksame Breiten für drei- und vierseitig gelagerte Querschnittelemente unter konstanter Druckbeanspruchung. Winter's Ansatz basiert auf der Methode von Von Karman/Sechler/Donnell, wobei er den Einfluss geometrischer Anfangsimperfektionen mittels eines Abminderungsfaktors C zu erfassen versucht. Die wirksame Breite ergibt sich damit zu:

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = C \cdot \sqrt{\frac{E}{\sigma}} \cdot \left(\frac{t}{b}\right) \quad (3.19)$$

Aus Versuchsergebnissen zeigt sich, dass der Abminderungsfaktor C von der Schlankheit und den Werkstoffparametern des Querschnittselementes abhängt.

$$C = 1.9 - 0.90 \cdot \frac{t}{b} \cdot \sqrt{\frac{E}{\sigma}} \quad (3.20)$$

Eingesetzt in Gl. (3.19) sowie durch formales Erweitern mit dem Beulwert $k_{\sigma} = 4.0$ (vierseitig gelagertes Querschnittselement) ergibt sich unter der Annahme $\sigma = f_y$:

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}} \cdot \left(1 - \frac{0.25}{\bar{\lambda}}\right) \quad (3.21)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{\text{cr}}}} = \frac{1.052}{\sqrt{k_{\sigma}}} \cdot \frac{b}{t} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{E}} \quad (3.22)$$

Der Ansatz nach Gl. (3.21) wird nachträglich unter Anpassung an neuere Versuchsergebnisse geringfügig verändert (*Winter* (1968)) und ist in dieser Form als „modifizierte *Winter*-Formel“ bekannt.

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}} \cdot \left(1 - \frac{0.22}{\bar{\lambda}}\right) \quad (\bar{\lambda} \geq 0.673) \quad (3.23)$$

Für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente schlägt *Winter* die Verwendung eines gegenüber der geometrisch linearen Beultheorie leicht erhöhten Beulwertes $k_{\sigma} = 0.5$ vor. Damit wird eine real in der Praxis fast immer existierende Einspannung des gelagerten Längsrandes in das angrenzende Querschnittselement berücksichtigt. *Winter* gibt für den Abminderungsfaktor C folgende Gleichung an:

$$C = 0.8 - 0.25 \cdot \frac{t}{b} \cdot \sqrt{\frac{E}{\sigma}} \quad (3.24)$$

Analog zu Gl. (3.21) ergibt sich für das dreiseitig gelagerte Querschnittselement:

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{1.19}{\bar{\lambda}} \cdot \left(1 - \frac{0.30}{\bar{\lambda}}\right) \quad (\bar{\lambda} \geq 0.6) \quad (3.25)$$

Ein Vergleich der Ansätze nach *Von Karman/Sechler/Donnell* und *Winter* zeigt, dass vor allem für mittlere bezogene Schlankheiten Unterschiede zwischen den Traglastkurven bestehen. Für das vierseitig gelagerte Querschnittselement ergeben sich nach erstgenanntem Ansatz grössere wirksame Breiten. Der Unterschied verringert sich jedoch mit zunehmender bezogener Schlankheit, da der Einfluss der Anfangsimperfektionen ebenfalls abnimmt.

Obwohl sich die *Methode der wirksamen Breiten* heute weitgehend durchgesetzt hat, muss auf einige darin enthaltene vereinfachende Annahmen und die daraus erwachsenden Nachteile hingewiesen werden. Die tatsächliche Spannungsverteilung bei Erreichen der Traglast wird durch die Annahme zweier Elementstreifen mit konstanter Spannung für vierseitig gelagerte Querschnittselemente gut angenähert. Die Voraussetzung, dass b_{eff} über die gesamte Beulfeldlänge konstant ist, entspricht jedoch nicht der Realität. In den auflagenahen Bereichen treten keine Beulen auf und die Spannungsverteilung über die Beulfeldbreite entspricht am Querrand

nicht derjenigen in der Elementmitte. Weiter werden geometrische und strukturelle Anfangs- imperfektionen zwar indirekt über den Abminderungsfaktor C abgegolten, der Einfluss verschiedener Imperfektionsgrößen und -formen kann damit aber nicht berücksichtigt werden.

Auf der Grundlage der Ansätze von *Von Karman/Sechler/Donnell* und *Winter* werden von verschiedenen Autoren weiterführende Modelle zur Bestimmung der Tragfähigkeit drei- und vierseitig gelagerter Querschnittselemente entwickelt. Grundsätzlich verwendet die Mehrzahl dieser Modelle die Definition der bezogenen Elementschlankheit $\bar{\lambda}$ nach Gl. (3.22) und untersucht dabei den Einfluss von Vorverformungen und Eigenspannungen auf das Tragverhalten. Im Rahmen dieser Arbeit soll nur auf einige wenige dieser Ansätze eingegangen werden. Eine detaillierte Übersicht ist bei *Priebe (1994)* zu finden.

Klöppel/Bilstein/Unger (1973) untersuchen das Tragverhalten dreiseitig gelagerter Querschnittselemente, wobei der Nachbeulbereich mit Hilfe der *Marguerre*'schen Gleichungen (Gl. (3.11) und (3.12)) unter Berücksichtigung von Vorverformungen beschrieben wird. Da sich diese Gleichungen im vorliegenden Fall nicht mehr geschlossen lösen lassen, wird eine näherungsweise Lösung unter Anwendung der Energiemethode gewählt. Im Rahmen dieser Arbeit wird u.a. der Einfluss der Längsrandlagerung untersucht. Für eine sogenannte formänderungsschlüssige Beanspruchung, welche einer geometrischen Beanspruchung (siehe Bild 3.10) des Querschnittselementes entspricht, werden u.a. die *Grundfälle A* und *C* (siehe S.39) unter konstanter Randstauchung untersucht. Ein Vergleich der Ergebnisse der beiden Fälle zeigt, dass sich insbesondere bei grossen α -Werten zwar teilweise erhebliche Unterschiede in den Spannungsverläufen einstellen, diese jedoch bei den Maximalspannungen nicht auftreten. Obwohl für den *Grundfall C* leicht grössere maximale Membranspannungen und damit etwas geringere wirksame Breiten erreicht werden, sind die Unterschiede zwischen den beiden Grundfällen in der Regel eher gering. In Bild 3.7 (links) sind exemplarisch die bezogenen Verzweigungsspannungen σ_{cr}/f_y sowie die bezogenen Traglastspannungen σ_u/f_y für $\alpha = 10$ abgebildet. Die Traglastspannung σ_u entspricht dabei der Randspannung σ_x , bei welcher die maximale Membranspannung des Querschnittselementes die Fließgrenze f_y erreicht. Es ist ersichtlich, dass die überkritischen Tragreserven mit steigender Elementschlankheit zunehmen und für schlanke Querschnittselemente beträchtlich sind. Für den *Grundfall C* ist in Bild 3.7 (rechts) ein Vergleich der bezogenen Traglastspannungskurven für $\alpha = 1$ und $\alpha = 10$ mit der modifizierten *Winter*-Kurve nach Gl. (3.23) dargestellt. Bei kleinen und mittleren bezogenen Schlankheiten ist die Übereinstimmung der modifizierten *Winter*-Kurve mit der Lösung nach *Klöppel/Bilstein/Unger* für lange Querschnittselemente ($\alpha = 10$) zufriedenstellend, bei grossen bezogenen Schlankheiten unterschätzt die modifizierte *Winter*-Kurve die Tragfähigkeit der Querschnittselemente jedoch beträchtlich.

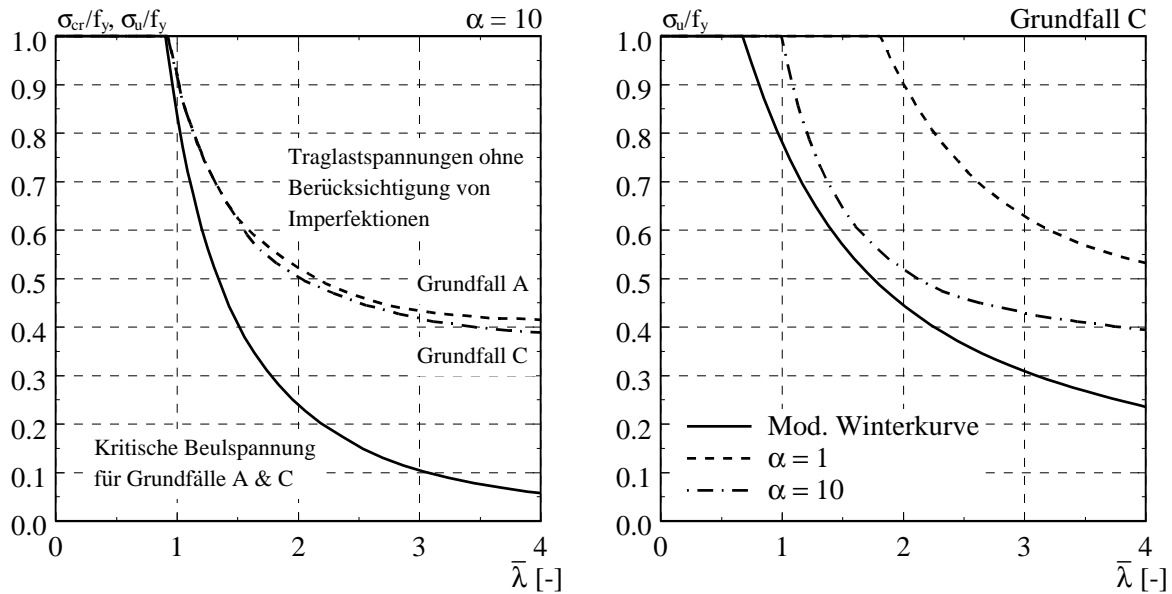


Bild 3.7 Vergleich der bezogenen Traglastspannungskurven und der bezogenen Verzweigungsspannungskurven für $\alpha = 10$ (links), Vergleich der bezogenen Traglastspannungskurven für verschiedene α -Werte (rechts) nach dem Ansatz von Klöppel/Bilstein/Unger (1973)

Klöppel/Bilstein (1976) untersuchen experimentell das Tragverhalten dünnwandiger U-, C- und Hut-Profile. Auf der Grundlage der Versuchsergebnisse sowie theoretischer Untersuchungen werden für drei- und vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente gemäss *Grundfall C* unter gleichförmiger Randspannungsverteilung wirksame Breiten und Traglastspannungen bestimmt. In Abhängigkeit des Seitenverhältnisses α , des Vorverformungsfaktors c und der Elementschlankheit b/t werden umfangreiche Kurventafeln sowie Traglastspannungskurven angegeben. Zusätzlich wird von Klöppel/Bilstein das Tragverhalten vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente unter linear veränderlicher Randspannungsverteilung untersucht.

Kalyanaraman/Peköz (1978) entwickeln ein analytisches Modell zur Bestimmung des elastischen und plastischen Beul- und Nachbeulverhaltens dreiseitig gelagerter Querschnittselemente mit Vorverformungen unter gleichförmiger Beanspruchung. Wiederum werden die Marguerre'schen Gleichungen (Gl. (3.11) und (3.12)) verwendet und mit Hilfe eines Sinusansatzes gelöst. Mittels der aus einer Parameterstudie gewonnenen Daten wird schliesslich ein Berechnungsansatz zur Bestimmung wirksamer Breiten im Nachbeulbereich hergeleitet.

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{1 - B_1}{\sigma_{\text{emax}}/\sigma_{\text{cr}} + B_2} + B_1 \quad (3.26)$$

$$B_1 = 0.326 + 0.086K^2 \quad (3.27)$$

$$B_2 = 0.378 - 0.768 \cdot (K - 1.18)^4 \quad (3.28)$$

Die Spannung σ_{emax} entspricht der maximal aufnehmbaren Randspannung, welche in der Regel als Fließgrenze f_y angesetzt wird. Der Beulwert K ist vom α -Wert und dem Randeinspannungsfaktor ε des Querschnittselementes abhängig. Da die Verzweigungsspannung von ge-

drungenen Querschnittselementen erst im plastischen Bereich erreicht werden kann, muss zwischen elastischem Beulwert K_e und plastischem Beulwert K_p unterschieden werden. Mit Hilfe des von *Stowell* (1947) entwickelten Ansatzes zur Bestimmung der Verzweigungsspannung im plastischen Bereich, leiten *Kalyanaraman/Peköz* (1978) eine Gleichung zur Berechnung des plastischen Beulwertes K_p her. Für mittelschlanke Querschnittselemente kann der Beulwert K zwischen K_e und K_p interpoliert werden. Ein Vergleich der analytisch bestimmten Lösungen mit Versuchsergebnissen kaltverformter Karbonstahlquerschnitte (*Kalyanaraman/Peköz/Winter* (1977)) zeigt eine gute Übereinstimmung. Es wird dabei ersichtlich, dass der Ansatz von *Kalyanaraman/Peköz* für grosse Elementschlankheiten im Vergleich zum modifizierten *Winter*-Ansatz zu hohen überkritischen Reserven führt.

Besonders erwähnenswert ist im Zusammenhang mit der *Methode der wirksamen Breiten* der Berechnungsansatz von *Dubas/Gehri* (1986), welcher das Tragverhalten vierseitig gelagerter, imperfekter Querschnittselemente unter linear veränderlicher Randspannungsverteilung ($\psi_\sigma \leq 1.0$) untersucht. Wie *Watanabe/Usami/Hasegawa* (1981) gezeigt haben, ist der Einfluss geometrischer Anfangsimperfektionen auf die Traglast unter Biegebeanspruchung geringer als unter reiner Druckbeanspruchung. *Dubas/Gehri* berücksichtigen dies in Gl. (3.29) mit einem im Vergleich zum modifizierten *Winter*-Ansatz (Gl. (3.23)) für Querschnittselemente unter Biege- resp. kombinierter Druck-/Biegebeanspruchung ($\psi_\sigma < 1.0$) abgeminderten zweiten Term.

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}} \cdot \left(1 - \frac{0.05 \cdot (3 + \psi_\sigma)}{\bar{\lambda}} \right) \quad (3.29)$$

Brune (1994) entwickelt im Rahmen ihrer Arbeit über die Tragfähigkeit drei- und vierseitig gelenkig gelagerter Karbonstahlelemente unter Druckbeanspruchung Ansätze zur Bestimmung des Tragverhaltens. Unter Verwendung der geometrisch-linearen Beultheorie mit Vorverformungen nach *Schleicher* (1932) und *Jezek* (1938) (siehe Kap. 3.2) und der Fließbedingung von *Von Mises* werden mit Hilfe eines sinusförmigen Verformungsansatzes sog. Grenzspannungsbedingungen nach Theorie II.Ordnung für vierseitig gelagerte Querschnittselemente (Gl. (3.30)) hergeleitet. Die Annahme einer konstanten Längsdruckspannungsverteilung über die Beulfeldbreite führt allerdings zu einer unrealistischen, nicht-linearen Verschiebung der Querränder in Längsrichtung. Der sich unter einer gleichförmigen Verschiebung tatsächlich einstellende Spannungsverlauf wird in der Folge mittels eines Näherungsverfahrens bestimmt. Dem Ansatz zugrunde liegt ein sinusförmiger Verlauf der Längsdruckspannungen über die Elementbreite. Aufgrund der am Längsrand verschwindenden Momente m_x , wird die Normalspannung dort zu $\sigma_x = f_y$ gesetzt und der Spannungsverlauf über die Elementbreite kann aus dem Grenzspannungsverhältnis κ_{Gr} nach Theorie II.Ordnung bestimmt werden.

$$\kappa_{\text{Gr}}^2 + \kappa_{\text{Gr}} \cdot \frac{w_0 \cdot (1 + \nu)}{t} \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{\kappa_{\text{Gr}} \cdot f_y}{\sigma_{\text{cr}}}} \right) \quad \text{mit} \quad \frac{\kappa_{\text{Gr}} \cdot f_y}{\sigma_{\text{cr}}} \leq 1 \quad (3.30)$$

$$\kappa_{\text{Gr}} = \frac{\sigma_x}{f_y} \quad (3.31)$$

Unter Annahme der nicht-linearen Längsdruckspannungsverteilung über die Elementbreite und einer konstanten Querrandverschiebung können zusätzlich die Durchbiegungen in Elementmitte bei Erreichen der Traglast bestimmt werden. Die analytischen Resultate sind im Vergleich zu numerischen Ergebnissen für mittelschlanke bis schlanke Querschnittselemente ($30 \leq b/t \leq 140$) bezüglich der Voraussage der Traglasten, des Verlaufs der Spannungen bei Erreichen der Traglast und der Durchbiegungen sehr genau. Für gedrungene Querschnittselemente ($b/t < 30$) sind die Abweichungen etwas grösser, da die Traglast bei einer grösseren Dehnung als der dem Modell zugrundeliegende Fliessdehnung ϵ_y erreicht wird.

Brune untersucht in der Folge den Einfluss geometrischer und struktureller Imperfektionen auf das Tragverhalten. Es zeigt sich, dass der Einfluss sowohl der Grösse des Stichs w_0 als auch der Form der Vorverformung für mittelschlanke Querschnittselemente ($50 \leq b/t \leq 70$) am grössten ist. Die Untersuchung des Einflusses der Vorverformungsform erfolgt mittels einer kombinierten einfach- und doppelsinusförmigen Form. Aufgrund des allgemeineren Verformungsansatzes muss die Grenzspannungsbedingung nach Gl. (3.30) angepasst werden. Es zeigt sich, dass für gedrungene Querschnittselemente ($b/t < 20$) mittels des allgemeinen Vorverformungsansatzes kleinere Traglasten erreicht werden als unter Verwendung der ersten Eigenform (sinusförmiger Ansatz), da sich ungünstigere Krümmungen und damit grössere Biegemomente einstellen können. Im Gegensatz dazu führt die erste Eigenform bei schlanken Querschnittselementen ($b/t > 100$) immer zur kleinsten Traglast. Bezüglich der Eigenspannungen wird der Einfluss des schweissinduzierten, näherungsweise einachsigen Normalspannungszustandes untersucht. Es zeigt sich, dass dadurch v.a. die Traglasten mittelschlanker Querschnittselemente negativ beeinflusst werden. Für den Fall des dreiseitig gelagerten Querschnittselementes kann ausgehend von einem in Elementlängsrichtung sinusförmigen Verformungsansatz und in Elementquerrichtung trigonometrischen Reihenansatz die Grenzspannungsbedingung in analoger Weise bestimmt werden. Eine Untersuchung des Einflusses von Anfangsimperfektionen zeigt grundsätzlich die gleichen Ergebnisse wie für den Fall des vierseitig gelagerten Querschnittselementes.

Basierend auf den dargelegten Erkenntnissen entwickelt *Brune* (1998) unter Verwendung des Ansatzes gemäss *EN 1993-1-5* (2006) neue wirksame Breiten für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente unter kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung. Im Gegensatz zu den gängigen Normen sollen die am freien Längsrand schlanker Querschnittselemente auftretenden Zugspannungen berücksichtigt werden, weswegen die wirksame Breite in einen am gehaltenen Längsrand und einen am freien Längsrand wirkenden Anteil aufgeteilt wird. Damit soll neben der richtigen Wiedergabe der Elementschnittgrössen auch die korrekte Vorgehensweise beim Nachweis der Tragfähigkeit gegeben sein. Aus Vergleichen wird ersichtlich, dass der Ansatz von *Brune* sehr gut mit numerischen Ergebnissen übereinstimmt. Im Gegensatz zur Traglastberechnung von Querschnittselementen gemäss *EN 1993-1-5* überschreitet die bei Erreichen der Traglast am Bruttoquerschnitt auftretende maximale Dehnung die zulässige Fliessdehnung ϵ_y nicht, womit eine der Grundannahmen elastisch-elastischer Berechnungsverfahren erfüllt wird.

Da sich der Grossteil der gängigen Normen auf die Ermittlung wirksamer Breiten für den elastischen Grenzzustand beschränkt, die Traglast druck- und biegebeanspruchter Bauteile aber oft erst im teilplastischen oder plastischen Zustand erreicht wird, entwickelt *Brune* (1999b) einen Ansatz für drei- und vierseitig gelagerte Querschnittselemente im plastischen Zustand. Analog zum elastischen Ansatz basiert auch der plastische Ansatz auf der *Winter-*

Kurve gemäss *EN 1993-1-5* und die Aufteilung der wirksamen Breiten erfolgt beim dreiseitig gelagerten Querschnittselement sowohl am gelagerten als auch am freien Längsrand.

Brune (1999a) führt theoretische Untersuchungen zur Gebrauchstauglichkeit druck- und biegebeanspruchter, drei- und vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente aus Karbonstahl durch. Es wird dabei ersichtlich, dass sich aufgrund der Ausnützung der überkritischen Tragfähigkeit lokal grosse Beulverformungen einstellen können, welche die Gebrauchstauglichkeit deutlich einschränken. *Brune* postuliert, dass die maximale Verformung δ_{\max} der Querschnittselemente unter Gebrauchslasten die Bedingung von *Fischer/Konowalczyk* (1988) gemäss Gl. (3.32) (a_m : Beulwellenlänge) einhalten sollte.

$$\delta_{\max} \leq a_m / 60 \quad (3.32)$$

Es zeigt sich, dass diese Bedingung beim kritischen Randdehnungsverhältnis $\psi_\epsilon = 1.0$ bereits für bezogene Elementschlankheiten $\bar{\lambda} \geq 1.2$ verletzt wird. Auf der Grundlage der Verformungsbeziehung von *Brune* (1998) wird eine Gleichung zur Bestimmung der kritischen Beulschlankheit $\bar{\lambda}$ hergeleitet, mit welcher der Anforderung nach Gl. (3.32) genüge getan wird.

In einem ersten Schritt untersucht *Brune* die maximalen Verformungen drei- und vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente unter Druck- und Biegebeanspruchung numerisch mit Hilfe des Programms *NIPL* (*Zhu* (1994)). Es wird ersichtlich, dass dreiseitig gelagerte Querschnittselemente unter der Beanspruchung $\psi_\epsilon = 0.0$ (maximale Dehnung am gelagerten Längsrand) mehrwellig versagen. Das Umschlagen der Beulform wird auf die am freien Längsrand auftretenden grossen Zugspannungen zurückgeführt, welche das Querschnittselement stabilisieren und die Beulwellenlänge verkleinern. Dieser Effekt kann bei schlanken Querschnittselementen ($\bar{\lambda} \geq 3.0$) auch für andere Randdehnungsverhältnisse auftreten, falls die Zugspannungen am freien Längsrand $\sigma_x > 0.2 \cdot f_y$ werden. Dieses Verhalten deckt sich mit Ergebnissen gemäss geometrisch-linearer Beultheorie, nach welcher mit zunehmender, am freien Längsrand auftretender Zugspannung ebenfalls ein Umschlagen der massgebenden Beulform zu beobachten ist.

In einem weiteren Schritt wird der Einfluss der Vorverformungsform auf das Verformungsverhalten untersucht. Wird wie bei *Brune* (1994) statt der Vorverformung gemäss erster Eigenform ein allgemeiner Ansatz gewählt, zeigen sich in Abhängigkeit der Elementschlankheit grundsätzliche Unterschiede. Für schlanke, druckbelastete, dreiseitig gelagerte Querschnittselemente ($\bar{\lambda} \geq 1.2$) geht die Beulform unabhängig von der angesetzten Form der Vorverformung für grosse Dehnungen in eine zur ersten Eigenform affine Form über. Ein plötzliches Umschlagen der Beulform ist damit möglich. Im Gegensatz dazu entspricht die Beulform für gedrungene, druckbelastete, dreiseitig gelagerte Querschnittselemente bei Erreichen der Traglast ungefähr der Vorverformungsform. Ein plötzliches Umschlagen der Beulform ist somit unmöglich. *Brune* (1999a) untersucht in der Folge für schlanke, dreiseitig gelagerte Querschnittselemente unter Druckbelastung den Zeitpunkt des Umschlagens. Sie unterscheidet dabei den Einfluss eingespannter (Fall 1) und gelenkiger Lagerung (Fall 2) des Längsrandes und führt numerische Berechnungen bei einem Seitenverhältnis $\alpha = 5$ durch. Die diesen Lagerungsbedingungen zugehörigen Eigenformen sind dreiwellig (Fall 1) resp. einwellig (Fall 2), wobei die Vorverformungen gemäss Bild 3.8 deutlich davon abweichend und für Fall 2 leicht asymmetrisch angesetzt werden. Es ist davon auszugehen, dass *Brune* (1999a) diese Vorverformungsansätze wählt, um die auftretenden Umschlagseffekte besonders deutlich veranschaulichen zu können.

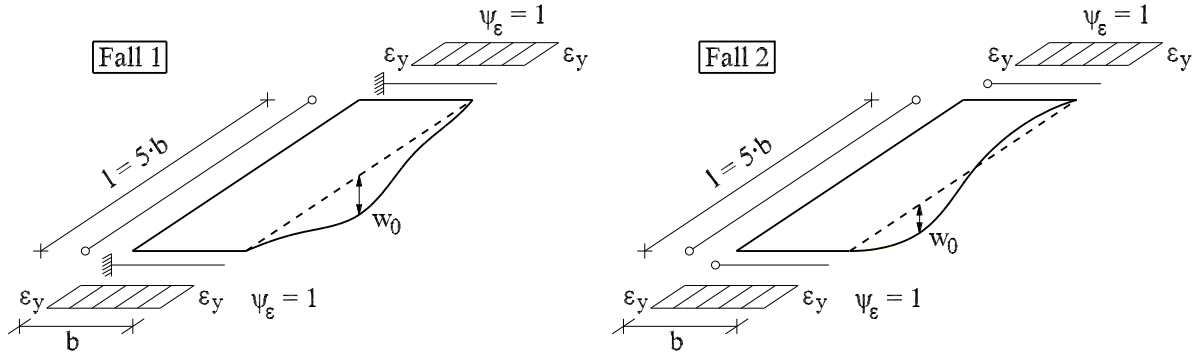


Bild 3.8 Vorverformungen der untersuchten dreiseitig gelagerten Querschnittselemente: eingespannter Längsrand (Fall 1) (links), gelenkig gelagerter Längsrand (Fall 2) (rechts) (Brune (1999a))

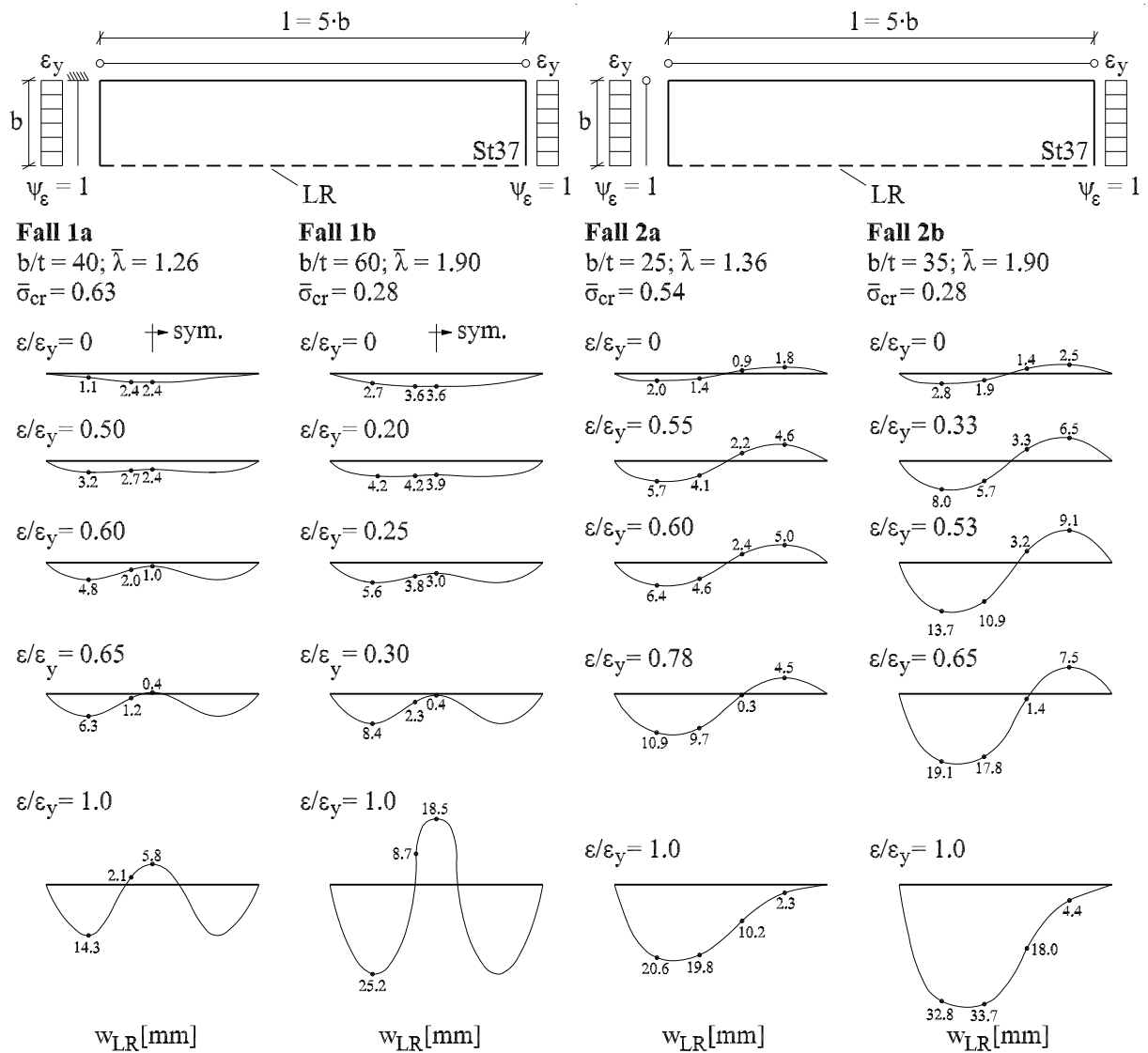


Bild 3.9 Verformungen dreiseitig gelagerter Querschnittselemente unter gleichförmiger Randverschiebung: eingespannter Längsrand (Fall 1) (links), gelenkig gelagerter Längsrand (Fall 2) (rechts) (Brune (1999a))

Wie *Brune* (1999a) zeigt, wächst für dehnungsabhängige bezogene Schlankheiten $\bar{\lambda}(\varepsilon) \leq 1.2$ (Gl. (3.33)) zunächst der zweiwellige Anteil der Verformung, da für „gedrungene“ Querschnittselemente der Anteil mit der in Elementlängsrichtung grössten Krümmung die Beulfigur bestimmt. Erst für $\bar{\lambda}(\varepsilon) > 1.2$ wird die zunehmende Verformung durch die Eigenform bestimmt und ein Umschlagen in diese feststellbar (Bild 3.9).

$$\bar{\lambda}(\varepsilon) = \sqrt{\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y}} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} \quad (3.33)$$

Die bei grossen Stauchungen auftretenden Beulformen sind im Fall 2 (Bild 3.9 (rechts)) für die untersuchten Schlankheiten aus nun nachvollziehbaren Gründen asymmetrisch. *Brune* (1999a) folgert aus diesen Ergebnissen, dass die „zulässige Tragspannung“ auf den Wert der Verzweigungsspannung gesenkt werden muss, falls das lokale Umschlagen der Beulwellen bei schlanken Querschnittselementen sicher ausgeschlossen werden soll. Sie begründet diesen Schritt damit, dass das mögliche Umschlagen des Blechs von einer vorliegenden Beulform in eine abweichende Form mit unangenehmen Geräuschen einhergehen kann. Diese Argumentation erscheint weit hergeholt, da solche Umschlagseffekte, wie eigene numerische und experimentelle Untersuchungen (siehe Kap. 6.2 und 6.3) gezeigt haben, eigentlich nie plötzlich stattfinden und deswegen akustisch auch nicht wahrnehmbar sind. Die mit dieser Einschränkung einhergehende verminderte Ausnutzung der Tragfähigkeit dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente hätte in der Praxis zur Folge, dass v.a. dünnwandige Querschnittselemente in einer Vielzahl von Fällen nicht mehr wirtschaftlich eingesetzt werden könnten.

Abgesehen von diesen Anmerkungen muss erwähnt werden, dass die von *Brune* (1999a) bestimmten Resultate (Bild 3.9) anhand eigener, mittels *Abaqus* (2004) für den Fall 2b durchgeführter numerischer Berechnungen nicht reproduziert werden konnten. Leider ist aus der Veröffentlichung von *Brune* (1999a) weder ersichtlich, mit welchen Abmessungen (b , t) gerechnet wurde, noch um welchen *Grundfall der horizontalen Längsrandlagerung* es sich handelt. Es mussten deswegen geeignete Annahmen getroffen werden. Bezüglich der horizontalen Längsrandlagerung wurde vom *Grundfall C* (siehe S.39) ausgegangen, hinsichtlich der Abmessungen (b , t) wurden verschiedene Kombinationen untersucht. Aus den numerischen Berechnungsergebnissen wurde ersichtlich, dass sowohl das Last-Stauchungs- als auch das Last-Verformungsverhalten stark von den gewählten Abmessungen (b , t) sowie der aufgebrachten Lastschrittgrösse $\Delta\varepsilon$ beeinflusst werden. Während das Last-Stauchungsverhalten mit abnehmender Elementdicke t aufgrund der für alle untersuchten Elementdicken konstanten absoluten Vorverformung weicher wurde, hatte die Wahl der Lastschrittgrösse vorgängig auf den Nachtraglastbereich einen grossen Einfluss. Dieser Einfluss äusserte sich schliesslich auch bezüglich des Last-Verformungsverhaltens. So unterschieden sich im Nachtraglastbereich die am freien Längsrand bestimmten Verformungen aus der Elementebene w zwischen den untersuchten Fällen ebenfalls. Auffallend war dabei, dass sich für eine kleine Lastschrittgrösse ($\Delta\varepsilon = 0.01 \cdot \varepsilon_y$) im Nachtraglastbereich eine asymmetrische Beulform auszubilden begann, während die Beulform für eine grosse Lastschrittgrösse ($\Delta\varepsilon = 0.10 \cdot \varepsilon_y$) selbst bei sehr grossen Dehnungen ($\varepsilon = 10 \cdot \varepsilon_y$) annähernd der Vorverformung entsprach. Aus diesen Beobachtungen kann geschlossen werden, dass die numerische Modellierung des Querschnittselementes gemäss Fall 2b hinsichtlich der aufgebrachten Lastschrittgrösse sehr sensibel ist. Im Vergleich zu den Resultaten von *Brune* (1999a) stellten sich jedoch selbst bei der kleinen Lastschrittgrösse ($\Delta\varepsilon = 0.01 \cdot \varepsilon_y$) stark abweichende Beulverformungen ein. So bildete sich die im Bild 3.9 für den Fall 2b dargestellte asymmetrische Beulverformung erst bei viel grösseren

Dehnungen aus. Die in Bild 3.9 für $\varepsilon = \varepsilon_y$ dargestellte, komplett umgeschlagene Beulform wurde im untersuchten Dehnungsbereich ($\varepsilon \leq 10 \cdot \varepsilon_y$) gar nie erreicht.

Priebe (1994) entwickelt in seiner Arbeit ebenfalls neue elastische wirksame Breiten für dünnwandige Querschnittselemente aus Karbonstahl. Die wirksamen Breiten werden gemäss numerisch berechneten Schnittgrössenkombinationen M und N mit Hilfe eines iterativen Näherungsverfahrens bestimmt und aufgeteilt. Wie bei *Brune* (1998) werden die wirksamen Breiten dreiseitig gelagerter Querschnittselemente in einen Anteil am freien und einen Anteil am gelagerten Längsrand aufgeteilt. Den numerischen Berechnungen zugrunde liegt die Annahme eines linear-elastischen, ideal-plastischen Spannungs-Dehnungsverhaltens unter Berücksichtigung allfälliger Eigenspannungen mittels Ansatz geometrischer Ersatzimperfectionen. Die Vorverformung wird generell gemäss erster Eigenform (Bestimmung nach geometrisch-linearer Beultheorie) angenommen. Weicht die Versagensform von der ersten Eigenform ab, wie dies beispielsweise bei Querschnittselementen mit Umschlagseffekten zu beobachten ist, wird die Vorverformung affin zur Versagensform gewählt und die Berechnung mit der neuen Vorverformungsform solange wiederholt, bis sich die Versagensform nicht mehr wesentlich ändert. Wie *Brune* (1994) geht auch *Priebe* vereinfachend davon aus, dass die Traglast bei einer Längsrandstauchung $\varepsilon = \varepsilon_y$ erreicht wird, was der dem *Verfahren elastisch-elastisch* zugrundeliegenden Annahme entspricht. Obwohl sich *Priebe* durchaus bewusst ist, dass diese Anforderung nicht notwendigerweise erfüllt ist und für Fälle mit $\varepsilon_u > \varepsilon_y$ wesentlich grössere Traglasten auftreten können, ist diese Annahme auf Querschnittsebene wichtig um die Kontinuität zwischen den verschiedenen Elementen des Gesamtquerschnitts zu wahren.

Im Gegensatz zu *Brune* (1994) untersucht *Priebe* nicht nur das Tragverhalten bei geometrischer (konst. Randdehnungsverhältnis ψ_ε) sondern auch bei statischer Beanspruchung (konst. Randspannungsverhältnis ψ_σ) (Bild 3.10). Wie gezeigt wird, lässt sich dabei jede geometrische Belastung in eine äquivalente statische Belastung überführen und umgekehrt, falls die auftretenden Verformungen elastisch sind oder die plastischen Verformungen für beide Belastungsfälle an denselben Stellen und in denselben Grössen auftreten. Letzteres ist beim zentrisch gedrückten, vierseitig gelagerten Querschnittselement ($\psi_\varepsilon = \psi_\sigma = 1.0$) der Fall. Für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente ist die Überführung einer geometrischen Belastung in eine äquivalente statische Belastung unter Einbezug von Plastifizierungen hingegen nicht möglich, da das Tragverhalten dieser Elemente im Nachbeulbereich stark nichtlinear ist. Wie die numerischen Untersuchungen dreiseitig gelagerter Elemente unter geometrischer Belastung zeigen, lagern sich die Längsspannungen nach Erreichen der Verzweigungsspannung aufgrund der einsetzenden Beulverformung zum gehaltenen Längsrand hin um. Am freien Längsrand können so sogar Zugspannungen auftreten. Diese Spannungsumlagerung führt u.a. dazu, dass die auftretende Beulform in Abhängigkeit des Belastungsfalles ab einer gewissen geometrischen Schlankheit auch bei halbwelliger Vorverformungsform umschlägt und sich anstatt einer mehrere Beulhalbwellen ausbilden. Bei statischer Belastung tritt dieser Umschlagseffekt nicht in gleicher Weise auf. Anstatt der auftretenden Beulwellen verändert sich das dem konstanten Randspannungsverhältnis zugehörige Randdehnungsverhältnis plötzlich rapide. Die Grösse dieser Veränderung ist von der Schlankheit b/t , dem Randspannungsverhältnis ψ_σ und dem Seitenverhältnis α abhängig. Dieser Effekt ist darauf zurückzuführen, dass beispielsweise beim dreiseitig gelagerten Querschnittselement die Last anfänglich über die gesamte Breite abgetragen wird, das Element im Bereich des freien Längsrandes mit steigender Last aufgrund der Beulverformung aber zunehmend ausfällt. Da das Randspannungsverhältnis weiterhin aufrechterhalten werden muss, steigen die Dehnungen am freien Längsrand im Ver-

gleich zum gelagerten stärker an und führen zu einer Veränderung des zugehörigen Randdehnungsverhältnisses.

Bei einem Vergleich des Modells von *Priebe* mit diversen Normansätzen wird festgestellt, dass das wesentliche Tragverhalten vierseitig gelagerter Querschnittselemente durch die Normen gut abgebildet wird. Dreiseitig gelagerte Querschnittselemente werden mit den Normansätzen allerdings schlecht erfasst, da die Anordnung der Spannungsblöcke gemäss der *Methode der wirksamen Breiten* (siehe S.41) die wirkliche Spannungsverteilung nur ungenau wiedergibt und die Momententragfähigkeit in der Elementebene so teilweise massiv unterschätzt wird.

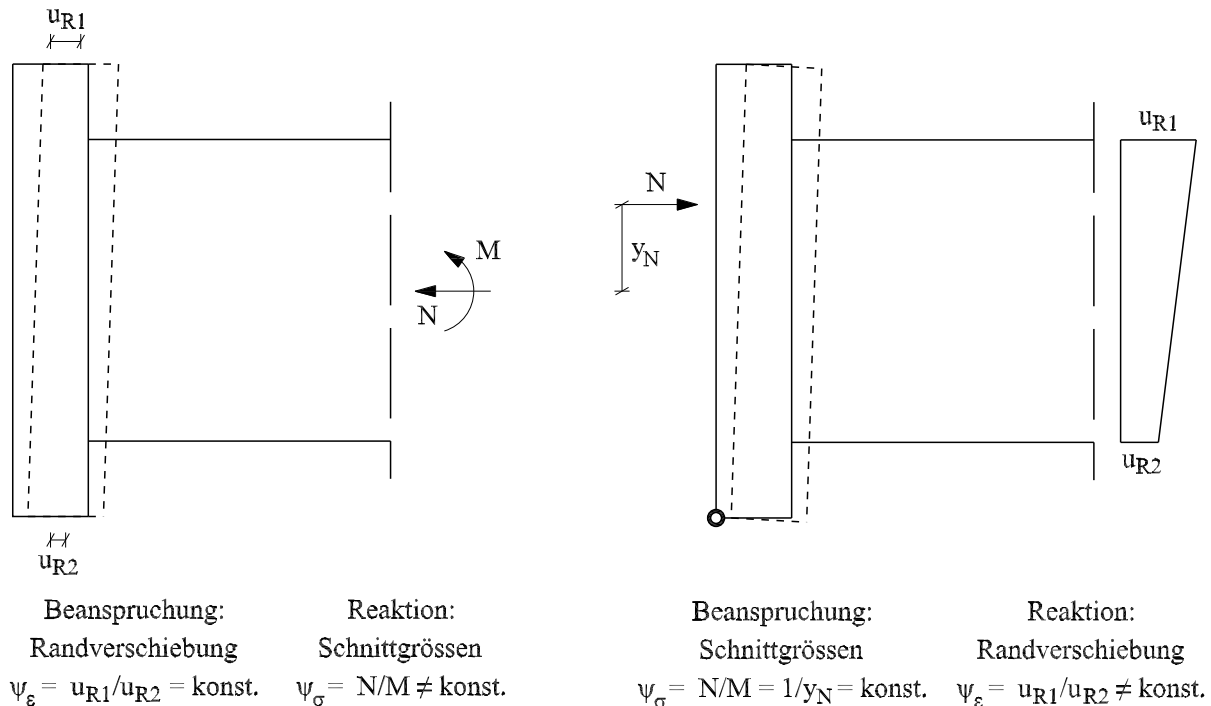


Bild 3.10 Geometrische (links) und statische (rechts) Beanspruchung am Beispiel eines in der Ebene beanspruchten Querschnittselementes

Wie *Priebe* (1994) zeigt, können sich bei dreiseitig gelagerten Querschnittselementen unter geometrischer Belastung am freien Längsrand Zugspannungen ausbilden. Damit diese Zugspannungen in der Realität tatsächlich auftreten, müssen sie in den Lagern der belasteten Elementränder verankert werden können. Dies ist jedoch häufig nicht oder nur teilweise der Fall. Folglich können sich die belasteten Ränder im Bereich des freien Längsrandes in Belastungsrichtung verschieben und es werden aufgrund der vergrösserten Beulverformungen tiefere Traglasten erreicht als bei einer idealen Übertragung der Zugspannungen. Um die dadurch verursachte Verminderung der Traglast zu quantifizieren, untersuchen *Bambach/Rasmussen* (2004) zwei Grenzfälle der Kraftübertragung an den belasteten Elementrändern („straight condition“: ideale Übertragung der Zugspannungen, „contact condition“: keine Übertragung von Zugspannungen). Mit Hilfe der Finiten Elemente Methode werden umfangreiche numerische Untersuchungen an drei- und vierseitig gelagerten Querschnittselementen unter gleichförmiger Randstauchung ($\psi_\epsilon = 1.0$) durchgeführt und der Einfluss der beiden Grenzfälle hinsichtlich der auftretenden Traglasten analysiert. Die dabei verwendete geometrische Vorverformung entspricht der ersten Eigenform mit einer maximalen Auslenkung $w_0 = t/10$.

Für vierseitig gelagerte Elemente ($\alpha = 1$, $t = 3\text{mm}$) wird für den untersuchten Schlankheitsbereich ($0.74 \leq \bar{\lambda} \leq 10.02$) ersichtlich, dass die Verteilung der Längsspannungen σ_x für die beiden Grenzfälle „straight condition“ und „contact condition“ nahezu identisch ist und sich folglich kaum unterschiedliche Traglasten einstellen. Zwar treten für grosse Elementschlankheiten in den stark ausgebeulten Bereichen der belasteten Elementränder Zugspannungen auf, doch sind diese äusserst klein. Das Tragverhalten dreiseitig gelagerter Querschnittselemente ($\alpha = 5$, $t = 5\text{mm}$) wird im Gegensatz dazu stärker durch den Grenzfall der Kraftübertragung an den belasteten Elementrändern beeinflusst. Für Querschnittselemente mit mittlerer bis hoher Elementschlankheit ($\bar{\lambda} \geq 1.49$) treten unter „straight condition“ am freien Längsrand Zugspannungen auf, welche zu höheren Traglasten führen als unter „contact condition“. Diese Differenz zwischen den Traglasten nimmt mit steigender Elementschlankheit zunächst zu ($1.49 \leq \bar{\lambda} \leq 2.98$), da die am freien Längsrand auftretenden Zugspannungen mit steigender Elementschlankheit ebenfalls zunehmen, und beträgt für $\bar{\lambda} = 2.98$ 10.6%. Für grosse Schlankheiten ($\bar{\lambda} \geq 2.98$) nimmt der Unterschied zwischen den Traglasten allerdings plötzlich wieder ab. Wie Untersuchungen der auftretenden Beulformen zeigen, kommt es für grosse Elementschlankheiten zum bekannten Umschlagen von einer zu mehreren Beulhalbwellen (*Brune* (1999a), *Priebe* (1994)). Für Querschnittselemente mit einer Schlankheit von $\bar{\lambda} \geq 2.98$ tritt das Umschlagen bereits vor Erreichen der Traglast auf und beeinflusst diese. Da der Einfluss der Randeffekte mit steigender Anzahl der im Querschnittselement auftretenden Beulhalbwellen abnimmt, wird die Traglast nach dem Umschlagen in eine mehrwellige Beulform durch die sich einziehenden belasteten Ränder („contact condition“) weniger stark beeinflusst und die Traglasten gemäss den beiden Grenzfällen unterscheiden sich ebenfalls weniger.

3.3 Tragmodelle für elastisches, nicht-linear plastisches Materialverhalten

3.3.1 Allgemeines

Wie aus dem Kapitel 2 ersichtlich wurde, besitzen Aluminium und rostfreier Stahl ein ausgeprägt nicht-lineares Spannungs-Dehnungsverhalten, welches sich in einer niedrigen Proportionalitätsdehnung sowie einem ausgeprägten Verfestigungsbereich äussert. Das nicht-lineare Spannungs-Dehnungsverhalten hat einen Einfluss auf das Beul- und Tragverhalten von Querschnittselementen. Für Spannungen oberhalb der Proportionalitätsspannung, nimmt die Steifigkeit, welche durch die Steigung der Spannungs-Dehnungskurve definiert wird, ab. Ausgehend vom Anfangselastizitätsmodul E_0 unterhalb der Proportionalitätsspannung wechselt sie zum Tangentenmodul E_T oberhalb dieser Grenzspannung. Dieser Steifigkeitsverlust beeinflusst die Verzweigungsspannung sowie den Tragwiderstand und muss berücksichtigt werden.

3.3.2 Bestimmung der Verzweigungsspannung

Modelle zur Bestimmung der Verzweigungsspannung bei elastischem, nicht-linear plastischem Materialverhalten gehen in der Regel vom Ansatz für linear-elastisches, ideal-plastisches Materialverhalten aus und unterscheiden sich hinsichtlich der Annahme der Fliesshypothese und der Spannungs-Deformationsbeziehung. Im Rahmen dieser Arbeit soll nur auf einige wenige dieser Ansätze eingegangen werden. Ein umfassenderer Überblick findet sich bei *Huck* (1993).

Nach *Bleich* (1952) kann die Verzweigungsspannung für rechteckige, in der Ebene beanspruchte Querschnittselemente gemäss Gl. (3.34) bestimmt werden. Die Berücksichtigung der

nicht-linearen Materialeigenschaften erfolgt über den Proportionalitätsfaktor τ (Gl. (3.35)) mit Hilfe des Tangentenmoduls E_T .

$$\sigma_{cr} = k_{\sigma} \cdot \frac{\sqrt{\tau} \cdot \pi^2 \cdot E_0}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (3.34)$$

$$\tau = \frac{E_T}{E_0} \quad (3.35)$$

Da *Bleich* annimmt, dass der Anfangs-Elastizitätsmodul E_0 nach Erreichen der Proportionalitätsgrenze nur in Belastungsrichtung vermindert wird, in Querrichtung aber weiterhin den vollen Wert aufweist, erfolgt in der Ausgangsgleichung von *Timoshenko* (1935) (Gl. (3.1)) eine volle Abminderung des Elastizitätsmoduls nur in Lastrichtung resp. eine teilweise Abminderung im gemischten zweiten Term. Im elastischen Bereich ($\tau = 1$) kann die Verzweigungsspannung direkt aus Gl. (3.34) bestimmt werden, während das Last-Stauchungsverhalten im plastischen Bereich ($\tau < 1$) durch die Verzweigungsspannung sowie den Tangentenmodul beeinflusst wird und die Verzweigungsspannung iterativ berechnet werden muss.

Die Bestimmung der Verzweigungsspannung erfolgt nach *Stowell* (1947) gemäss Gl. (3.36) aus dem Produkt des Reduktionsfaktor ϕ und der Verzweigungsspannung für linear-elastisches Werkstoffverhalten σ_{cri} .

$$\sigma_{cr} = \sigma_{cri} \cdot \phi = \frac{k_{\sigma} \cdot \pi^2 \cdot E_0}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2 \cdot \phi \quad (3.36)$$

Der Reduktionsfaktor ϕ ist vom Randspannungsverhältnis und den Randbedingungen abhängig. Bei konstanter Randspannungsverteilung beträgt er für die folgenden Fälle (E_S : Sekantenmodul):

- dreiseitig gelenkig gelagertes Querschnittselement

$$\phi = \frac{E_S}{E_0} \quad (3.37)$$

- vierseitig gelenkig gelagertes Querschnittselement

$$\phi = \frac{E_S}{E_0} \cdot \left(\frac{1}{2} + \frac{1}{2} \cdot \sqrt{\frac{1}{4} + \frac{3}{4} \cdot \frac{E_T}{E_S}} \right) \quad (3.38)$$

- Druckstab

$$\phi = \frac{E_T}{E_0} \quad (3.39)$$

Pflüger (1967, 1972) entwickelt eine Beultheorie auf der Grundlage eines differentiellen Spannungs-Dehnungsgesetzes. Unter Annahme verhältnismässig geringer plastischer Dehnungen wird das modifizierte *Prandtl-Reuss*-Gesetz als Fließshypothese angewandt. Der Proportionalitätsfaktor τ wird durch die Beziehung $\tau = \frac{E_T}{E_0} = \frac{E_0}{E_0 + \sigma_{cr}}$ beschrieben, wobei E_0 der Anfangs-Elastizitätsmodul und σ_{cr} die Verzweigungsspannung ist.

litätsfaktor ist eine Funktion des Spannungszustandes und des Zuwachses der Vergleichsspannung. Für ein vierseitig gelagertes, gleichförmig belastetes Querschnittselement ergibt sich:

$$\frac{\sigma_{cr}}{\sigma_{cri}} = \frac{T}{E} \cdot \left(\frac{1 - \nu^2}{1 - [1 - ((1 - 2\nu) \cdot (T/E))]^2 / 4} \right) \quad (3.40)$$

Für den effektiven Elastizitätsmodul T setzt *Pflüger* den *Von Karman*'schen Knickmodul für Rechteckquerschnitte gemäss Gl. (3.41) ein.

$$T = T_K = \frac{4 \cdot E}{(1 + \sqrt{E/E_T})^2} = \frac{4 \cdot E \cdot E_T}{(\sqrt{E} + \sqrt{E_T})^2} \quad (3.41)$$

Einen Vergleich der bezogenen Verzweigungsspannungen $\sigma_{cr}/f_{p0.2}$ drei- und vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente nach den Ansätzen von *Bleich* (1952), *Stowell* (1947) und *Pflüger* (1967, 1972) mit dem Ansatz nach geometrisch-linearer Beultheorie (Gl.(3.4)) und dem Ansatz gemäss *EN 1993-1-4* (2006) (Gl. (4.13) & (4.14)) zeigt Bild 3.11 für eine (fiktive) Aluminiumlegierung mit $f_{p,0.2} = 200 \text{ N/mm}^2$, $n = 10$ und $E_0 = 70 \cdot 000 \text{ N/mm}^2$. Für sämtliche verwendeten Ansätze wurden dabei die Beulwerte für eine gelenkige Randlagerung (dreiseitig: $k = 0.43$; vierseitig: $k = 4.00$) verwendet.

Wird das Spannungs-Dehnungsverhalten mit Hilfe des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes (Gl. (2.2)) abgebildet, ergibt sich für den Tangenten- und den Sekantenmodul:

$$E_T = \frac{d\sigma}{d\varepsilon} = \frac{E_0}{1 + 0.002 \cdot n \cdot \frac{E_0}{f_{p,0.2}} \cdot \left(\frac{\sigma}{f_{p,0.2}}\right)^{n-1}} \quad (3.42)$$

$$E_S = \frac{\sigma}{\varepsilon} = \frac{\sigma}{\frac{\sigma}{E_0} + 0.002 \cdot \left(\frac{\sigma}{f_{p,0.2}}\right)^n} \quad (3.43)$$

Grössere Abweichungen zwischen den verschiedenen Berechnungsansätzen treten sowohl für drei- als auch für vierseitig gelagerte Querschnittselemente insbesondere im stark gekrümmten Übergangsbereich des Spannungs-Dehnungsverlaufs auf. Auf dem Tangentenmodul (Gl. (3.42)) basierende Ansätze (*Bleich*, *Pflüger*) führen für gedrungene ($\bar{\lambda} > 0.4$) bis schlanke Querschnittselemente zu einer unteren, auf dem Sekantenmodul (Gl. (3.43)) basierende Ansätze (*Stowell*) zu einer oberen Grenze der bezogenen Verzweigungsspannung. Da schlanke Querschnittselemente bereits im elastischen Bereich ausbeulen, gehen die Kurven für grosse bezogene Schlankheiten in die Lösung nach geometrisch-linearer Beultheorie über. Es gilt zu beachten, dass die vorgestellten Ansätze wegen der ihnen zugrundeliegenden geometrisch-linearen Beultheorie streng genommen nur für kleine Verformungen gültig sind und deshalb keine überkritischen Tragreserven oder Vorverformungen berücksichtigt werden können.

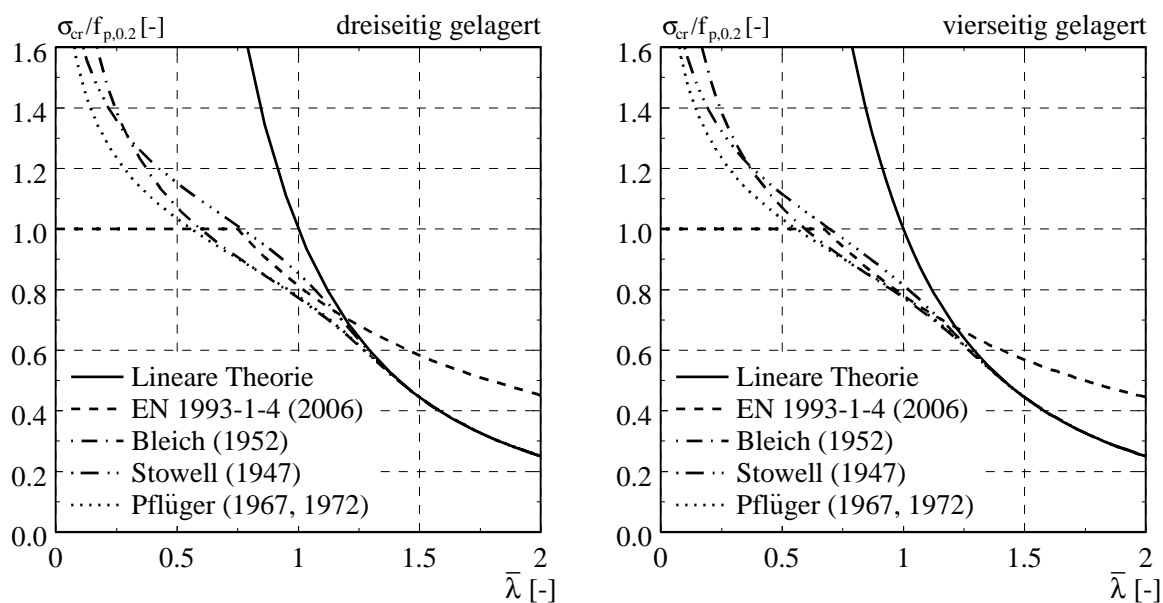


Bild 3.11 Vergleich von bezogenen Verzweigungsspannungs-Schlankheitskurven verschiedener Berechnungsansätze der elastoplastischen Beultheorie für drei- und vierseitig gelagerte Querschnittselemente

Der Einfluss des Spannungs-Dehnungsverlaufs auf das elastoplastische Beulverhalten wurde anhand einer Parameterstudie für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente untersucht. Als Einflussgrößen wurden der Elastizitätsmodul E , die bezogene 0.2%-Bemessungsspannung $f_{p,0.2}$ sowie der Verfestigungsexponent n gewählt. Die im Rahmen dieser Parameterstudie verwendeten Materialkennwerte sind in Tab. 3.1 aufgeführt, der Verlauf der zugehörigen Spannungs-Dehnungskurven nach dem einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz (Gl. (2.2) und (2.3)) ist aus Bild 3.12 (links) ersichtlich. Wie eine Betrachtung der iterativen Bestimmungsgleichungen der bezogenen Verzweigungsspannung $\sigma_{cr}/f_{p,0.2}$ der in diesem Unterkapitel vorgestellten Ansätze nämlich zeigt, fließt das Materialverhalten nur über den Verfestigungsexponenten sowie die bezogene 0.2%-Bemessungsspannung in die Berechnung ein. Damit kann sich die vorgestellte Parameterstudie mit der Untersuchung des Einflusses der beiden *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten n und e begnügen.

Stellvertretend für die anderen untersuchten Ansätze wurde die Parameterstudie mit dem Berechnungsansatz nach *Bleich* (1952) durchgeführt. Wie ein Vergleich dieser Ergebnisse zeigt, hängen Form und Lage der bezogenen Verzweigungsspannungskurven von den *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten n und e ab, wobei der Verfestigungsexponent allerdings das grössere Gewicht hat. Bei konstanter bezogener 0.2%-Bemessungsspannung e verlaufen Kurven mit hohem n -Wert für Spannungen oberhalb der Grenzspannung σ_{Gr} tiefer als solche mit geringem n -Wert. Für kleinere Spannungen ist der Sachverhalt gerade umgekehrt, da in diesem Bereich ein hoher n -Wert Traglast steigernd wirkt. Wie sich zeigen lässt, ist die Grenzspannung σ_{Gr} für den Ansatz von *Bleich* erreicht, wenn die Tangentenmoduli (Gl. (3.42)) zweier zu vergleichender Materialien gleich gross sind.

Wird der Verfestigungsexponent als konstant angenommen und die bezogene 0.2%-Bemessungsspannung variiert, zeigen die entsprechenden bezogenen kritischen Verzweigungsspannungskurven einen ähnlichen Verlauf. Ihre Lage ist von der Grösse der bezogenen 0.2%-Bemessungsspannung abhängig, wobei die bezogene Verzweigungsspannung für die grösste bezogene 0.2%-Bemessungsspannung am grössten ist und mit abnehmendem e -Wert kleiner

wird. Für $n = \infty$ (linear-elastisches, ideal-plastisches Spannungs-Dehnungsverhalten) entspricht die bezogene Verzweigungsspannung für kleine bezogene Elementschlankheiten ($\bar{\lambda} \leq 1.0$) der 0.2%-Bemessungsspannung $f_{p,0.2}$. Für grössere bezogene Schlankheiten entspricht die bezogene Verzweigungsspannungskurve derjenigen nach geometrisch-linearer Beultheorie (Gl. (3.4)).

Tabelle 3.1 Für die Parameterstudie verwendete Werkstoffkennwerte mit den zugehörigen Ramberg-Osgood Parametern n und e

E [N/mm ²]	$f_{p,0.2}$ [N/mm ²]	e [-]	n [-]
70'000	200	0.00286	5, 10
	300	0.00429	5, 10
200'000	200	0.00100	5, 10
	300	0.00150	5, 10

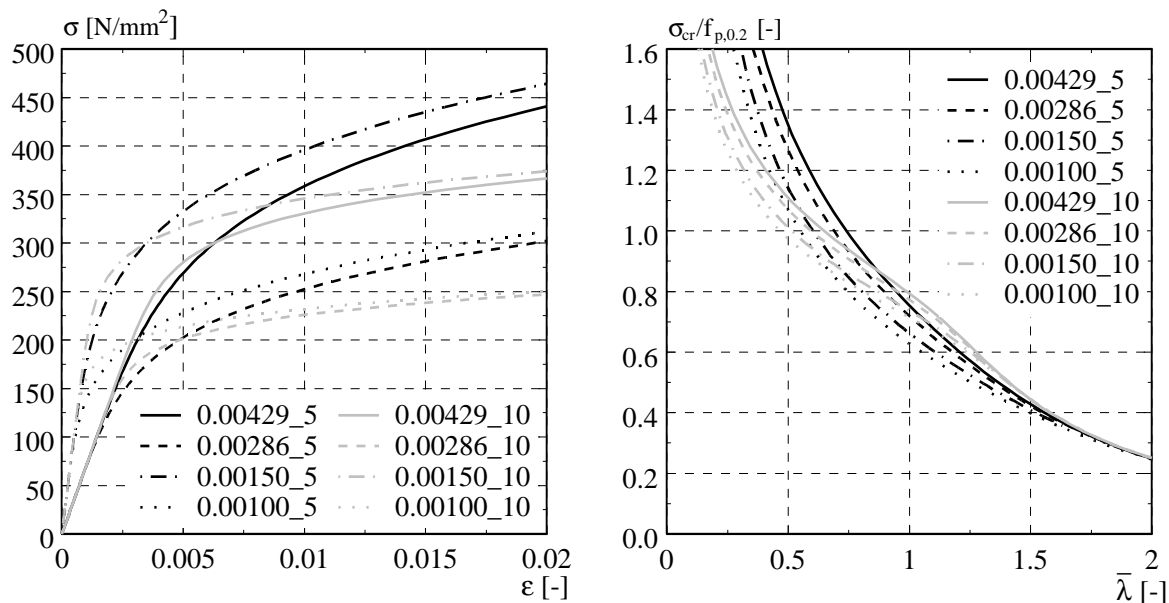


Bild 3.12 Spannungs-Dehnungskurven für verschiedene (e, n)-Werte (links) und deren Einfluss auf die bezogene Verzweigungsspannung nach Bleich (1952) für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittelemente (rechts)

Die für den Ansatz von Bleich getroffenen Aussagen sind qualitativ auch für die Ansätze von Stowell und Pflüger gültig. Nach dem Ansatz von Stowell entspricht die Grenzspannung σ_{Gr} bei konstanter bezogener 0.2%-Bemessungsspannung jedoch unabhängig vom Verfestigungsexponenten der Spannung $f_{p,0.2}$, da sich die zugehörigen Spannungs-Dehnungskurven bei dieser Spannung schneiden (Bild 3.12 (links)) und die Sekantenmoduli (Gl. (3.42)) damit gleich gross sind.

3.3.3 Bestimmung des Tragwiderstands

Wie zur Bestimmung der Verzweigungsspannung existieren auch zur Ermittlung des Tragwiderstands verschiedene Berechnungsansätze, wobei der Grossteil wie schon in Kapitel 3.2.2

auf der *Methode der wirksamen Breiten* basiert. Im Folgenden soll auf die wichtigsten dieser Ansätze eingegangen werden.

Johnson/Winter (1966) untersuchen in ihrer Arbeit das Beultragverhalten sowie das überkritische Tragvermögen drei- und vierseitig gelagerter Querschnittselemente als Bestandteil von Bauteilen aus rostfreien austenitischen Stählen. Zur Bestimmung der Traglast prüfen sie verschiedene Varianten. In einer der Varianten wird der Einfluss des nicht-linearen Materialverhaltens mittels des plastischen Reduktionsfaktors nach *Stowell* berücksichtigt und die *Winter-Formel* entsprechend modifiziert.

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \left(1 - \frac{0.22 \cdot \sqrt{\phi}}{\bar{\lambda}}\right) \cdot \frac{\sqrt{\phi}}{\bar{\lambda}} \quad (3.44)$$

Bei dreiseitig gelagerten Querschnittselementen darf Gl. (3.37) für den plastischen Reduktionsfaktor ϕ verwendet werden, bei vierseitig gelagerten Elementen ist Gl. (3.35) nach *Bleich* anzuwenden.

In einer weiteren Variante wird ebenfalls von der *Winter-Formel* ausgegangen, allerdings ist dieser Ansatz dehnungsabhängig.

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \sqrt{\frac{\epsilon_{\text{cr}}}{\epsilon_{\text{max}}}} \cdot \left(1 - 0.22 \cdot \sqrt{\frac{\epsilon_{\text{cr}}}{\epsilon_{\text{max}}}}\right) \quad (3.45)$$

Aus Vergleichen mit entsprechenden Versuchsergebnissen ergibt sich für letztgenannte Variante eine sehr gute Übereinstimmung. Es zeigt sich dabei, dass die *Winter-Formel* für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus Karbonstahl auf der sicheren Seite liegt und die geringere Traglast des elastoplastischen austenitischen Stahls mit hinreichender Genauigkeit ohne den plastischen Reduktionsfaktor berechnet werden kann. Dieser dehnungsabhängige Ansatz ist für die Praxis leider ungeeignet, da die erreichbare Dehnung ϵ_{max} in der Regel unbekannt ist und iterativ bestimmt werden muss.

In *Huck* (1993) ist eine Gegenüberstellung der *Winter-Formel* mit dem Ansatz von *Johnson* nach Gl. (3.44) für Verfestigungsexponenten $10 \leq n \leq 20$ zu finden. Es zeigt sich, dass der plastische Reduktionsfaktor ϕ die Tragfähigkeit der Querschnittselemente nur bei sehr geringen bezogenen Schlankheiten ($\bar{\lambda} \leq 1.0$) beeinflusst, wobei der Einfluss des nicht-linearen Materialverhaltens für kleinere Verfestigungsexponenten erwartungsgemäss grösser ist. Die Ursache des geringen Einflusses des Reduktionsfaktors auf die Tragfähigkeit ist in der Verwendung einer mittleren Spannung $\bar{\sigma} = b_{\text{eff}}/b \cdot \sigma_{0.2}$ für die Berechnung des Tangenten- resp. Sekantenmoduls zu finden.

Wirksame Breiten für Querschnittselemente aus austenitischen Stählen und Aluminium werden von *Höglund* (1980) anhand eines semiempirischen Ansatzes angegeben. Es ergibt sich:

- Aluminium:

$$b_{\text{eff}} = 375 \cdot \frac{t}{\sqrt{f_{p,0.2}}} \quad (3.46)$$

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{0.745}{\bar{\lambda}} \quad (3.47)$$

- Austenitischer Stahl:

$$b_{\text{eff}} = 780 \cdot \frac{t}{\sqrt{f_{p, 0.2}}} \quad (3.48)$$

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{0.895}{\bar{\lambda}} \quad (3.49)$$

Diese Gleichungen werden mit Hilfe fremder Versuchsergebnisse sowie Resultaten eigener Versuche hergeleitet. Die Gl. (3.47) und (3.49) ergeben sich aus den jeweils darüberstehenden Gleichungen unter der Annahme eines vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementes ($k_{\sigma} = 4.0$) und bei Berücksichtigung der Werkstoffkennwerte.

Tachwaly (1973) untersucht das überkritische Tragverhalten für mittlere Schlankheiten ($\bar{\lambda} \approx 1.2$). Sein Ansatz entspricht einer Verallgemeinerung der *Marguerre*'schen Lösung, wobei das Spannungs-Dehnungsgesetz nach *Pflüger* (Kap. 3.3.2) verwendet wird. Die Berechnung der wirksamen Breiten nach *Tachwaly* (Gl. (3.50)) erfolgt aus der auftretenden Normalkraft N_I , der Knicklast N_{KE} und dem plastischen Reduktionsfaktor α , wobei letztgenannter im elastischen Bereich den Wert 1 und im plastischen Bereich kleinere Werte annimmt. Die Knicklast N_{KE} nach *Engesser-Karman* (Gl. (3.51)) ist mit Hilfe des *Von Karman*'schen Knickmoduls T_K gemäss Gl. (3.41) zu bestimmen.

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{1}{2} \cdot \left(1 + \alpha \cdot \frac{N_{KE}}{N_I} \right) \quad (3.50)$$

$$N_{KE} = \pi^2 \cdot \frac{T_K \cdot I}{l^2} \quad (3.51)$$

Wie sich zeigen lässt, überschätzt das Modell die Traglasten, da der Ansatz der Spannungsverteilung im Querschnittselement zu einfach gewählt wird und Anfangsimperfektionen gänzlich vernachlässigt werden.

Little hat sich in einer ganzen Reihe von Veröffentlichungen mit dem Thema der Bestimmung der Last-Verformungskurve sowie der Traglast von rechteckigen, isotropen Querschnittselementen auseinandergesetzt. Das Modell von *Little* (1977) für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente gründet auf der Energiemethode. Die deformierte Lage der Mittelfläche der betrachteten Querschnittselemente wird mittels auf der *Rayleigh-Ritz*-Methode basierender Verschiebungsfunktionen beschrieben. Es erfolgt ein Ansatz mit doppelten *Fourier*-Reihen, welche kinematischen Randbedingungen genügen müssen. Bei steigender Belastung (Randstauchung) des Querschnittselementes, werden die Verschiebungsfunktionen solange variiert, bis das Minimum der Energiefunktion mit Hilfe des *Quasi-Newton*-Verfahrens gefunden ist. Damit kann die Gleichgewichtslage des Querschnittselementes bestimmt und die mittlere Spannung $\bar{\sigma}$ berechnet werden. Das Vorgehen wird für steigende Stauchungswerte solange wiederholt, bis damit die bezogene Last-Stauchungskurve genügend genau gezeichnet und daraus die Traglast bestimmt werden kann. Das inkrementelle Spannungs-Dehnungsverhalten des Querschnittselementes wird mittels der *Prandtl-Reuss*-Gleichungen und dem *Von Mises*-Fliesskriterium beschrieben. Geometrische Vorverformungen und durch Schweissprozesse eingetragene Eigenspannungen können bei der Berechnung berücksichtigt werden.

In einer zweiten Veröffentlichung zu diesem Thema untersucht *Little* (1980) Karbonstahlelemente unter einaxialer Druckbeanspruchung und führt eine umfangreiche Parameterstudie durch. Die untersuchten Einflussgrößen sind unter anderem die Fließgrenze f_y , das Längen- zu Breitenverhältnis α , die Elementschlankheit b/t , die bezogene maximale Vorverformung w_0/t sowie die horizontale Längsrandlagerung. Für die letztgenannte Einflussgröße werden die *Grundfälle B* und *C* gemäss S.39 untersucht. Es zeigt sich, dass der bezüglich der Traglast ungünstigste α -Wert mit steigender Vorverformung abnimmt. In der Regel liegt er bei 0.6, für sehr kleine Schlankheiten ($\bar{\lambda} = 0.5$) bei 0.4. Die Traglast des Querschnittselementes wird durch das knickstabähnliche Verhalten also wesentlich beeinflusst.

Ausgehend von diesen Erkenntnissen baut *Little* (1981) den Untersuchungsbereich auf Werkstoffe mit elastischem, nicht-linear-plastischem Spannungs-Dehnungsverhalten aus. Die Modellierung des Spannungs-Dehnungsverhaltens erfolgt mittels einer bezogenen *Ramberg-Osgood*-Formulierung, wobei eine isotrope Verfestigung des Materials angesetzt wird. Die Resultate einer Parameterstudie zeigen, dass der für die Traglast ungünstigste α -Wert zwischen 0.6 und 0.8 liegt.

Little (1982) führt mit diesem erweiterten Modell eine weitere Parameterstudie für verschiedene fiktive Aluminiumlegierungen durch. Er untersucht den Einfluss der horizontalen Längsrandlagerung, der bezogenen Elementschlankheit $\bar{\lambda}$, der bezogenen maximalen Vorverformung w_0/t und des Verfestigungsvermögens auf die Traglast und den Verlauf der bezogenen Last-Stauchungskurve. Sämtliche Berechnungen werden mit $\alpha = 0.6$ durchgeführt und bezüglich der horizontalen Längsrandlagerung werden wiederum die *Grundfälle B* und *C* untersucht. Es zeigt sich, dass für den *Grundfall B* generell höhere Traglasten erreicht werden als für den *Grundfall C*. Dieser Unterschied ist für kleine Verfestigungsexponenten grösser und nimmt mit steigender bezogener Schlankheit zu. Bezüglich des Einflusses der bezogenen Anfangsimperfektion auf die Traglast wird ersichtlich, dass dieser nur für gedrungene bis mittelschlankere Querschnittselemente ($\bar{\lambda} \leq 1.5$) von Bedeutung ist und sich für $\bar{\lambda} = 1.0$ am ausgeprägtesten zeigt. Aufgrund der Tatsache, dass der von *Little* (1982) untersuchte Dehnungsbereich in den meisten Fällen zu klein gewählt wurde, um die Traglast in diesem Bereich zu erreichen, ist eine abschliessende quantitative Beurteilung des Einflusses des Verfestigungsvermögens sowie ein Vergleich der Ergebnisse mit denjenigen anderer Berechnungsansätze nur bedingt möglich. *Huck* (1993) stellt in seiner Arbeit trotzdem die Ergebnisse der Parameterstudie nach *Little* (1982) der *Winter*-Kurve nach Gl. (3.23) gegenüber. Er stellt fest, dass der *Winter*-Ansatz für alle verwendeten Verfestigungsexponenten ($n = 5, 10, 25, \infty$) im Wesentlichen auf der sicheren Seite liegt und im Bereich grösserer Schlankheiten die Tragfähigkeit leicht unterschätzt. Wie sich zeigt, kann ein grosses Verfestigungsvermögen nur bei gedrungenen Querschnittselementen Traglast steigernd genutzt werden. *Huck* folgert daraus, dass bei schlankeren Querschnittselementen mit ausgeprägtem Verfestigungsvermögen der Steifigkeitsverlust infolge des bereits bei niedrigen Spannungen abnehmenden Tangentenmoduls dominiert. Eine Übertragung der umfangreichen Ergebnisse von *Little* auf in der Praxis verwendete dünnwandige Querschnittselemente ist allerdings nur begrenzt möglich, da in seinen Studien nur Querschnittselemente mit geringen α -Werten ($\alpha \leq 1.0$) sowie einer bezogenen Elementschlankheit von $\bar{\lambda} \leq 3.0$ untersucht wurden. Die in der Praxis verwendeten Querschnittselemente weisen in erster Linie grössere α -Werte auf, womit ihr Tragverhalten nicht mehr durch ein knickstabähnliches Versagen geprägt wird.

Das überkritische Tragverhalten dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente wird von *Hopperstad/Langseth/Tryland* (1999) durch Kopplung der Theorie von *Stowell* (1947) mit

der *Methode der wirksamen Breiten* unter Verwendung des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes modelliert. Die Verzweigungsspannung wird mit Hilfe des Ansatzes von *Stowell* gemäss Gl. (3.36) berechnet, wobei der Beulwert k nach *Ronalds/Chapman* (1991) (Gl. (3.52)) bestimmt wird. Da davon ausgegangen werden kann, dass die Verzweigungsspannung bei einer relativ kleinen Dehnung erreicht wird, wird die Querdehnungszahl ν über den gesamten Stauchungsbereich als konstant angenommen.

$$k = \frac{6 \cdot (1 - \nu)}{\pi^2} + \left(\frac{2 \cdot b}{L}\right)^2 \quad (3.52)$$

Der Reduktionsfaktor ϕ nach *Stowell* ergibt sich für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente gemäss Gl. (3.37) und beträgt bei Verwendung des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes:

$$\phi = \frac{E_S}{E_0} = \frac{1}{1 + 0.002 \cdot E_0 / f_{p, 0.2} \cdot \left(\frac{\sigma}{f_{p, 0.2}}\right)^{n-1}} \quad (3.53)$$

Damit gilt für die Verzweigungsspannung unter Berücksichtigung des elastoplastischen Werkstoffverhaltens:

$$\sigma_{cr} = \phi \cdot \sigma_{cri} = \frac{\sigma_{cri}}{1 + 0.002 \cdot E_0 / f_{p, 0.2} \cdot \left(\frac{\sigma}{f_{p, 0.2}}\right)^{n-1}} \quad (3.54)$$

mit der Verzweigungsspannung σ_{cri} für linear-elastisches Werkstoffverhalten:

$$\sigma_{cri} = k \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (3.55)$$

Die Anwendung der *Methode der wirksamen Breiten* erfolgt unter den Annahmen, dass sich nach dem Ausbeulen des Querschnittselementes eine kontinuierliche Abnahme der wirksamen Breite einstellt, das Querschnittselement über die wirksame Breite immer gerade bleibt und die gesamte Last darüber abgetragen wird. Ausserdem wird davon ausgegangen, dass sich der Beulwert k auch im plastischen Bereich nicht verändert. Die über die wirksame Breite auftretende Spannung σ_{eff} ergibt sich mit der einstufigen *Ramberg-Osgood*-Formulierung zu:

$$\sigma_{eff} = f_{p, 0.2} \cdot \left(\frac{\varepsilon_p}{0.002}\right)^{1/n} \quad (3.56)$$

Die Dehnung ε_p entspricht dem plastischen Dehnungsanteil, während ε_e dem elastischen Anteil entspricht. In Abhängigkeit von ε_p kann die Spannung σ für $\varepsilon_p < \varepsilon_{p, cr}$ nach Gl. (3.57) und für $\varepsilon_p \geq \varepsilon_{p, cr}$ nach Gl. (3.58) bestimmt werden.

$$\sigma = \sigma_{eff} = f_{p, 0.2} \cdot \left(\frac{\varepsilon_p}{0.002}\right)^{1/n} \quad (\varepsilon_p < \varepsilon_{p, cr}) \quad (3.57)$$

$$\sigma = \sqrt{\phi \cdot \sigma_{\text{cri}} \cdot \sigma_{\text{eff}}} = \sqrt{\sigma_{\text{cri}} \cdot \frac{f_{p,0.2} \cdot \left(\frac{\varepsilon_p}{0.002}\right)^{1/n}}{1 + 0.002 \cdot E_0 / f_{p,0.2} \cdot \left(\frac{\sigma}{f_{p,0.2}}\right)^{n-1}}} \quad (\varepsilon_p \geq \varepsilon_{p,cr}) \quad (3.58)$$

Die der Gl. (3.58) zugehörige Dehnung ε_u bei Erreichen der Traglast ergibt sich für $n > 2$ zu:

$$\varepsilon_{p,u} = \left(\frac{(n-2) \cdot E_0}{f_{p,0.2} / 0.002^{1/n}} \right)^{n/(1-n)} \quad (3.59)$$

Mittels dieser Gleichungen kann die gesamte Last-Stauchungskurve berechnet werden. Ein Vergleich der Ergebnisse dieses Berechnungsmodells mit Resultaten von Stub Column Tests an Kreuzprofilen aus Aluminium (*Hopperstad/Langseth/Hanssen (1997)*) ergibt bezüglich der Traglasten eine gute Übereinstimmung.

Bezkorovainy/Burns/Rasmussen (2003) entwickeln unter Verwendung der *Methode der wirksamen Breiten* sowie einer generalisierten *Winter-Kurve* Traglastkurven für quadratische, vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente mit nicht-linearem Spannungs-Dehnungsverhalten. Den Traglastkurven liegt eine umfangreiche, mittels Versuchen verifizierte, numerische Parameterstudie zugrunde. Die untersuchten Querschnittselemente werden durch Stauchung an zwei gegenüberliegenden Rändern in der Elementebene belastet, wobei die beiden unbelasteten Ränder in der Ebene frei verschieblich sind (*Grundfall C* der horizontalen Längsrandlagerung). Als Anfangsimperfektion wird die Verformung nach erster Eigenform mit einer maximalen Anfangsauslenkung $w_0 = t/10$ verwendet. Da die Elementschlankheit über die Dicke variiert wird, weisen gedrungene Querschnittselemente somit grössere absolute maximale Anfangsauslenkungen auf als schlanke. Eigenspannungen werden im Rahmen der Parameterstudie nicht berücksichtigt. Die Definition des Materialmodells erfolgt mit dem zweistufigen *Ramberg-Osgood-Ansatz* (Gl. (2.5) - (2.9)). Numerische Untersuchungen hatten für den gegebenen Fall des vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementes gezeigt, dass der einstufige *Ramberg-Osgood-Ansatz* zu physikalisch unmöglichen Resultaten führt. Wie aus *Rasmussen et al. (2002)* ersichtlich wird, kann die nicht-lineare Spannungs-Dehnungsbeziehung für Metalle mit moderater Anisotropie gut unter der Annahme isotroper Verfestigung modelliert werden. Voraussetzung dafür ist die Bestimmung der Materialkennwerte anhand von Zugproben, welche parallel zur Belastungsrichtung des eigentlichen Versuchs entnommen wurden. Für die numerischen Berechnungen wird deshalb eine Fliesstheorie mit isotroper Verfestigung verwendet.

Die zur Bestimmung der Traglastkurven verwendete generalisierte *Winter-Kurve* lautet:

$$\rho = \frac{\alpha}{\bar{\lambda}} - \frac{\beta}{\bar{\lambda}^2} \quad (3.60)$$

Die Koeffizienten α und β sind abhängig von Funktionen der beiden *Ramberg-Osgood-Koeffizienten* n und e und werden aus den Ergebnissen der Parameterstudie hergeleitet. Ihr Verlauf ist aus Bild 3.13 ersichtlich. Die Parameterstudie umfasst bezogene 0.2%-Bemessungsspannungen $0.001 \leq e \leq 0.003$ und Verfestigungsexponenten $3 \leq n \leq 100$ bei einem bezogenen Schlankheitsbereich von $0.5 \leq \bar{\lambda} \leq 3.0$. Der Fall für $n = 100$ entspricht in guter Näherung linear-elastischem, ideal-plastischem Materialverhalten. Gl. (3.60) geht in diesem Fall unabhängig

von der bezogenen 0.2%-Bemessungsspannung in die modifizierte *Winter*-Formel nach Gl. (3.23) über ($\alpha = 1.000$, $\beta = 0.220$), welche gemäss *EN 1993-1-5 (2006)* für vierseitig gelagerte Querschnittselemente aus Karbonstahl verwendet wird.

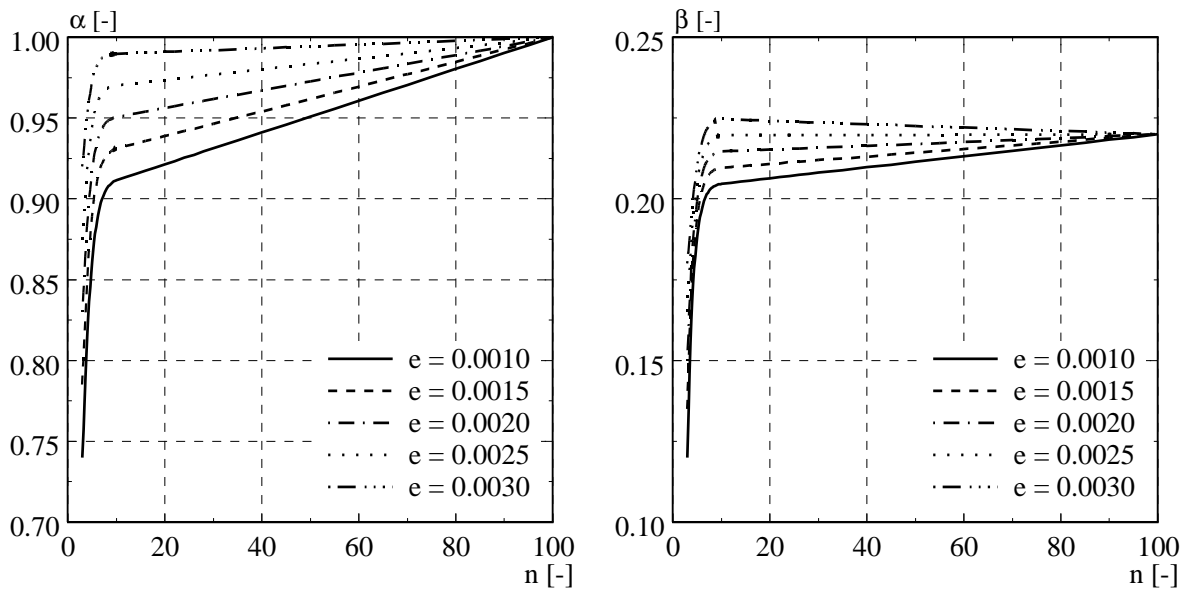


Bild 3.13 Koeffizienten α und β in Funktion der Ramberg-Osgood Koeffizienten n und e (Bezgorovainy/Burns/Rasmussen (2002))

Gardner/Nethercot (2004b) entwickeln ein Berechnungsmodell für Hohlstützen (u.a. SHS, RHS) aus rostfreiem Stahl, welches den Einfluss des nicht-linearen Materialverhaltens auf das Last-Verformungsverhalten berücksichtigt. Unter Verwendung der Querschnittsschlankheit β (Gl. (3.61)) des schlanksten Querschnittselementes und der Querschnittsdeformationskapazität ε_{LB} (Gl. (3.63)) kann die Spannung σ_{LB} bei Erreichen der Traglast bestimmt werden. Die Berechnung von σ_{LB} erfolgt mit dem zweistufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz (Gl. (2.5) bis (2.9)) aus ε_{LB} .

$$\beta = \left(\frac{b}{t}\right) \cdot \sqrt{\frac{f_{p,0.2}}{E_0}} \cdot \sqrt{\frac{4.0}{k}} \quad (3.61)$$

$$\varepsilon_{p,0.2} = \frac{f_{p,0.2}}{E_0} \quad (3.62)$$

$$\frac{\varepsilon_{LB}}{\varepsilon_{p,0.2}} = \frac{7.07}{\beta^{2.13 + 0.21\beta}} \cdot \chi^{-0.30\beta^{0.5}} \quad (3.63)$$

$$N_{c,Rd} = A \cdot \sigma_{LB} / \gamma_{M0} \quad (3.64)$$

Die Querschnittsdeformationskapazität ε_{LB} entspricht eigentlich der auf die Probenlänge bezogenen Stauchung des Versuchskörpers bei Erreichen der Traglast. Mit Hilfe von Versuchsdaten sowie numerischen Ergebnissen von Stub Columns wird gemäss Gl. (3.63) ein empirischer Zusammenhang zwischen der Querschnittsschlankheit β und der Querschnittsdeforma-

tionskapazität ϵ_{LB} hergeleitet. Der Koeffizient χ entspricht dabei eigentlich dem Verhältnis der Steifigkeiten der längeren Seite des RHS-Profiles zur kürzeren. Für isotrope Materialeigenschaften und eine konstante Elementdicke des Versuchskörpers kann χ vereinfacht gleich dem Längen- zu Breitenverhältnis des Querschnitts gesetzt werden. Für SHS-Profile ergibt sich folglich $\chi = 1.0$. Der Beanspruchungsfall fließt über den Beulwert k , welcher gemäss *EN 1993-1-5* (2006) bestimmt wird, in die Berechnung der Querschnittsschlankheit (Gl. (3.61)) ein. Wie Vergleiche mit Testresultaten zeigen, vermag das Berechnungsmodell nach *Gardner/Nethercot* die Traglasten um einiges genauer abzubilden als dies gemäss *EN 1993-1-4* (2006) der Fall ist.

Das Berechnungsmodell wird u.a. von *Ashraf* (2006) auf weitere Querschnittstypen und Belastungsfälle (Biegung, Normalkraft mit Biegung) erweitert. Um eine genauere Abbildung realer Versuchskörper zu erreichen, werden die infolge Kaltumformung induzierten Verfestigungseffekte in den Eckbereichen (Kap. 2.5) mittels eines Korrekturfaktors berücksichtigt und der schlechten Abbildung der Traglasten schlanker Querschnitte durch Anpassung von Gl. (3.63) Rechnung getragen. Umfangreiche Vergleiche mit Versuchsergebnissen hatten gezeigt, dass das Nachbeulverhalten schlanker Querschnitte mit dem bestehenden Ansatz nur unzureichend abgebildet werden kann.

Im Gegensatz zu den gängigen Bemessungsansätzen, wie etwa der *EN 1993-1-4*, ist mit dem Berechnungsmodell von *Gardner/Nethercot* (2004b) sowie dem erweiterten Modell von *Ashraf* (2006) keine Klasseneinteilung des Querschnitts mehr notwendig und die Berechnung wirksamer Breiten kann für beulgefährdete Bauteile ebenfalls entfallen.

3.4 Tragmodelle für Karbonstahl bei erhöhter Temperatur

3.4.1 Allgemeines

Zum Beul- und Tragverhalten drei- und vierseitig gelagerter Querschnittselemente aus Karbonstahl bei erhöhter Temperatur existiert eine ganze Reihe von Berechnungsansätzen. Beim Grossteil von ihnen handelt es sich um semiempirische Ansätze, welche mehrheitlich auf der Basis von numerischen Parameterstudien hergeleitet wurden. Im Folgenden soll ein kurzer Überblick der wichtigsten Berechnungsansätze gegeben werden.

3.4.2 Bestimmung der Verzweigungsspannung

Ein Ansatz zur Bestimmung der Verzweigungsspannung drei- und vierseitig gelagerter Querschnittselemente aus Karbonstahl bei erhöhter Temperatur wird von *Uy/Bradford* (1995) entwickelt. Mit Hilfe der Finite Streifen Methode nach *Cheung* (1976) wird in einer breit angelegten Parameterstudie der Einfluss verschiedener Randbedingungskombinationen (eingespannt, gelenkig) und Elementschlankheiten auf die Verzweigungsspannung untersucht. *Uy/Bradford* schlagen einen zweistufigen Berechnungsansatz gemäss Gl. (3.65) und (3.66) vor.

$$\sigma_{cr, \theta} = \sigma_{cr} \cdot \frac{E_{\theta}}{E} \quad \text{für } \sigma_{cr, \theta} \leq f_{y, \theta} \quad (3.65)$$

$$\sigma_{cr, \theta} = \sigma_{cr} \cdot \frac{f_{y, \theta}}{f_y} \quad \text{für } \sigma_{cr, \theta} > f_{y, \theta} \quad (3.66)$$

Ranby (1998) leitet ein analytisches Berechnungsverfahren auf der Grundlage des Ansatzes von *Nylander* (1951) her. Dieser hatte gezeigt, dass der Ansatz von *Marguerre* (1938) (Gl. (3.11) - (3.12)) für imperfekte, vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente unter gleichförmiger axialer Beanspruchung geeignet umgeformt und eine geschlossene Lösung bestimmt werden kann. Voraussetzung ist die Affinität der Anfangsverformung zur späteren zusätzlichen Verformung. Mit Hilfe des Ansatzes von *Nylander* kann u.a. die Verzweigungsspannung für eine vorgegebene Imperfektionsgrösse bestimmt werden. *Ranby* passt diesen Ansatz für die gegebene Ausgangslage an, indem er die temperaturabhängigen Materialkennwerte (Fließgrenze, Elastizitätsmodul) gemäss *EN 1993-1-2* (2005) bestimmt und diese in die Gleichungen von *Nylander* einsetzt. Er stellt dabei fest, dass der Einfluss der Grösse der Anfangsimperfektionen auf die Traglast mit jenem bei Raumtemperatur vergleichbar ist.

3.4.3 Bestimmung des Tragwiderstands

Ala-Outinen/Myllymäki (1995) präsentieren die Ergebnisse von 20 Versuchen an kaltgeformten Rechteckprofilen (RHS 200 x 200 x 5, RHS 150 x 100 x 3) aus Karbonstahl S355. Sämtliche Probekörper weisen eine Länge von 900mm auf und haben an beiden Probenenden angeschweisste Kopfplatten. Die Versuche erfolgen unter zentrischer und leicht exzentrischer Belastung und werden als Transient State Tests bei einer konstanten Aufheizgeschwindigkeit von 10°C/min durchgeführt. Um die Materialeigenschaften der Probekörper zu bestimmen, werden Zugversuche (allerdings nur bei Raumtemperatur) ausgeführt. *Ala-Outinen/Myllymäki* modellieren die Versuche mittels FEM und berücksichtigen dabei sowohl geometrische als auch materialspezifische Nichtlinearitäten. Die geometrische Anfangsimperfektion setzen sie gemäss der ersten Eigenform mit einer Amplitude von 1/200 der Querschnittshöhe an, der Verlauf der temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungskurve wird gemäss *EN 1993-1-2* (2006) mittels der Materialkennwerte aus den Zugversuchen bei Raumtemperatur implementiert. Wie sich zeigt, sind die mit diesen Annahmen ermittelten numerischen Traglasten im Vergleich zu den Versuchsergebnissen durchwegs konservativ. *Ala-Outinen/Myllymäki* führen dies auf möglicherweise zu grosse Anfangsimperfektionen und eine Diskrepanz zwischen angenommener und tatsächlicher temperaturabhängiger Spannungs-Dehnungsbeziehung zurück. Ergänzend schlagen *Ala-Outinen/Myllymäki* ein vereinfachtes, auf der *Methode der wirksamen Breiten* basierendes analytisches Berechnungsmodell vor. Die Bestimmung der wirksamen Breiten soll wie bei Raumtemperatur gemäss *EN 1993-1-3* (2006) erfolgen, allerdings unter Berücksichtigung temperaturabhängiger Materialkennwerte (Fließgrenze, Elastizitätsmodul). *Ala-Outinen/Myllymäki* schlagen vor, diese Werte mit den temperaturabhängigen Abminderungsfaktoren gemäss *EN 1993-1-2* und den aus den Zugversuchen bei Raumtemperatur ermittelten Materialkennwerten zu berechnen. Da eine Verwendung der so bestimmten temperaturabhängigen Spannung bei 2% totaler Dehnung im Vergleich zu den Versuchen zu überhöhten Traglasten führt, wird die temperaturabhängige 0.2%-Bemessungsspannung als temperaturabhängige Fließgrenze angesetzt. Wie sich zeigt, liegen die damit bestimmten, analytischen Traglasten durchwegs auf der sicheren Seite, sind für zentrischen Druck aber teilweise sehr konservativ.

Ranby (1998) verwendet den modifizierten Ansatz von *Nylander* (1951) neben der Bestimmung der Verzweigungsspannung auch zur Berechnung des Tragwiderstands. Alternativ zu diesem Ansatz wendet *Ranby* ein Handrechnungsverfahren an, welches demjenigen von *Ala-Outinen/Myllymäki* (1995) entspricht. Als Bemessungsspannungen berücksichtigt er sowohl die Spannung bei 0.2% als auch bei 0.1% plastischer Dehnung, wobei die Unterschiede zwischen den damit berechneten Traglasten für die untersuchten Elementschlankheiten ($b/t = 40$,

50, 67, 100) und das verwendete Materialverhalten (S355) gering sind. *Ranby* setzt in der Folge die 0.2%-Bemessungsspannung für weitere Handrechnungen an. Um die Traglasten nach dem modifizierten Ansatz von *Nylander* und dem Handrechnungsverfahren besser beurteilen zu können, führt *Ranby* zusätzlich numerische Berechnungen mittels FEM durch. Wie *Ala-Outtinen/Myllymäki* berücksichtigt er sowohl geometrische als auch materialspezifische Nichtlinearitäten. Die Anfangsimperfektion setzt er gemäss erster Eigenform mit einer Amplitude von $b/200$ an und verwendet die temperaturabhängige Spannungs-Dehnungskurve gemäss *EN 1993-1-2* (2006). Die mit dem modifizierten Ansatz von *Nylander* berechneten Traglasten stimmen dabei besser mit den numerisch ermittelten Werten überein als die Traglasten nach dem Handrechnungsverfahren.

Ranby/Inha/Myllymäki (2000) leiten ein Handrechnungsverfahren zur Bestimmung der Traglast von zentrisch druckbeanspruchten Querschnitten der Klasse 4 unter gleichmässiger Erwärmung her. Das Verfahren entspricht grundsätzlich demjenigen von *Ranby* (1998), verwendet für die Traglastberechnung gemäss Gl. (3.67) allerdings die wirksame Querschnittsfläche bei Raumtemperatur $A_{\text{eff},20^\circ\text{C}}$ gemäss *EN 1993-1-3* (2007). Die temperaturabhängige 0.2%-Bemessungsspannung $f_{p,0.2,\theta}$ wird wie bei *Ranby* mithilfe der temperaturabhängigen Abminderungsfaktoren gemäss *EN 1993-1-2* (2006) bestimmt.

$$N_{c, fi, R} = f_{p, 0.2, \theta} \cdot A_{\text{eff}, 20^\circ\text{C}} \quad (3.67)$$

Das Modell von *Kruppa et al.* (2000) entspricht grundsätzlich demjenigen von *Ranby/Inha/Myllymäki* (2000). Die wirksame Querschnittsfläche wird ebenfalls gemäss *EN 1993-1-3* (2006) bei Raumtemperatur berechnet und mit der temperaturabhängigen Fließ- oder Bemessungsspannung multipliziert um die Traglast zu bestimmen. *Kruppa et al.* geben allerdings eigene Abminderungsfaktoren zur Bestimmung der temperaturabhängigen Materialkennwerte an. Für warmgewalzte Querschnitte der Klasse 4 werden dieselben Abminderungsfaktoren wie für Querschnitte der Klassen 1 bis 3 verwendet, für kaltverformte Querschnitte werden separate Abminderungsfaktoren angegeben.

Lee/Mahendran führen Stub Column Tests an 40 C-Profilen (*Lee/Mahendran* (2004)) und 30 U-Profilen (*Lee/Mahendran* (2005)) aus normalfestem und hochfestem Karbonstahl (G250, G500, G550) unter zentrischer Druckbelastung durch. Das Tragverhalten wird bei Raumtemperatur und bei Temperaturen von 200°C , 400°C , 600°C und 800°C unter stationären Bedingungen (Steady State Tests) geprüft. Die Abmessungen der Versuchskörper werden dabei so gewählt, dass bei den C-Profilen der Steg (vierseitig gelagertes Querschnittselement) und bei den U-Profilen der Flansch (dreiseitig gelagertes Querschnittselement) ausbeult. *Lee/Mahendran* bestimmen mit Hilfe der umformulierten Gl. (3.65) von *Uy/Bradford* (1995) aus den Versuchsergebnissen die von der Temperatur und der Querschnittsgeometrie abhängigen Beulwerte k_θ (Gl. (3.68)). Wie sich zeigt, sind die Beulwerte für Temperaturen $\theta_a < 800^\circ\text{C}$ annähernd konstant. Ausgehend vom *Winter*-Ansatz (Gl. (3.19)) wird ein semiempirischer Berechnungsansatz zur Bestimmung der temperaturabhängigen wirksamen Breiten gemäss Gl. (3.71) hergeleitet. Vergleiche mit den Versuchsergebnissen zeigen, dass der Berechnungsansatz sowohl für drei- als auch für vierseitig gelagerte Querschnittselemente einen unteren Grenzwert darstellt.

$$k_\theta = \frac{1.11 \cdot \sigma_{cr, \theta}}{E_\theta} \cdot (b/t)^2 \quad (3.68)$$

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \sqrt{\frac{f_{y,\theta}}{\sigma_{cr,\theta}}} = 1.052 \cdot \frac{b}{t} \cdot \sqrt{\frac{f_{y,\theta}}{E_{\theta}}} \quad (3.69)$$

$$\beta_{\theta} = \bar{\lambda}_{\theta} \cdot \sqrt{k_{\theta}} \quad (3.70)$$

$$\frac{b_{eff,\theta}}{b} = \frac{0.16}{\bar{\lambda}_{\theta}} \cdot \left[1 + \frac{7.96}{\beta_{\theta}} - \frac{6.77}{\beta_{\theta}^2} + \frac{1.99}{\beta_{\theta}^3} \right] \quad (3.71)$$

Da der temperaturabhängige Beulwert k_{θ} resp. die temperaturabhängige Verzweigungsspannung $\sigma_{cr,\theta}$ zur Bestimmung der temperaturabhängigen wirksamen Breiten nach *Lee/Mahendran* aus Versuchen bekannt sein müssen, ist dieser Ansatz zur Bestimmung der Traglasten erwärmter Querschnitte in der Praxis ungeeignet. Weiter werden die Stub Column Tests sowie die entsprechenden Zugversuche unter stationären Bedingungen bei einer bestimmten Belastungsgeschwindigkeit durchgeführt. Die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf davon abweichende Bedingungen (instationäre Versuche, andere Belastungsgeschwindigkeit) müsste daher untersucht werden.

Knobloch/Fontana (2006) entwickeln einen dehnungsabhängigen, auf der *Methode der wirksamen Breiten* basierenden Berechnungsansatz für drei- und vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente, welcher grundsätzlich in vier Schritten abläuft und dabei das temperaturabhängige Materialmodell gemäss *EN 1993-1-2* (2006) verwendet. In einem ersten Schritt wird die bezogene Elementschlankheit bei erhöhter Temperatur in Abhängigkeit der Randbedingungen und der aufgetragenen Spannungsverteilung berechnet. Dabei ist eine Fallunterscheidung zu treffen. Liegt die Dehnung ε am belasteten Rand unterhalb der temperaturabhängigen Proportionalitätsdehnung $\varepsilon_{p,\theta}$, kann die bezogene Elementschlankheit $\bar{\lambda}_{\theta}$ direkt gemäss Gl. (3.72) berechnet werden. Ist ε grösser als die temperaturabhängige Proportionalitätsdehnung $\varepsilon_{p,\theta}$, muss $\bar{\lambda}_{\theta}$ in Funktion der Dehnung erhöht werden. *Fontana/Knobloch* (2003) geben auf der Grundlage von numerischen Berechnungen Formeln zur Bestimmung der bezogenen Elementschlankheit $\bar{\lambda}_{\theta}$ für $\varepsilon > \varepsilon_{p,\theta}$ an.

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \sqrt{\frac{\sigma}{\sigma_{cr,\theta}}} = \sqrt{\frac{\varepsilon \cdot E_{a,\theta}}{\sigma_{cr,\theta}}} \quad \text{für } \varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta} \quad (3.72)$$

In einem zweiten Schritt wird der Reduktionsfaktor ρ_{θ} in Funktion der bezogenen Elementschlankheit $\bar{\lambda}_{\theta}$ bestimmt. *Knobloch/Fontana* verwenden dazu für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente die modifizierte *Winter*-Formel gemäss Gl. (3.23), während sie für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente mit Hilfe der Fliesslinientheorie gemäss *Murray/Khoo* (1981) einen dreistufigen Ansatz zur Berechnung temperaturabhängiger Traglastkurven entwickeln (Gl. (3.73) - (3.75)).

$$\rho_{\theta} = 1.0 \quad \text{für } \bar{\lambda}_{\theta} \leq 0.572 \quad (3.73)$$

$$\rho_{\theta} = 1.27 - 0.47 \cdot \bar{\lambda}_{\theta} \quad \text{für } 0.572 < \bar{\lambda}_{\theta} \leq 1.000 \quad (3.74)$$

$$\rho_{\theta} = \frac{1}{\sqrt{\bar{\lambda}_{\theta}}} \cdot \left(1 - \frac{0.20}{\bar{\lambda}_{\theta}^{-0.20}} \right) \quad \text{für } \bar{\lambda}_{\theta} > 1.000 \quad (3.75)$$

Mit Hilfe des temperaturabhängigen Reduktionsfaktors ρ_θ können die temperaturabhängigen wirksamen Breiten $b_{\text{eff},\theta}$ bestimmt werden. Allerdings beziehen sich diese auf die bezogene, dehnungsabhängige Traglast $N_{\text{pl},\varepsilon,\theta}$ (Gl. (3.76) - (3.77)), wodurch der Einfluss des nicht-linearen Spannungs-Dehnungsverhaltens von erwärmtem Karbonstahl entfällt und die Abnahme der wirksamen Breiten mit zunehmender bezogener Elementschlankheit vorrangig auf Beuleinflüsse zurückzuführen ist.

$$N_{\text{pl},\varepsilon,\theta} = b \cdot t \cdot f_{\text{p},\theta} \quad \text{für } \varepsilon \leq \varepsilon_{\text{p},\theta} \quad (3.76)$$

$$N_{\text{pl},\varepsilon,\theta} = b \cdot t \cdot f_{\varepsilon,\theta} \quad \text{für } \varepsilon_{\text{p},\theta} < \varepsilon \leq \varepsilon_{2.0,\theta} \quad (3.77)$$

Die Aufteilung der temperaturabhängigen wirksamen Breiten über die Elementbreite wird in einem dritten Schritt durchgeführt (Tab. 3.2). Für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente entspricht das Vorgehen demjenigen gemäss *EN 1993-1-5* (2006), während die Aufteilung für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente prinzipiell nach dem Vorgehen von *Brune* (1994) und *Priebe* (1994) erfolgt.

Mit Hilfe des temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungsverlaufs lässt sich im vierten Schritt aus der Dehnungsverteilung die Spannungsverteilung über die Elementbreite bestimmen und die Elementtragfähigkeit kann durch Integration über die wirksame Querschnittsfläche berechnet werden. Durch die Aufteilung der wirksamen Breiten dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente in einen am gehaltenen Längsrand und einen am freien Längsrand wirkenden Anteil kann das auftretende Moment korrekt bestimmt werden.

Ein Vergleich der mittels des Berechnungsansatzes von *Knobloch/Fontana* (2006) bestimmten Traglasten mit numerisch ermittelten Werten zeigt sowohl für drei- als auch für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente eine gute Übereinstimmung. Im Gegensatz zum Bemessungsansatz gemäss *EN 1993-1-2* (2006) führt der neue Berechnungsansatz auch für gedrungene dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente ($\bar{\lambda}_\theta \leq 1.0$) zu sicheren Resultaten.

Knobloch (2007) verwendet in seiner Arbeit den exakten numerisch bestimmten (vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente) resp. den mittels des Fließlinienansatzes gemäss *Murray/Khoo* (1981) hergeleiteten Verlauf (dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente) der temperaturabhängigen Traglastkurven. Damit sind die Berechnung des vollständigen Verlaufs der temperaturabhängigen Last-Stauchungskurven sowie die Bestimmung der temperaturabhängigen Traglasten möglich. Um eine realitätsnahe Berücksichtigung der Brandbeanspruchung zu ermöglichen, erweitert *Knobloch* seinen dehnungsabhängigen Berechnungsansatz weiter und zieht den Einfluss einer gleichmässigen Erwärmung auf das Tragverhalten mit ein. Numerische Berechnungen führen zum Schluss, dass die Tragfähigkeit drei- und vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente durch eine Behinderung der thermischen Längsausdehnung entscheidend beeinflusst wird. Neben den beiden Grenzfällen einer unbehinderten und einer vollständig behinderten Längsausdehnung wird der praxisrelevante Fall einer durch angrenzende Querschnittselemente oder Bauteile teilweise behinderten Längsausdehnung untersucht. Der Einfluss der angrenzenden Bauteile auf die Längsausdehnung der Querschnittsränder wird durch den Ansatz von Translationsfedern mit verschmierter Federsteifigkeit erfasst. Wie aus den so durchgeführten numerischen Berechnungen ersichtlich wird, reduziert eine Behinderung der thermischen Längsausdehnung die Elementtragfähigkeit aufgrund der vergrösserten Beuldurchbiegungen.

Tabelle 3.2 Aufteilung der temperaturabhängigen wirksamen Breiten bei vierseitig und dreiseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen nach Knobloch/Fontana (2006)

Randbedingung	Dehnungs- und Spannungsverteilung	Wirksame Breiten
vierseitig gelenkig gelagert		$\frac{b_{eff,\theta}}{b} = \rho_\theta$ $\frac{b_{e2,\theta}}{b} = \frac{\rho_\theta}{2}$
dreiseitig gelenkig gelagert		$\frac{b_{eff,\theta}}{b} = \rho_\theta$ $\frac{b_{e2,\theta}}{b} = \frac{0.12}{\sqrt{2 + \bar{\lambda}_\theta}}$

3.5 Zusammenfassung/Schlussfolgerungen

- Das Tragverhalten drei- und vierseitig gelagerter Querschnittselemente mit linear-elastischem, ideal-plastischem Spannungs-Dehnungsverhalten wird durch die geometrischen Anfangsimperfektionen und die horizontale Längsrandlegerung beeinflusst. Das imperfekte Querschnittselement zeigt aufgrund der geometrischen Anfangsimperfektionen im Last-Stauchungsdiagramm eine geringere Steifigkeit und erreicht dementsprechend eine tiefere Traglast als das perfekt ebene Querschnittselement (*Knobloch (2007)*). Hinsichtlich der horizontalen Längsrandlegerung können bei einer gelenkigen Randlagerung des Querschnittselementes die drei *Grundfälle A bis C* (siehe S.39) unterschieden werden. Bei einer unverschieblichen horizontalen Längsrandlegerung (*Grundfall A*) werden für mittel- bis hochschlanke Elemente aufgrund der geringeren Durchbiegungen grössere Traglasten erreicht als bei verschieblicher horizontaler Längsrandlegerung (*Grundfall C*). Für gedrungene Elemente werden hingegen für den *Grundfall C* geringfügig grössere Traglasten erreicht als für den *Grundfall A*. Die Längsränder solcher Elemente biegen sich bei einer verschieblichen horizontalen Längsrandlegerung nach aussen durch. Die beim *Grundfall A* behinderte Verformung führt daher zu grösseren Durchbiegungen und zu einer geringeren Traglast (*Mateus/Witz (2001)*).
- Das Verformungsverhalten dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente mit linear-elastischem, ideal-plastischem Spannungs-Dehnungsverhalten wird entscheidend durch die Elementschlankheit und das aufgetragene Randdehnungsverhältnis beeinflusst. So kann die bei geringer Stauchung auftretende Beulform schlanker Querschnittselemente mit zunehmender Stauchung in Abhängigkeit des Randdehnungsverhältnisses ab einer gewissen geometrischen Grenzschlankheit umschlagen (*Priebe (1994), Brune (1999a)*).
- Können die sich am freien Längsrand dreiseitig gelagerter Querschnittselemente ausbildenden Zugspannungen nicht in den Lagern der belasteten Elementränder verankert werden, treten für mittelschlank bis schlank Querschnittselemente aufgrund von Randeffekten (teilweises Einziehen der belasteten Elementränder) geringere Traglasten als bei idealer

Kraftübertragung auf. Für hochschlanke Querschnittselemente ist die auftretende Differenz der Traglasten infolge dieser Randeﬀekte geringer, da ihre Traglasten bereits unter der umgeschlagenen Beulform erreicht und diese durch die mehrwellige Beulform weniger stark beeinflusst werden als durch die anfänglich auftretende halbwellige Beulform (*Bambach/Rasmussen* (2004)).

- Das nicht-lineare Spannungs-Dehnungsverhalten hat einen bedeutenden Einfluss auf das Tragverhalten drei- und vierseitig gelagerter Querschnittselemente. Wird die Spannungs-Dehnungsbeziehung mit dem einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz modelliert, wird die Verzweigungsspannung v.a. durch den Verfestigungsexponenten n beeinflusst. Für gedrungene Elemente kann ein ausgeprägtes Verfestigungsvermögen ausgenutzt werden und es können höhere Verzweigungsspannungen sowie Tragwiderstände als bei linear-elastischem, ideal-plastischem Spannungs-Dehnungsverhalten erreicht werden. Für mittelschlanke Querschnittselemente liegen die Verzweigungsspannungen aufgrund der mit steigender Stauchung abnehmenden Steifigkeit ($E_T < E$) unter den Werten für linear-elastisches Materialverhalten. Weist das Querschnittselement eine hohe Schlankheit auf, werden ähnliche Verzweigungsspannungen wie bei linear-elastischem Materialverhalten ($n = \infty$) erreicht, da die Verzweigungsspannungen bereits bei kleinen Dehnungen auftreten, bei welchen die Nichtlinearität des Spannungs-Dehnungsverlaufs noch vernachlässigbar ist.
- Das Tragverhalten beulgefährdeter Querschnittselemente aus Karbonstahl wird bei erhöhter Temperatur in der Regel mit einfachen, auf der geometrisch-linearen Beultheorie resp. der *Methode der wirksamen Breiten* basierenden Ansätzen bestimmt. Die Materialdefinition erfolgt weitgehend mit Hilfe der temperaturabhängigen Abminderungsfaktoren gemäss *EN 1993-1-2* (2005).

4 Normansätze

4.1 Zielsetzung und Überblick

Für den praktisch tätigen Ingenieur ist es wichtig, dass die in den gängigen Normen aufgeführten Modelle verständlich und einfach anzuwenden sind. Deshalb sind in diesen Normenwerken in der Regel vereinfachte Ansätze zu finden, welche trotz vorhandener Unschärfen seitens der gewählten Modellierung zu durchwegs sicheren Bemessungsergebnissen führen müssen. Um die Normansätze nicht zu konservativ anzusetzen, gilt es folglich zwischen der Genauigkeit der damit erreichbaren Ergebnisse und der Einfachheit der entsprechenden Formeln abzuwägen. In diesem Zusammenhang erscheint es logisch, dass die Normansätze häufig eine geringere Genauigkeit aufweisen, als die meisten der im Kapitel 3 aufgeführten, anhand einer beschränkten Anzahl von numerischen oder experimentellen Ergebnissen bestimmten Berechnungsmodelle.

Ziel des vierten Kapitels ist es einen Überblick der im Rahmen dieser Arbeit relevanten europäischen, nordamerikanischen und australisch/neuseeländischen Normenansätze zu schaffen. Dazu werden die entsprechenden Ansätze für drei- und vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus Karbonstahl (Kap. 4.2), Aluminium (Kap. 4.3) und rostfreiem Stahl (Kap. 4.4) bei Raumtemperatur sowie aus Karbonstahl bei erhöhten Temperaturen (Kap. 4.5) aufgeführt. Im Kapitel 4.6 werden die verschiedenen Normansätze gegenübergestellt und anhand konkreter Materialkennwerte diskutiert.

4.2 Normansätze für Karbonstahl

4.2.1 EN 1993-1-5

Die *EN 1993-1-5* (2006) führt den Beulnachweis unter Verwendung der *Methode der wirksamen Breiten* (siehe Bild 3.6), wobei diese wirksamen Breiten ebener, druckbeanspruchter Querschnittselemente gemäss Gl. (4.1) ermittelt werden.

$$b_{\text{eff}} = \rho \cdot b \quad (4.1)$$

Der Abminderungsfaktor ρ wird mittels auf der *Winter-Kurve* (Kap. 3.2.2: Gl. (3.21) resp. (3.25)) basierender Gleichungen bestimmt. In Abhängigkeit der Lagerung wird zwischen den folgenden zwei Fällen unterschieden:

- dreiseitig gelagerte Querschnittselemente:

$$\rho = 1.0 \quad \text{für } \bar{\lambda} \leq 0.748 \quad (4.2)$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda} - 0.188}{\bar{\lambda}^2} \leq 1.0 \quad \text{für } \bar{\lambda} > 0.748 \quad (4.3)$$

- vierseitig gelagerte Querschnittselemente:

$$\rho = 1.0 \quad \text{für } \bar{\lambda} \leq 0.673 \quad (4.4)$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda} - 0.055 \cdot (3 + \psi)}{\bar{\lambda}^2} \leq 1.0 \quad \text{für } \bar{\lambda} > 0.673 \text{ und } \psi \geq -3 \quad (4.5)$$

Das aufgebrauchte Randspannungsverhältnis ψ fließt über den Beulwert k_σ (Tab. 4.1 und 4.2) via bezogener geometrischer Elementschlankheit $\bar{\lambda}$ (Gl. (4.6)) in die Berechnung des Abminderungsfaktors ρ ein. Für vierseitig gelagerte Querschnittselemente kommt das aufgebrauchte Randspannungsverhältnis zudem direkt in Gl. (4.5) vor. Um den Einsatz der aufgeführten Gleichungen auch für höherfeste Karbonstähle ($f_y > 235 \text{ N/mm}^2$) zu ermöglichen, wird der Einfluss der Fließspannung f_y über den Materialfaktor ϵ berücksichtigt.

$$\bar{\lambda} = \frac{\bar{b}/t}{28.4 \cdot \epsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}} \quad (4.6)$$

$$\epsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (4.7)$$

Die in Gl. (4.6) verwendete Breite \bar{b} berechnet sich gemäss *EN 1993-1-1* (2005) (Bild 4.1) für vierseitig gelagerte Querschnittselemente zu:

$$\bar{b} = d \quad \text{bei Stegen (ausser Rechteckprofile (RHS))} \quad (4.8)$$

$$\bar{b} = h - 2 \cdot t \text{ resp. } \bar{b} = b - 2 \cdot t \quad \text{Stege/Flansche von Rechteckprofilen (RHS)} \quad (4.9)$$

$$\bar{b} = h \quad \text{bei allen anderen Fällen (ausser RHS)} \quad (4.10)$$

Und für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente zu:

$$c = h \text{ resp. } c = b \quad \text{bei gleich- und ungleichschenkligen Winkeln} \quad (4.11)$$

$$c = b \quad \text{bei allen anderen Fällen} \quad (4.12)$$

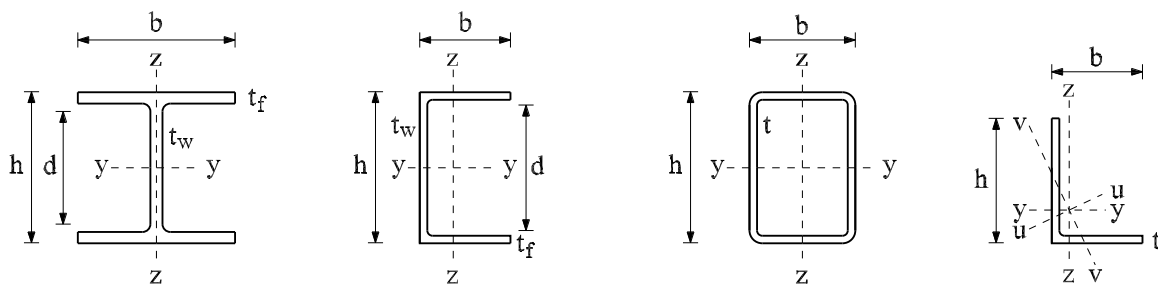


Bild 4.1 Bestimmung der Abmessungen für drei- und vierseitig gelagerte Querschnittselemente (*EN 1993-1-1* (2005))

Tabelle 4.1 Beulwerte und Aufteilung der wirksamen Breiten für vierseitig gelagerte Querschnittselemente gemäss EN 1993-1-5 (2006)

Vierseitig gelagerte Querschnittselemente			
$\psi = \sigma_2/\sigma_1$	Spannungsverteilung	wirksame Breite b_{eff}	Beulwert k_σ
$\psi = 1.0$		$b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = 0.5 b_{eff}$ $b_{e2} = 0.5 b_{eff}$	$k_\sigma = 4.0$
$1.0 > \psi \geq 0.0$		$b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = 2 b_{eff} / (5 - \psi)$ $b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$	$1.0 > \psi > 0.0:$ $k_\sigma = 8.2 / (1.05 + \psi)$ $\psi = 0.0:$ $k_\sigma = 7.81$
$\psi < 0.0$		$b_{eff} = \rho b_c = \rho \bar{b} / (1 - \psi)$ $b_{e1} = 0.4 b_{eff}$ $b_{e2} = 0.6 b_{eff}$	$0.0 > \psi > -1.0:$ $k_\sigma = 7.81 - 6.29\psi + 9.78\psi^2$ $\psi = -1.0:$ $k_\sigma = 23.9$ $-1.0 > \psi > -3.0:$ $k_\sigma = 5.98(1 - \psi)^2$

Tabelle 4.2 Beulwerte und Aufteilung der wirksamen Breiten für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente gemäss EN 1993-1-5 (2006)

Dreiseitig gelagerte Querschnittselemente			
$\psi = \sigma_2/\sigma_1$	Spannungsverteilung	wirksame Breite b_{eff}	Beulwert k_σ
$1.0 > \psi \geq 0.0$		$b_{eff} = \rho c$	$\psi = 1.0:$ $k_\sigma = 0.43$ $\psi = 0.0:$ $k_\sigma = 0.57$
$\psi < 0.0$		$b_{eff} = \rho b_c = \rho c / (1 - \psi)$	$\psi = -1.0:$ $k_\sigma = 0.85$ $-1.0 > \psi > -3.0:$ $k_\sigma = 0.57 - 0.21\psi + 0.07\psi^2$
$1.0 > \psi \geq 0.0$		$b_{eff} = \rho c$	$\psi = 1.0:$ $k_\sigma = 0.43$ $1.0 > \psi > 0.0:$ $k_\sigma = 0.578 / (\psi + 0.34)$ $\psi = 0.0:$ $k_\sigma = 1.70$

Tabelle 4.2 Beulwerte und Aufteilung der wirksamen Breiten für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente gemäss EN 1993-1-5 (2006)

Dreiseitig gelagerte Querschnittselemente			
$\psi = \sigma_2/\sigma_1$	Spannungsverteilung	wirksame Breite b_{eff}	Beulwert k_{σ}
$\psi < 0.0$		$b_{\text{eff}} = \rho b_c = \rho c / (1 - \psi)$	$0.0 > \psi > -1.0:$ $k_{\sigma} = 1.7 - 5\psi + 17.1\psi^2$ $\psi = -1.0:$ $k_{\sigma} = 23.8$

4.3 Normansätze für rostfreien Stahl

4.3.1 EN 1993-1-4

Wie die EN 1993-1-5 (2006) führt auch die EN 1993-1-4 (2006) für nichtrostende Stähle den Beulnachweis unter Verwendung der *Methode der wirksamen Breiten*. Deren Bestimmung erfolgt wiederum mittels auf der *Winter-Kurve* (Kap. 3.2.2) basierender Gleichungen, wobei für die Berechnung des Abminderungsfaktors ρ zwischen den folgenden drei Fällen unterschieden wird:

- kaltgeformte oder geschweisste vierseitig gelagerte Querschnittselemente:

$$\rho = \frac{0.772}{\bar{\lambda}} - \frac{0.125}{\bar{\lambda}^2} \leq 1 \quad (4.13)$$

- kaltgeformte dreiseitig gelagerte Querschnittselemente:

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}} - \frac{0.231}{\bar{\lambda}^2} \leq 1 \quad (4.14)$$

- geschweisste dreiseitig gelagerte Querschnittselemente:

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}} - \frac{0.242}{\bar{\lambda}^2} \leq 1 \quad (4.15)$$

Das aufgebrachte Randspannungsverhältnis ψ_{σ} fliesst in der EN 1993-1-4 nur über den in der EN 1993-1-5 (2006) tabellierten Beulwert k_{σ} (Tab. 4.1 und 4.2) in die bezogene geometrische Elementschlankheit (Gl. (4.16)) ein, während der Materialfaktor ε (Gl. (4.17)) den Einfluss der Fließdehnung $\varepsilon_y = f_y/E$ berücksichtigt. Die Fließgrenze f_y entspricht dabei der nominalen Spannung bei 0.2% plastischer Dehnung $f_{p,0.2}$ und ist in der EN 1993-1-4 für verschiedene Legierungen tabelliert. Wie in der EN 1993-1-5 (2006) erfolgt die Bestimmung Breite \bar{b} gemäss EN 1993-1-1 (2005) (Bild 4.1).

$$\bar{\lambda} = \frac{\bar{b}/t}{28.4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_{\sigma}}} \quad (4.16)$$

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y} \cdot \frac{E}{210000}} \quad (4.17)$$

Die wirksame Breite ergibt sich unter Verwendung des Abminderungsfaktors schliesslich gemäss Gl. (4.18) zu:

$$b_{\text{eff}} = \rho \cdot \bar{b} \quad \text{resp.} \quad b_{\text{eff}} = \rho \cdot c \quad (4.18)$$

4.3.2 AS/NZS 4673:2001

Die australisch/neuseeländische Norm *AS/NZS 4673:2001* (2001) wendet ebenfalls die *Methode der wirksamen Breiten* an. Im Gegensatz zur *EN 1993-1-4* (2006) wird allerdings die modifizierte *Winter-Formel* (Gl. (3.23) oder Gl. (4.20)) verwendet, welche in dieser Form in der *EN 1993-1-5* (2006) für vierseitig gelagerte Querschnittselemente aus Karbonstahl zur Anwendung gelangt. Die bezogene Elementschlankheit $\bar{\lambda}$ (Gl. (3.22) oder Gl. (4.19)) entspricht - leicht umformuliert - derjenigen gemäss *EN 1993-1-4* (E_0 : Anfangs-Elastizitätsmodul), die Breite b ist nach Bild 4.2 zu bestimmen.

$$\bar{\lambda} = \frac{1.052}{\sqrt{k}} \cdot \frac{b}{t} \cdot \sqrt{\frac{f}{E_0}} \quad (4.19)$$

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}} - \frac{0.22}{\bar{\lambda}^2} \leq 1.0 \quad (\bar{\lambda} > 0.673) \quad (4.20)$$

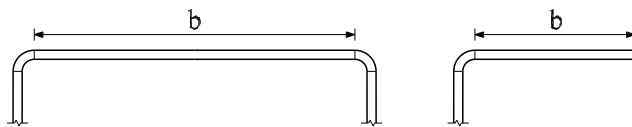


Bild 4.2 Breite b für drei- und vierseitig gelagerte Querschnittselemente (*AS/NZS 4673:2001* (2001))

Die Berechnung des Beulwertes k sowie die Aufteilung der wirksamen Breiten erfolgt für vierseitig gelagerte Querschnittselemente nach Tab. 4.3 und ist für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente analog zur *EN 1993-1-4* (Tab. 4.2).

Tabelle 4.3 Beulwerte und Aufteilung der wirksamen Breiten für vierseitig gelagerte Querschnittselemente gemäss *AS/NZS 4673:2001* (2001)

Vierseitig gelagerte Querschnittselemente			
$\psi = \sigma_2/\sigma_1$	Spannungsverteilung	wirksame Breite b_e	Beulwert k_σ
$\psi = 1.0$		$b_e = \rho b$ $b_{e1} = 0.5b_e$ $b_{e2} = 0.5b_e$	$k = 4.0$

Tabelle 4.3 Beulwerte und Aufteilung der wirksamen Breiten für vierseitig gelagerte Querschnittselemente gemäss AS/NZS 4673:2001 (2001)

Vierseitig gelagerte Querschnittselemente			
$\psi = \sigma_2/\sigma_1$	Spannungsverteilung	wirksame Breite b_e	Beulwert k_σ
$\psi < 1.0$		$b_e = \rho b$ $b_{e1} = b_e/(3-\psi)$ $1.0 > \psi > -0.236:$ $b_{e2} = b_e - b_{e1}$ $\psi \leq 0.236:$ $b_{e2} = b_e/2$ aber $b_{e1} + b_{e2} \leq b_e$	$k = 4+2(1-\psi)^2+2(1-\psi)$

4.3.3 SEI/ASCE 8-02

Der Berechnungsansatz gemäss der nordamerikanischen Norm *SEI/ASCE 8-02* (2002) stimmt grundsätzlich mit demjenigen gemäss *AS/NZS 4673:2001* (2001) überein. Die Berechnung der Beulwerte sowie die Aufteilung der wirksamen Breiten erfolgt für vierseitig gelagerte Querschnittselemente gemäss Tab. 4.3. Für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente wird der Beulwert unabhängig vom aufgetragenen Randspannungsverhältnis ψ pauschal zu $k = 0.5$ angesetzt. Diese Annahme wird im Anhang der *SEI/ASCE 8-02* mit fehlenden Versuchsergebnissen begründet und ist besonders für Querschnittselemente unter kombinierter Beanspruchung (Druck mit Biegung oder Zug mit Biegung) konservativ. Die Bestimmung der Breite b erfolgt ebenfalls wie in der *AS/NZS 4673:2001* (Bild 4.2).

4.4 Normansätze für Aluminium

4.4.1 EN 1999-1-1

Die *EN 1999-1-1* (2007) berücksichtigt den traglastmindernden Einfluss des lokalen Beulens mit Hilfe der Methode der wirksamen Dicken. Im Gegensatz zur *Methode der wirksamen Breiten* wird in den vollkommen oder teilweise druckbeanspruchten Bereichen statt der Elementbreite die Elementdicke reduziert und so die Traglast bei gegebener Beanspruchung und Randbedingungen berechnet. Für vierseitig gelagerte Querschnittselemente sowie für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente symmetrischer Querschnitte (z.B. Flansche eines I-Profils) werden je drei Beulkurven entwickelt (Tab. 4.4), welche den Einfluss des Herstellungsprozesses (wärmebehandelt oder kaltverfestigt) und evtl. Schweissungen berücksichtigen. Die Berechnung für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente asymmetrischer Querschnitte (z.B. Flansche eines U-Profils) kann mit den Gleichungen für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente symmetrischer Querschnitte erfolgen. Allerdings ist der Abminderungsfaktor ρ dann auf maximal $120/(\beta/\epsilon)^2$ zu begrenzen.

Tabelle 4.4 Bestimmungsgleichungen des Abminderungsfaktors ρ für drei- und vierseitig gelagerte Querschnittselemente gemäss EN 1999-1-1 (2007)

Herstellungsprozess	dreiseitig gelagerte Elemente	vierseitig gelagerte Elemente
wärmeausgehärtet und ungeschweisst	$\rho = 10/(\beta/\epsilon) - 24/(\beta/\epsilon)^2$ ($\beta/\epsilon > 6$)	$\rho = 32/(\beta/\epsilon) - 220/(\beta/\epsilon)^2$ ($\beta/\epsilon > 22$)
wärmeausgehärtet und geschweisst, nicht wärmeausgehärtet und ungeschweisst	$\rho = 9/(\beta/\epsilon) - 20/(\beta/\epsilon)^2$ ($\beta/\epsilon > 5$)	$\rho = 29/(\beta/\epsilon) - 198/(\beta/\epsilon)^2$ ($\beta/\epsilon > 18$)
nicht wärmeausgehärtet und geschweisst	$\rho = 8/(\beta/\epsilon) - 16/(\beta/\epsilon)^2$ ($\beta/\epsilon > 4$)	$\rho = 25/(\beta/\epsilon) - 150/(\beta/\epsilon)^2$ ($\beta/\epsilon > 15$)

Der Materialfaktor ϵ und der Schlankheitsparameter β können nach Gl. (4.21) - (4.22) berechnet werden, die Breite b des Querschnittselementes ergibt sich aus Bild 4.3.

$$\epsilon = \sqrt{250/f_{p, 0.2}} \tag{4.21}$$

$$\beta = \eta \cdot b/t \tag{4.22}$$

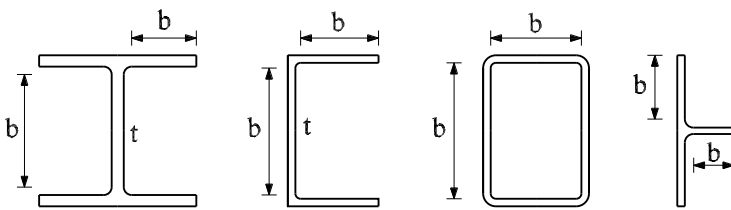


Bild 4.3 Bestimmung der Breite b (EN 1999-1-1 (2007))

Der Koeffizient des Spannungsgradienten η ist vom auf die maximale Druckspannung bezogenen Verhältnis der Randspannungen ψ (maximale Druckspannung im Nenner, Druck positiv) sowie der Lagerung des betrachteten Querschnittselementes abhängig. Es ergeben sich folgende Fälle:

- Ebene vierseitig gelagerte Querschnittselemente mit konstanter Spannungsverteilung sowie ebene dreiseitig gelagerte Querschnittselemente mit konstanter Spannungsverteilung oder maximaler Druckspannung am freien Rand:

$$\eta = 1.0 \tag{4.23}$$

- Ebene vierseitig gelagerte Querschnittselemente mit Nulldurchgang des Spannungsverlaufs in ihrer Mitte:

$$\eta = 0.4 \tag{4.24}$$

- Ebene vierseitig gelagerte Querschnittselemente mit linear veränderlichem Spannungsverlauf sowie ebene dreiseitig gelagerte Querschnittselemente mit maximaler Druckspannung am gehaltenen Rand:

$$\eta = 0.7 + 0.3\psi \quad (1.0 > \psi > -1.0) \tag{4.25}$$

$$\eta = 0.8/(1 - \psi) \quad (\psi \leq -1.0) \tag{4.26}$$

Die wirksame Dicke t_{eff} ergibt sich nach der Gl. (4.27) und ist wie bereits erwähnt nur auf die vollkommen oder teilweise druckbeanspruchten Bereiche anzuwenden. Für die restlichen Bereiche darf die volle Elementdicke t angesetzt werden.

$$t_{\text{eff}} = \rho \cdot t \quad (4.27)$$

Die Bestimmungsgleichungen der Tab. 4.4 basieren auf den Formulierungen nach *Landolfo/Mazzolani* (1998) (Gl. (4.28) - (4.30)), welche den Ansätzen für rostfreien Stahl gemäss *EN 1993-1-4* (2006) sehr ähnlich sind.

$$\rho = 1.0 \quad (\bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_{\text{lim}}) \quad (4.28)$$

$$\rho = \frac{\omega_1}{\bar{\lambda}} \cdot \left(1 - \frac{\omega_2}{\bar{\lambda}}\right) \quad (\bar{\lambda} > \bar{\lambda}_{\text{lim}}) \quad (4.29)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{f_{p,0.2}}{\sigma_{\text{cr}}}} = \frac{b}{t} \cdot \sqrt{\frac{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot f_{p,0.2}}{\pi^2 \cdot E \cdot k_{\sigma}}} \cong 1.052 \cdot \frac{b}{t} \cdot \sqrt{\frac{f_{p,0.2}}{E \cdot k_{\sigma}}} \quad (4.30)$$

Die Werte der Koeffizienten ω_1 , ω_2 und der Grenزشlankheit $\bar{\lambda}_{\text{lim}}$ hängen vom Herstellungsprozess des Querschnittselementes sowie dessen Randbedingungen ab, wobei eine Unterteilung wie in Tab. 4.4 gewählt wird. Durch Einsetzen der Gl. (4.21) und (4.22) in (4.30) und Runden der entsprechenden Koeffizienten kann die Gl. (4.29) in die zugehörige Bestimmungsgleichung aus Tab. 4.4 überführt werden.

4.4.2 AS/NZS 1664:1997

Der Nachweis der Tragsicherheit gemäss *AS/NZS 1664:1997* (1997) kann mit zwei unterschiedlichen Methoden - dem *Limit State Design* und dem *Allowable Stress Design* - erfolgen. Die beiden Ansätze unterscheiden sich für die im Rahmen dieser Arbeit relevanten Fälle nur bezüglich der zu verwendenden Sicherheitsfaktoren.

Im Gegensatz zu den bereits besprochenen Normansätzen wird mit den Bemessungsansätzen gemäss *AS/NZS 1664:1997* nicht die wirksame Querschnittsfläche sondern die wirksame Spannung berechnet.

a) Limit State Design (LSD) (AS/NZS 1664.1:1997)

Der Berechnungsablauf gemäss *AS/NZS 1664.1:1997* bedingt als erstes die Bestimmung der Beulkonstanten B_p , D_p und C_p für reine Druckbeanspruchung resp. B_{br} , D_{br} und C_{br} für kombinierte Druck-/Biegebeanspruchung, welche von der Fließgrenze F_{cy} sowie dem Anfangselastizitätsmodul E abhängig sind. Die entsprechenden Formeln sind für Legierungen mit den Endungen -O, -H, -T1 bis -T4 der Tab. 4.5 und für Legierungen mit den Endungen -T6 bis -T9 der Tab. 4.6 zu entnehmen. Die Werkstoffkennwerte (F_{cy} , E) sind in der *AS/NZS 1664.1:1997* tabelliert.

Tabelle 4.5 Beulkonstanten für Legierungen mit den Endungen -O, -H, -T1, -T2, -T3, -T4 gemäss AS/NZS 1664.1:1997 (1997)

Beanspruchung	Abschnitt [N/mm ²]	Steigung [N/mm ²]	Schnittpunkt	k ₁	k ₂
Reiner Druck	$B_p = F_{cy} \left[1 + \frac{(F_{cy})^{1/3}}{14.5} \right]$	$D_p = \frac{B_p}{20} \sqrt{\frac{6B_p}{E}}$	$C_p = \frac{2B_p}{3D_p}$	0.50	2.04
Druck mit Biegung	$B_{br} = 1.3F_{cy} \left[1 + \frac{(F_{cy})^{1/3}}{13.3} \right]$	$D_{br} = \frac{B_{br}}{20} \sqrt{\frac{6B_{br}}{E}}$	$C_{br} = \frac{2B_{br}}{3D_{br}}$	0.50	2.04

Tabelle 4.6 Beulkonstanten für Legierungen mit den Endungen -T5, -T6, -T7, -T8, -T9 gemäss AS/NZS 1664.1:1997 (1997)

Beanspruchung	Abschnitt [N/mm ²]	Steigung [N/mm ²]	Schnittpunkt	k ₁	k ₂
Reiner Druck	$B_p = F_{cy} \left[1 + \frac{(F_{cy})^{1/3}}{21.7} \right]$	$D_p = \frac{B_p}{10} \sqrt{\frac{B_p}{E}}$	$C_p = 0.41 \frac{B_p}{D_p}$	0.35	2.27
Druck mit Biegung	$B_{br} = 1.3F_{cy} \left[1 + \frac{(F_{cy})^{1/3}}{13.3} \right]$	$D_{br} = \frac{B_{br}}{20} \sqrt{\frac{6B_{br}}{E}}$	$C_{br} = \frac{2B_{br}}{3D_{br}}$	0.50	2.04

Wie in Tab. 4.7 und 4.8 zu sehen ist, wird die Grenzspannungskurve ΦF_L in Abhängigkeit der geometrischen Elementschlankheit b/t in drei Bereiche unterteilt. Diese Bereiche gliedern sich wie folgt:

- $b/t \leq S_1$: Gedrungene Querschnittselemente, welche bei Erreichen der Traglast über die gesamte Breite fließen.
- $S_1 < b/t < S_2$: Querschnittselemente mit mittlerer Schlankheit, welche die Traglast durch nicht-elastisches Beulen erreichen.
- $b/t \geq S_2$: Schlanke Querschnittselemente, welche elastisch beulen, aber fähig sind bis zum Erreichen der Traglast weitere Last aufzunehmen.

Tabelle 4.7 Formeln zur Bestimmung der Grenzspannung ΦF_L für vierseitig gelagerte Querschnittselemente (LSD) gemäss AS/NZS 1664.1:1997 (1997)

Vierseitig gelagerte Querschnittselemente					
$\psi = \sigma_2/\sigma_1$	$\Phi F_L (b/t \leq S_1)$	S_1	$\Phi F_L (S_1 < b/t < S_2)$	S_2	$\Phi F_L (b/t \geq S_2)$
$\psi = 1.0$	$\Phi_y F_{cy}$	$\frac{b}{t} = \frac{B_p - \frac{\Phi_y F_{cy}}{\Phi_b}}{1.6D_p}$	$\Phi_b \left(B_p - 1.6D_p \frac{b}{t} \right)$	$\frac{b}{t} = \frac{k_1 B_p}{1.6D_p}$	$\frac{\Phi_b k_2 \sqrt{B_p E}}{1.6b/t}$
$\psi < 1.0$	$1.3\Phi_y F_{cy}$	$\frac{b}{t} = \frac{B_{br} - 1.3 \frac{\Phi_y F_{cy}}{\Phi_b}}{0.67D_{br}}$	$\Phi_b \left(B_{br} - 0.67D_{br} \frac{b}{t} \right)$	$\frac{b}{t} = \frac{k_1 B_{br}}{0.67D_{br}}$	$\frac{\Phi_b k_2 \sqrt{B_{br} E}}{0.67b/t}$

Tabelle 4.8 Formeln zur Bestimmung der Grenzspannung ΦF_L für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente (LSD) gemäss AS/NZS 1664.1:1997 (1997)

Dreiseitig gelagerte Querschnittselemente					
$\psi = \sigma_2/\sigma_1$	$\Phi F_L (b/t \leq S_1)$	S_1	$\Phi F_L (S_1 < b/t < S_2)$	S_2	$\Phi F_L (b/t \geq S_2)$
$\psi = 1.0$	$\Phi_y F_{cy}$	$\frac{b}{t} = \frac{B_p - \frac{\Phi_y F_{cy}}{\Phi_b}}{5.1D_p}$	$\Phi_b \left(B_p - 5.1D_p \frac{b}{t} \right)$	$\frac{b}{t} = \frac{k_1 B_p}{5.1D_p}$	$\frac{\Phi_b k_2 \sqrt{B_p E}}{5.1b/t}$
$\psi < 1.0$ (Fall A)	$1.3\Phi_y F_{cy}$	$\frac{b}{t} = \frac{B_{br} - 1.3(\Phi_y F_{cy})/\Phi_b}{3.5D_{br}}$	$\Phi_b \left(B_{br} - 3.5D_{br} \frac{b}{t} \right)$	$\frac{b}{t} = \frac{C_{br}}{3.5}$	$\frac{\Phi_b \pi^2 E}{(3.5b/t)^2}$
$\psi < 1.0$ (Fall B)	$1.3\Phi_y F_{cy}$	$\frac{b}{t} = \frac{B_{br} - 1.3 \frac{\Phi_y F_{cy}}{\Phi_b}}{0.67D_{br}}$	$\Phi_b \left(B_{br} - 0.67D_{br} \frac{b}{t} \right)$	$\frac{b}{t} = \frac{k_1 B_{br}}{0.67D_{br}}$	$\frac{\Phi_b k_2 \sqrt{B_{br} E}}{0.67b/t}$

Die Werte der sog. Kapazitätsfaktoren Φ_y und Φ_b ergeben sich nach Gl. (4.31) - (4.32), die Breite b nach Bild 4.4.

$$\Phi_y = 0.95 \tag{4.31}$$

$$\Phi_b = 0.85 \tag{4.32}$$

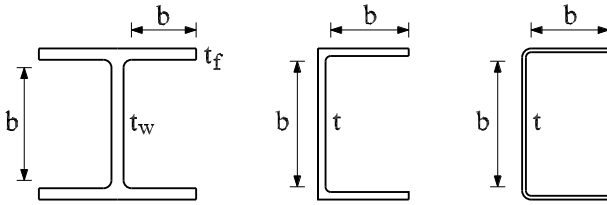


Bild 4.4 Bestimmung der Breite b (AS/NZS 1664.1:1997 (1997))

Bei dreiseitig gelagerten Querschnittselementen unter kombinierter Druck-/Biegebeanspruchung ($\psi < 1.0$) wird nach Tab. 4.8 zwischen zwei Fällen unterschieden. Steht der freie Längsrand unter Druckspannung (Fall A), darf für schlanke Bleche ($b/t > S_2$) nur die elastische Beullast angesetzt werden. Steht der freie Längsrand hingegen unter Zugspannung (Fall B), darf das Querschnittselement unabhängig von der Elementschlankheit wie ein entsprechendes vierseitig gelagertes Querschnittselement behandelt werden. Es fällt dabei auf, dass weder bei den drei- noch bei den vierseitig gelagerten Querschnittselementen das Randspannungsverhältnis ψ in die Berechnung der Grenzspannung einfließt.

b) Allowable Stress Design (ASD) (AS/NZS 1664.2:1997)

Der Berechnungsablauf nach *Allowable Stress Design* ist prinzipiell analog zum *Limit State Design* und führt für die betrachteten Fälle zu identischen Resultaten, falls keine Sicherheits- und Kapazitätsfaktoren berücksichtigt werden. Die Gleichungen der Beulkonstanten sind Tab. 4.5 und 4.6 zu entnehmen, die Elementbreite berechnet sich nach Bild 4.4 und die zulässige Spannung F_c gemäss Tab. 4.9 und 4.10. Die Sicherheitsfaktoren n_u und n_y sind gemäss den Gl. (4.33) und (4.34) anzusetzen.

$$n_u = 1.95 \tag{4.33}$$

$$n_y = 1.65 \tag{4.34}$$

Tabelle 4.9 Formeln zur Bestimmung der zulässigen Spannung F_c für vierseitig gelagerte Querschnittselemente (ASD) gemäss AS/NZS 1664.2:1997 (1997)

Vierseitig gelagerte Querschnittselemente					
$\psi = \sigma_2/\sigma_1$	$\Phi F_L (b/t \leq S_1)$	S_1	$\Phi F_L (S_1 < b/t < S_2)$	S_2	$\Phi F_L (b/t \geq S_2)$
$\psi = 1.0$	$\frac{F_{cy}}{n_y}$	$\frac{b}{t} = \frac{B_p - F_{cy}}{1.6D_p}$	$\frac{1}{n_u} \left(B_p - 1.6D_p \frac{b}{t} \right)$	$\frac{b}{t} = \frac{k_1 B_p}{1.6D_p}$	$\frac{k_2 \sqrt{B_p E}}{n_u (1.6b/t)}$
$\psi < 1.0$	$\frac{1.3F_{cy}}{n_y}$	$\frac{b}{t} = \frac{B_{br} - 1.3F_{cy}}{0.67D_{br}}$	$\frac{1}{n_y} \left(B_{br} - 0.67D_{br} \frac{b}{t} \right)$	$\frac{b}{t} = \frac{k_1 B_{br}}{0.67D_{br}}$	$\frac{k_2 \sqrt{B_{br} E}}{0.67n_y b/t}$

Tabelle 4.10 Formeln zur Bestimmung der zulässigen Spannung F_c für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente (ASD) gemäss AS/NZS 1664.2:1997 (1997)

Dreiseitig gelagerte Querschnittselemente					
$\psi = \sigma_2/\sigma_1$	$F_c (S \leq S_1)$	S_1	$F_c (S_1 < S < S_2)$	S_2	$F_c (S \geq S_2)$
$\psi = 1.0$	$\frac{F_{cy}}{n_y}$	$\frac{b}{t} = \frac{B_p - F_{cy}}{5.1D_p}$	$\frac{1}{n_u} \left(B_p - 5.1D_p \frac{b}{t} \right)$	$\frac{b}{t} = \frac{k_1 B_p}{5.1D_p}$	$\frac{k_2 \sqrt{B_p E}}{n_u (5.1b/t)}$
$\psi < 1.0$ (Fall A)	$\frac{1.3F_{cy}}{n_y}$	$\frac{b}{t} = \frac{B_{br} - 1.3F_{cy}}{3.5D_{br}}$	$\frac{1}{n_y} \left(B_{br} - 3.5D_{br} \frac{b}{t} \right)$	$\frac{b}{t} = \frac{C_{br}}{3.5}$	$\frac{\pi^2 E}{n_y (3.5b/t)^2}$
$\psi < 1.0$ (Fall B)	$\frac{1.3F_{cy}}{n_y}$	$\frac{b}{t} = \frac{B_{br} - 1.3F_{cy}}{0.67D_{br}}$	$\frac{1}{n_y} \left(B_{br} - 0.67D_{br} \frac{b}{t} \right)$	$\frac{b}{t} = \frac{k_1 B_{br}}{0.67D_{br}}$	$\frac{k_2 \sqrt{B_{br} E}}{0.67n_y b/t}$

4.4.3 AA ADM-1

Der Berechnungsansatz gemäss der nordamerikanischen Norm *AA ADM-1* (2000) entspricht für die betrachteten Fälle dem *Allowable Stress Design* gemäss *AS/NZS 1664.1:1997* (1997). Auf eine gesonderte Untersuchung dieses Ansatzes kann also in der Folge verzichtet werden.

4.5 Normansätze für Karbonstahl bei erhöhter Temperatur

4.5.1 EN 1993-1-2

Die *EN 1993-1-2* (2005) schlägt zwei vereinfachte Bemessungsmodelle zur Bestimmung des Tragwiderstandes erwärmter Querschnitte aus Karbonstahl vor. Das Bemessungsmodell auf Tragfähigkeitsebene berücksichtigt den Temperatureinfluss über verringerte, temperaturabhängige Materialkennwerte sowie gegebenenfalls über eine Anpassung der Randbedingungen und Knicklängen. Dieses Modell sollte allerdings nur für Querschnitte der Klassen 1 - 3 verwendet werden. Für die im Rahmen dieser Arbeit bedeutsamen Querschnitte der Klasse 4 darf nur das Bemessungsmodell auf Temperaturebene benützt werden. Die kritische Temperatur, welche das betrachtete Querschnittselement resp. Bauteil nicht überschreiten darf, wird dabei pauschal zu $\theta_{crit} = 350^\circ\text{C}$ festgelegt. Gemäss *Anhang E* der *EN 1993-1-2* darf für Querschnitte der Klasse 4 allerdings ein spezielles Bemessungsverfahren auf Tragfähigkeitsebene durchgeführt werden, falls alle auftretenden Stabilitätseffekte berücksichtigt werden. Das Bemessungsverfahren sieht die Bestimmung der wirksamen Querschnittsfläche gemäss *EN 1993-1-3* (2006) und *EN 1993-1-5* (2006) mit den Materialeigenschaften bei Raumtemperatur vor. Als Bemessungsspannung soll die Spannung bei 0.2% plastischer Dehnung $f_{p,0.2,\theta}$ verwendet werden, welche sich mit Hilfe des auf die Fließgrenze bei Raumtemperatur bezogenen Abminderungsfaktors $k_{p,0.2,\theta}$ bestimmen lässt. Dieses Bemessungsverfahren ist damit analog zu dem im Kapitel 3.4.3 vorgestellten Berechnungsansatz von *Ranby/Inha/Myllymäki* (2000).

Der Verlauf des Abminderungsfaktors $k_{p,0.2,\theta}$ über die Stahltemperatur θ_a ist in Bild 4.5 (rechts) zusammen mit dem Abminderungsfaktor $k_{y,\theta}$ dargestellt, wobei erstgenannter v.a. im Temperaturbereich $100^\circ\text{C} < \theta_a < 500^\circ\text{C}$ bedeutend konservativer ist als letztgenannter. Bei einem Vergleich mit den in Tab. 2.9 beschriebenen Werten für $k_{p,0.2,\theta}$ fällt auf, dass die im *Anhang E* der *EN 1993-1-2* aufgeführten Abminderungsfaktoren für den Temperaturbereich $300^\circ\text{C} < \theta_a < 800^\circ\text{C}$ jeweils etwas konservativer sind.

4.5.2 ANSI/AISC 360-05

Gemäss *ANSI/AISC 360-05* (2005) kann die Tragfähigkeit eines druckbeanspruchten Bauteils wie bei Raumtemperatur ermittelt werden, falls die temperaturabhängige Abnahme der Werkstoffkennwerte mit den in dieser Norm angegebenen Abminderungsfaktoren berücksichtigt wird.

4.5.3 AS 4100 - 1998

Die *AS 4100 - 1998* (1998) schlägt grundsätzlich dieselben beiden vereinfachten Bemessungsverfahren wie die *EN 1993-1-2* (2005) vor. Das Bemessungsmodell auf Temperaturebene sieht die Bestimmung der zum Erreichen des statischen Grenzzustandes notwendigen Zeit vor, was über die Berechnung der kritischen Stahltemperatur in Funktion eines Ausnützungsfaktors erfolgt. Alternativ zu dieser Methode darf ein Bemessungsmodell auf Tragfähigkeitsebene angewendet werden, sofern der temperaturbedingten Abnahme der Werkstoffkennwerte mittels der angegebenen Abminderungsfaktoren Rechnung getragen wird.

Aus Bild 4.5 ist ein Vergleich der temperaturabhängigen Abminderungsfaktoren $k_{E,\theta}$ (links) und $k_{y,\theta}$ (rechts) gemäss *EN 1993-1-2* (2005), *ANSI/AISC 360-05* (2005) und *AS 4100 - 1998* (1998) ersichtlich. Im Bild 4.5 (rechts) ist zusätzlich der Abminderungsfaktor $k_{p,0.2,\theta}$ gemäss *EN 1993-1-2* (2005) abgebildet.

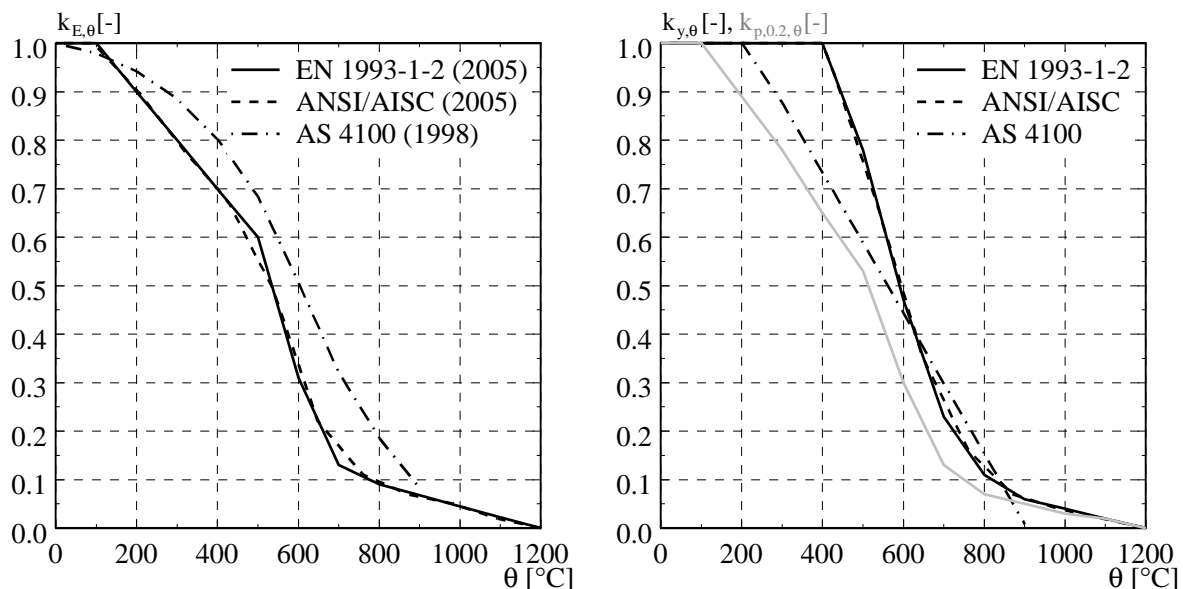


Bild 4.5 Vergleich der Abminderungsfaktoren gemäss *EN 1993-1-2* (2005), *ANSI/AISC 360-05* (2005), *AS 4100 - 1998* (1998)

4.6 Vergleich der Normansätze und Diskussion

Das Ziel dieses Unterkapitels ist es, die Unterschiede der in den Kapiteln 4.3 und 4.4 vorgestellten Normansätze für drei- und vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus rostfreiem Stahl und Aluminium unter reiner Druck- ($\psi = 1.0$) sowie kombinierter Druck-/Biegebeanspruchung ($\psi = 0.0$) aufzuzeigen. Um einen Vergleich der verschiedenen Ansätze zu ermöglichen, wurden die Materialkennwerte für rostfreien Stahl ($f_{p,0.2} = 250 \text{ N/mm}^2$; $E = 200'000 \text{ N/mm}^2$) und Aluminium ($f_{p,0.2} = 250 \text{ N/mm}^2$; $E = 70'000 \text{ N/mm}^2$) als konstant angenommen und alle Sicherheitsfaktoren gleich eins gesetzt.

4.6.1 Rostfreier Stahl

Wie bereits im Kapitel 4.3.3 aufgezeigt wurde, sind die Normansätze gemäss *SEI/ASCE 8-02* (2002) und *AS/NZS 4673:2001* (2001) für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus rostfreiem Stahl identisch. Wie aus Bild 4.6 ersichtlich wird, ergeben sich für diese Bemessungsansätze sowohl unter reiner Druck- ($\psi = 1.0$) als auch unter kombinierter Druck-/Biegebeanspruchung ($\psi = 0.0$) über den gesamten Schlankheitsbereich grössere Traglasten als gemäss *EN 1993-1-4* (2006). Diese relativ grossen Unterschiede sind auf die Tatsache zurückzuführen, dass die *AS/NZS 4673:2001* sowohl für drei- als auch für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente die modifizierte *Winter*-Formel benützt, während die *EN 1993-1-4* für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente einen konservativeren Ansatz verwendet. Der Ansatz gemäss *EN 1993-1-4* ist für ungeschweisste, dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente minimal konservativer als derjenige gemäss *AS/NZS 4673:2001*. Aufgrund der Tatsache, dass die *SEI/ASCE 8-02* unabhängig vom Randspannungsverhältnis $k = 0.5$ ansetzt, werden für reine Druckbeanspruchung grössere und für kombinierte Druck- und Biegebeanspruchung kleinere Traglasten erreicht als nach den beiden anderen Normansätzen. Dabei wird ähnlich wie bei *Winter* (Kap. 3.2.2) davon ausgegangen, dass der gelagerte Längsrand des dreiseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementes im realen Querschnitt eine gewisse stabilisierende Randeinspannung aus dem angrenzenden Querschnittselement erfährt.

Für den Fall des dreiseitig gelagerten Querschnittselementes unter kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung (Bild 4.7 (rechts)) treffen die *EN 1993-1-4* und die *AS/NZS 4673:2001* eine Unterscheidung zwischen maximaler Druckspannung am freien (Fall FR) und am gelagerten Längsrand (Fall GR). Die unterschiedliche Spannungsverteilung fliesst dabei über den Beulwert k in die Berechnung ein. Wie aus Bild 4.7 (rechts) ersichtlich wird, werden bei maximaler Druckspannung am gelagerten Längsrand für die Bemessungsansätze gemäss *EN 1993-1-4* und *AS/NZS 4673:2001* höhere Traglasten erreicht, als bei maximaler Druckspannung am freien Längsrand. Für den Bemessungsansatz gemäss *SEI/ASCE 8-02* ist zwischen diesen beiden Beanspruchungsfällen sowie im Vergleich zur reinen Druckbeanspruchung kein Unterschied auszumachen, da der Beulwert immer noch konstant zu $k = 0.5$ angesetzt wird.

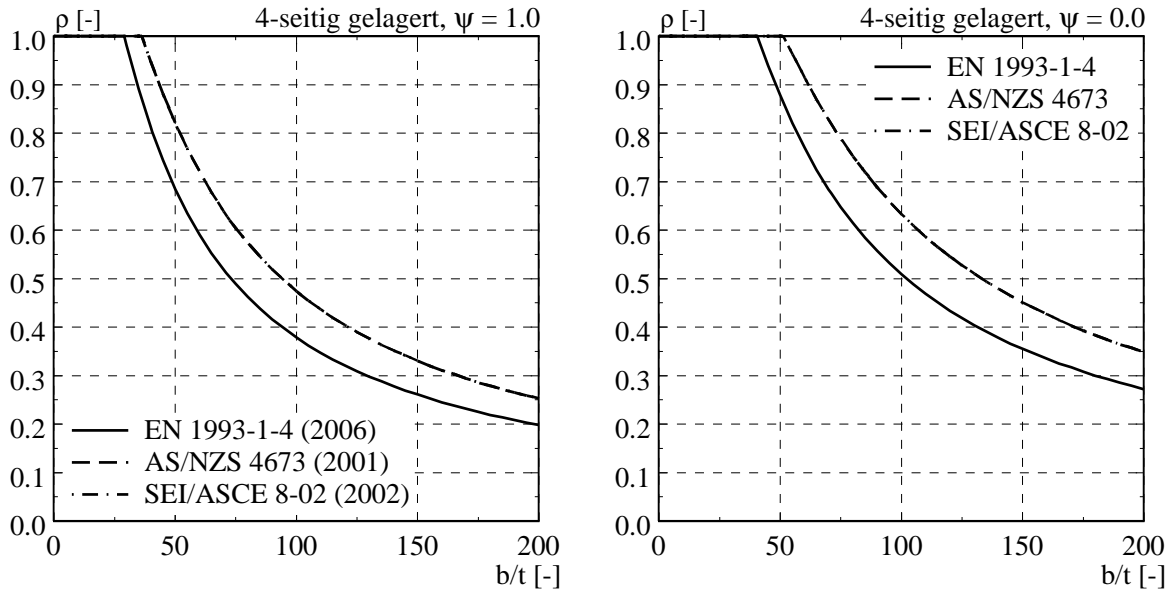


Bild 4.6 Vergleich verschiedener Normansätze für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus rostfreiem Stahl

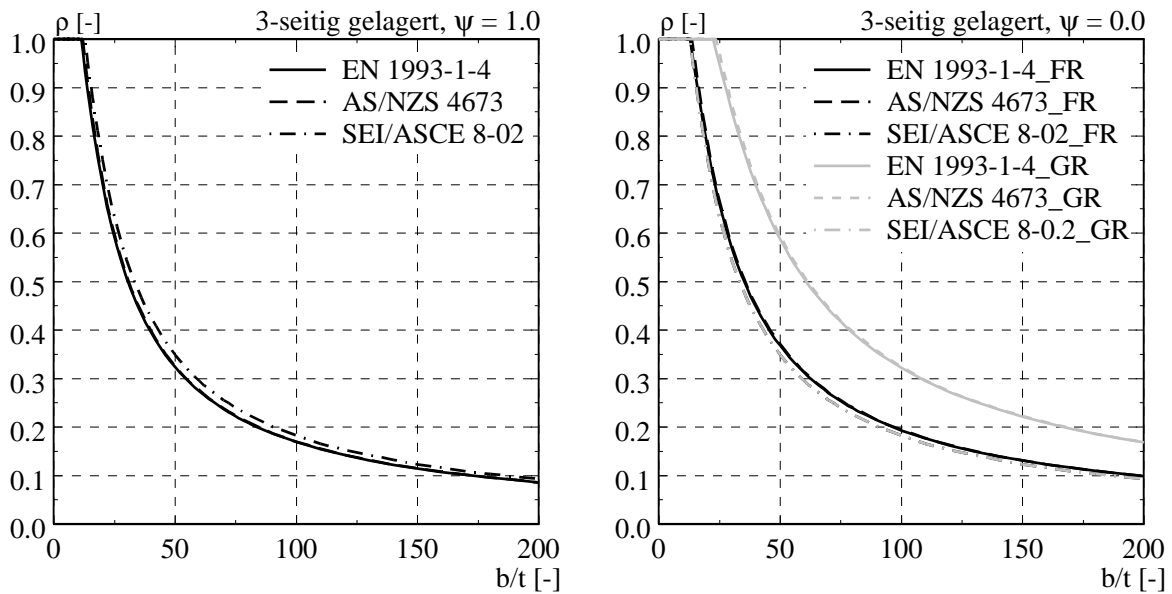


Bild 4.7 Vergleich verschiedener Normansätze für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus rostfreiem Stahl

4.6.2 Aluminium

Die Unterschiede zwischen den bezogenen Traglasten der verschiedenen Normansätze sind für Aluminium sowohl für drei- als auch für vierseitig gelagerte Querschnittselemente unter reiner Druckbeanspruchung gering (Bild 4.8 (links) und Bild 4.9 (links)). Erwartungsgemäss sind die bezogenen Traglasten wärmeausgehärteter Legierungen (*EN 1999-1-1* (2007)) resp. von Legierungen mit hohem Warmverformungsgrad (*AS/NZS 1664:1997* (1997)) (Endung WB) leicht grösser als die entsprechenden Traglasten nicht wärmeausgehärteter Legierungen resp. von Legierungen ohne oder mit nur geringem Warmverformungsgrad (Endung NWB). Im Ge-

gensatz zur reinen Druckbeanspruchung weisen die Resultate der verschiedenen Normansätze bei kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung grössere Unterschiede auf. Während die *EN 1999-1-1* die gleichen Formeln zur Bestimmung der Traglast verwendet wie bei der reinen Druckbelastung und den Einfluss des Spannungsverhältnisses über den Koeffizienten des Spannungsgradienten berücksichtigt, kommen gemäss *AS/NZS 1664:1997* andere Formeln zur Anwendung. Im Vergleich zur *EN 1999-1-1* sind diese vor allem für sehr gedrungene Querschnittselemente äusserst konservativ und erlauben nur eine maximale Ausnutzung von 65% der Fließsspannung.

Gemäss *EN 1999-1-1* wird für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente unter kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung neben dem Warmverformungsgrad der Legierung auch zwischen den Fällen mit maximaler Druckspannung am freien (Endung FR) und am gelagerten Längsrand (Endung GR) unterschieden. Die *AS/NZS 1664:1997* unterscheidet in dieser Hinsicht den Fall mit freiem Längsrand unter Druckspannung (Kap. 4.4.2: Fall A) und den Fall mit freiem Längsrand unter Zugspannung (Kap. 4.4.2: Fall B). Im Fall A darf für schlanke Querschnittselemente ($b/t \geq S_2$) nur die elastische Beullast angesetzt werden, was einer sehr konservativen Näherung entspricht. Im Gegensatz dazu darf das dreiseitig gelagerte Querschnittselement im Fall B wie ein gleich beanspruchtes vierseitig gelagertes Querschnittselement berechnet werden. Wie von *Brune* (1998) (Kap. 3.2.2) aufgezeigt wird, muss die Zugspannung am freien Längsrand aber ziemlich gross sein, damit sich ein dem vierseitig gelagerten Querschnittselement ähnliches Tragverhalten einstellen kann. Es kann also davon ausgegangen werden, dass dieser Ansatz zumindest für gering negative Randspannungsverhältnisse zu unsicheren Resultaten führt. Im Bild 4.8 (rechts) wird aus Gründen der Vergleichbarkeit der Resultate nur der bezogene Traglastverlauf gemäss *AS/NZS 1664:1997* im Fall A aufgezeigt. Wie bereits im Kapitel 4.4.3 erörtert wurde, entsprechen sich die Ansätze gemäss *AA ADM-1* (2000) und *AS/NZS 1664:1997* für die untersuchten Fälle, weswegen auf eine gesonderte Untersuchung des erstgenannten Ansatzes verzichtet wird.

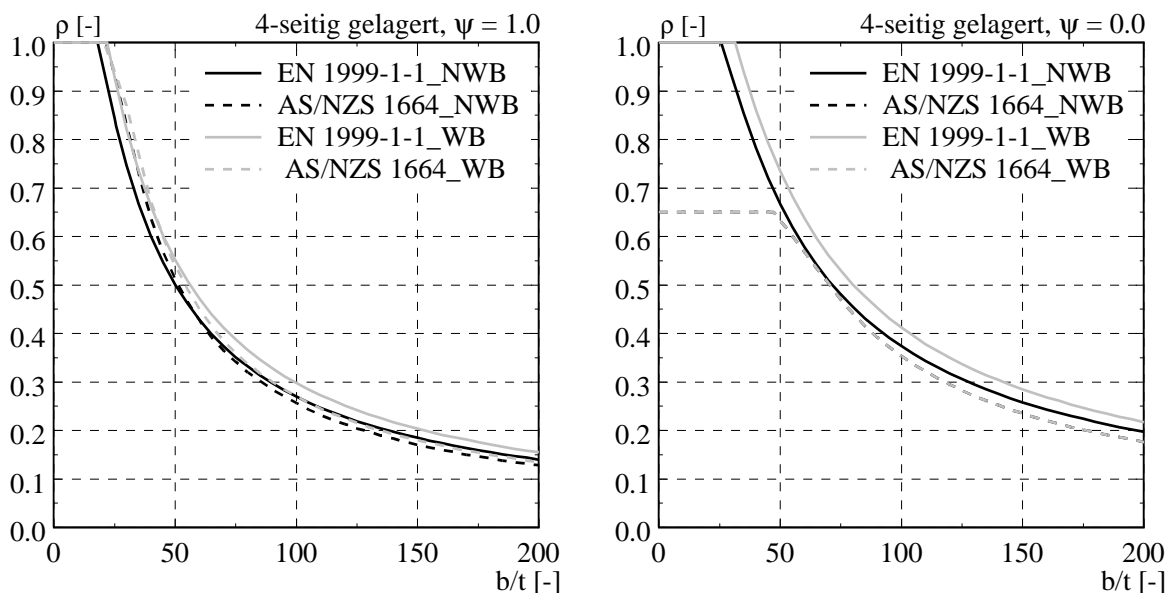


Bild 4.8 Vergleich verschiedener Normansätze für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus Aluminium

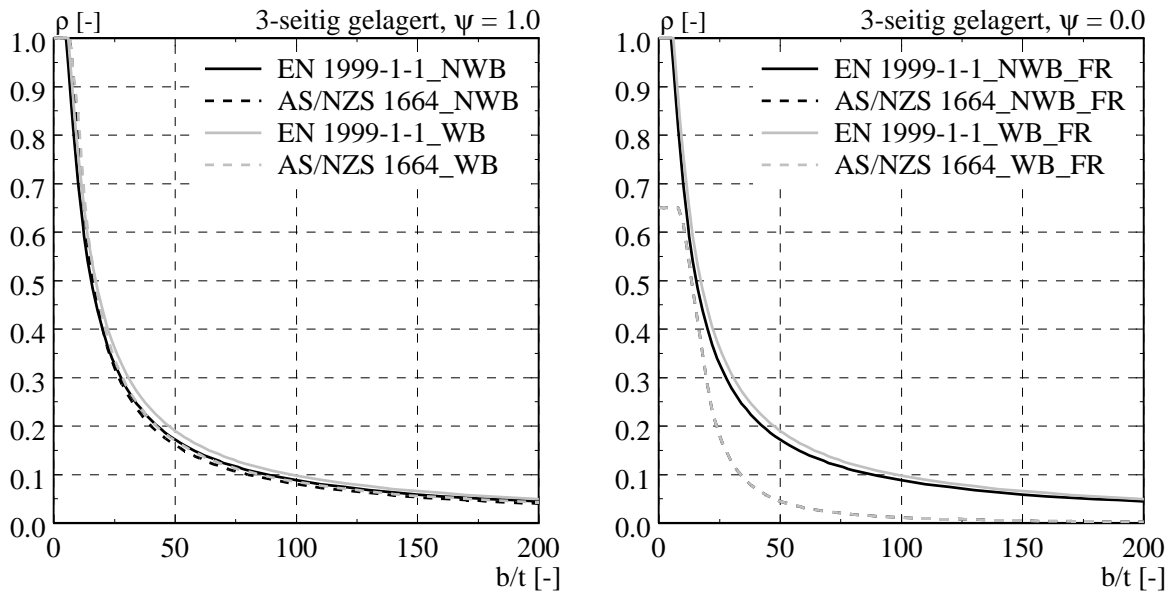


Bild 4.9 Vergleich verschiedener Normansätze für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus Aluminium

4.7 Zusammenfassung/Schlussfolgerungen

- Die europäischen (*EN 1993-1-4* (2006)), nordamerikanischen (*SEI/ASCE 8-02* (2002)) und australisch/neuseeländischen Normansätze (*AS/NZS 4673:2001* (2001)) für rostfreien Stahl verwenden alle die *Methode der wirksamen Breiten* zur Traglastberechnung. Unterschiede zwischen den Ansätzen bestehen bezüglich der analytischen Bestimmungsgleichungen des Reduktionsfaktors, der Definition der Elementbreite und der Bestimmung des beanspruchungsabhängigen Beulwertes. Für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente werden mit dem Ansatz gemäss *EN 1993-1-4* aufgrund der Verwendung einer konservativeren Beulkurve deutlich kleinere Traglasten als gemäss *SEI/ASCE 8-02* und *AS/NZS 4673:2001* erreicht. Im Gegensatz dazu sind die Bestimmungsgleichungen für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente nahezu identisch. Entsprechend sind die Unterschiede zwischen den damit berechneten Traglasten gering.
- Die betrachteten Normansätze für Aluminium (*EN 1999-1-1* (2007), *AA ADM-1* (2000), *AS/NZS 1664:1997* (1997)) unterscheiden sich dagegen grundlegend. Der Ansatz gemäss *EN 1999-1-1* basiert auf der *Methode der wirksamen Dicken*, wobei in Abhängigkeit der Randbedingungen und des Herstellungsprozesses die zu verwendende Bestimmungsgleichung eruiert und die Randspannungsverteilung über einen Koeffizienten berücksichtigt wird. Im Gegensatz dazu wird gemäss *AA ADM-1* und *AS/NZS 1664:1997* die wirksame Spannung des beulgefährdeten Querschnittselementes mittels eines dreistufigen Ansatzes bestimmt und damit die Traglast berechnet. Der Einfluss der Randbedingungen, des Herstellungsprozesses sowie der aufgetragenen Beanspruchung auf die Traglast wird von diesen Normen über sogenannte Beulkonstanten berücksichtigt. Trotz dieser grundlegend unterschiedlichen Bemessungsmodelle sind die Unterschiede zwischen den damit berechneten Traglastkurven für rein druckbeanspruchte Querschnittselemente gering. Unter kombinierter Druck-/Biegebeanspruchung führen die Ansätze gemäss *AA ADM-1* und *AS/NZS 1664:1997* allerdings für gedrungene, drei- und vierseitig gelagerte Querschnittselemente

sowie für sämtliche dreiseitig gelagerten Querschnittselemente mit Druckspannung am freien Längsrand zu tieferen Traglasten.

- Die europäischen (*EN 1993-1-2* (2005)), nordamerikanischen (*ANSI/AISC 360-05* (2005)) und australisch/neuseeländischen Normansätze (*AS 4100-1998* (1998)) für Karbonstahl bei erhöhter Temperatur schlagen alle u.a. die Verwendung eines Bemessungsmodells auf Tragfähigkeitsebene vor. Die Bestimmung der wirksamen Querschnittsfläche erfolgt gemäss diesen Bemessungsansätzen wie bei Raumtemperatur, wobei die temperaturbedingte Festigkeitsabnahme mittels temperaturabhängiger Abminderungsfaktoren berücksichtigt wird.

5 Vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente

5.1 Zielsetzung und Überblick

In den vergangenen Kapiteln wurde bereits ausführlich auf die bestehenden Berechnungsmodelle (Kap. 3.3 und 3.4) sowie einige der am stärksten verbreiteten Normansätze (Kap. 4.3 bis 4.5) für vierseitig gelagerte Querschnittselemente mit elastischem, nicht-linear plastischem Materialverhalten eingegangen. Ziel des Kapitels 5 ist es in einem ersten Schritt die Genauigkeit dieser Modelle und Ansätze anhand eigener Versuchsergebnisse sowie numerischer Untersuchungen zu überprüfen und, falls notwendig, in einem zweiten Schritt ein verbessertes analytisches Berechnungsmodell zu entwickeln.

Im Rahmen einer am Institut für Baustatik und Konstruktion (IBK) der ETH Zürich durchgeführten Versuchsserie wurden deshalb vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus Aluminium, rostfreiem Stahl und Karbonstahl geprüft. Das Kapitel 5.2 geht auf den Aufbau sowie die Durchführung dieser Versuche ein und stellt die Versuchsergebnisse dar. Dabei wird der Einfluss des nichtlinearen Spannungs-Dehnungsverlaufs von Aluminium und rostfreiem Stahl hinsichtlich der erreichten Traglasten, des Last-Stauchungsverhaltens sowie des Last-Verformungsverhaltens anhand des Vergleichs mit den Ergebnissen der entsprechenden Karbonstahlelemente analysiert. Um die Versuchsergebnisse zu überprüfen, werden die Versuchskörper numerisch, mittels Finiten Elemente Methode, modelliert. Ein Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Ergebnisse ist im Kapitel 5.3 aufgeführt, eine zusätzliche Gegenüberstellung mit den Ergebnissen der obig erwähnten Berechnungsmodelle und Normansätze ist aus Kapitel 5.4 ersichtlich. Um die anhand dieses Vergleichs getroffenen Aussagen verifizieren zu können, werden diese Berechnungsmodelle und Normansätze auf geeignete Fremdversuche an quadratischen Hohlprofilen aus Aluminium und rostfreiem Stahl (Kap. 5.5) resp. Karbonstahl unter Brandeinwirkung (Kap. 5.6) angewendet und die Resultate analysiert.

5.2 Versuche

5.2.1 Versuchskörper

Die Versuche wurden an rechteckigen Querschnittselementen mit einem Längen-/Breitenverhältnis $\alpha = 3$ ($l = 300\text{mm}$, $b = 100\text{mm}$) durchgeführt, wobei die Versuchskörper aus Karbonstahl, rostfreiem Stahl und Aluminium gefertigt wurden und Elementdicken $t = 1.0\text{mm}$, 1.5mm und 2.0mm aufwiesen. Die Versuchskörper wurden so bezeichnet, dass daraus der verwendete Werkstoff, die Blechdicke sowie die Versuchsserie ersichtlich sind (Bsp.: Alu_1.5_2: Aluminium, $t = 1.5\text{mm}$, zweiter Versuch). Pro Material und Elementdicke wurden jeweils zwei Versuche durchgeführt, womit die Versuchsreihe 18 Versuche umfasste.

Für jeden Werkstoff und jede Elementdicke wurden zwei Zugversuche gemäss *DIN 50125* (2004) (Probentyp H, Breite 20mm) durchgeführt. Zusätzlich wurde für Elementdicken $t = 1.0\text{mm}$ und 2.0mm ein dritter Zugversuch mit einer konstanten Breite von 30mm durchgeführt. Alle Zugversuche hatten eine Länge von 600mm und wurden mit Hilfe einer Universalprüfmaschine vom Typ Schenk 480kN getestet. Während des Zugversuchs wurden die aufgebracht-

te Zugkraft, der Kolbenweg sowie zusätzlich die Längenänderung über 50mm Messlänge in axialer Richtung (zwei induktive Wegaufnehmer vom Typ DD1 auf Vorder- und Rückseite der Probe) gemessen. Die Belastungsgeschwindigkeit betrug 0.02mm/s.

Aus den Resultaten der Zugversuche wurden der Elastizitätsmodul und die Fließgrenze f_y (Metalle mit linear-elastischem, ideal-plastischem Materialverhalten) resp. die Spannungen $f_{p,0.01}$ und $f_{p,0.2}$ (Metalle mit elastischem, nicht-linear plastischem Materialverhalten) bestimmt. Die aus den Zugversuchen gemäss *DIN 50125* gemittelten Materialkennwerte der verwendeten Probekörper sowie die daraus mittels der Gl. (2.3) und (2.4) berechneten *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten (n , e) sind aus Tab. 5.1 ersichtlich (St: Karbonstahl, SS: rostfreier Stahl, Alu: Aluminium), die gemittelten Spannungs-Dehnungskurven aus Bild 5.1. Wie sich aus letzteren erkennen lässt, weist von den getesteten Karbonstählen nur St_2.0 eine klare Fließgrenze auf. Die beiden anderen Karbonstähle wurden kaltverformt und zeigen mit steigender Dehnung eine zunehmende Verfestigung. Für die getesteten Probekörper ergeben sich mit den Materialkennwerten aus Tab. 5.1 bezogene Elementschlankheiten $\bar{\lambda}$ von 1.00 bis 2.17.

Vor der Durchführung der Beulversuche wurden sämtliche Probekörper ausgemessen und die geometrischen Anfangsimperfektionen mittels einer Messuhr ermittelt. Zur besseren Bestimmung mussten die beiden Linearführungen (Bild 5.2) temporär an die Probekörper angebracht werden, wodurch gewisse Zwängungen in die Querschnittselemente eingebracht wurden. Die Auswertung der geometrischen Anfangsimperfektionsmessung führte zu Maximalwerten zwischen 0.09mm und 0.22mm. Leider war es im Rahmen dieser Versuche nicht möglich gewesen, die aus dem Anbringen der Linearführungen resultierenden Zwängungen sowie die durch den Herstellungs- und Verarbeitungsprozess eingebrachten Eigenspannungen der Querschnittselemente zu bestimmen.

Tabelle 5.1 Aus Zugversuchen bestimmte gemittelte Materialkennwerte mit zugehörigen Ramberg-Osgood-Koeffizienten

Bezeichnung	E [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	$f_{p,0.01}$ [N/mm ²]	$f_{p,0.2}$ [N/mm ²]	e [-]	n [-]
St_1.0	201'500	-	-	200	-	-
St_1.5	204'800	-	-	227	-	-
St_2.0	211'000	470	-	-	-	-
SS_1.0	200'000	-	220	263	0.00132	16.8
SS_1.5	200'000	-	219	281	0.00140	12.2
SS_2.0	192'000	-	155	278	0.00145	5.1
Alu_1.0	80'600	-	87	137	0.00170	6.6
Alu_1.5	75'000	-	117	157	0.00208	10.4
Alu_2.0	77'300	-	125	155	0.00201	13.9

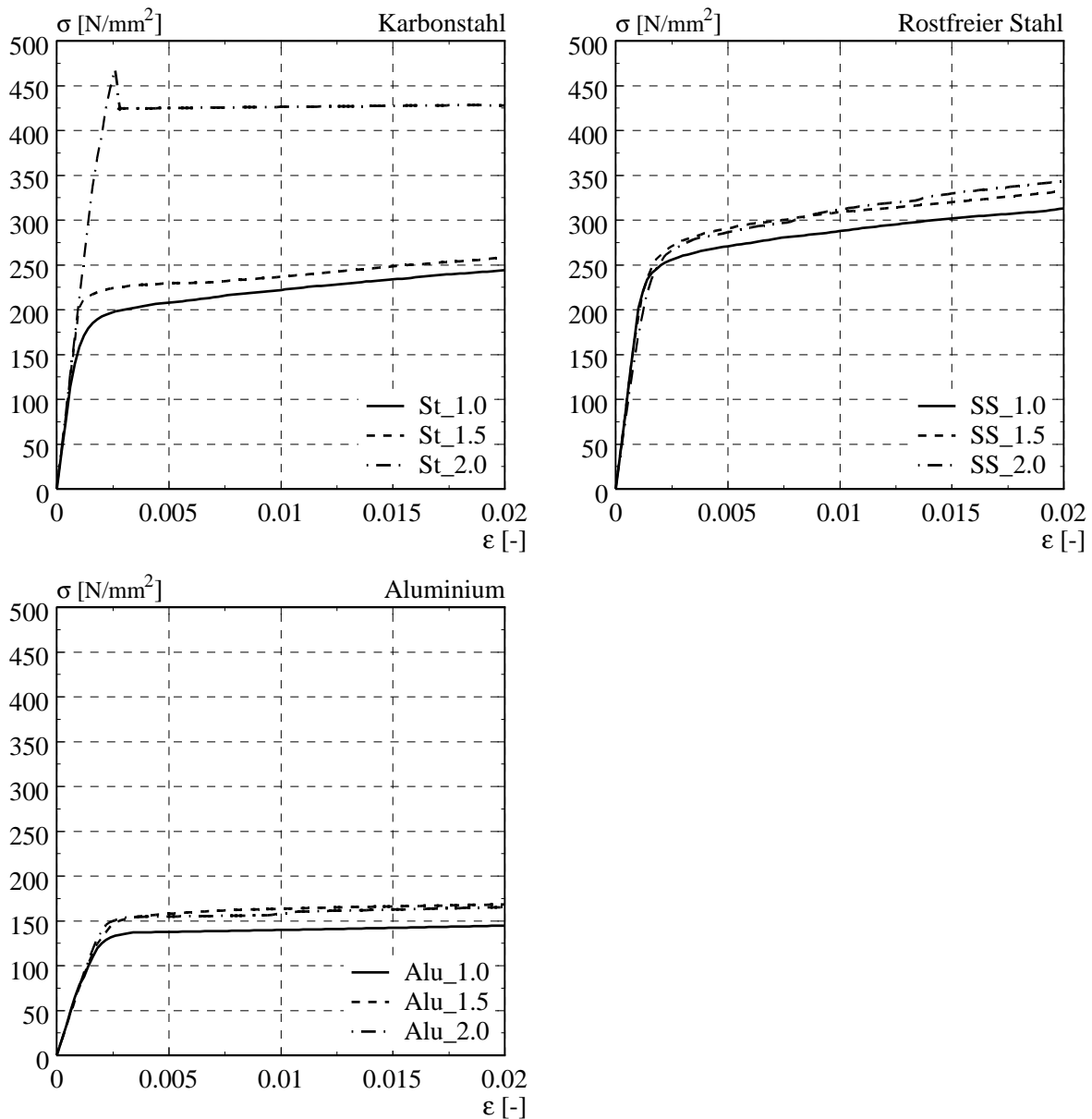


Bild 5.1 Aus Zugversuchen bestimmte, gemittelte Spannungs-Dehnungskurven

5.2.2 Versuchsdurchführung

Sämtliche Versuche an vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen wurden mit der Versuchseinrichtung gemäss Bild 5.2 durchgeführt. In einem ersten Schritt wurde der Versuchskörper an den beiden Stirnseiten in Drehlager geschoben und seine Lage mit dünnen Stahlplättchen fixiert. Die Drehlager ihrerseits wurden in den Lagern versenkt, wobei Nadelager (Bild 6.4 (links)) zwischen Drehlager und Lager eingebracht wurden um eine gelenkige und möglichst reibungsfreie Lagerung zu erzielen. Dieser Aufbau ermöglichte Verdrehungen der Stirnseiten um die y-Achse und Verschiebungen in Richtung der y-Achse. Die Lagerung der beiden unbelasteten Längsränder erfolgte durch zwei dicke Stahlplatten, in welche in Längsrichtung je eine Nut (Nuttiefe a) gefräst worden war. Die Nut wirkte als Linearführung und verhinderte damit sowohl Verschiebungen des Elementrandes aus der Elementebene als auch Rotationen um die y-Achse. Um Verdrehungen um die x-Achse und Verschiebungen des

Längsrandes in Richtung der y-Achse zu ermöglichen, wurden die beiden Stahlplatten mittels vier mit Federn versehener Gewindestangen verbunden.

Die Versuche wurden mit einer Universalprüfmaschine vom Typ Schenck 480kN mit einer Genauigkeit von $\pm 0.2\text{kN}$ (bezogen auf die aufgebrachte axiale Last) getestet und dehnungssteuert (Belastungsgeschwindigkeit: 0.20mm/min) durchgeführt. Die Belastung erfolgte durch das untere Lager, welches in positiver x-Richtung verschoben wurde, während das obere Lager in seiner Ausgangslage verblieb. Um den Anfangsschlupf zwischen Lagern und Stirnseiten zu minimieren, wurden die Versuche vorbelastet.

Während dem Versuch wurden die Kolbenverschiebung, die aufgebrachte Last, die zwischen den beiden Lagern auftretende axiale Verkürzung (zwei Messungen) sowie die Verformungen aus der Ebene (Bild 5.2: Messpunkte R1 bis R5) gemessen. Die Messgenauigkeit der Wegaufnehmer betrug $\pm 0.01\text{mm}$ (Nennwert: $\pm 5.00\text{mm}$) für die Verformungsmessung aus der Ebene und $\pm 0.02\text{mm}$ (Nennwert: $\pm 10.00\text{mm}$) für die Messung der axialen Verkürzung.

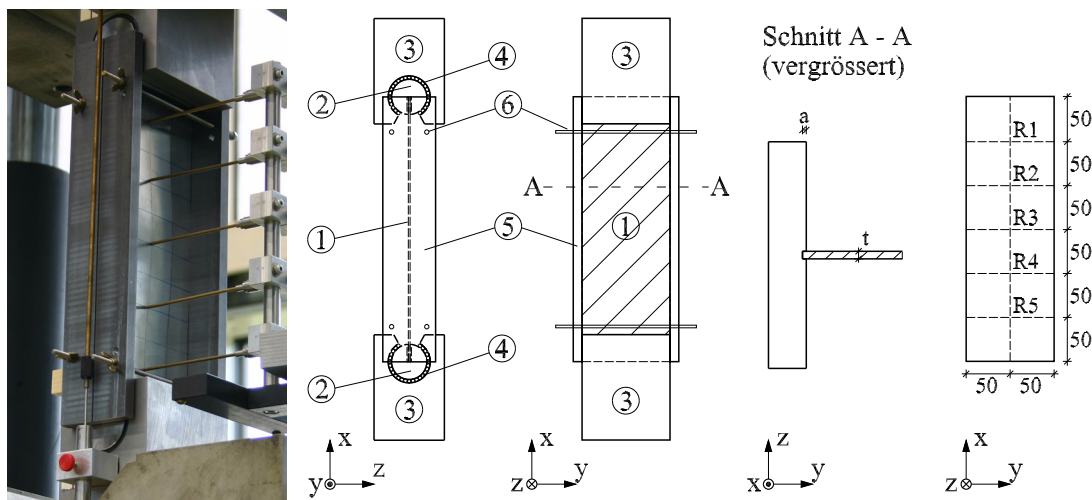


Bild 5.2 Versuchsaufbau und Messpunkte

- | | | |
|--------------------|-------------------|-------------------|
| (1) Versuchskörper | (2) Drehlager | (3) Lager |
| (4) Nadellager | (5) Linearführung | (6) Gewindestange |

Da die zwischen den beiden Lagern gemessene axiale Verkürzung auch einen Deformationsanteil aus den Lagern enthielt, mussten die Messwerte für die Versuchsauswertung korrigiert werden. Um den hauptsächlich aus Schlupfeffekten zwischen Drehlager und Nadellager herrührenden Deformationsanteil bestimmen zu können, wurde mit der in Bild 5.2 dargestellten Versuchseinrichtung eine gedrungene Stahlplatte (Plattendicke $t = 5.0\text{mm}$, Länge $l = 100\text{mm}$) getestet. Die Platte wurde in axialer Richtung belastet, wobei im Gegensatz zu den Versuchen an den vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen keine Linearführungen angebracht wurden. Um sicherzustellen, dass das Ergebnis nicht durch ein eventuelles Ausknicken der Platte verfälscht wurde, wurden die Verschiebungen aus der Ebene in der Plattenmitte während des Versuchs aufgezeichnet. Unter Berücksichtigung der aus der Belastung resultierenden elastischen Verkürzung der Stahlplatte, konnte aus den Versuchsdaten eine Last-Stauchungskurve der aus den Lagern herrührenden Schlupfeffekte bestimmt und die während den Beulversuchen gemessenen axialen Verschiebungen korrigiert werden.

5.2.3 Versuchsergebnisse

Die Auswertung der Versuchsergebnisse erfolgte hinsichtlich der auftretenden Versagensmechanismen, der gemessenen Traglasten sowie des Verlaufs der bezogenen Last-Stauchungs- und der bezogenen Last-Durchbiegungskurven.

Es wurde ersichtlich, dass sich für die getesteten vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselemente zwei unterschiedliche Versagensmechanismen, die sog. Flip-Disc- und Roof-Shaped-Mechanismen (vgl. *Murray/Khoo* (1981)) (Bild 5.3), einstellten. Nach der Hypothese von *Murray* (1985) bildet sich ein Flip-Disc-Mechanismus aus, falls sich der erste Fließpunkt am gelagerten Längsrand befindet, während sich ein Roof-Shaped-Mechanismus ausbildet, falls der erste Fließpunkt in Elementmitte auftritt. In Tab. 5.2 sind die in den Versuchen auftretenden Versagensmechanismen (FD: Flip-Disc-Mechanismus, RS: Roof-Shaped-Mechanismus) zusammen mit den zugehörigen gemessenen Traglasten aufgeführt. Mit einem Stern (*) versehene Traglasten wurden mit einer Nuttiefe der Linearführung von $a = 1.0\text{mm}$ erreicht, solche ohne Stern mit einer Nuttiefe von $a = 2.0\text{mm}$. Es ist ersichtlich, dass die Streuung der Traglasten zwischen den beiden Versuchsserien gering war und dass bei einer Verwendung der kleineren Nuttiefe eher tiefere Traglasten erreicht wurden. Aufgrund der geringen Anzahl durchgeführter Versuche mit kleinerer Nuttiefe, kann aber keine abschliessende Aussage getroffen werden. Bezüglich der auftretenden Versagensmechanismen zeigte sich ein deutlicher Einfluss der Elementdicke und damit der Elementschlankheit. Probekörper mit einer Dicke $t = 1.0\text{mm}$ ($b/t = 100$) versagten durchwegs mit einem Flip-Disc-Mechanismus, solche mit einer Dicke $t = 2.0\text{mm}$ ($b/t = 50$) hingegen alle mit einem Roof-Shaped-Mechanismus. Für eine Elementdicke $t = 1.5\text{mm}$ ($b/t = 66.7$) war der auftretende Versagensmechanismus vom verwendeten Werkstoff abhängig. Für Aluminium traten Flip-Disc-Mechanismen auf, während sich für rostfreien Stahl und Karbonstahl bereits Roof-Shaped-Mechanismen ausbildeten. Die spezifischen Einflussgrößen der auftretenden Versagensmechanismen wird das Kapitel 5.4.1 im Zusammenhang mit dem Berechnungsmodell von *Mahendran* (1997) noch genauer aufzeigen.

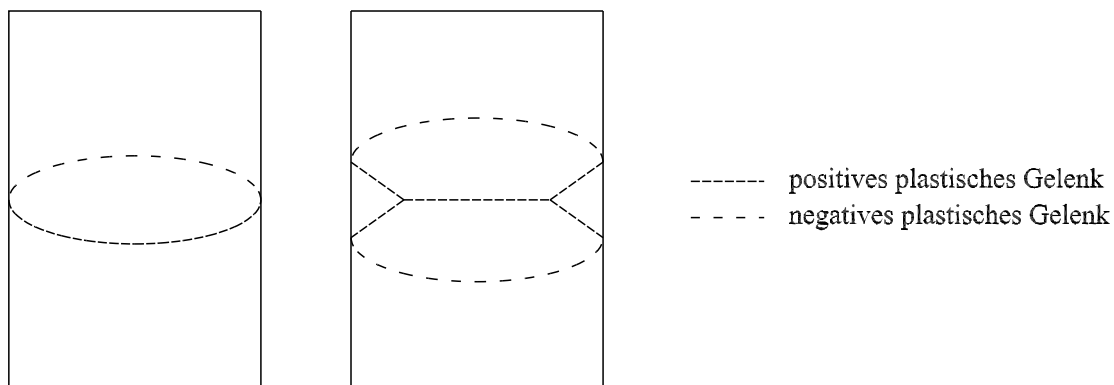


Bild 5.3 Versagensmechanismen vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente: Flip-Disc-Mechanismus (links) und Roof-Shaped-Mechanismus (rechts) (nach Mahendran (1997))

Tabelle 5.2 Experimentell ermittelte Traglasten, Traglastdehnungen und auftretende Versagensmechanismen (FD: Flip-Disc-Mechanismus, RS: Roof-Shaped-Mechanismus)

Bezeichnung	Versuchsserie 1			Versuchsserie 2		
	$N_{u,exp1}$ [kN]	$\epsilon_{u,exp1}$ [-]	Versagensmech.	$N_{u,exp2}$ [kN]	$\epsilon_{u,exp2}$ [-]	Versagensmech.
St_1.0	9.5	0.0014	FD (2x)	9.6*	0.0019	FD
St_1.5	23.4	0.0018	RS	22.9	0.0017	RS
St_2.0	53.4	0.0024	RS	55.6	0.0019	RS
SS_1.0	11.6	0.0020	FD (2x)	11.0	0.0022	FD (2x)
SS_1.5	23.6	0.0025	RS	23.9	0.0024	RS
SS_2.0	43.4	0.0019	RS	42.8	0.0018	RS
Alu_1.0	6.2	0.0039	FD (2x)	5.6*	0.0024	FD
Alu_1.5	13.5	0.0023	FD	13.4	0.0023	FD
Alu_2.0	20.4	0.0020	RS	19.6*	0.0027	RS

In Bild 5.4 sind exemplarisch für Alu_1.0 und Alu_2.0 die nach dem Entlasten in den Probekörpern verbleibenden Beulverformungen zu sehen. Während für Alu_1.0_1 zwei Flip-Disc-Mechanismen auftraten, entwickelte sich im zweiten Versuch nur ein solcher Mechanismus. Im Gegensatz dazu war zwischen den beiden Tests von Alu_2.0 hinsichtlich des auftretenden Versagensmechanismus trotz unterschiedlicher Nutttiefen kein grundsätzlicher Unterschied auszumachen. Es ist folglich davon auszugehen, dass für Alu_1.0 der Unterschied zwischen den beiden Versuchen auf die verschiedenen Nutttiefen im Zusammenspiel mit dem auftretenden Flip-Disc-Mechanismus zurückzuführen ist.

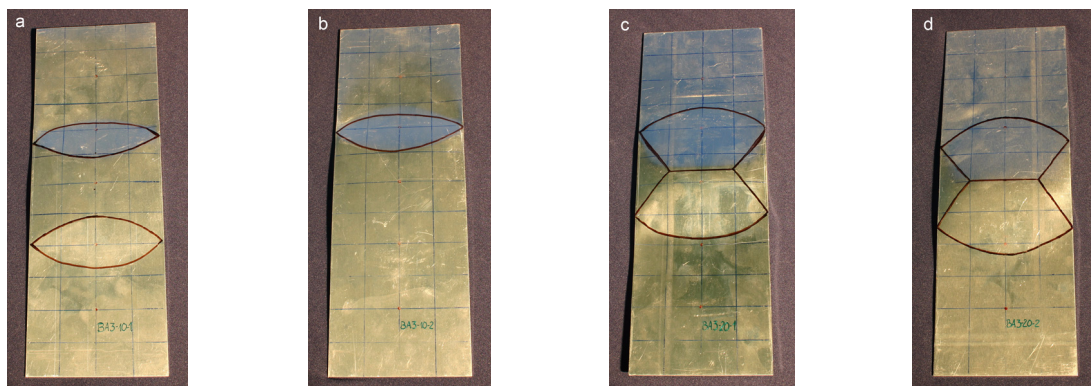


Bild 5.4 Versagensmechanismen für Alu_1.0_1 (a), Alu_1.0_2 (b), Alu_2.0_1 (c), Alu_2.0_2 (d)

Wie die Versuchsergebnisse zeigen, ist der Verlauf der bezogenen Last-Stauchungs- und der bezogenen Last-Durchbiegungskurven im Nachtraglastbereich ebenfalls stark vom auftretenden Versagensmechanismus sowie von der verwendeten Nutttiefe abhängig. In Bild 5.5 sind exemplarisch die bezogenen Last-Stauchungskurven für St_1.0 (links) und Alu_2.0 (rechts) abgebildet. Bei einem auftretenden Flip-Disc-Mechanismus und einer Nutttiefe von $a = 2.0\text{mm}$ kam es sowohl bei der bezogenen Last-Stauchungs- als auch bei der bezogenen Last-Durchbiegungskurve nach Erreichen der Traglast praktisch zu keinem Lastabfall. Hingegen ist bei einer Nutttiefe $a = 1.0\text{mm}$ der erwartete Lastabfall zu beobachten (Bild 5.5 (links)). Versuche mit einem auftretenden Roof-Shaped-Mechanismus waren im Gegensatz dazu beinahe unempfindlich gegenüber der verwendeten Nutttiefe (Bild 5.5 (rechts)). Es ist davon auszugehen, dass

es aufgrund der verwendeten tieferen Nut ($a = 2.0\text{mm}$) bei einem auftretenden Flip-Disc-Mechanismus im Nachtraglastbereich zu einer teilweisen Einspannung des Längsrandes kam und deswegen für diese Dehnungsbereiche erhöhte Lasten gemessen wurden.

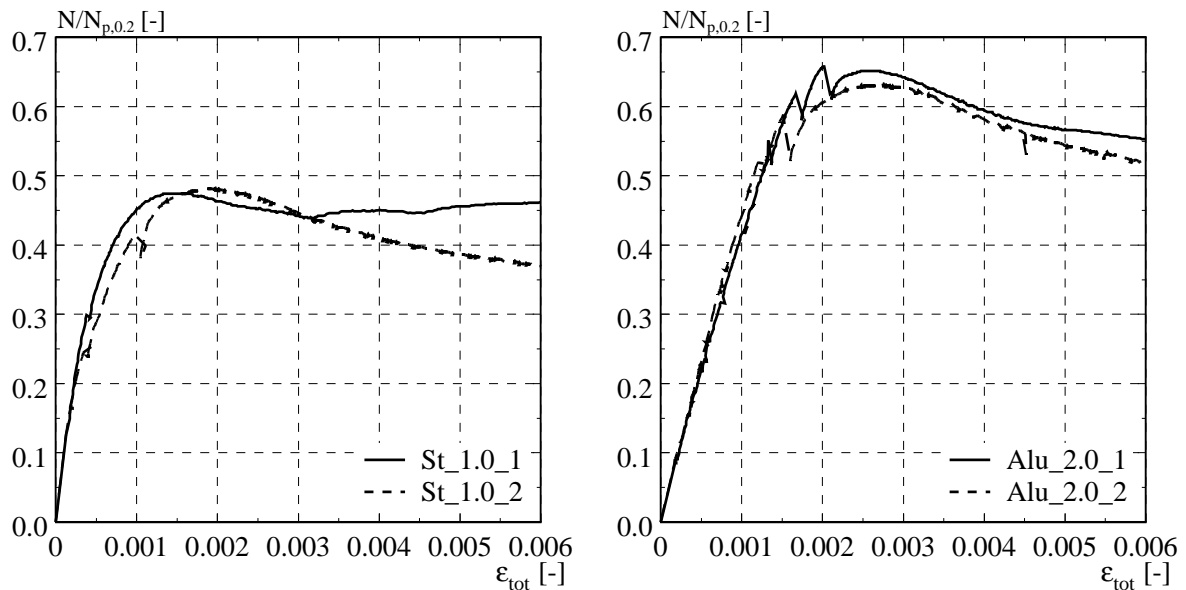


Bild 5.5 Bezogene Last-Stauchungskurven für St_1.0 (Flip-Disc-Mechanismus) (links) und Alu_2.0 (Roof-Shaped-Mechanismus) (rechts)

5.3 Numerische Modellierung

5.3.1 Modellbildung

Für die numerische Modellierung der Versuche wurde das Finite Elemente Programm *Abaqus* (2004) verwendet. Das numerische Modell berücksichtigte die gemessene Geometrie der Versuchskörper, die gemittelten Materialeigenschaften aus den Zugversuchen, die geometrischen Anfangsimperfektionen sowie die im Versuch angesetzten geometrischen Randbedingungen. Es soll im Folgenden kurz auf die Definition und Implementierung dieser Einflussgrößen eingegangen werden.

Elementtyp und Maschenweite

Die Probekörper wurden im numerischen Modell in Elemente mit Abmessungen von $5\text{mm} \times 5\text{mm}$ unterteilt. Trotz vorhandener Symmetrien wurde jeweils der ganze Probekörper modelliert und, analog zum Versuch, einseitig deformationsgesteuert belastet. Die Berechnung erfolgte mit S4-Schalenelementen, welche pro Elementmembran jeweils vier Integrationspunkte aufweisen. Da diese Schalenelemente finite Membrandehnungen und beliebig grosse Rotationen zulassen, sind sie für Probleme, bei welchen grosse Dehnungen auftreten, geeignet.

Materialdefinition

Das Materialverhalten wurde gemäss den gemittelten Ergebnissen der Zugversuche (Bild 5.1) modelliert. Um das nicht-lineare Materialverhalten in *Abaqus* implementieren zu können, musste die entsprechende Spannungs-Dehnungskurve in einen elastischen sowie einen plastischen Abschnitt unterteilt werden. Der elastische Abschnitt der Kurve kann mittels des *ELA-

STIC-Befehls implementiert werden. Die *Abaqus*-Bibliothek stellt im Rahmen dieser Anwendung drei grundsätzlich verschiedene Materialklassifikationen zur Verfügung, nämlich isotropes, anisotropes sowie orthotropes Materialverhalten. Im Rahmen dieser numerischen Modellbildung wurde das isotrope Materialverhalten verwendet, welches sehr einfach in der Anwendung ist und durch die Angabe des Elastizitätsmoduls sowie der Querdehnungszahl hinreichend definiert wird. Die Implementierung des plastischen Bereichs der Spannungs-Dehnungskurve erfolgte über die Annäherung der Kurve durch einen Polygonzug. Dafür mussten die gebräuchlichen nominellen Spannungen σ_{nom} und nominellen Dehnungen ϵ_{nom} gemäss Gl. (5.1) und (5.2) in wahre Spannungs- und Dehnungswerte σ_{wahr} und ϵ_{wahr} umgewandelt werden.

$$\sigma_{\text{wahr}} = \sigma_{\text{nom}}(1 + \epsilon_{\text{nom}}) \quad (5.1)$$

$$\epsilon_{\text{wahr}} = \ln(1 + \epsilon_{\text{nom}}) \quad (5.2)$$

Der Übergang zwischen elastischem und plastischem Bereich wurde bei einer plastischen Dehnung von $\epsilon_{p1} = 0.001$ definiert.

Wie Untersuchungen von *Rasmussen et al.* (2002, 2003) zeigen, sollte dieses vereinfachte Materialmodell für die im Rahmen der im Kapitel 5.2 beschriebenen Fälle und Legierungen hinreichend genau sein. *Rasmussen et al.* führen Versuche an vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen unter gleichmässiger Randstauchung in der Elementebene durch. Die untersuchten Querschnittselemente sind aus rostfreiem Stahl (Duplex 2205) gefertigt und weisen bezogene Schlankheiten $\bar{\lambda}$ von 1.03 resp. 2.06 bei einem Längen- zu Breitenverhältnis α von 6 resp. 3 auf. Die Versuchsergebnisse werden anschliessend mit numerischen Ergebnissen verglichen. Unter Annahme perfekter Randbedingungen und einer den gemessenen Anfangsimperfektionen entsprechenden Vorverformungsform wird der Einfluss von drei verschiedenen Materialmodellen untersucht. Die Untersuchung umfasst die Fälle „isotrop nicht-lineare Verfestigung“, „isotrop elastisch, ideal-plastisch“ sowie „anisotrop elastisch, ideal-plastisch“, wobei das zugrundeliegende Spannungs-Dehnungsdiagramm aus einem Druckversuch an einer dem Versuchskörper in longitudinaler Richtung entnommenen Probe bestimmt wird. Die Implementierung des erstgenannten Materialmodells entspricht der im Rahmen dieser Arbeit verwendeten. Für das anisotrope Materialmodell wird die Fließfläche nach *Hill* (1950) verwendet. Es zeigt sich, dass die mittels „isotrop nicht-linearer Verfestigung“ ermittelten numerischen Resultate im Hinblick auf Traglast und Verformungsverhalten am besten mit den Versuchsergebnissen übereinstimmen. *Rasmussen et al.* folgern daraus, dass Querschnittselemente aus rostfreiem Stahl unter der Verwendung des beschriebenen isotropen nicht-linearen Materialmodells hinreichend genau modelliert werden können. Gleichzeitig wird aber darauf hingewiesen, dass der Effekt der Anisotropie bei Legierungen mit einem ausgeprägteren Verfestigungsvermögen eine Rolle spielen könnte. Hierzu muss allerdings darauf hingewiesen werden, dass die im Rahmen der angesprochenen Parameterstudie verwendete Spannungs-Dehnungskurve mit einem Verfestigungsexponenten $n = 4.6$ bereits ein grosses Verfestigungsvermögen besitzt. Das vereinfachte Materialmodell dürfte also zumindest für die numerische Modellierung der im Rahmen dieser Arbeit geprüften, vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselemente statthaft sein.

Geometrische Anfangsimperfektionen

Da die geometrischen Anfangsimperfektionen der geprüften Querschnittselemente jeweils nur anhand weniger Messpunkte aufgenommen wurden (siehe Kap. 5.2.1), konnte die Vorverformungsform damit nur ungenügend wiedergegeben werden. Als Alternative wurde im numerischen Modell stattdessen die erste Eigenform nach geometrisch-linearer Beultheorie (Bild 5.6) angesetzt. Wie die Messungen der geometrischen Anfangsimperfektionen der getesteten Versuchskörper gezeigt hatten, lagen die Maximalwerte zwischen 0.09mm und 0.22mm (siehe Kap. 5.2.1). Es wurden deshalb maximale Amplituden der geometrischen Anfangsimperfektionen von $w_0 = 0.10\text{mm}$ ($b/1000$), 0.25mm ($b/400$) und 0.50mm ($b/200$) untersucht. Die letztgenannte maximale Amplitude entspricht dem Wert der lokalen geometrischen Ersatzimperfektion e_{0w} für FE-Berechnungen gemäss *EN 1993-1-5* (2006). Lokale geometrische Ersatzimperfektionen kommen zur Anwendung, wenn keine genaueren getrennten Ansätze von geometrischen und strukturellen Anfangsimperfektionen möglich sind.

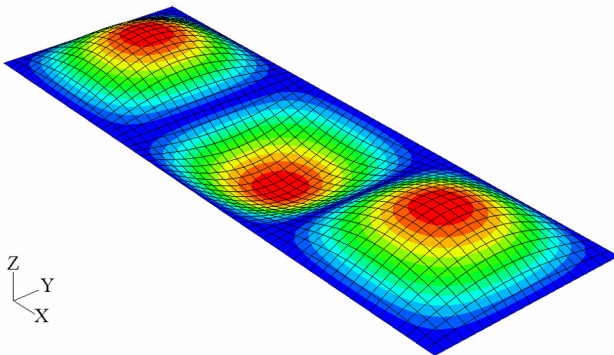


Bild 5.6 Erste Eigenform eines vierseitig gelenkig gelagerten, in axialer Richtung belasteten Querschnittselementes

Strukturelle Anfangsimperfektionen (Eigenspannungen)

Mit den vorhandenen Mitteln war leider keine zerstörungsfreie Bestimmung der durch Herstellungsprozesse resp. den Probeneinbau induzierten Eigenspannungen möglich. Deswegen erfolgte eine approximative Berücksichtigung der Eigenspannungen mittels der vorausgehend erwähnten geometrischen Ersatzimperfektionen ($w_0 = b/200$).

Geometrische Randbedingungen

Die geometrischen Randbedingungen der Querschnittselemente wurden als perfekt ideal (gelenkige Randlagerung, Verschiebungen aus der Ebene behindert, Verschiebungen in der Ebene erlaubt) angenommen. Obwohl in den Versuchen wegen der zusammen mit den Linearführungen verwendeten, mit Federn versehenen Gewindestangen (Bild 5.2) nicht von einer vollkommen unbehinderten Rotation der Längsränder um die x-Achse ausgegangen werden konnte, schien die Modellierung einer daraus resultierenden Einspannwirkung wenig praktikabel. Numerische Testrechnungen ergaben, dass der Ansatz von Drehfedern an den beiden Längsrändern sowohl die Steifigkeit im Last-Stauchungsdiagramm als auch die erreichbare Traglast erhöht. Da die sich in den Versuchen aus der Einspannwirkung ergebende Drehfedersteifigkeit nicht quantifizierbar war, wurde für die weiteren numerischen Berechnungen auf den Ansatz von Drehfedern verzichtet. Wie das folgende Unterkapitel zeigen wird, ist die Abbildung der

Versuchsergebnisse auch unter der Annahme perfekt idealer geometrischer Randbedingungen durchaus gegeben.

5.3.2 Vergleich der numerisch ermittelten Resultate mit Versuchsergebnissen

Die Versuchsergebnisse wurden hinsichtlich der Traglast, des Last-Stauchungs- und des Last-Verformungsverhaltens mit den Ergebnissen der numerischen Modellierung verglichen. Eine Gegenüberstellung der experimentell bestimmten ($N_{u,exp}$) mit den numerisch, für die drei im Kapitel 5.3.1 angesprochenen Werte der maximalen Amplitude der geometrischen Anfangsimperfektion w_0 ermittelten Traglasten ($N_{u,FEM}$) ist aus Tab. 5.3 ersichtlich und zeigt für alle untersuchten Werkstoffe eine gute Übereinstimmung. Die Resultate für Karbonstahl weisen die kleinste Streuung der Ergebnisse auf (kleinster Variationskoeffizient), während die Ergebnisse für rostfreien Stahl und Aluminium aber nur unwesentlich schlechter sind. Der Einfluss der verwendeten maximalen Amplitude der geometrischen Anfangsimperfektion auf die Traglasten ist offensichtlich relativ gering. Erwartungsgemäss nehmen die Traglasten mit zunehmender maximaler Amplitude ab, wobei die Unterschiede zwischen den Werkstoffen nur gering sind. Mit steigender geometrischer Schlankheit b/t nimmt der Einfluss der maximalen Amplitude ab, da die Traglasten bei grösseren Dehnungen erreicht werden und somit weniger durch die Grösse der geometrischen Anfangsimperfektionen beeinflusst werden.

Tabelle 5.3 Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Traglasten

Versuch	$N_{u,exp}/N_{u,FEM}$					
	$w_0 = 0.10\text{mm}$		$w_0 = 0.25\text{mm}$		$w_0 = 0.50\text{mm}$	
	1.Versuch	2.Versuch	1.Versuch	2.Versuch	1.Versuch	2.Versuch
St_1.0	1.01	1.02	1.02	1.03	1.04	1.05
St_1.5	0.98	0.96	1.03	1.01	1.10	1.07
St_2.0	0.97	1.01	1.00	1.05	1.04	1.09
SS_1.0	0.98	0.93	0.99	0.94	1.01	0.96
SS_1.5	0.96	0.97	0.98	0.99	1.01	1.02
SS_2.0	1.03	1.01	1.09	1.08	1.16	1.15
Alu_1.0	1.10	0.99	1.11	1.00	1.12	1.01
Alu_1.5	1.11	1.10	1.12	1.11	1.14	1.13
Alu_2.0	0.95	0.91	0.98	0.94	1.03	0.99
St: Mittelwert	0.99	1.00	1.02	1.03	1.06	1.07
St: Variationskoeff.	0.021	0.032	0.014	0.018	0.030	0.017
SS: Mittelwert	0.99	0.97	1.02	1.00	1.06	1.04
SS: Variationskoeff.	0.036	0.043	0.061	0.070	0.083	0.093
Alu: Mittelwert	1.05	1.00	1.07	1.02	1.09	1.04
Alu: Variationskoeff.	0.086	0.095	0.071	0.085	0.056	0.076
Alles: Mittelwert	1.01	0.99	1.04	1.02	1.07	1.05
Alles: Variationskoeff.	0.059	0.057	0.054	0.057	0.055	0.0062

Einen Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten bezogenen Last-Stauchungs- und bezogenen Last-Durchbiegungskurven zeigen die Bilder 5.7 und 5.8. Die Durchbiegung w entspricht dem in Elementmitte gemessenen (Bild 5.2: Messpunkt R3) resp. an dieser Stelle ermittelten Wert. Wie sich zeigt, ist die Übereinstimmung der experimentell und numerisch er-

mittelten bezogenen Last-Stauchungs- und bezogenen Last-Verformungskurven in der Regel gut.

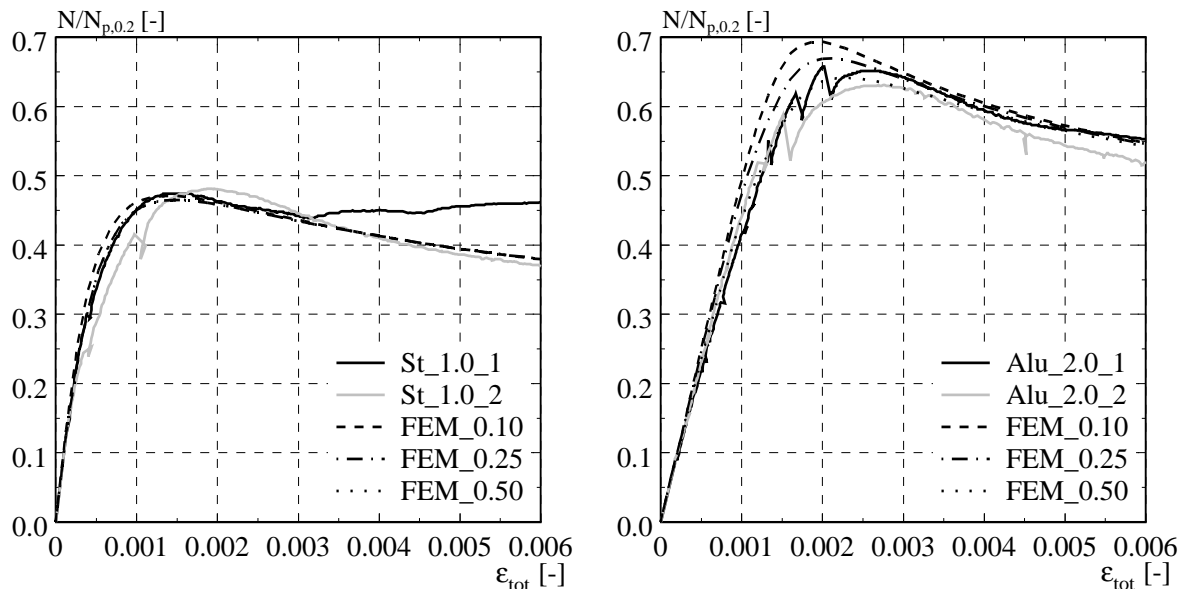


Bild 5.7 Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten bezogenen Last-Stauchungskurven für St_1.0 (links) und Alu_2.0 (rechts)

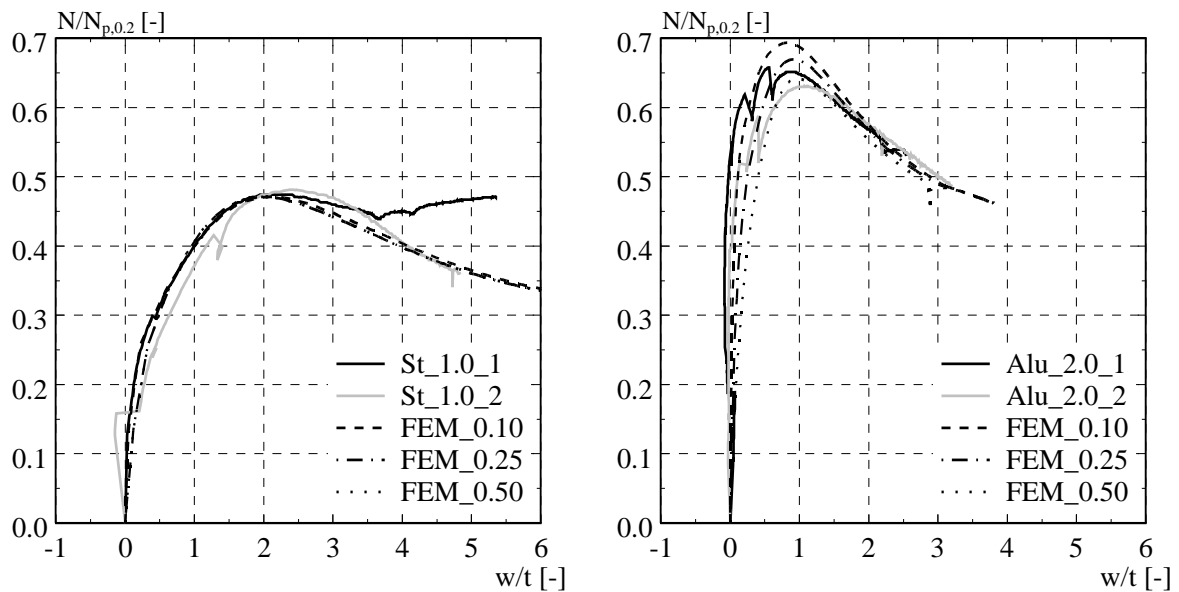


Bild 5.8 Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten bezogenen Last-Durchbiegungskurven für St_1.0 (links) und Alu_2.0 (rechts)

Bei den numerisch ermittelten Kurven ist mit abnehmender maximaler Amplitude der geometrischen Anfangsimperfektion w_0 ein steiferes Verhalten zu beobachten. Dieses äussert sich im bezogenen Last-Stauchungsdiagramm in einem stärkeren Anstieg der zugehörigen Kurven unmittelbar nach Erreichen der Verzweigungsspannung sowie höheren Traglasten. Im bezogenen Last-Durchbiegungsdiagramm sind für geringe w_0 -Werte die nach Erreichen der Verzweigungsspannung ermittelten, bezogenen Durchbiegungen w/t kleiner. Sowohl hinsichtlich der

bezogenen Last-Stauchungs- als auch der bezogenen Last-Durchbiegungskurven nimmt der angesprochene Einfluss von w_0 im Nachtraglastbereich jedoch mit zunehmender Stauchung wieder ab.

5.4 Vergleich mit analytischen Berechnungsmodellen

Um die Güte der experimentell und numerisch ermittelten Ergebnisse besser abschätzen zu können, sollten diese mit den Resultaten verschiedener analytischer Berechnungsmodelle verglichen werden. Die in der Literatur zu findenden Ansätze dienen zur Bestimmung der Traglast (verschiedene Normansätze, Berechnungsansatz nach *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* (2003)), es existieren allerdings auch Modelle zur Vorhersage des Versagensmechanismus (*Mahendran* (1997)).

5.4.1 Bestimmung des Versagensmechanismus

Wie *Mahendran* (1997) für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus Karbonstahl unter gleichförmiger axialer Druckbelastung aufzeigt, hängt der auftretende Versagensmechanismus von der geometrischen Elementschlankheit b/t , der maximalen Amplitude der Vorverformung w_0 , der Fließspannung f_y und dem Elastizitätsmodul E ab. Mit Hilfe der geometrisch-nicht-linearen Beultheorie unter Berücksichtigung von Anfangsimperfektionen (*Marguerre* (1938) (Kap. 3.2.1)) wird ein analytischer Berechnungsansatz entwickelt, mit welchem der Versagensmechanismus in Funktion dieser Einflussgrößen bestimmt werden kann. Die bezogene maximale Amplitude der Vorverformung w_0/t (Gl. (5.4)), bei welcher ein Umschlagen von einem Roof-Shaped- in einen Flip-Disc-Mechanismus stattfindet, kann so mittels einer modifizierten Elementschlankheit S (Gl. (5.3)) berechnet werden.

$$S = \frac{b}{t} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{E}} \quad (5.3)$$

$$w_0/t = 0.67 + 0.086 \cdot S - 0.081 \cdot S^2 \quad (5.4)$$

Das Berechnungsmodell nach *Mahendran* wurde auf die eigenen Versuche (Kap. 5.2) angewendet und die mit diesem Modell vorausgesagten mit den experimentell bestimmten Versagensmechanismen verglichen (Bild 5.9). Gemäss dem Berechnungsmodell sollte ein Querschnittselement dessen zugehöriges Datenpaar (S ; w_0/t) links der Kurve gemäss Gl. (5.4) liegt mit einem Roof-Shaped-Mechanismus versagen, während ein Querschnittselement dessen zugehöriges Datenpaar rechts der Kurve liegt mit einem Flip-Disc-Mechanismus versagen sollte. Wie aus Bild 5.9 ersichtlich ist, bildet das Berechnungsmodell nach *Mahendran* die Versuche gut ab. Nur für die beiden Versuche Alu_1.5_1 und Alu_1.5_2 stimmte die Vorhersage nicht mit dem Versuchsergebnis überein (Flip-Disc- statt Roof-Shaped-Mechanismus). Dieses gute Ergebnis ist überraschend, denn obwohl das Berechnungsmodell den Einfluss des Elastizitätsmoduls berücksichtigt, gilt es zu beachten, dass es für Karbonstahlplatten mit einem Elastizitätsmodul $E = 200'000\text{N/mm}^2$ entwickelt wurde.

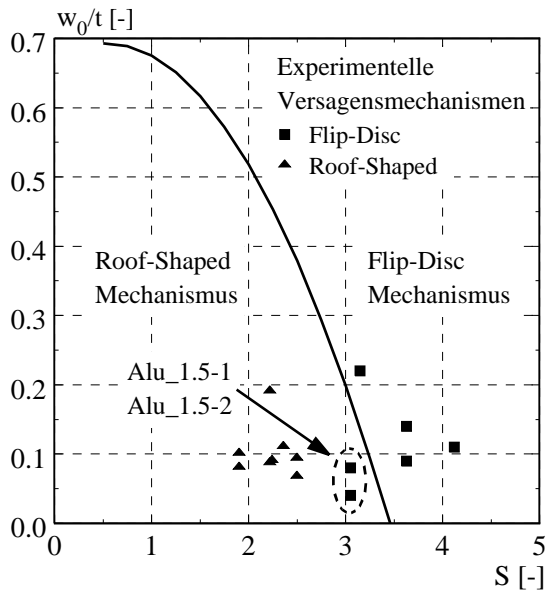


Bild 5.9 Vergleich der mittels des Berechnungsmodells nach Mahendran (1997) vorausgesagten mit den experimentell bestimmten Versagensmechanismen

5.4.2 Bestimmung der Traglast

Die Bestimmung der Traglasten erfolgte nach den Ansätzen der europäischen ($N_{u,EC}$: *EN 1993-1-5* (2006) (Karbonstahl), *EN 1993-1-4* (2006) (rostfreier Stahl), *EN 1999-1-1* (2007) (Aluminium)), nordamerikanischen ($N_{u,US}$: *AISI/COS/NASPEC 2001* (2001) (Karbonstahl), *SEI/ASCE 8-02* (2002) (rostfreier Stahl), *AA ADM-1* (2000) (Aluminium)) und australisch/neuseeländischen Normen ($N_{u,AS}$: *AS 4600-2005* (2005) (Karbonstahl), *AS/NZS 4673:2001* (2001) (rostfreier Stahl), *AS/NZS 1664.1:1997* (1997) (Aluminium)) sowie nach dem Berechnungsmodell von *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* (2003) ($N_{u,Bez}$). Analog zu rostfreiem Stahl und Aluminium ist der Ansatz zur Traglastberechnung von Karbonstahlelementen gemäss Australian/New Zealand Standard und nordamerikanischer Norm für den hier untersuchten Beanspruchungsfall derselbe. Sämtliche Traglastberechnungen gemäss Normansätzen erfolgten unter Verwendung der in Tab. 5.1 aufgeführten Materialkennwerte. Falls aus den Zugversuchen keine Fließspannung f_y bestimmt werden konnte, wurde gemäss den Normen die Spannung bei 0.2% plastischer Dehnung $f_{p,0.2}$ als äquivalente Fließspannung verwendet. Bei der Traglastberechnung der Querschnittselemente aus Aluminium wurde von einer nicht wärmeausgehärteten Legierung ausgegangen, was einer auf der sicheren Seite liegenden Annahme entspricht. Die Traglasten nach dem Berechnungsmodell von *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* wurden nur für die Versuche aus rostfreiem Stahl und Aluminium mittels der aus den Zugversuchen hergeleiteten und in Tab. 5.1 aufgeführten zugehörigen *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten berechnet. Zur Bestimmung der bezogenen Elementschlankheit $\bar{\lambda}_{Bez}$ wird der Ansatz gemäss *Von Karman/Sechler/Donnell* (1932) (Kap. 3.2.2) verwendet. Durch Einsetzen der linearen Verzweigungslast σ_{cr} in Gl. (3.18) ($\sigma_{max} = f_{p,0.2}$) und geeignetes Umformen ergibt sich die bezogene Schlankheit gemäss Gl. (5.5). Ein Vergleich der experimentell ermittelten Traglasten mit den anhand der Normansätze und dem Berechnungsmodell von *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* bestimmten Traglasten ist aus Tab. 5.4 ersichtlich.

$$\bar{\lambda}_{\text{Bez}} = \sqrt{\frac{f_{p,0.2}}{\sigma_{\text{cr}}}} = \frac{\sqrt{3 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot e}{\pi} \cdot \frac{b}{t} \quad (5.5)$$

Wie sich zeigt, führt das Berechnungsmodell von *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* für SS_2.0, Alu_1.0 und Alu_1.5 im Vergleich zu den Versuchsergebnissen zu etwas konservativen Resultaten. Auf den ersten Blick ist diese schlechte Übereinstimmung auf eine ungenügende Abbildung der zugehörigen gemessenen Spannungs-Dehnungskurven durch den einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz zurückzuführen. So wird aus dem Vergleich der aus Zugversuchen und der mittels des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes ermittelten Spannungs-Dehnungskurven ersichtlich (Bild 5.10), dass die Spannungen nach dem einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz für diese Fälle im massgebenden Dehnungsbereich ($\epsilon \leq \epsilon_u$) (ϵ_u : Tab. 5.2) durchwegs zu tief liegen. Um den Einfluss dieser schlechten Abbildung auf die Traglasten zu überprüfen, wurde eine Sensitivitätsanalyse durchgeführt. Dabei wurde der Verfestigungsexponent n solange variiert, bis die experimentell und die mittels des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes bestimmten Spannungs-Dehnungskurven möglichst deckungsgleich waren. Wie sich jedoch zeigte, waren die mittels dieser angepassten Verfestigungsexponenten und dem Berechnungsmodell von *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* bestimmten Traglasten nur unwesentlich genauer als dies mit den Ausgangswerten der Fall war. Diese Beobachtung lässt den Schluss zu, dass die schlechte Übereinstimmung der experimentell ermittelten und nach diesem Berechnungsmodell bestimmten Traglasten nicht alleine auf die angesprochene ungenügende Abbildung der Spannungs-Dehnungskurven zurückgeführt werden kann.

Hinsichtlich der untersuchten Normansätze zeigte sich, dass die Traglasten für Karbonstahl gemäss allen drei Normen überschätzt werden, während die Traglasten für rostfreien Stahl und Aluminium gemäss *Eurocode* auf der sicheren Seite liegen. Wie schon im Kapitel 4.6 ausgeführt wurde, führt der Berechnungsansatz gemäss *AS/NZS 4673:2001* und *SEI/ASCE 8-02* für rostfreien Stahl bei reiner Druckbeanspruchung im Vergleich zur *EN 1993-1-4* zu deutlich höheren Traglasten und liegt für die untersuchten Fälle durchwegs auf der unsicheren Seite. Bei Aluminium liegt die Traglast gemäss *AS/NZS 1664.1:1997* und *AA ADM-1* nur für Alu_2.0 auf der unsicheren Seite. Während die Traglasten gemäss diesen Normen für die beiden grösseren Schlankheiten zu ähnlichen Resultaten wie gemäss *EN 1999-1-1* führen, ergibt sich für Alu_2.0 eine wesentlich grössere Traglast, was auf die unterschiedliche Lage der Beulkurven bei kleinen geometrischen Schlankheiten zurückzuführen ist.

Von den untersuchten Normansätzen für rostfreien Stahl und Aluminium vermögen also ganz offensichtlich die Bemessungsansätze gemäss *Eurocode* (*EN 1993-1-4*, *EN 1999-1-1*) die im Rahmen dieser Versuchsreihe bestimmten Traglasten am besten abzubilden. Das Berechnungsmodell von *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* führt im Vergleich dazu zwar vereinzelt zu leicht besseren Resultaten, die damit berechneten Traglasten sind jedoch teilweise unsicher (SS_1.5, Alu_2.0).

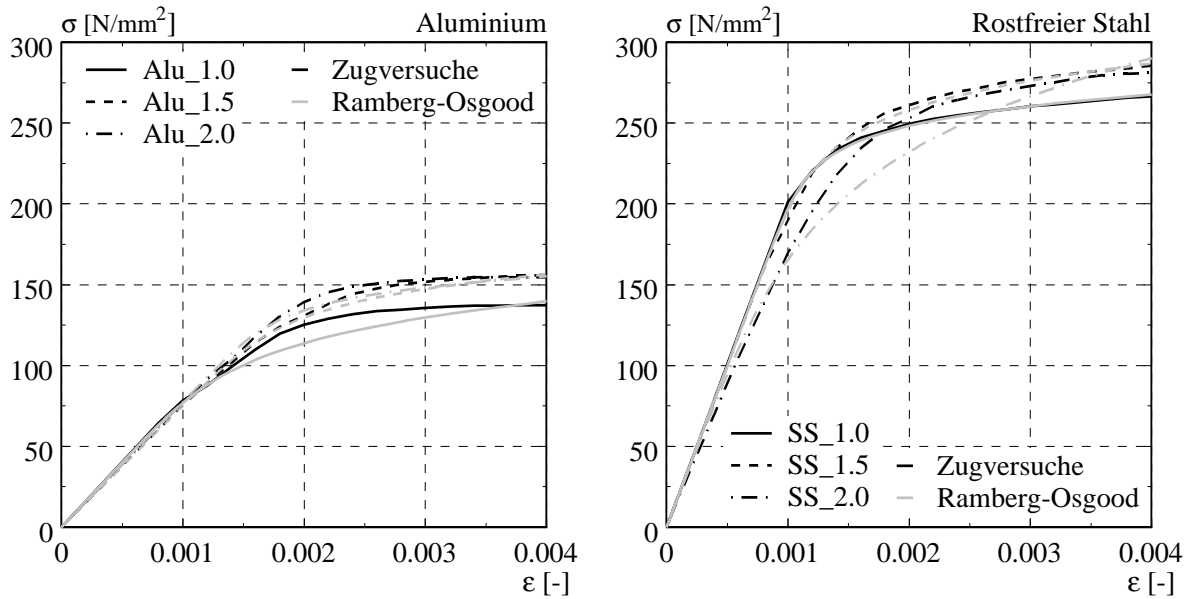


Bild 5.10 Vergleich der gemessenen und der mittels des einstufigen Ramberg-Osgood-Ansatzes ermittelten Spannungs-Dehnungskurven

Tabelle 5.4 Vergleich der experimentell ermittelten und der analytisch bestimmten Traglasten

Versuch	$N_{u,exp}/N_{u,Bez}$ [-]	$N_{u,exp}/N_{u,EC}$ [-]	$N_{u,exp}/N_{u,US}$ [-]	$N_{u,exp}/N_{u,AS}$ [-]
St_1.0*	-	0.90	0.91	0.91
St_1.5	-	0.97	0.98	0.98
St_2.0	-	0.88	0.87	0.87
SS_1.0	1.00	1.16	0.93	0.93
SS_1.5	0.96	1.09	0.89	0.89
SS_2.0	1.12	1.20	0.99	0.99
Alu_1.0*	1.12	1.21	1.20	1.20
Alu_1.5	1.12	1.20	1.17	1.17
Alu_2.0*	0.99	1.06	0.97	0.97
St: Mittelwert	-	0.91	0.92	0.92
St: COV	-	0.0053	0.057	0.057
SS: Mittelwert	1.03	1.15	0.94	0.94
SS: COV	0.077	0.045	0.056	0.056
Alu: Mittelwert	1.08	1.16	1.11	1.11
Alu: COV	0.073	0.073	0.113	0.113

Abschliessend bleibt festzuhalten, dass das Berechnungsmodell nach *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* (2003) für die vorliegenden Versuchsergebnisse vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente nur in vereinzelten Fällen zu merklich genaueren Resultaten als die Ansätze gemäss *Eurocode* führt (SS_1.0). Abgesehen davon, dass das Berechnungsmodell nach *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* vereinzelt zu unsicheren Resultaten führt (SS_1.5, Alu_2.0), ist der Genauigkeitsgewinn im Vergleich zum Ansätze gemäss *Eurocode* zu gering, als dass sich der viel grössere Berechnungsaufwand (inklusive Bestimmung der *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten) in der Praxis lohnen würde.

5.5 Anwendung der Berechnungsmodelle auf Fremdversuche

5.5.1 Überblick

Um die anhand der eigenen Versuche getroffenen Aussagen verifizieren zu können, wurden die Bemessungsansätze gemäss europäischen, nordamerikanischen und australisch/neuseeländischen Normen resp. der Berechnungsansatz von *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* (2003) auf weitere fremde Versuchsreihen angewendet. Da in der Literatur keine Versuchsdaten von vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen aus rostfreiem Stahl oder Aluminium zu finden waren, wurden Versuchsergebnisse von zentrisch belasteten Stub Columns mit quadratischem Hohlquerschnitt gesammelt (Tab. 5.5). Die Querschnitte konnten entlang ihrer Knotenlinien in vier vierseitig gelagerte Querschnittselemente unterteilt und diese Elemente, unter der Annahme symmetrischer geometrischer Anfangsimperfektionen, als gelenkig gelagert behandelt werden. Von Stub Columns wird dabei gesprochen, wenn der Querschnitt bei Druckbelastung durch lokales Beulen und nicht durch andere Stabilitätsprobleme (z.B. Biegeknicken) versagt. Nach *EN 1993-1-4* (2006) ist für Querschnitte mit einer globalen Schlankheit $\bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_0$ ($\bar{\lambda}_0 = 0.4$: globale Grenzschlankheit für geschweisste oder nahtlose Hohlprofile) nur der Querschnittsnachweis zu führen. Mit anderen Worten sind solche Querschnitte nicht knickgefährdet und erfüllen dementsprechend die Voraussetzungen an eine Stub Column. Gemäss *Galambos* (1998) haben Stub Columns kaltverformter Querschnitte bezüglich ihrer globalen Schlankheit folgende Bedingung zu erfüllen (B_{\max} : maximale Querschnittsabmessung, i_{\min} : minimaler Trägheitsradius des Querschnitts):

$$3 \cdot B_{\max} < \bar{\lambda} < 20 \cdot i_{\min} \quad (5.6)$$

Querschnitte, welche diese Anforderungen erfüllen, sind genügend kurz, um bei Druckbelastung nicht durch Biegeknicken zu versagen und trotzdem ausreichend lang, um repräsentative geometrische Anfangsimperfektionen aufzuweisen. Aufgrund der Tatsache, dass die meisten der in Tab. 5.5 aufgeführten Versuche aus versuchstechnischen Gründen mit beidseitig eingespannten (Randbedingung EE) resp. einseitig eingespannten, einseitig gelenkig gelagerten Profilrändern (Randbedingung EG) durchgeführt wurden, ist eine genügende Stützenlänge wichtig, damit die Resultate nicht durch die Einspannung verfälscht werden und auch tatsächlich von einer vierseitig gelenkigen Lagerung der Querschnittselemente ausgegangen werden kann.

Tabelle 5.5 Überblick der ausgewerteten fremden Versuchsreihen

Autor (Jahr)	QS-Typ	Material	Bezeichnung	Herstellung	Randbed.
<i>Dabaon/El-Boghdadi/Hassanein</i> (2009)	SHS	rostfreier Stahl	1.4301	kaltverformt	EE
<i>Young/Lui</i> (2005)	SHS	rostfreier Stahl	keine Angabe	kaltverformt	EE
<i>Gardner/Nethercot</i> (2004a)	SHS	rostfreier Stahl	1.4301	kaltverformt	k.A.
<i>Liu/Young</i> (2003)	SHS	rostfreier Stahl	Type 304	kaltverformt	EE
<i>Rasmussen/Hancock</i> (1993)	SHS	rostfreier Stahl	Type 304L	kaltverformt	EG
<i>Langseth/Hopperstad</i> (1997)	SHS	Aluminium	AA6060	stranggepresst	EG

Wie aus Tab. 5.5 ersichtlich ist, werden für alle Versuchsreihen aus rostfreiem Stahl kaltverformte SHS-Profile verwendet. In der Regel werden diese Profile durch Abkanten eines Blechs hergestellt, wobei der Querschnitt an einer Seite geschweisst werden muss um die geschlosse-

ne Form zu erhalten. Eine Ausnahme bilden die Versuchskörper von *Dabaon/El-Bogh-dadi/Hassanein* (2009), welche aus vier kaltverformten, gleichschenkligen Winkelprofilen zusammengesweisst wurden. Wie bereits im Kapitel 2.5 gezeigt wurde, wird das Spannungs-Dehnungsverhalten durch die Kaltverformung v.a. in den Querschnittsecken entscheidend verändert. Die Bestimmung der Materialkennwerte erfolgt bei den angesprochenen Versuchsserien deshalb einerseits an Proben, welche den flachen Seiten und andererseits an Proben, welche den Eckbereichen entnommen wurden. Aus Zugversuchen ergibt sich für die Eckbereiche eine Erhöhung der Spannungen $f_{p,0.2}$ und f_u sowie der Bruchdehnung ϵ_f . *Gardner/Nethercot* (2004a) beziffern bei einer grossen Streuung der Ergebnisse die Erhöhung der Spannung $f_{p,0.2}$ als durchschnittlich 50%. Dieser Wert wird in dieser Grössenordnung durch Zugversuche von *Young/Lui* (2005) und *Rasmussen/Hancock* (1993) bestätigt. Herstellungsbedingt unterscheiden sich die Materialkennwerte auch zwischen den Proben der verschiedenen Seiten. Aus *Young/Lui* und *Rasmussen/Hancock* geht hervor, dass sich die Materialkennwerte nicht nur zwischen den geschweissten und den ungeschweissten Seiten, sondern auch unter den ungeschweissten Seiten selbst unterscheiden. Während der erstgenannte Unterschied durch den Wärmeeintrag infolge Schweissens verursacht wird, ist der letztgenannte Unterschied laut *Rasmussen/Hancock* darauf zurückzuführen, dass die der Schweissnaht gegenüberliegende Seite während der Kaltverformung stärker beansprucht wird als dies bei den der Schweissnaht angrenzenden Seiten der Fall ist. Dementsprechend ergeben sich bei der, der Schweissnaht gegenüberliegenden Seite, ähnlich wie in den Eckbereichen, erhöhte Materialkennwerte.

Um über den Querschnitt „gemittelte“ Materialkennwerte zu erhalten, bestimmen *Young/Lui* und *Liu/Young* (2003) ihre Materialkennwerte zusätzlich über die Stub Column Tests. *Gardner/Nethercot* und *Rasmussen/Hancock* führen stattdessen Druckversuche an den Eckbereichen sowie den Seiten entnommenen Proben durch. Nach *Gardner/Nethercot* ergeben sich für die Druckversuche ein minimal erhöhter Elastizitätsmodul (+1%), eine leicht tiefere Spannung $f_{p,0.2}$ (-5%) und eine leicht erhöhte Spannung $f_{1.0}$ (+4%), bei einer etwas stärker ausgerundeten Spannungs-Dehnungskurve. Von *Rasmussen/Hancock* durchgeführte Druckversuche für Kreisrohre (CHS) zeigen jedoch kaum einen Unterschied zu den Ergebnissen der Zugversuche. Die Autoren schliessen daraus, dass die zur Herstellung des SHS-Profiles zusätzlich aufgebrauchte Kaltverformung für die beobachteten Unterschiede zwischen Zug- und Druckversuchen verantwortlich ist. Die von *Langseth/Hopperstad* (1997) getesteten Profile aus Aluminium weisen die angesprochene Streuung der Materialkennwerte über den Querschnitt nicht auf, da sie durch Strangpressen hergestellt wurden.

5.5.2 Resultate und Vergleich mit Berechnungsmodellen

In Tab. 5.6 ist analog zur Tab. 5.4 ein Vergleich der experimentell ermittelten Traglasten ($N_{u,exp}$) mit den Traglasten nach dem Berechnungsansatz von *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* (2003) ($N_{u,Bez.}$) sowie gemäss den europäischen ($N_{u,EC}$), nordamerikanischen ($N_{u,US}$) und australisch/neuseeländischen Normansätzen ($N_{u,AS}$) aufgeführt. Da die Traglasten gemäss nordamerikanischen Normansätzen (*SEI/ASCE 8-02* (2002), *AA ADM-1* (2000)) für die untersuchten Fälle denjenigen gemäss australisch/neuseeländischen Normansätzen (*AS/NZS 4673:2001* (2001), *AS/NZS 1664.1:1997* (1997)) entsprechen, sind nur letztgenannte aufgeführt. Wie bereits im Kapitel 4 festgehalten wurde, unterscheidet sich die der Berechnung der wirksamen Breiten zugrundeliegende Elementbreite b zwischen den verschiedenen Berechnungsansätzen. Für den Berechnungsansatz nach *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* wurde die Elementbreite ge-

mäss dem Mittellinienansatz bestimmt. Die in der Tab. 5.6 aufgeführte Breite B entspricht dem Mittelwert der gemessenen äusseren Kantenlängen des SHS-Profiles.

Tabelle 5.6 Vergleich der experimentell ermittelten Traglasten mit den analytisch bestimmten Traglasten für diverse Fremdversuche

Autor (Jahr)	B [mm]	t [mm]	e [-]	n [-]	$N_{u,exp}/N_{u,Bez}$ [-]	$N_{u,exp}/N_{u,EC}$ [-]	$N_{u,exp}/N_{u,AS}$ [-]
Dabaon/El-Boghdadi/Hassanein (2009)	120.0	2.00	0.00143	4.7	1.08	1.14	0.89
Dabaon/El-Boghdadi/Hassanein (2009)	160.0	2.00	0.00143	4.7	0.97	1.04	0.79
Young/Lui (2005)	40.0	1.95	0.00327	4.0	1.13	1.23	1.20
Young/Lui (2005)	40.0	1.95	0.00327	4.0	1.09	1.19	1.16
Young/Lui (2005)	50.2	1.58	0.00311	5.0	1.16	1.33	1.11
Young/Lui (2005)	50.2	1.55	0.00311	5.0	1.22	1.40	1.14
Young/Lui (2005)	150.5	2.80	0.00237	4.0	1.00	1.12	0.86
Young/Lui (2005)	150.4	5.86	0.00256	3.0	1.20	1.26	1.15
Gardner/Nethercot (2004a)	79.9	3.68	0.00245	5.0	1.41	1.47	1.47
Gardner/Nethercot (2004a)	80.1	3.82	0.00245	5.0	1.32	1.39	1.39
Gardner/Nethercot (2004a)	80.0	3.83	0.00245	5.0	1.31	1.38	1.38
Gardner/Nethercot (2004a)	100.1	1.91	0.00191	6.6	1.08	1.20	0.96
Gardner/Nethercot (2004a)	100.0	1.91	0.00191	6.6	1.03	1.15	0.91
Gardner/Nethercot (2004a)	100.2	2.87	0.00198	5.6	1.36	1.44	1.21
Gardner/Nethercot (2004a)	100.1	2.84	0.00198	5.6	1.40	1.49	1.25
Gardner/Nethercot (2004a)	99.9	3.84	0.00243	5.7	1.21	1.27	1.17
Gardner/Nethercot (2004a)	99.8	3.83	0.00243	5.7	1.21	1.27	1.17
Gardner/Nethercot (2004a)	150.2	3.79	0.00152	6.8	1.28	1.35	1.09
Gardner/Nethercot (2004a)	150.1	3.74	0.00152	6.8	1.28	1.36	1.09
Liu/Young (2003)	70.0	1.91	0.00173	4.0	1.38	1.40	1.16
Liu/Young (2003)	70.1	1.93	0.00173	4.0	1.36	1.37	1.14
Rasmussen/Hancock (1993)	80.4	3.00	0.00230	3.0	1.29	1.33	1.21
Rasmussen/Hancock (1993)	79.7	3.00	0.00230	3.0	1.26	1.29	1.19
Langseth/Hopperstad (1997)	80.0	2.50	0.00169	15.0	1.06	0.93	0.97
Langseth/Hopperstad (1997)	80.0	2.50	0.00113	10.0	1.10	0.95	1.07
Langseth/Hopperstad (1997)	80.0	2.00	0.00113	10.0	1.05	0.91	0.95
Langseth/Hopperstad (1997)	80.0	1.80	0.00113	10.0	1.04	0.89	0.92
Langseth/Hopperstad (1997)	80.0	2.50	0.00276	30.0	1.14	1.05	1.00
Langseth/Hopperstad (1997)	80.0	2.00	0.00276	30.0	1.18	1.09	0.96
Langseth/Hopperstad (1997)	80.0	1.80	0.00276	30.0	1.18	1.09	0.94
Rostfreier Stahl: Mittelwert	-	-	-	-	1.22	1.30	1.14
Rostfreier Stahl: Variationskoeffizient	-	-	-	-	0.107	0.091	0.147
Aluminium: Mittelwert	-	-	-	-	1.11	0.99	0.97
Aluminium: Variationskoeffizient	-	-	-	-	0.054	0.087	0.051
Alles: Mittelwert	-	-	-	-	1.19	1.23	1.10
Alles: Variationskoeffizient	-	-	-	-	0.106	0.141	0.148

Wie aus Tab. 5.6 ersichtlich ist, führen die untersuchten analytischen Ansätze bezüglich des Variationskoeffizienten zu ähnlichen Ergebnissen. Der Berechnungsansatz nach *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* hat neben einer leicht geringeren Streuung allerdings den Vorteil, dass

seine Traglasten mit einer Ausnahme auf der sicheren Seite liegen, während die Normansätze vorgängig für die Aluminium-Versuche von *Langseth/Hopperstad* (1997) zu unsicheren Ergebnissen führen. Im Gegensatz zu den restlichen in dieser Zusammenstellung aufgeführten Versuchsreihen, wurden an die Versuchskörper von *Langseth/Hopperstad* keine Kopfplatten angeschweisst. Die Belastung erfolgte bei diesen Versuchen am oberen Probenende direkt über eine dicke Stahlplatte. An unserem Institut unter solchen Bedingungen durchgeführte Versuche hatten teilweise zu erheblichen Krafteinleitungsproblemen geführt, wobei bedeutend geringere Traglasten als erwartet erreicht wurden.

Beim Vergleich der Traglasten gemäss europäischen und australisch/neuseeländischen Normen fällt auf, dass vereinzelte grosse Unterschiede auftreten. Dies ist im Wesentlichen auf zwei Punkte zurückzuführen. Einerseits ergeben sich gemäss den australisch/neuseeländischen Normansätzen aufgrund der unterschiedlichen Definition der Elementbreite für denselben Querschnitt kleinere geometrische Schlankheiten und damit grössere wirksame Breiten als gemäss den europäischen Normansätzen. Andererseits unterscheiden sich die Bestimmungsgleichungen der wirksamen Breiten und führen v.a. für rostfreien Stahl zu stark unterschiedlichen Traglastkurven (siehe Kap. 4.6). Aufgrund der Tatsache, dass die Traglastkurve für rostfreien Stahl gemäss *EN 1993-1-4* (2006) bedeutend konservativer ist als gemäss *AS/NZS 4673:2001* (Bild 4.6 (links)), werden nach letztgenanntem Ansatz durchwegs grössere Traglasten erreicht. Bei Querschnitten aus Aluminium sind die Unterschiede zwischen den Traglastkurven gemäss *EN 1999-1-1* und gemäss *AS/NZS 1664.1:1997* geringer (Bild 4.8 (links)). Treten die beiden Effekte nun gekoppelt auf, ergibt sich für Querschnitte aus rostfreiem Stahl ein dreigeteiltes Bild. Bei Querschnitten mit sehr gedrungenen Elementen wird das Versagen gemäss beiden Normansätzen infolge Fliessens erreicht. Die Traglasten entsprechen in beiden Fällen der plastischen Normalkraft. Wird die lokale Schlankheit erhöht, versagt der Querschnitt ab einer gewissen Schlankheit nur noch gemäss *AS/NZS 4673:2001* infolge Fliessens, während gemäss *EN 1993-1-4* bereits lokales Beulen massgebend wird und damit eine Traglastverminderung auftritt. Aufgrund der unterschiedlichen Definition der Elementbreite sind nach erstgenanntem Normansatz für den gleichen Querschnitt kleinere bezogene Schlankheiten anzusetzen und die Traglast wird im Vergleich zum letztgenannten Ansatz nochmals erhöht. Für grosse Schlankheiten versagen die Querschnittselemente schliesslich unabhängig vom verwendeten Ansatz infolge lokalen Beulens. Aufgrund der weniger konservativen Traglastkurve werden gemäss *AS/NZS 4673:2001* 20 - 25% grössere Traglasten erreicht als gemäss *EN 1993-1-4*. Für Aluminium sind die Unterschiede zwischen den nach den beiden Normansätzen berechneten Traglasten geringer. Für Querschnitte mit geringer lokaler Elementschlankheit werden gemäss *EN 1999-1-1* grössere Traglasten erreicht, für solche mit grösserer lokaler Elementschlankheit ist dies gemäss *AS/NZS 1664.1:1997* der Fall.

Den Resultaten der Berechnungsansätze von Tab. 5.6 liegen die in den jeweiligen Versuchsberichten angegebenen Materialkennwerte der Zugversuche (Zugproben einer ungeschweissten Seite entnommen) zugrunde. Werden für die Versuche von *Young/Lui* (2005) und *Liu/Young* (2003) stattdessen die gemittelten Materialkennwerte der Stub Column Tests verwendet, ergeben sich nach den untersuchten analytischen Ansätzen im Mittel nur geringfügig grössere Traglasten. Dieses Ergebnis überrascht etwas, da der Einfluss der Kaltverformung auf die Materialkennwerte, wie im Kapitel 2.5.3 dargelegt wurde, durchaus beträchtlich sein kann und das Tragverhalten eigentlich stärker beeinflussen sollte. Aufgrund dieser Beobachtung kann folglich davon ausgegangen werden, dass die Versuche durch die aus den Zugversuchen ermittelten Materialkennwerte gut abgebildet werden. Es zeigt sich ebenfalls, dass die von den restli-

chen Versuchen aus rostfreiem Stahl abweichende Herstellungsart der Versuchskörper von *Da-baon/El-Boghdadi/Hassanein* (2009) die Ergebnisse nicht wesentlich beeinflusst.

5.6 Anwendung der Berechnungsmodelle auf Versuche mit erwärmtem Karbonstahl

Das Berechnungsmodell von *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* (2003) sollte zusätzlich auf Karbonstahl bei Brand angewendet werden. Dies geschah mittels Ergebnissen von am Institut für Baustatik und Konstruktion (IBK) der ETH Zürich durchgeführten Versuchen (*Knobloch/Pauli/Fontana* (2009)). Die Stub Column Tests wurden an warmgefertigten RRW-Profilen (S355J2H) unter konstanter Randverschiebung durchgeführt und dabei zwei verschiedene Querschnittstypen (Serie 1: RRW 200x200x5; Serie 2: RRW 100x100x4) mit einem konstanten Längen- zu Breitenverhältnis $\alpha = 3$ getestet. Um eine saubere Krafteinleitung zu gewährleisten, wurden die Proben an ihrem oberen und unteren Ende an massive Kopfplatten angeschweisst und über diese belastet (Bild 5.11 (rechts)). Die Versuche werden bei Stahltemperaturen $\theta_a = 400^\circ\text{C}$, 550°C , 700°C unter stationären Bedingungen (Steady State Test) durchgeführt, wobei die mittlere aufgebrachte Dehnungsgeschwindigkeit im Mittel bei rund 0.0010 1/min lag. Obwohl diese Dehnungsgeschwindigkeit bereits im unteren Bereich der in den entsprechenden Normen vorgegebenen Werten lag (siehe Tab. 2.7), wurden für $\theta_a = 550^\circ\text{C}$ (Serie 1) resp. für $\theta_a = 550^\circ\text{C}$ und 700°C (Serie 2) zusätzliche Versuche mit einer noch geringeren mittleren Dehnungsgeschwindigkeit von 0.0001 1/min durchgeführt. Aus dem Vergleich der Versuchsergebnisse mit normaler und tieferer Dehnungsgeschwindigkeit sollte der Einfluss des Kriechens auf das Last-Verformungsverhalten aufgezeigt werden.

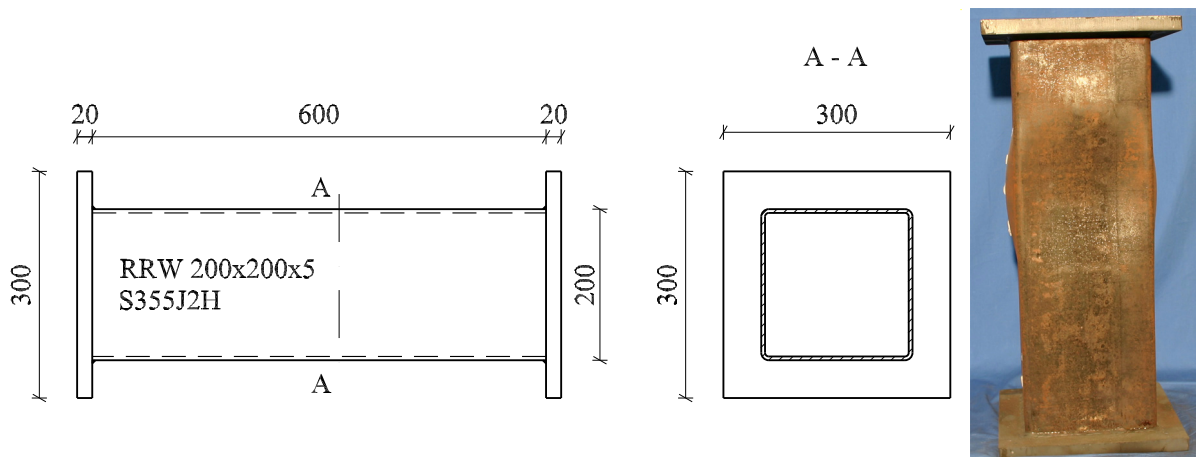


Bild 5.11 Sollabmessungen der Versuchskörper der Serie 2 (in mm), getesteter Versuchskörper (S1_500_Slow)

Die temperaturabhängigen Materialkennwerte wurden mittels an der TU Darmstadt durchgeführten, stationären Warmzugversuchen bestimmt. Im für die Auswertung der Stub Column Tests massgebenden Dehnungsbereich ($\epsilon \leq 0.012$) lag die mittlere aufgebrachte Dehnungsgeschwindigkeit zwischen 0.003 1/min und 0.005 1/min (Serie 1) resp. zwischen 0.007 1/min und 0.008 1/min (Serie 2). Analog zu den Stub Column Tests wurden zusätzliche Warmzugversuche mit einer geringeren Dehnungsgeschwindigkeit von 0.003 1/min (Serie 1: $\theta_a = 550^\circ\text{C}$) resp. 0.001 1/min (Serie 2: $\theta_a = 550^\circ\text{C}$ und 700°C) durchgeführt.

Eine Zusammenstellung der aus den Warmzugversuchen ermittelten Materialkennwerte sowie der daraus mittels der Gl. (2.3) und (2.4) berechneten *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten ist aus Tab. 5.7 ersichtlich.

Tabelle 5.7 Temperaturabhängige Materialkennwerte sowie zugehörige *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten

θ_a [°C] (Serie)	E [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	$f_{p,0.01}$ [N/mm ²]	$f_{p,0.2}$ [N/mm ²]	ϵ_θ [-]	n_θ [-]
20 (1)	211'464	437	-	-	-	-
400 (1)	210'200	-	170	246	0.00118	8.1
550 (1)	167'715	-	115	173	0.00103	7.3
550_slow (1)	98'315	-	101	160	0.00163	6.5
700 (1)	46'235	-	41	55	0.00119	10.2
20 (2)	212'000	357	-	-	-	-
400 (2)	209'000	-	168	250	0.00120	7.5
550 (2)	128'129	-	109	181	0.00141	5.9
550_slow(2)	103'372	-	119	167	0.00162	8.8
700 (2)	57'806	-	55	67	0.00116	15.2
700_slow (2)	50'000	-	42	50	0.00100	17.2

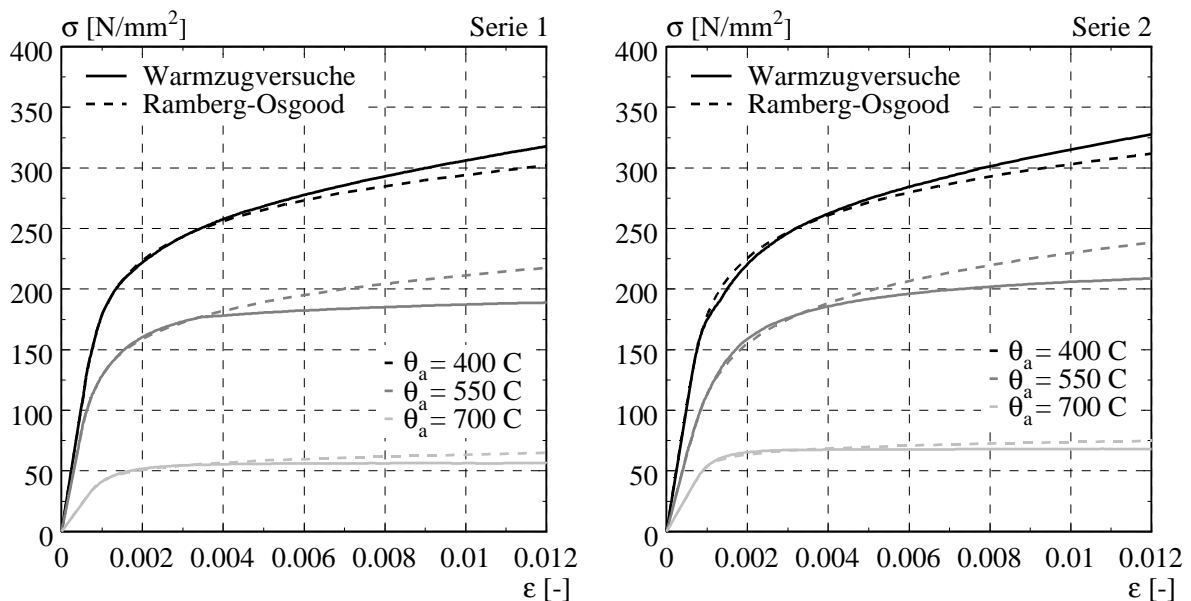


Bild 5.12 Vergleich der aus den Warmzugversuchen ermittelten und der mit dem einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz hergeleiteten Spannungs-Dehnungskurven

In Bild 5.12 werden die mit dem einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz und den *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten von Tab. 5.7 berechneten Spannungs-Dehnungskurven für $\theta_a = 400^\circ\text{C}$, 550°C , 700°C im massgebenden Dehnungsbereich mit den zugehörigen, aus den Warmzugversuchen ermittelten Kurven verglichen. Der massgebende Dehnungsbereich wird durch die bei den Stub Column Tests auftretenden Traglastdehnungen ϵ_u festgelegt, welche bei $0.0021 \leq \epsilon_u \leq 0.0038$ (Serie 1) resp. $0.0017 \leq \epsilon_u \leq 0.0120$ (Serie 2) liegen (siehe Tab. 5.8). Aus Gründen der Übersichtlichkeit wurde auf eine Darstellung der Resultate, der mit den tieferen Dehnungsgeschwindigkeiten durchgeführten Warmzugversuche, verzichtet.

Aus Bild 5.12 wird ersichtlich, dass die aus den Warmzugversuchen ermittelten Spannungs-Dehnungskurven der Serie 1 im für die zugehörigen Stub Column Tests massgebenden Dehnungsbereich ($\epsilon \leq \epsilon_u$) sehr gut mit Hilfe des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes abgebildet werden können. Für die Spannungs-Dehnungskurven der Serie 2 ist dies aufgrund der grösseren, in den Stub Column Tests erreichten Traglastdehnungen nicht mehr der Fall. Während die Spannungs-Dehnungskurve für $\theta_a = 700^\circ\text{C}$ noch gut abgebildet wird, ist dies für $\theta_a = 400^\circ\text{C}$ und 550°C nicht mehr der Fall. Der einstufige *Ramberg-Osgood*-Ansatz unterschätzt für $\theta_a = 400^\circ\text{C}$ die in den Warmzugversuchen ermittelten Spannungen bei grossen Dehnungen, während er diese für $\theta_a = 550^\circ\text{C}$ überschätzt.

Wie bereits im Kapitel 5.6 werden die experimentell ermittelten Traglasten ($N_{u,\text{exp}}$) der Stub Column Tests mit den Traglasten nach dem Berechnungsansatz von *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* (2003) ($N_{u,\text{Bez.}}$) resp. mit den Traglasten gemäss europäischem Normansatz (*EN 1993-1-2* (2005)) ($N_{u,\text{EC}}$) verglichen. Die Bestimmung der temperaturabhängigen bezogenen Elementschlankheit $\bar{\lambda}_{\theta, \text{Bez}}$ erfolgt unter Verwendung der temperaturabhängigen bezogenen 0.2%-Bemessungsspannung e_θ gemäss Gl. (5.5).

Wie die Gegenüberstellung der Traglasten in Tab. 5.8 zeigt, werden die experimentell ermittelten Traglasten der Serie 1 vom Berechnungsansatz nach *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* merklich besser abgebildet als dies mit dem Bemessungsansatz gemäss *EN 1993-1-2* der Fall ist. Während letzterer für die Warmversuche durchwegs auf der unsicheren Seite liegt, führt der Berechnungsansatz von *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* nur in zwei Fällen zu leicht unsicheren Resultaten. Im Gegensatz dazu, werden die Traglasten der Serie 2 von beiden Ansätzen nur sehr schlecht wiedergegeben. Während der Bemessungsansatz gemäss *EN 1993-1-2* die Traglasten teilweise massiv überschätzt, liegen die Traglasten nach dem Berechnungsansatz von *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* nur für den Versuch bei $\theta_a = 550^\circ\text{C}$ mit tieferer Belastungsgeschwindigkeit sowie für die beiden Versuche mit $\theta_a = 700^\circ\text{C}$ auf der unsicheren Seite. Vor allem für $\theta_a = 400^\circ\text{C}$ sowie für den Versuch bei $\theta_a = 550^\circ\text{C}$ mit höherer Belastungsgeschwindigkeit unterschätzt dieser Ansatz die Traglasten hingegen. Dieser Sachverhalt hat bezüglich des Berechnungsansatzes von *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* für die Serie 2 zwei Gründe. Einerseits werden die zugehörigen Spannungs-Dehnungskurven durch den einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz im massgebenden Dehnungsbereich teilweise schlecht abgebildet, andererseits liegen die zugehörigen bezogenen Schlankheiten $\bar{\lambda}_{\text{Bez}}$ ausserhalb des im Kapitel 3.3.3 (S.62) aufgeführten Anwendungsbereichs des Berechnungsansatzes ($0.5 \leq \bar{\lambda}_{\text{Bez}} \leq 3.0$). Bezüglich des Bemessungsansatzes gemäss *EN 1993-1-2* sind die grossen Abweichungen auf den Sachverhalt zurückzuführen, dass die Klasseneinteilung gemäss dieser Norm zwar unter Berücksichtigung eines Reduktionsfaktors, ansonsten aber analog wie bei Raumtemperatur erfolgt. Da der in der Serie 2 geprüfte Querschnitt (RRW 100x100x4) aufgrund seiner Abmessungen gemäss *EN 1993-1-2* der Querschnittsklasse 1 zugeteilt wird, muss seine Querschnittsfläche für die Traglastberechnung nicht reduziert werden. Die Traglast gemäss dieser Norm entspricht für diese Querschnitte somit der temperaturabhängigen, vollplastischen Normalkraft $N_{\text{pl}, \theta} = A \cdot f_{2,0, \theta}$. Wie die Versuche gezeigt haben, beulen diese Querschnitte allerdings bereits vor Erreichen der 2%-Dehngrenze aus und es werden folglich geringere Traglasten als gemäss *EN 1993-1-2* erzielt. Wie *Knobloch* (2007) in seiner Arbeit aufzeigt und diese Versuche nun bestätigen, kann die Nichtberücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens sowie die Vernachlässigung, der bei erhöhten Temperaturen vergrösserten Dehnungen also zu unsicheren Bemessungsergebnissen gemäss *EN 1993-1-2* führen.

Tabelle 5.8 Vergleich der experimentell ermittelten Traglasten mit den analytisch bestimmten Traglasten

Versuch	$N_{u,exp}$ [kN]	ϵ_u [-]	$\bar{\lambda}_{\theta, Bez}$	$N_{u,exp}/N_{u,Bez}$ [-]	$N_{u,exp}/N_{u,EC}$ [-]
S1_20	1658	0.0021	-	-	1.19
S1_400	891	0.0025	0.704	1.05	0.94
S1_550	619	0.0028	0.654	1.00	0.91
S1_550_Slow	487	0.0032	0.828	0.96	0.87
S1_700	188	0.0038	0.702	0.98	0.88
S2_20	628	0.0120	-	-	1.10
S2_400	554	0.0102	0.402	1.37	0.93
S2_550	316	0.0097	0.440	1.09	0.93
S2_550_Slow	254	0.0117	0.483	0.93	0.82
S2_700	98	0.0051	0.409	0.89	0.89
S2_700_Slow	68	0.0017	0.370	0.85	0.83
S1 (warm): MW	-	-	-	1.00	0.90
S1 (warm): COV	-	-	-	0.041	0.037
S2 (warm): MW	-	-	-	1.02	0.88
S2 (warm): COV	-	-	-	0.208	0.060
Alles (warm): MW	-	-	-	1.01	0.89
Alles (warm): COV	-	-	-	0.151	0.050

5.7 Zusammenfassung/Schlussfolgerungen

Die Auswertung der verschiedenen Versuchsreihen sowie ein Vergleich der Versuchsergebnisse mit numerischen und analytisch ermittelten Ergebnissen führen zu folgenden Erkenntnissen und Schlussfolgerungen:

- In Abhängigkeit des verwendeten Werkstoffs sowie der Elementschlankheit bilden die untersuchten vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselemente entweder ein Flip-Disc- oder Roof-Shaped-Mechanismus aus. Der auftretende Versagensmechanismus kann dabei gut mit Hilfe des analytischen Berechnungsmodells von *Mahendran* (1997) vorausgesagt werden. Nach diesem Modell hängt der Versagensmechanismus vom b/t -Verhältnis, der maximalen Amplitude der Anfangsimperfektion sowie der Fließdehnung des Querschnittselementes ab.
- Das Last-Stauchungs- und das Last-Verformungsverhalten hängen stark vom auftretenden Versagensmechanismus und der verwendeten Nuttiefe ab. Querschnittselemente mit einem auftretenden Roof-Shaped-Mechanismus werden durch die Nuttiefe nicht beeinflusst, Querschnittselemente mit einem Flip-Disc-Mechanismus zeigen hingegen bei grösserer Nuttiefe einen geringeren Lastabfall im Nachtraglastbereich.
- Ein Vergleich der experimentell ermittelten Traglasten mit den Traglasten gemäss europäischen, nordamerikanischen und australisch/neuseeländischen Normen zeigt, dass die mit den Ansätzen gemäss *Eurocode* ermittelten Traglasten sowohl für Aluminium als auch für rostfreien Stahl am besten mit den Versuchsergebnissen übereinstimmen und für alle Versuche konservativ sind. Die Ansätze nach nordamerikanischen und australisch/neuseeländischen Normen, welche für den untersuchten Belastungsfall identisch sind, führen hingegen v.a. für rostfreien Stahl zu teilweise stark unsicheren Resultaten.

- Das ebenfalls angewendete Berechnungsmodell nach *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* (2003) vermag die Versuchsergebnisse zwar vereinzelt besser abzubilden als die Ansätze gemäss *Eurocode*. Aufgrund der Tatsache, dass das erstgenannte Berechnungsmodell teilweise zu leicht unsicheren Resultaten führt und die Verbesserung der Genauigkeit im Vergleich zu den Ansätzen gemäss *Eurocode* bei einem deutlich grösseren Berechnungsaufwand in der Regel nur minimal ist, erscheint die Anwendung des Berechnungsmodells nach *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* in der Praxis aber als wenig sinnvoll.
- Eine Ausweitung der Untersuchung auf weitere fremde Versuchsreihen (Stub Column Tests an quadratischen Hohlprofilen) aus Aluminium und rostfreiem Stahl bei Raumtemperatur führt zu ähnlichen Erkenntnissen wie für die Versuche vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente. Zwar liegen die Ergebnisse des Berechnungsmodells nach *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* im Gegensatz zu den Normansätzen meistens auf der sicheren Seite und die Streuung der Ergebnisse ist leicht geringer, der mit der Anwendung dieses Berechnungsansatzes verbundene erhöhte Berechnungsaufwand lässt sich damit aber erneut nicht rechtfertigen.
- Die Anwendung des Berechnungsmodells nach *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* für Karbonstahl bei Brand (Stub Column Tests an RRW-Profilen (*Knobloch/Pauli/Fontana* (2009))) führt im Vergleich zum Bemessungsansatz gemäss *EN 1993-1-2* (2005) teilweise zu genaueren Resultaten. Voraussetzung dafür ist jedoch, dass der Berechnungsansatz nur innerhalb des im Kap. 3.3.3 (S.62) beschriebenen Anwendungsbereichs eingesetzt wird.
- Wie die Auswertung dieser Versuchsreihe ausserdem bestätigt, kann der Bemessungsansatz gemäss *EN 1993-1-2* (2005) aufgrund der Nichtberücksichtigung des nichtlinearen Spannungs-Dehnungsverhaltens sowie der Vernachlässigung der bei erhöhten Temperaturen auftretenden vergrösserten Traglastdehnungen zu unsicheren Resultaten führen. Diese Beobachtungen untermauern die u.a. von *Knobloch* (2007) anhand numerischer Untersuchungen erzielten Erkenntnisse.

Abschliessend kann damit aufgrund des Vergleichs mit eigenen Versuchsergebnissen sowie mit Resultaten zahlreicher Fremdversuche festgestellt werden, dass die Bemessungsansätze gemäss *Eurocode* (*EN 1993-1-4* (2006), *EN 1999-1-1* (2007)) die Traglasten sowohl vierseitig gelenkig gelagerter Einzelelemente als auch quadratischer Hohlprofile aus rostfreiem Stahl und Aluminium generell sehr genau abzubilden vermögen. Obwohl diese Bemessungsansätze den tatsächlichen nichtlinearen Spannungs-Dehnungsverlauf nicht berücksichtigen, führt das Berechnungsmodell nach *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* für diese Versuche nur vereinzelt zu genaueren Resultaten. Aufgrund der hohen, von den Berechnungsansätzen gemäss *Eurocode* für Aluminium und rostfreien Stahl erreichten Genauigkeiten und der Tatsache, dass die Berücksichtigung des tatsächlichen Spannungs-Dehnungsverlauf zu einer, v.a. bezogen auf den rechnerischen Mehraufwand, nur sehr geringen Verbesserung der Genauigkeit führt, wird auf die Entwicklung eines eigenen analytischen Berechnungsmodells für vierseitig gelagerte Querschnittselemente aus Aluminium und rostfreiem Stahl verzichtet.

Aufgrund der teilweise unsicheren Bemessungsergebnisse für Karbonstahl bei Brand gemäss *EN 1993-1-2* (2005) sollte die Entwicklung eines neuen Berechnungsmodells in Erwägung gezogen werden. Die Anwendbarkeit des Berechnungsmodells nach *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* wäre mit Hilfe weiterer Versuchsergebnisse zu überprüfen.

6 Dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente

6.1 Zielsetzung und Überblick

Das Trag- und Verformungsverhalten dreiseitig gelagerter Querschnittselemente ist u.a. hinsichtlich der Ausbildung der Randbedingungen der belasteten und unbelasteten Elementränder (siehe Kap. 3.2) sowie des Spannungs-Dehnungsverlaufs (siehe Kap. 3.3) sehr sensitiv. Das Ziel des Kapitels 6 ist es deshalb mit Hilfe experimenteller und numerischer Untersuchungen einerseits den Einfluss des nichtlinearen Spannungs-Dehnungsverlaufs von Aluminium und rostfreiem Stahl aufzuzeigen und andererseits die Basis für die (numerische) Untersuchung des Einflusses zweier *Grundfälle der horizontalen Längsrandlagerung* (siehe S.39) zu legen.

Im Rahmen einer umfangreichen, am Institut für Baustatik und Konstruktion (IBK) der ETH Zürich durchgeführten Versuchsserie wurden dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus Aluminium, rostfreiem Stahl und Karbonstahl geprüft. Das Kapitel 6.2 geht kurz auf den Aufbau sowie die Durchführung dieser Versuche ein und stellt die Versuchsergebnisse dar. Der Einfluss des nichtlinearen Spannungs-Dehnungsverlaufs von Aluminium und rostfreiem Stahl wird hinsichtlich der erreichten Traglasten, des Last-Stauchungsverhaltens sowie des Last-Verformungsverhaltens anhand des Vergleichs mit den Ergebnissen der entsprechenden Karbonstahlelemente analysiert. Zusätzlich werden im Kapitel 6.2 die aus den Versuchen ermittelten Traglasten mit den gemäss europäischen, nordamerikanischen und australisch/neuseeländischen Normen (Kap. 4.3 bis 4.5) bestimmten Traglasten verglichen und die Genauigkeit der Normansätze diskutiert. Mit Hilfe einer umfangreichen numerischen Parameterstudie wird im Kapitel 6.3 sowohl der Einfluss der Vorverformungsform und -grösse als auch der Art der Kraftübertragung an den belasteten Elementrändern analysiert. Anhand eines Vergleichs mit den Versuchsergebnissen wird der Einfluss der untersuchten Parameter auf die numerischen Ergebnisse (Traglast, Last-Stauchungsverhalten, Last-Verformungsverhalten) diskutiert und das numerische Modell schliesslich validiert.

6.2 Versuche

6.2.1 Versuchskörper

Alle Versuche wurden an rechteckigen Querschnittselementen mit einer Dicke $t = 5\text{mm}$ und einem Längen-/Breitenverhältnis $\alpha = 5$ durchgeführt, wobei die Versuchskörper aus Karbonstahl (StW22/StW23), rostfreiem Stahl (1.4301) und Aluminium (EN AW-6082-T6) gefertigt waren. Es wurden vier verschiedene Breiten- zu Dickenverhältnisse (geometrische Schlankheiten) $b/t = 20, 32, 40, 52$ unter den Beanspruchungsfällen „Reiner Druck“ (Randdehnungsverhältnis $\psi_{\epsilon} = 1.0$) sowie „Druck mit Biegung“ ($0 \leq \psi_{\epsilon} < 1.0$) getestet. Die Querschnittselemente aus Karbonstahl und rostfreiem Stahl wurden mittels Laserstrahl zugeschnitten. Dieses Verfahren ermöglichte es, die durch das Zuschneiden induzierten Eigenspannungen gering zu halten. Die Querschnittselemente aus Aluminium wurden auf die entsprechenden Grössen zugesägt.

Die Versuchskörper wurden so bezeichnet, dass daraus das verwendete Material, das b/t-Verhältnis, die Beanspruchung (Randdehnungsverhältnis ψ_ε) sowie die Versuchsserie ersichtlich sind (Bsp.: SS3_32_1.0_2: rostfreier Stahl (Tafel 3), b/t = 32, $\psi_\varepsilon = 1.0$, zweiter Versuch).

Pro verwendete Tafel wurden je drei Zugversuche gemäss DIN 50125 (2004) (Probentyp E) durchgeführt. Alle Zugproben besaßen eine Länge von 600 mm und wurden mit einer Universalprüfmaschine vom Typ Schenck 480 kN getestet. Während dem Zugversuch wurden die aufgebrachte Zugkraft, der Kolbenweg sowie zusätzlich die Längenänderung über 50 mm Messlänge in axialer Richtung (2 induktive Wegaufnehmer Typ DD1, auf Vorder- und Rückseite der Probe) gemessen. Die Belastungsgeschwindigkeit betrug 0.02 mm/s.

Aus den Resultaten der Zugversuche wurden der Elastizitätsmodul und die Fließgrenze f_y (Metalle mit linear-elastischem, ideal-plastischem Materialverhalten) resp. die Spannungen $f_{p,0.01}$ und $f_{p,0.2}$ (Metalle mit elastischem, nicht-linear plastischem Materialverhalten) bestimmt. Die gemittelten Materialkennwerte der verwendeten Probekörper sowie die daraus berechneten Ramberg-Osgood-Koeffizienten (n, e) sind aus Tab. 6.1 ersichtlich. (St: Karbonstahl, SS: rostfreier Stahl, Alu: Aluminium), die gemittelten Spannungs-Dehnungskurven aus Bild 6.1.

Tabelle 6.1 Aus Zugversuchen bestimmte gemittelte Materialkennwerte mit zugehörigen Ramberg-Osgood-Koeffizienten

Bezeichnung	E [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	$f_{p,0.01}$ [N/mm ²]	$f_{p,0.2}$ [N/mm ²]	e [-]	n [-]
St3	210'000	287	-	-	-	-
St4	195'000	267	-	-	-	-
St5	194'200	266	-	-	-	-
SS2	190'000	-	210	276	0.00145	11.0
SS3	190'000	-	204	315	0.00166	6.9
SS4	190'000	-	197	290	0.00153	7.7
Alu2	68'100	-	255	299	0.00439	18.8
Alu3	68'250	-	255	302	0.00442	17.7
Alu4	69'700	-	240	273	0.00392	23.3

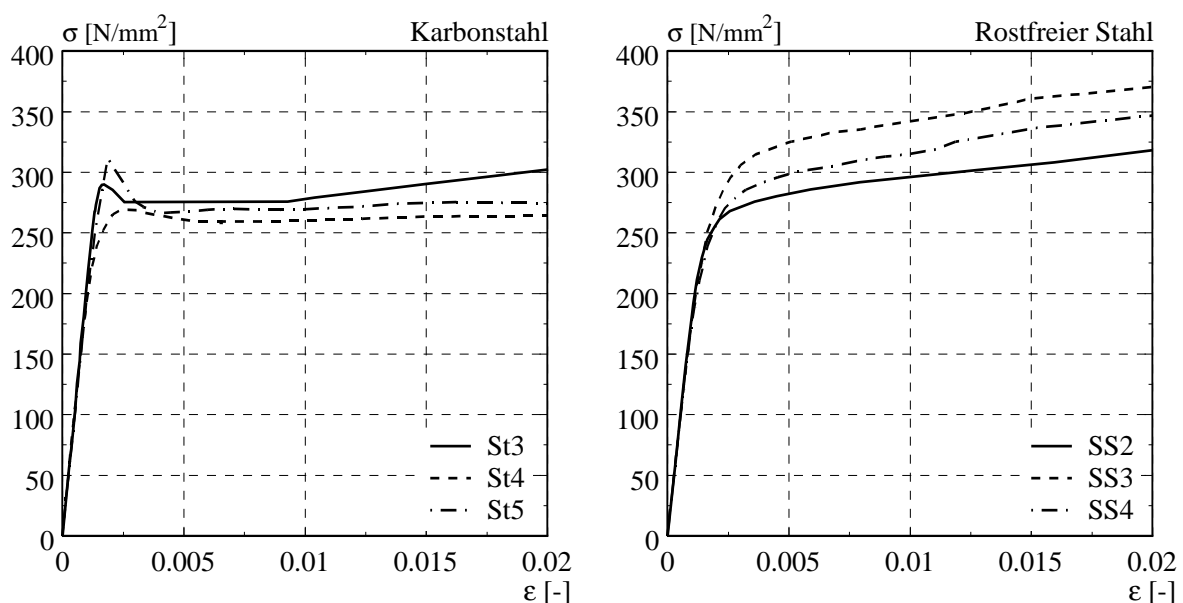


Bild 6.1 Aus Zugversuchen bestimmte, gemittelte Spannungs-Dehnungskurven

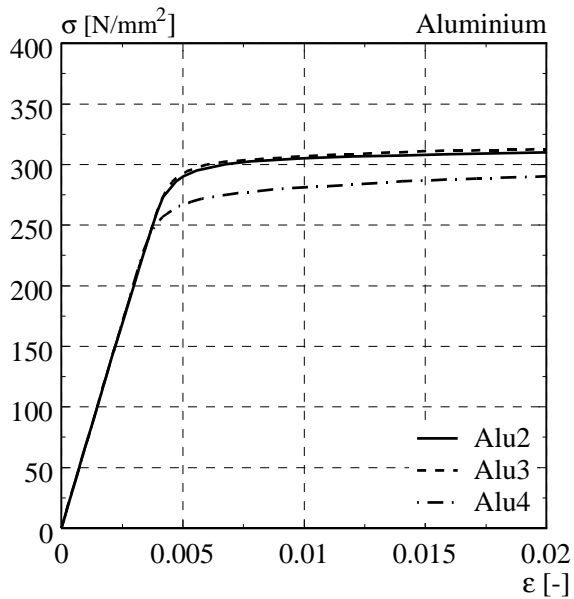


Bild 6.1 Aus Zugversuchen bestimmte, gemittelte Spannungs-Dehnungskurven

6.2.2 Versuchsdurchführung

Der verwendete Versuchsaufbau ist in einer Gesamtansicht in Bild 6.2 dargestellt und in Bild 6.3 anhand der Abmessungen für Versuche mit einem b/t -Verhältnis von 40 skizziert. Für die anderen b/t -Verhältnisse wurde der Versuchsaufbau entsprechend angepasst.

Die Versuchskörper wurden an den beiden Stirnseiten sowie einer Längsseite gelenkig gelagert. Während die beiden Stirnseiten in Elementebene gelagert wurden, erfolgte dies für den gelagerten Längsrand über vertikale Pendelstangen. Um eine möglichst reibungsfreie Lagerung der Elementränder zu erreichen, wurden vor dem Einbau des Probekörpers in die Versuchsanlage Drehstücke angebracht, welche anschliessend in Nadellager versenkt wurden (Bild 6.4 (links)). Im Gegensatz zum gelagerten Längsrand wurden an den beiden Stirnseiten vor dem Einbau nur die dem freien Längsrand am nächsten liegenden Drehstücke an den Versuchskörper angebracht (Bild 6.5). Da am freien Längsrand im Verlauf des Versuchs v.a. für schlanke Versuchskörper Zugspannungen zu erwarten waren, wurden diese Drehstücke mittels gehärteter Stahlstifte am Querschnittselement befestigt. Um ein Verrutschen der Drehstücke während des Versuchs zu verhindern, wurden bei der Vorbereitung der Querschnittselemente in den Ecken Stirnseite/freier Längsrand Löcher gebohrt, in welche die Stahlstifte versenkt werden konnten. Damit war eine Übertragung der resultierenden Zugkraft auf die stirnseitigen Drehlager möglich. Der Versuchskörper konnte nun von der Seite West, durch die beiden stirnseitigen Drehlager geführt, eingeschoben werden. Um ein Herausrutschen des Querschnittselementes während des Versuchs zu verhindern, wurden am vorderen und hinteren Ende der beiden stirnseitigen Drehlager Stahlplatten aufgeschraubt. Die Stahlplatte auf der Seite des gehaltenen Randes wurde zusätzlich mit dem äussersten Drehstück der Stirnseite verschraubt (Bild 6.4 (rechts)). Damit wurde verhindert, dass es im äussersten Bereich des Längsrandes während des Versuchs zu einer unerwünschten Verdrehung um die y -Achse kam. Nach dem Einschub des Probekörpers wurden Hänger an dem mit Drehstücken versehenen Längsrand angebracht. Diese Hänger wurden als Pendel ausgebildet und bestanden aus einer zylindrischen Vollstahlstange sowie einem Drehlager am unteren Ende. Am oberen Ende wurden die Hänger mittels Augenschrauben an einer am Riegel des Aufspannbodens angebrachten Stahl-

leiste befestigt und ermöglichten damit Verschiebungen der Drehlager in Elementebene. Um eine gleichmäßige Lagerung des Längsrandes zu ermöglichen, wurden alle Hänger vorgängig auf eine fixe Länge eingestellt.

Sämtliche Versuche wurden verformungsgesteuert durchgeführt, wobei die Querschnittselemente nur in ihrer Elementebene durch die Beanspruchungsfälle „Reiner Druck“ ($\psi_\epsilon = 1.0$) resp. „Druck mit Biegung“ ($1.0 > \psi_\epsilon \geq 0.0$) belastet wurden. Die Definition des Randdehnungsverhältnisses ψ_ϵ ist aus Bild 6.6 und Gl. (6.1) ersichtlich. Die Belastung erfolgte über die beiden Belastungsbalken, welche von je zwei hydraulischen Pressen entsprechend der vorliegenden Beanspruchung in axialer Richtung verschoben wurden. Die Belastungsbalken wurden durch eine in Balkenmitte angeordnete Linearführung gehalten und waren zusätzlich an den kurzen Enden auf je drei Radlagern abgestützt. Durch die Positionierung der Radlager zwischen zwei Stahlplatten sollte eine ausreichende Rotationssteifigkeit des Belastungsbalkens erreicht und Verschiebungen in vertikaler Richtung verhindert werden. Dank der Radlager wurden ausserdem Verschiebungen der Belastungsbalken in Elementebene ermöglicht. Um die Beanspruchung „Druck mit Biegung“ aufbringen zu können, wurde der Belastungsbalken mittels eines Bügels mit der Linearführung verbunden und die Pressen mit einem Gelenk mit den Belastungsbalken verbunden.

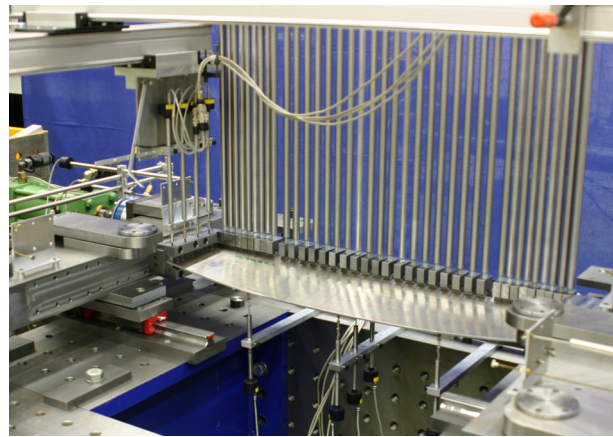
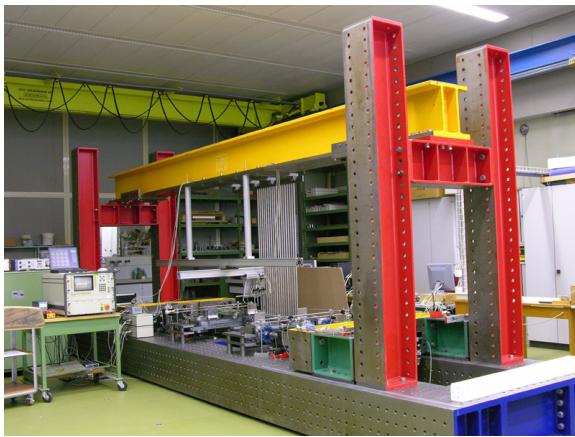


Bild 6.2 Ansicht des Versuchsaufbaus

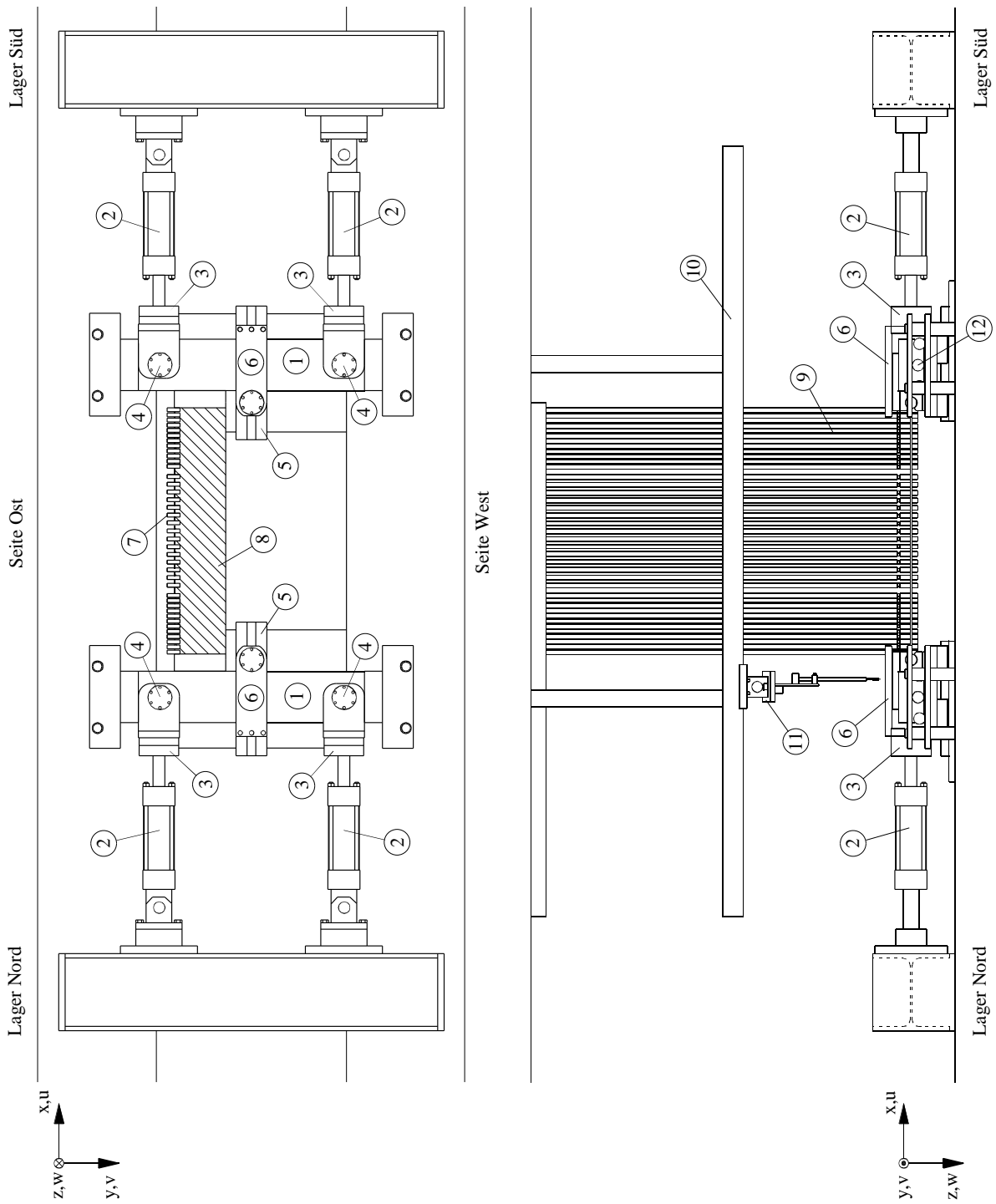


Bild 6.3 Versuchsaufbau für $b/t = 40$

- | | | | |
|----------------------|----------------------|-------------------------|-----------------|
| (1) Belastungsbalken | (2) Presse | (3) Lastzelle | (4) Gelenk |
| (5) Linearführung | (6) Bügel | (7) Drehlager Längsrand | (8) Probekörper |
| (9) Hänger | (10) Führungsschiene | (11) Wegaufnehmer | (12) Radlager |

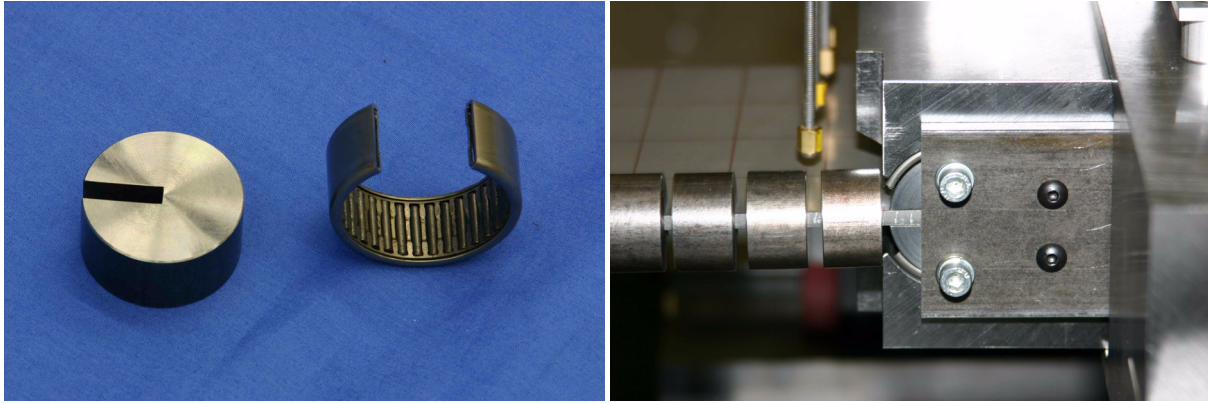


Bild 6.4 Drehstück mit Nadellager (links), Stahlplatte am gehaltenen Rand (rechts)

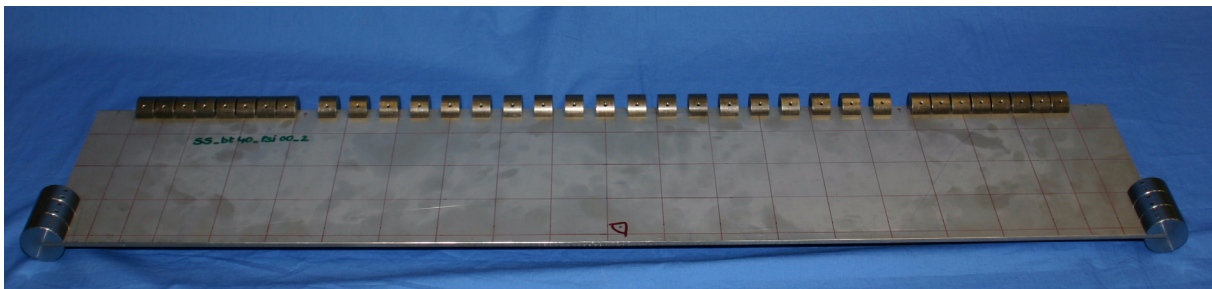


Bild 6.5 Probekörper ($b/t = 40$) mit befestigten Drehstücken

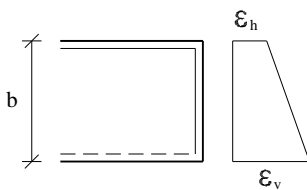


Bild 6.6 Definition des Randdehnungsverhältnisses ψ_ϵ

$$\psi_\epsilon = \frac{\epsilon_h}{\epsilon_v} \quad (6.1)$$

Die axiale Verschiebung der Belastungsbalken wurde über vier induktive Wegaufnehmer gesteuert und über vier genauere induktive Wegaufnehmer gemessen. Der in den Nadellagern der Stirnseiten infolge der Belastung auftretende Schlupf wurde durch vier an den Blechecken angeordnete induktive Wegaufnehmer gemessen. Die Messung erfolgte zwischen den Belastungsbalken und einem im jeweiligen Bleheckpunkt eingelassenen Stahlstift. Die Beuldurchbiegungen wurden einerseits über fixe Weggeber an der Blechunterseite, andererseits über manuell verschiebbare Wegaufnehmer auf der Blechoberseite gemessen. Mittels der verschiebbaren Wegaufnehmer wurden nach dem Einbau des Probekörpers ausserdem die geometrischen Anfangsimperfektionen der Versuchskörper bestimmt. Einen Überblick über das verwendete Messraster sowie die Verteilung der gemessenen geometrischen Anfangsimperfektionen geben die Kapitel 4.1.2 und 4.2.2 des zugehörigen Versuchsberichtes (*Nideregger/Knobloch/Fontana (2007)*).

Die Versuche wurden in der Regel so weit gefahren, bis entweder der Versuchskörper im Bereich der stirnseitigen Auflager infolge der starken Verdrehung am Lager anstand oder die Belastung auf die Hänger aus der Beulverformung so gross wurde, dass nicht mehr von einer sauberen Lagerung des Längsrandes ausgegangen werden konnte.

Detailliertere Angaben zum Versuchsaufbau und -ablauf, zur Anordnung der Messpunkte sowie zu Nennwerten und Genauigkeiten der Messeinrichtung finden sich ebenfalls im Versuchsbericht (*Niederegger/Knobloch/Fontana (2007)*).

6.2.3 Versuchsergebnisse

Grundsätzlich fiel auf, dass sich unabhängig vom verwendeten Werkstoff bei geringer axialer Stauchung jeweils eine Beulhalbwelle in Elementmitte ausbildete, was der Elementverformung nach geometrisch-linearer Beultheorie (siehe Kap. 3.2.1) entspricht. Mit zunehmender axialer Stauchung verschob sich die Stelle der maximalen Beulverformung unter der Beanspruchung „Reiner Druck“ jedoch bei einigen Versuchen von der Elementmitte zu einem der stirnseitigen Auflager hin (Bild 6.7 (rechts)), während die Beulform unter der Beanspruchung „Druck mit Biegung“ auch bei zunehmender axialer Stauchung weitgehend symmetrisch blieb. Bei einigen Versuchen mit Aluminium kam es bei hohen Elementschlankheiten im Bereich grosser Stauchungen zu einem Umschlagen der Beulform von anfänglich einer Beulhalbwelle zu deren drei (Bild 6.8 (rechts)). Unter der Beanspruchung „Reiner Druck“ war dies für die Schlankheiten $b/t = 32, 40, 52$ der Fall, unter der Beanspruchung „Druck mit Biegung“ nur für $b/t = 52$. Das beobachtete Umschlagen der Beulform stimmt mit den anhand numerischer Berechnungen an dreiseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen mit linear-elastischer, ideal-plastischer Spannungs-Dehnungsbeziehung gewonnenen Erkenntnissen von *Priebe (1994)* und *Brune (1999a)* überein (siehe Kap. 3.2.2). Aufgrund der Tatsache, dass ein Umschlagen der Beulform in den durchgeführten Versuchen nur für Querschnittselemente aus Aluminium beobachtet wurde, wird vermutet, dass auch das Materialverhalten einen Einfluss auf die kritische Elementschlankheit ausübt. Im Rahmen des Kapitels 7.3 wird dieser Sachverhalt deshalb genauer untersucht werden.

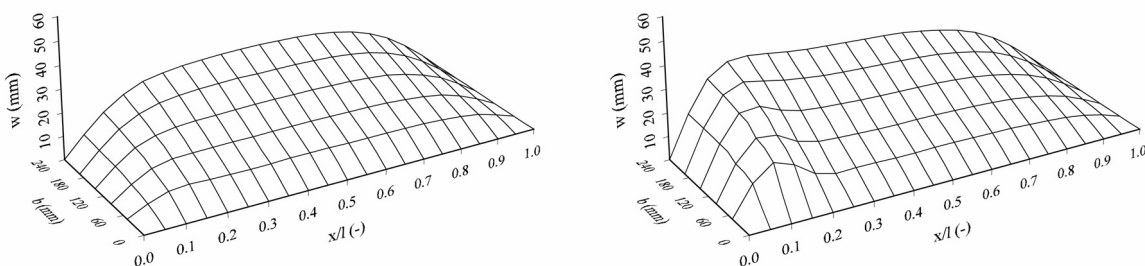


Bild 6.7 Vergleich der gemessenen Beulverformungen für St5_52_1.0_1 (Randstauchung: $\epsilon_{tot} = 0.0015$ (links), $\epsilon_{tot} = 0.0035$ (rechts))

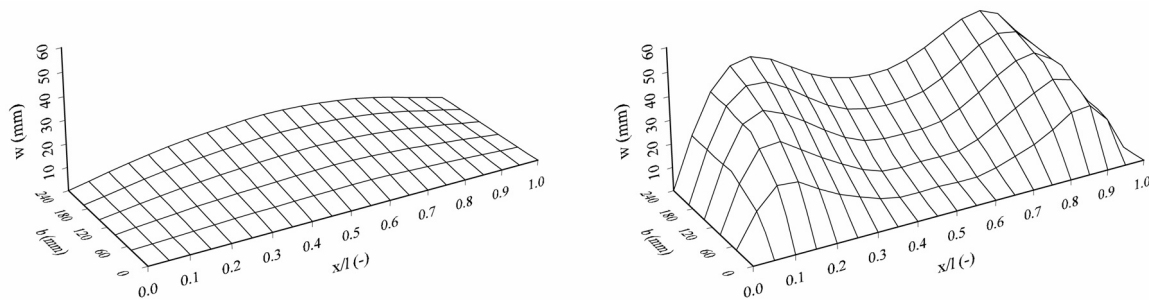


Bild 6.8 Vergleich der gemessenen Beulverformungen für Alu4_52_1.0_1 (Randstauchung: $\epsilon_{tot} = 0.0003$ (links), $\epsilon_{tot} = 0.0099$ (rechts))

Die Schlupfmessungen zeigten, dass für die durchgeführten Versuche zum Teil beträchtlicher Schlupf in den beiden stirnseitigen Lagern auftrat. Einerseits war dieser Schlupf auf das Spiel zwischen Drehstück, Nadellager und Drehlager zurückzuführen, welches vor allem bei Belastungsbeginn von Belang war. Andererseits wurde das Nadellager während der Belastung laufend zusammengedrückt, was zu einem kontinuierlichen Lagerschlupf führte. Um die Versuchsdaten mit analytischen und numerischen Ergebnissen vergleichen zu können, musste der Schlupf bei der Auswertung der Versuchsergebnisse berücksichtigt werden. Da die beiden am freien Längsrand durchgeführten Schlupfmessungen nach Erreichen der kritischen Beullast durch das Auftreten von Zugspannungen verfälscht wurden, wurden für die Korrektur der gemessenen axialen Verschiebung die Messwerte am gelenkigen Längsrand verwendet.

Aus den Versuchen ist ausserdem ersichtlich, dass das Last-Stauchungsverhalten von dreiseitig gelagerten Querschnittselementen durch das nicht-lineare Materialverhalten von Aluminium und rostfreiem Stahl beeinflusst wird. Im Unterschied zu Karbonstahl weisen die bezogenen Last-Stauchungskurven entweder ein langes Plateau auf oder der Lastabfall nach Erreichen der Traglast ist wesentlich geringer. In den Bildern 6.9 und 6.10 sind exemplarisch die experimentell ermittelten, bezogenen Last-Stauchungs- und Momenten-Stauchungskurven für Karbonstahl (St4) sowie rostfreien Stahl (SS3) bei einem b/t -Verhältnis von 32 dargestellt. Die bezogenen Last-Stauchungsdiagramme der Querschnittselemente aus Karbonstahl zeigen nach Erreichen der Traglast einen ausgeprägteren Lastabfall als diejenigen aus rostfreiem Stahl. Dies ist auf den unterschiedlichen Spannungs-Dehnungsverlauf des verwendeten Karbonstahls (St4) resp. rostfreien Stahls (SS3) zurückzuführen (Bild 6.1). Während St4 einen nahezu linear-elastischen, ideal-plastischen Spannungs-Dehnungsverlauf zeigt, weist SS3 einen elastischen, nicht-linear plastischen Spannungs-Dehnungsverlauf mit stark ausgeprägtem Verfestigungsvermögen auf. Im Vergleich zu den zugehörigen bezogenen Last-Stauchungskurven erreichen die bezogenen Momenten-Stauchungskurven ihr Maximum bei kleineren totalen Stauchungen ϵ_{tot} . Die zunehmende Beulverformung des Elementes am freien Längsrand führt zu einer Verschiebung der Wirkungslinie der resultierenden Kraft in Richtung des gelenkigen Längsrandes. Aufgrund dieser Verschiebung nimmt das Moment schneller und v.a früher ab als die zugehörige Last.

Ein Vergleich der unter der Beanspruchung „Reiner Druck“ erreichten Traglasten (Tab. 6.2) zeigte für identische Versuchsparameter in der Regel nur geringfügige Unterschiede ($COV < 0.020$). Bei Versuchen mit grösserer Streuung wurde die höhere der Traglasten entweder bei einer bedeutend höheren Stauchung erreicht oder es stellten sich nach Erreichen der Traglasten unterschiedliche Beulformen ein. Die Versuchsergebnisse unter der Beanspruchung „Druck mit Biegung“ sind in Tab. 6.3 dargestellt. Die Streuung der Traglasten war für

die Schlankheiten $b/t = 20, 32, 52$ mit einem Variationskoeffizienten (COV) von unter 0.020 klein, für $b/t = 40$ ergaben sich v.a. für St4_40_0.0 höhere Werte. Diese grössere Streuung ist speziell für letztgenannte Versuche darauf zurückzuführen, dass das in den beiden Versuchen aufgebrauchte Randdehnungsverhältnis infolge Steuerungsproblemen der axialen Verschiebung bereits von Versuchsbeginn an unterschiedlich war und sich in der Folge unterschiedlich grosse Traglasten einstellen.

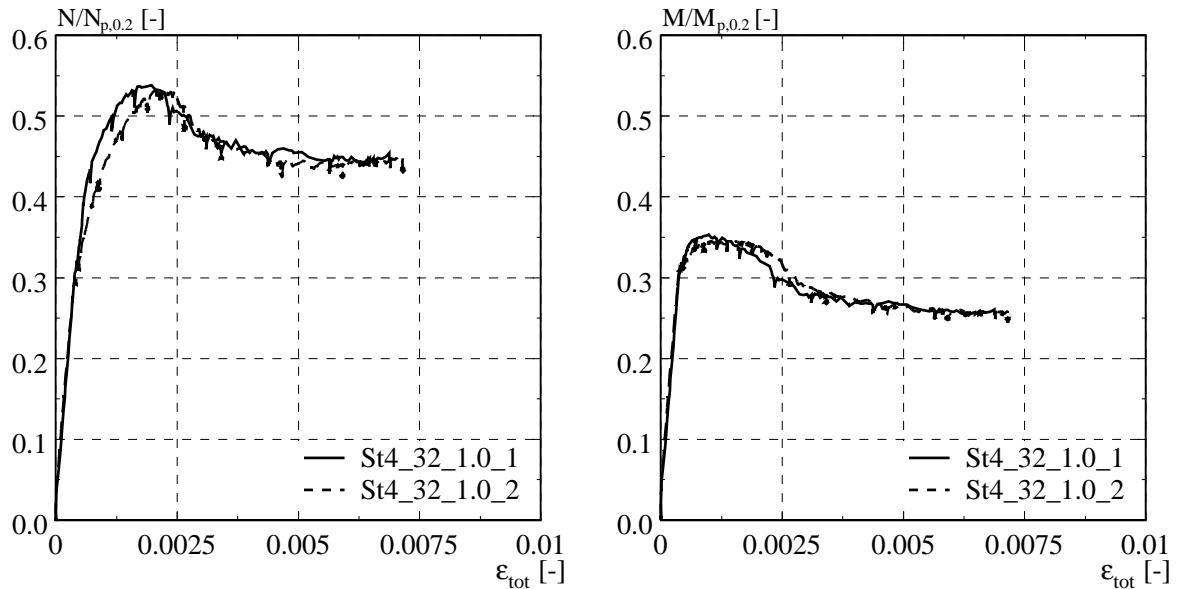


Bild 6.9 Bezogene Last-Stauchungs- und bezogene Momenten-Stauchungskurven für Karbonstahl mit $b/t = 32$ unter der Beanspruchung „Reiner Druck“

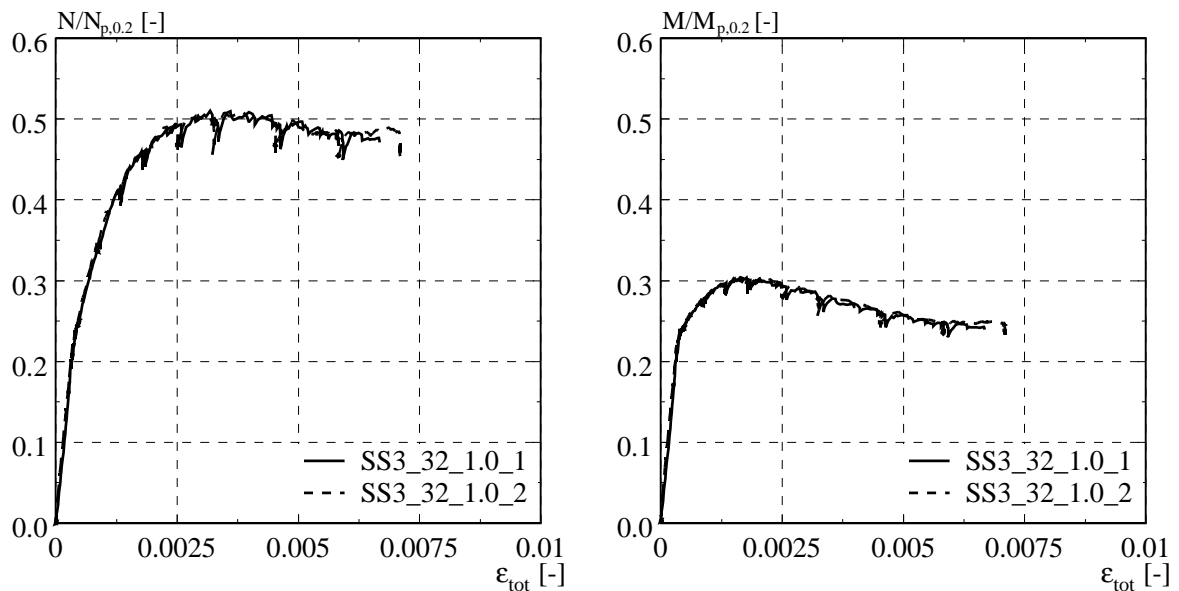


Bild 6.10 Bezogene Last-Stauchungs- und bezogene Momenten-Stauchungskurven für rostfreien Stahl mit $b/t = 32$ unter der Beanspruchung „Reiner Druck“

Tabelle 6.2 Überblick der experimentell, unter der Beanspruchung „Reiner Druck“ ermittelten Traglasten

Versuch	Test 1 $N_{u,exp1}$ [kN]	Test 2 $N_{u,exp2}$ [kN]	Test 3 $N_{u,exp3}$ [kN]	$N_{u,avg}$ [kN]	COV
St4_20_1.0	94.5	95.5	-	95.0	0.007
SS3_20_1.0	105.4	104.8	-	105.1	0.004
Alu3_20_1.0	89.3	92.7	-	91.0	0.026
St4_32_1.0	115.6	114.2	-	114.9	0.009
SS3_32_1.0	126.2	125.7	-	126.0	0.003
Alu3_32_1.0	106.9	108.2	-	107.6	0.009
St3_40_1.0	135.8	133.3	136.1	135.1	0.011
SS2_40_1.0	133.4	133.0	-	133.2	0.002
Alu2_40_1.0	107.5	105.2	-	106.4	0.015
St5_52_1.0	144.1	138.0	-	141.1	0.031
SS4_52_1.0	134.7	135.9	-	135.3	0.006
Alu4_52_1.0	111.5	106.1	-	108.8	0.035

Tabelle 6.3 Überblick der experimentell, unter der Beanspruchung „Druck mit Biegung“ ermittelten Traglasten

Versuch	Test 1 $N_{u,exp1}$ [kN]	Test 2 $N_{u,exp2}$ [kN]	Test 3 $N_{u,exp3}$ [kN]	$N_{u,avg}$ [kN]	COV
St4_20_0.25	76.3	77.3	-	76.8	0.009
SS3_20_0.5	96.8	97.3	-	97.1	0.004
Alu3_20_0.5	84.1	83.6	-	83.9	0.004
St4_32_0.25	98.3	99.2	-	98.8	0.006
SS3_32_0.25	112.7	111.6	-	112.2	0.007
Alu3_32_0.25	98.6	95.8	-	97.2	0.020
St4_40_0.0	71.7	82.6	-	77.2	0.100
SS2_40_0.0	78.5	82.6	80.0	80.4	0.026
Alu2_40_0.0	-	61.5	58.8	60.2	0.032
St5_52_0.25	109.9	107.7	-	108.8	0.014
SS4_52_0.25	112.7	110.6	-	111.7	0.013
Alu4_52_0.25	91.9	92.0	-	92.0	0.001

6.2.4 Vergleich mit Normansätzen

Um die Plausibilität der Versuchsergebnisse zu überprüfen, wurden die gemittelten, experimentell bestimmten Traglasten ($N_{u,avg}$) mit den Traglasten gemäss europäischer ($N_{u,EC}$), nord-amerikanischer ($N_{u,US}$) und australisch/neuseeländischer ($N_{u,AS}$) Normen verglichen. Für rostfreien Stahl und Aluminium wurde im Kapitel 4 bereits detailliert auf die entsprechenden Normansätze eingegangen. Für Karbonstahl wurden für diesen Vergleich die *EN 1993-1-5* (2006), *AISI/COS/NASPEC 2001* (2001) und *AS 4100-1998* (1998) verwendet. Um den Normenvergleich nicht zu verzerren, wurde für Karbonstahl und rostfreien Stahl auf eine genauere Berechnung des Beulwertes k für $\alpha = 5$ verzichtet und der in der jeweiligen Norm angegebene Wert verwendet.

Wie sich zeigt, führen die untersuchten Normansätze für die Beanspruchung „Reiner Druck“ insbesondere für Aluminium zu konservativen Ergebnissen (Tab. 6.4). Einzig gemäss *EN 1993-1-5* wird die Traglast für St4_20_1.0 etwas überschätzt. Ein Vergleich der mit den verschiedenen Normansätzen ermittelten Traglasten zeigt für Karbonstahl und rostfreien Stahl bezüglich Mittelwert und Streuung nur geringe Unterschiede. Für rostfreien Stahl sind die Ergebnisse gemäss *EN 1993-1-4* (2006) und *AS/NZS 4673:2001* (2001) praktisch identisch, gemäss *SEI/ASCE 8-02* (2002) werden aufgrund des grösseren Beulwertes leicht höhere Traglasten erreicht. Im Gegensatz dazu treten für Aluminium zwischen den Resultaten gemäss *EN 1999-1-1* (2007) und *AS/NZS 1664:1997* (1997) resp. *AA ADM-1* (2000) etwas grössere Unterschiede auf, welche auf die aus Kapitel 4.6 (Bild 4.9 (links)) ersichtlichen Unterschiede zwischen den entsprechenden Traglastkurven zurückzuführen sind.

Tabelle 6.4 Vergleich der unter der Beanspruchung „Reiner Druck“ experimentell bestimmten und der gemäss Normansätzen ermittelten Traglasten

Versuch	$N_{u,avg}/N_{u,EC}$ [-]	$N_{u,avg}/N_{u,US}$ [-]	$N_{u,avg}/N_{u,AS}$ [-]
St4_20_1.0	0.95	1.01	1.01
SS3_20_1.0	1.09	1.02	1.08
Alu3_20_1.0	1.50	1.59	1.59
St4_32_1.0	1.09	1.14	1.14
SS3_32_1.0	1.22	1.13	1.21
Alu3_32_1.0	1.70	1.88	1.88
St3_40_1.0	1.24	1.25	1.25
SS2_40_1.0	1.31	1.22	1.30
Alu2_40_1.0	1.63	1.84	1.84
St5_52_1.0	1.26	1.33	1.33
SS4_52_1.0	1.28	1.19	1.27
Alu4_52_1.0	1.79	2.02	2.02
St: Mittelwert	1.13	1.18	1.18
St: Variationskoeff.	0.128	0.116	0.116
SS: Mittelwert	1.22	1.14	1.22
SS: Variationskoeff.	0.078	0.076	0.080
Alu: Mittelwert	1.66	1.83	1.83
Alu: Variationskoeff.	0.073	0.098	0.098

Wie aus Tab. 6.5 ersichtlich wird, führen die untersuchten Normansätze für die Beanspruchung „Druck mit Biegung“ zu durchwegs konservativen Ergebnissen. Die europäischen Normansätze bilden diese Versuche dabei über die gesamte Versuchsserie aus gesehen am genauesten ab, während die nordamerikanischer und australisch/neuseeländischer Normansätze vor allem für Aluminium stark konservativ sind.

Diese teilweise auch gemäss *Eurocode* stark konservativen Normergebnisse haben unterschiedliche Gründe. Für Karbonstahl und rostfreien Stahl ist dies auf die in den untersuchten Normansätzen verwendete *Methode der wirksamen Breiten* zurückzuführen, welche die tatsächliche Spannungsverteilung nur sehr schlecht abbildet und eine sehr konservative Näherung darstellt (siehe Kap. 3.2.2: *Priebe* (1994), *Brune* (1998)). Der Fehler der durch den Ansatz der wirksamen Breite vom gehaltenen Rand aus gemacht wird, verstärkt sich mit zunehmender Schlankheit und abnehmendem Randdehnungsverhältnis. Im Gegensatz dazu ist dieser Einfluss für die *Methode der wirksamen Dicken*, wie sie in der *EN 1999-1-1* verwendet wird,

weitgehend unbedeutend. Dementsprechend streuen die Ergebnisse für verschiedene geometrische Schlankheiten weniger, was sich im kleinsten Variationskoeffizienten äussert. Nichtsdestotrotz ist auch der Ansatz nach *EN 1999-1-1* äusserst konservativ und bildet die tatsächlichen Traglasten nur unzureichend ab. Im Vergleich zu den gemäss *EN 1999-1-1* ermittelten Traglasten, sind die Traglasten gemäss *AS/NZS 1664:1997* resp. *AA ADM-1* v.a. für grosse Schlankheiten und kleine Randdehnungsverhältnisse noch bedeutend konservativer. Der aus gemittelter experimentell bestimmter Traglast und normativ bestimmter Traglast berechnete Quotient $N_{u,avg}/N_{u,Norm}$ streut für diese Normen zudem sehr stark. Dies ist in erster Linie darauf zurückzuführen, dass das Randdehnungsverhältnis für die Beanspruchung „Druck mit Biegung“ gar nicht in die Bestimmung der zulässigen Spannung einfließt, sondern erst bei der Berechnung der Traglast über die Spannungsverteilung berücksichtigt wird. Da die Bestimmungsgleichungen der zulässigen Spannung für sämtliche möglichen Randdehnungsverhältnisse zu konservativen Ergebnissen führen sollten, ist die Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen oft schlecht. Hinzu kommt ausserdem, dass für schlanke Querschnittselemente, welche wie im gegebenen Fall ihre maximale Druckbelastung am freien Längsrand aufweisen, nur die elastische Beullast angesetzt werden darf. Damit werden die Traglasten noch konservativer, wie dies beispielsweise für den Versuch *Alu4_52_0.25* gut zu sehen ist.

Tabelle 6.5 Vergleich der unter der Beanspruchung „Druck mit Biegung“ experimentell bestimmten und der gemäss Normansätzen ermittelten Traglasten

Versuch	$N_{u,avg}/N_{u,EC}$ [-]	$N_{u,avg}/N_{u,US}$ [-]	$N_{u,avg}/N_{u,AS}$ [-]
St4_20_0.25	1.30	1.60	1.43
SS3_20_0.5	1.46	1.41	1.33
Alu3_20_0.5	1.85	1.66	1.66
St4_32_0.25	1.90	2.31	2.05
SS3_32_0.25	2.36	2.40	2.22
Alu3_32_0.25	2.46	3.69	3.69
St4_40_0.0	2.67	3.78	2.94
SS2_40_0.0	3.33	3.69	3.29
Alu2_40_0.0	1.85	3.46	3.46
St5_52_0.25	2.34	2.81	2.50
SS4_52_0.25	2.64	2.69	2.49
Alu4_52_0.25	2.42	5.69	5.69
St: Mittelwert	2.05	2.62	2.23
St: Variationskoeff.	0.289	0.349	0.288
SS: Mittelwert	2.45	2.55	2.33
SS: Variationskoeff.	0.316	0.368	0.347
Alu: Mittelwert	2.14	3.62	3.62
Alu: Variationskoeff.	1.30	1.60	1.43

Aufgrund der schlechten Wiedergabe der Versuchsergebnisse durch die Normansätze scheint eine generelle Überarbeitung der Berechnungsansätze zumindest für Aluminiumelemente unter der Beanspruchung „Reiner Druck“ sowie „Druck mit Biegung“ sinnvoll zu sein. Voraussetzung für die Entwicklung eines genauen analytischen Berechnungsmodells ist jedoch, dass sich die experimentell ermittelten Traglasten mittels des zu erarbeitenden numerischen Modells exakt abbilden lassen, da das analytische Berechnungsmodell anhand der Resultate einer auf diesem numerischen Modell basierenden Parameterstudie entwickelt werden soll.

6.3 Numerische Modellierung

6.3.1 Modellbildung

Die numerische Modellbildung erfolgte weitgehend analog zu den vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen (Kap. 5.3.1). Das Modell berücksichtigte wiederum die gemessene Geometrie der Versuchskörper, es wurden S4-Schalenelemente mit einer Maschenweite von 5mm x 5mm verwendet und ein isotropes, nicht-lineares Materialmodell der gemittelten Spannungs-Dehnungskurven (Bild 6.1) angesetzt. Die Randbedingungen wurden der Versuchsdurchführung entsprechend gewählt. Knotenverschiebungen der beiden stirnseitigen Ränder sowie des gehaltenen Längsrandes aus der Ebene wurden verhindert, während Verschiebungen in der Ebene erlaubt waren. Im Gegensatz zu den vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen wurde, falls es der gewählte Vorverformungsansatz zuließ, die Symmetrie ausgenutzt und nur eine Hälfte des Querschnittselementes modelliert.

Im Rahmen einer Parameterstudie sollte der Einfluss der Vorverformung sowie der Kraftübertragung an den belasteten Elementrändern auf das Trag- und Verformungsverhalten des Querschnittselementes untersucht werden.

Vorverformungen

Der Einfluss der Vorverformung wurde bezüglich ihrer Form und Grösse untersucht. Bezüglich der Form wurde eine Vorverformung gemäss gemessener Anfangsimperfektionen, gemäss erster Eigenform sowie gemäss Fließlinienmechanismus untersucht. Die Vorverformung gemäss erster Eigenform ergab sich aus einer mittels *Abaqus* (2004) durchgeführten Eigenwertanalyse. Wie aus dem theoretischen Teil dieser Arbeit (Kap. 3.2) ersichtlich wird, entspricht sie einer symmetrischen Beulform mit einer Beulhalbwelle. Die Vorverformung gemäss Fließlinienmechanismus ergibt sich aus Bild 6.11 und entspricht der in den meisten Versuchen nach der Entlastung zurückbleibenden Verformungsform. Die Fließlinien sind ausgehend von den beiden gestützten Ecken unter einem Winkel $\beta = 45^\circ$ geneigt. Nach *Murray/Khoo* (1981) entspricht dieser Mechanismus einem sogenannten True Mechanism, da er sich alleine aus der Faltung des Querschnittselementes in den Fließlinien erreichen lässt. Die maximale Amplitude der Vorverformung w_0 wurde für die Vorverformungsform gemäss erster Eigenform und gemäss Fließlinienmechanismus zu $0.2 \cdot t$ resp. $b/200$ gewählt. Ein Vergleich der gemessenen maximalen Anfangsimperfektionen zeigt, dass die maximale Amplitude der Vorverformung mit steigender Elementschlankheit zunimmt. Allerdings streuen diese Werte selbst für identische Elementschlankheiten b/t teilweise ziemlich stark, liegen dabei aber immer unter einem Wert von $b/200$.

Die Anwendung der nach geometrisch-linearer Beultheorie ungünstigsten Eigenform resp. einer sinusförmigen Vorverformung entspricht für FE-Untersuchungen der gängigen Praxis (u.a. *Kubsch* (1980), *Huck* (1993), *Brune* (1994), *Priebe* (1994)). Die dabei verwendeten, maximalen Amplituden der Vorverformung beziehen sich entweder auf die Elementbreite oder -dicke. *Kubsch* verwendet maximale Amplituden von $b/100$ resp. $b/300$, wobei sich zeigt, dass eine Vergrößerung der maximalen Amplitude für schlanke Querschnittselemente kaum einen Einfluss auf die Traglast hat. Bei mittelschlanken Querschnittselementen ist der Einfluss grösser, nimmt für gedrungenere Querschnittselemente aber wieder ab. *Brune* setzt als maximale Amplitude den Höchstwert der unvermeidbaren Herstellungsungenauigkeiten für unversteifte Beulfelder gemäss *DIN 18800-3* (1990) an ($w_0 = b/250$), während *Huck* den Einfluss verschiedener,

auf die Elementdicke bezogener maximaler Amplituden (w_0 von $0.001 \cdot t$ bis $1.000 \cdot t$) untersucht. Wie bereits im Kapitel 3.2.2 erörtert wurde, wählt *Priebe* die Vorverformungsform, falls die Versagensform von der ersten Eigenform abweicht, affin zur Versagensform. Sein Ansatz ist damit ähnlich zu der im Rahmen dieser Parameterstudie verwendeten Vorverformung gemäss Fliesslinienmechanismus.

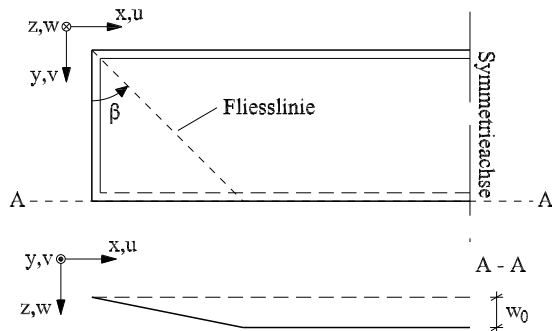


Bild 6.11 Vorverformung gemäss Fliesslinienmechanismus

Kraftübertragung an den belasteten Elementrändern

Vergleiche der Resultate von Vorversuchen mit numerischen Ergebnissen hatten gezeigt, dass der Einfluss des an den belasteten Rändern auftretenden Lagerschlupfs auf die Traglast und das Last-Verformungsverhaltens gross war. Wie im Kapitel 6.2.3 erwähnt wurde, wurden die experimentell ermittelten Stauchungen zwar um den Anfangsschlupf sowie den mittleren kontinuierlichen Schlupf bereinigt, vor allem im Bereich des freien Längsrandes führte der Schlupf bei den sich in dieser Region ausbildenden Zugspannungen aber dazu, dass sich die Randbereiche der Versuchskörper leicht in Belastungsrichtung verschieben konnten und sich ein weiches Last-Stauchungsverhalten einstellte.

Ähnlich wie in der Arbeit von *Bambach/Rasmussen* (2004) (siehe S.52) sollte deshalb im Rahmen des zweiten Teils dieser Parameterstudie der Einfluss der zwei Grenzfälle der Kraftübertragung an den belasteten Elementrändern (Grenzfall 1: ideale Übertragung der Zugspannungen, Grenzfall 2: keine Übertragung von Zugspannungen) untersucht werden. Um auch dazwischen liegende Fälle (teilweise Übertragung von Zugspannungen) modellieren zu können, wurde der Lagerschlupf im Gegensatz zu *Bambach/Rasmussen* (2004) mit Federn modelliert. Das prinzipielle Vorgehen ist in Bild 6.12 anhand der linken Hälfte des Querschnittselements skizziert. Sämtliche Knoten der belasteten, stirnseitigen Ränder (Node Set Rand 1) wurden jeweils mit einer Feder verbunden. Die Belastung erfolgte deformationsgesteuert über das Aufbringen einer Verschiebung an den anderen Federenden (Node Set Lager 1). Die Federn wurden so definiert, dass sie nur in Belastungsrichtung eine Federsteifigkeit aufwiesen und Verschiebungen aus der Elementebene, wie bei der idealen Kraftübertragung, verhindert wurden. Um zu berücksichtigen, dass durch die stirnseitigen Lager (anfänglich) keine Zugspannungen aufgenommen werden konnten, wiesen die Federn keine Zugsteifigkeit auf. Für Druckkräfte wurde hingegen von einer unendlich grossen Steifigkeit ausgegangen.

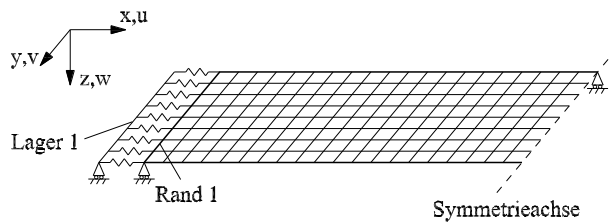


Bild 6.12 Kraftübertragung an den belasteten Elementrändern mit Federlagerung (Abbildung der linken Hälfte des Querschnittselements)

6.3.2 Vergleich der numerischen Resultate mit Versuchsergebnissen

Der Einfluss der Vorverformungsform und -grösse sowie der Formulierung der Kraftübertragung an den belasteten Elementrändern wurde im Hinblick auf die Traglast, das Last-Stauchungs- und Last-Verformungsverhalten untersucht. In erster Linie sollte der Einfluss der beiden erstgenannten Parameter untersucht werden, weshalb im ersten Teil der Parameterstudie von einer idealen Kraftübertragung an den belasteten Elementrändern ausgegangen wurde.

Ideale Kraftübertragung

Ein Vergleich der gemittelten, experimentellen bestimmten Traglasten mit den numerisch ermittelten, ist für die Beanspruchung „Reiner Druck“ aus Tab. 6.7 und für die Beanspruchung „Druck mit Biegung“ aus Tab. 6.8 ersichtlich. Die Bezeichnungen der dabei verwendeten Traglasten sind in Tab. 6.6 aufgeführt.

Tabelle 6.6 Definition der im Rahmen der Parameterstudie ermittelten Traglasten

Bezeichnung	Vorverformungsform	w_0
$N_{u,EF1,1}$	Erste Eigenform	$t/5$
$N_{u,EF1,2}$		$b/200$
$N_{u,FLM,1}$	Fließlinienmechanismus (Bild 6.11)	$t/5$
$N_{u,FLM,2}$		$b/200$
$N_{u,Impi}$	Imperfektionsmessung (Versuch i)	gemäss Messung

Tabelle 6.7 Vergleich der Traglasten unter der Beanspruchung „Reiner Druck“

Versuch	Erste Eigenform		Fließlinienmech.		gemessene Imperfektionen		
	$N_{u,avg}/$ $N_{u,EF1,1}$	$N_{u,avg}/$ $N_{u,EF1,2}$	$N_{u,avg}/$ $N_{u,FLM,1}$	$N_{u,avg}/$ $N_{u,FLM,2}$	$N_{u,exp1}/$ $N_{u,Imp1}$	$N_{u,exp2}/$ $N_{u,Imp2}$	$N_{u,exp3}/$ $N_{u,Imp3}$
	St4_20_1.0	1.05	1.01	1.08	1.03	0.98	0.99
SS3_20_1.0	1.09	1.10	1.13	1.11	1.10	1.10	-
Alu3_20_1.0	1.09	1.09	1.15	1.12	1.08	1.12	-
St4_32_1.0	0.94	0.94	0.98	0.97	0.94	0.94	-
SS3_32_1.0	0.94	0.94	1.00	1.00	0.96	0.95	-
Alu3_32_1.0	1.03	1.03	1.16	1.15	1.03	1.05	-
St3_40_1.0	0.89	0.89	0.95	0.95	0.89	0.87	0.87
SS2_40_1.0	0.94	0.94	1.02	1.02	0.96	0.93	-

Tabelle 6.7 Vergleich der Traglasten unter der Beanspruchung „Reiner Druck“

Versuch	Erste Eigenform		Fließlinienmech.		gemessene Imperfektionen		
	$N_{u,avg}/N_{u,EF1,1}$	$N_{u,avg}/N_{u,EF1,2}$	$N_{u,avg}/N_{u,FLM,1}$	$N_{u,avg}/N_{u,FLM,2}$	$N_{u,exp1}/N_{u,Imp1}$	$N_{u,exp2}/N_{u,Imp2}$	$N_{u,exp3}/N_{u,Imp3}$
Alu2_40_1.0	1.01	1.01	1.10	1.10	1.03	1.00	-
St5_52_1.0	0.78	0.78	0.87	0.89	0.80	0.75	-
SS4_52_1.0	0.86	0.86	0.98	0.99	0.89	0.90	-
Alu4_52_1.0	1.09	1.09	1.17	1.18	1.12	1.07	-
Mittelwert	0.98	0.97	1.05	1.04	0.97		
COV	0.104	0.103	0.093	0.087	0.102		

Tabelle 6.8 Vergleich der Traglasten unter der Beanspruchung „Druck mit Biegung“

Versuch	Erste Eigenform		Fließlinienmechanismus		gemessene Imperfektionen		
	$N_{u,avg}/N_{u,EF1,1}$	$N_{u,avg}/N_{u,EF1,2}$	$N_{u,avg}/N_{u,FLM,1}$	$N_{u,avg}/N_{u,FLM,2}$	$N_{u,exp1}/N_{u,Imp1}$	$N_{u,exp2}/N_{u,Imp2}$	$N_{u,exp3}/N_{u,Imp3}$
St4_20_0.25	1.05	1.05	1.09	1.07	1.01	1.01	-
SS3_20_0.5	1.05	1.05	1.10	1.08	1.05	1.06	-
Alu3_20_0.5	1.05	1.05	1.12	1.09	1.06	1.05	-
St4_32_0.25	0.94	0.94	1.00	0.99	0.96	0.96	-
SS3_32_0.25	0.93	0.93	1.04	1.02	0.94	0.93	-
Alu3_32_0.25	1.13	1.13	1.12	1.12	1.15	1.12	-
St4_40_0.0	0.76	0.76	0.91	0.91	0.73	X	-
SS2_40_0.0	0.78	0.78	0.93	0.93	0.80	0.85	0.82
Alu2_40_0.0	1.02	1.02	1.01	1.01	X	1.04	-
St5_52_0.25	0.70	0.70	0.76	0.76	0.72	0.71	-
SS4_52_0.25	0.84	0.84	0.94	0.94	0.85	0.84	-
Alu4_52_0.25	1.11	1.11	1.11	1.11	1.10	1.10	-
Mittelwert	0.95	0.95	1.01	1.01	0.95		
COV	0.153	0.153	0.109	0.098	0.144		

Es fällt auf, dass die Traglasten mit dem Ansatz gemäss Fließlinienmechanismus mit wenigen Ausnahmen am kleinsten sind und im Vergleich zum Ansatz gemäss erster Eigenform bei kleineren totalen Dehnungen erreicht werden. Dies stützt die von *Brune* (1994) und *Priebe* (1994) getroffene Aussage (Kap. 3.2.2), dass die niedrigste Traglast nicht zwingend unter der Annahme einer Vorverformung gemäss erster Eigenform erzielt wird. Die Traglasten nach dem Ansatz der gemessenen Anfangsimperfektionen liegen in der Regel im Bereich derjenigen nach dem Ansatz gemäss erster Eigenform. Aus den Vergleichen wird ausserdem ersichtlich, dass sich in Abhängigkeit der Elementschlankheit deutliche Unterschiede zeigen. Für $b/t = 20$ liegt das Verhältnis der Traglasten nach dem Ansatz gemäss erster Eigenform und gemäss Fließlinienmechanismus für alle geprüften Metalle über eins, während es für $b/t = 52$ für Karbonstahl und rostfreien Stahl darunter und für Aluminium deutlich darüber liegt. Da für $b/t = 20$ ideal gelenkige Randbedingungen aufgrund der Ausbildung der Lagerung der Elementränder nicht mehr vollständig gegeben scheinen, lassen sich geringfügig grössere Traglasten erklären. Für $b/t = 52$ sind die grossen Unterschiede zwischen den Werkstoffen teilweise mit den unterschiedlichen Beulformen (siehe Bilder 6.7 und 6.8) zu erklären, worauf aber auf S.131 noch genauer eingegangen wird. Über sämtliche Versuche aus gesehen, bildet der Ansatz gemäss Fließlinienmechanismus mit $w_0 = b/200$ (FLM,2) die Versuche bezüglich der Traglasten am

besten ab. Für die Beanspruchung „Reiner Druck“ sind die Unterschiede zwischen den verschiedenen Vorverformungsansätzen hinsichtlich der Variationskoeffizienten gering, wobei die Ansätze nach Fließlinienmechanismus für alle untersuchten Metalle die kleinste Streuung zeigen. Für die Beanspruchung „Druck mit Biegung“ sind die Unterschiede grösser. Für diese Versuche weisen die Ansätze nach Fließlinienmechanismus die kleinsten Streuungen auf. Die Versuche aus Aluminium werden mit dem Ansatz nach gemessener Vorverformung am besten abgebildet, für Karbonstahl und rostfreien Stahl sind die Ergebnisse allerdings wieder wesentlich schlechter.

Die angesprochenen Unterschiede sind auch bezüglich des Verlaufs der bezogenen Last-Stauchungskurven auszumachen. Die Kurven unter Verwendung des Ansatzes gemäss erster Eigenform liegen für die Beanspruchung „Reiner Druck“ für den gesamten untersuchten Stauchungsbereich über denjenigen unter Verwendung des Ansatzes gemäss Fließlinienmechanismus. Für die Beanspruchung „Druck mit Biegung“ ist dies mit Ausnahme der Fälle, in denen die Kurven nahezu deckungsgleich verlaufen, ebenfalls der Fall. Hinsichtlich der Übereinstimmung der numerisch bestimmten mit den experimentell ermittelten Kurven ist bei der Beanspruchung „Reiner Druck“ der Ansatz gemäss erster Eigenform für Aluminium am besten (Bild 6.13 (links)), für Karbonstahl und rostfreien Stahl der Ansatz gemäss Fließlinienmechanismus (Bild 6.13 (rechts)). Das in den Versuchen im Vergleich zur numerischen Modellierung auftretende steifere Nachtraglastverhalten ist mutmasslich auf die bei grossen Dehnungen nicht mehr idealen Randbedingungen zurückzuführen. Die Vermutung, das sich dieses Verhalten mit der im Versuch auftretenden leichten Eckeinspannung (Bild 6.4 (rechts): Blockierung des äussersten Drehstücks durch Verschraubung mit Stahlplatte auf der Seite des gehaltenen Randes) der Versuchskörper begründen liesse, kann anhand numerischer Untersuchungen hingegen nicht bestätigt werden. Zwar führt die Berücksichtigung dieser Eckeinspannung im numerisch ermittelten Last-Stauchungsdiagramm zu einem leicht steiferen Nachtraglastverhalten als bei perfekt idealen Randbedingungen. Der Unterschied ist aber nur minimal und kann die grossen, beispielsweise in Bild 6.13 auftretenden Unterschiede keinesfalls alleine erklären. Unter der Beanspruchung „Druck mit Biegung“ ist die numerische Abbildung der Versuchsergebnisse generell schlechter. Wie sich zeigt, liegen die experimentell ermittelten Kurven unterhalb der numerisch bestimmten. Die Versuchskurven sind dabei nach Erreichen der Verzweigungslast weicher als die numerisch bestimmten Kurven, wobei dieser Unterschied mit steigender Schlankheit noch zunimmt. Möglicherweise ist dies darauf zurückzuführen, dass sich die Randbedingungen des Versuchskörpers aufgrund von ungleichmässigen Schlupfeffekten nach Erreichen der Verzweigungslast verändern und sich dies auf das tatsächlich aufgebrachte Randdehnungsverhältnis auswirkt.

Wie sich zeigt, weisen die Versuchskurven unabhängig vom verwendeten Vorverformungsansatz und der aufgebrachten Beanspruchung im Nachtraglastbereich in der Regel erheblich höhere Lasten und Momente auf. Da für grosse Stauchungen aufgrund der starken Lagerverdrehungen nicht mehr von einer perfekt idealen und v.a. reibungsfreien Lagerung ausgegangen werden kann, ist mit erhöhten Lasten zu rechnen. Ebenfalls wird ersichtlich, dass der Verlauf der Kurven unter Verwendung der Vorverformung gemäss gemessener Anfangsimperfektionen zum Teil stark von den Kurven der anderen Vorverformungsformen abweicht. Die numerisch ermittelten Ergebnisse reagieren dabei vor allem für grosse Schlankheiten empfindlich auf die Vorverformungsform. Beim Vergleich der numerisch ermittelten Kurven zeigt sich ausserdem, dass die Grösse der Amplitude der Vorverformung zwar einen Einfluss auf die

Traglast und den Verlauf der bezogenen Last-Stauchungs- und bezogenen Momenten-Stauchungskurven hat, dieser im Nachtraglastbereich mit zunehmender Stauchung aber abnimmt.

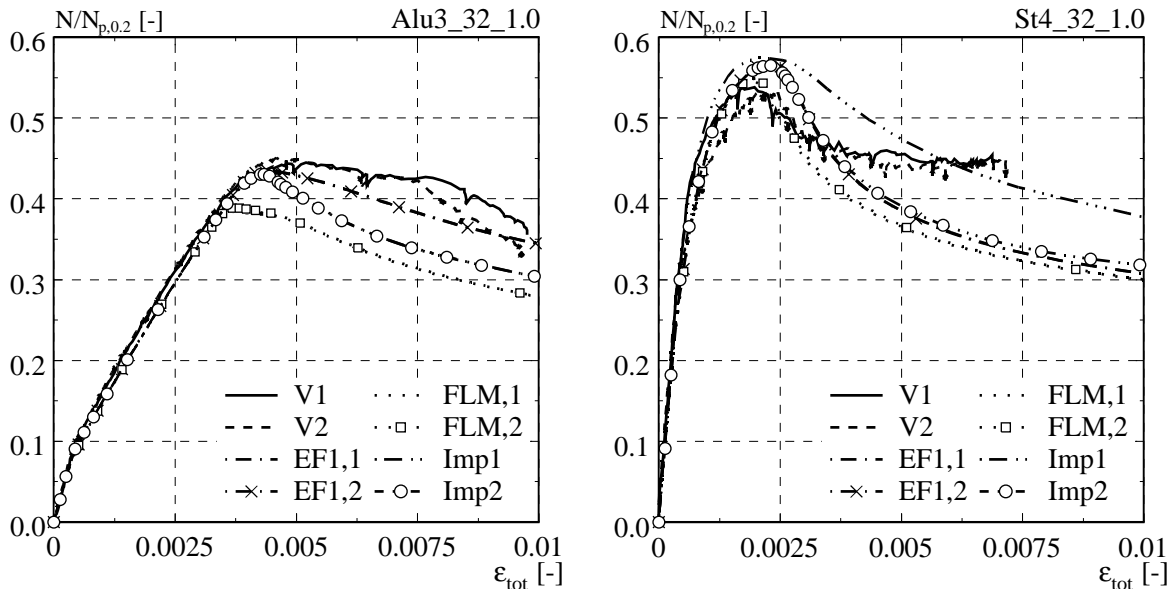


Bild 6.13 Bezogene Last-Stauchungskurven für Alu3_32_1.0 (links) und St4_32_1.0

Wie ein Vergleich des Last-Verformungsverhaltens zeigt, treten für die verschiedenen Vorverformungsformen stellenweise grosse Unterschiede auf. Für kleine geometrische Schlankheiten ($b/t = 20$) führt der Ansatz gemäss Fließlinienmechanismus im Nachtraglastbereich zu kleineren Beulverformungen als derjenige gemäss erster Eigenform (Bild 6.14 (links)). Für grosse geometrische Schlankheiten ($b/t = 52$) ist für Aluminium und rostfreien Stahl bei zunehmender axialer Dehnung eine Veränderung der Beulform zu beobachten (Bild 6.14 (rechts)). Bei Verwendung des Ansatzes gemäss Fließlinienmechanismus kommt es mit zunehmender axialer Dehnung zu einer leichten Verringerung der Beuldurchbiegung in Elementmitte. Eine generelle Änderung der Beulform tritt für den Ansatz gemäss erster Eigenform auf. Von anfänglich einer Beulhalbwelle verändert sich die Beulform im Nachtraglastbereich zu deren drei. Diese Beobachtung deckt sich somit mit den am Anfang des Kapitels zitierten Äusserungen *Priebe's* (1994). Für den Ansatz gemäss gemessener Anfangsimperfektionen ergibt sich ein gemischtes Bild. Die Beulformen sind in der Regel etwa symmetrisch und unterscheiden sich zwischen Imp1 und Imp2 kaum, wobei die grössten Unterschiede für Karbonstahl zu beobachten sind. Ist bezüglich der Beulformen zwischen dem Ansatz gemäss erster und zweiter Imperfektionsmessung ein Unterschied auszumachen, war dies jedoch in der Regel im Versuch gerade nicht der Fall gewesen. Da der Ansatz gemäss gemessener Anfangsimperfektionen die bei der Herstellung, Zuschneidung sowie Einbau des Versuchskörpers induzierten Eigenspannungen und Zwängungen nicht zu berücksichtigen vermag, muss mit Abweichungen zu den Versuchsergebnissen gerechnet werden.

Der Vergleich der numerisch ermittelten Beulverformungen mit den in den Versuchen gemessenen zeigt ein zwiespältiges Bild. Da die experimentell ermittelten Beulformen im Nachtraglastbereich in der Regel asymmetrisch wurden, ist die Übereinstimmung mit den numerisch bestimmten Resultaten nach dem Ansatz gemäss erster Eigenform sowie nach dem Ansatz gemäss Fließlinienmechanismus für grosse axiale Stauchungen nicht mehr gegeben. Bessere Ergebnisse werden für Versuche mit Aluminium erzielt, da deren Beulformen auch im Nachtrag-

lastbereich einigermaßen symmetrisch blieben. Hier zeigten die numerisch ermittelten Resultate nach dem Ansatz gemäss Fließlinienmechanismus für die geometrische Schlankheit $b/t = 52$ selbst im Nachtraglastbereich eine gute Übereinstimmung. Im Gegensatz dazu führt der Ansatz gemäss erster Eigenform zu einer stark von den Versuchsergebnissen abweichenden Beulform (Bild 6.14 (rechts)). Es wird damit auch verständlich, warum sich die Traglasten gemäss erster Beulform und gemäss Fließlinienmechanismus mit steigender Elementschlankheit stärker unterscheiden (Tab. 6.7). Obwohl der Ansatz gemäss gemessener Anfangsimperfektionen die auftretende Beulform eigentlich besser abbilden sollte, ist vor allem bei im Versuch asymmetrischen Beulformen genau das Gegenteil der Fall. In Bild 6.14 sind exemplarisch die für SS3_20_1.0 (links) sowie für Alu4_52_1.0 (rechts) in der Nähe des freien Längsrandes (Messpunkt B1) ermittelten Beulverformungen aufgetragen. Der Abstand des Messpunktes B1 (äusserster verschiebbarer Wegaufnehmer B1 der Versuche) zum freien Längsrand betrug 20mm ($b/t = 20, 40, 52$) resp. 10mm ($b/t = 32$).

Der bereits angesprochene Unterschied zwischen dem Verhältnis der Traglasten ($N_{u,avg}/N_{u,FEM}$) gemäss erster Eigenform und gemäss Fließlinienmechanismus lässt sich für hohe Schlankheiten mit den unterschiedlichen auftretenden Beulformen erklären. Der Ansatz gemäss erster Eigenform kann die experimentell ermittelte Traglast nicht zufriedenstellend abbilden, da dessen Beulform überhaupt nicht mit der tatsächlich auftretenden übereinstimmt. Mit dem Ansatz gemäss Fließlinienmechanismus stimmt die Beulform zwar überein, nicht aber die absolute Auslenkung. Wie aus Bild 6.14 (rechts) ersichtlich wird, zeigt sich für Aluminium mit $b/t = 52$ unter der Beanspruchung „reiner Druck“ im Versuch ein steiferes Verhalten als nach numerischer Modellierung gemäss Fließlinienmechanismus, was sich hinsichtlich der Elementdurchbiegungen in einem stärkeren Rückgang in Elementmitte äussert. Für Karbonstahl und rostfreien Stahl stimmt die mit dem Ansatz gemäss Fließlinienmechanismus ermittelte Beulform für $b/t = 52$ qualitativ ebenfalls mit dem Versuch überein. Allerdings werden die experimentell ermittelten Beuldurchbiegungen in diesem Fall von den numerischen Berechnungen, vor allem für Karbonstahl, unterschätzt. Die Folge sind ein im Vergleich zum Versuch steiferes Last-Stauchungsverhalten und höhere Traglasten.

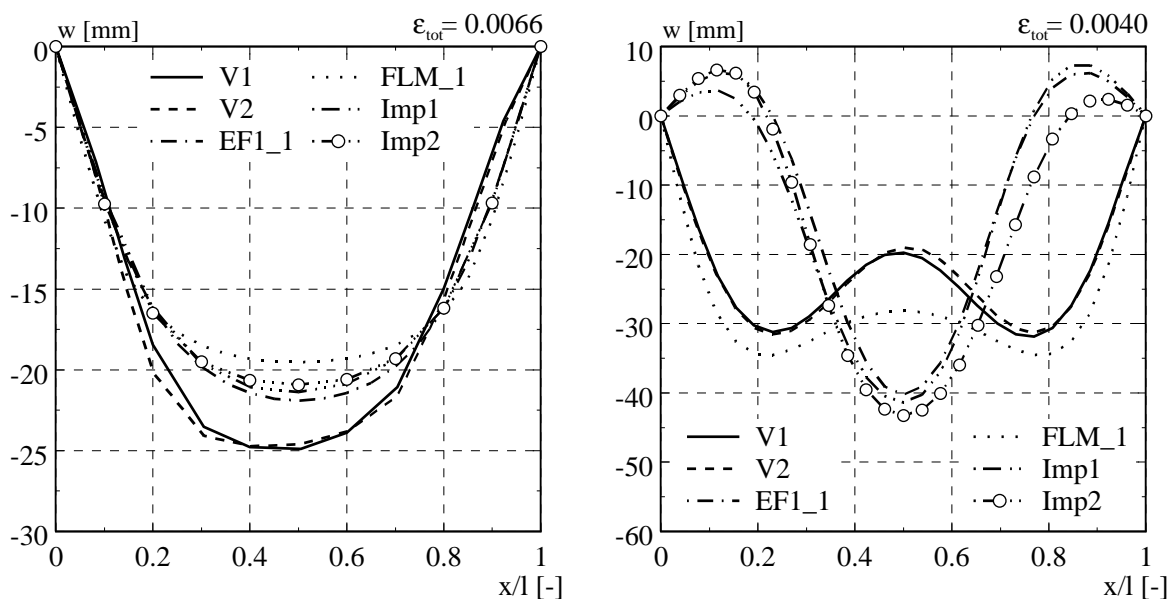


Bild 6.14 Vergleich der in der Nähe des freien Längsrandes auftretenden Beulverformung (Messpunkt B1) für SS3_20_1.0 (links) und Alu4_52_1.0 (rechts)

Kraftübertragung mit Federlagerung

Um den Einfluss des Lagerschlupfs auf die Versuchsergebnisse abschätzen zu können, wurde für den zweiten Teil der Parameterstudie eine Federlagerung an den beiden kurzen Querschnittselementrändern eingeführt (siehe Kap. 6.3.1). Bezüglich der Vorverformungsform und -amplitude wurden die beiden Fälle EF1,1 und FLM,1 gemäss Tab. 6.7 untersucht. Aufgrund der schlechten Übereinstimmung der Ergebnisse der Vorverformungsform gemäss gemessener Anfangsimperfektionen (Imp1, Imp2, Imp3) mit den Versuchsergebnissen wurde auf eine weitere Berücksichtigung dieses Ansatzes verzichtet.

Der Einfluss der Federlagerung wurde hinsichtlich der erreichten Traglasten, des Last-Stauchungsverhaltens sowie des Last-Verformungsverhaltens untersucht. Die Auswertung der Parameterstudie ergab, dass bei einer Kraftübertragung mit Federlagerung im Vergleich zur idealen Kraftübertragung generell tiefere Traglasten erreicht werden. Bei einer Vorverformungsform gemäss erster Eigenform betrug der Traglastverlust bis zu 12%, bei einer Vorverformungsform gemäss Fliesslinienmechanismus waren die Traglasten bis zu 6% niedriger als bei idealer Kraftübertragung. Für die Vorverformungsform gemäss Fliesslinienmechanismus traten für Aluminium bei $b/t = 40$ und 52 bei einer Kraftübertragung mit Federlagerung hingegen sogar leicht höhere Traglasten als bei einer idealen Kraftübertragung auf. Die ansonsten generell tieferen Traglasten bei einer Kraftübertragung mit Federlagerung sind in erster Linie darauf zurückzuführen, dass im Vergleich zur idealen Kraftübertragung die Ausbildung eines stabilisierenden, Traglast steigernden Zugbandes am freien Längsrand stark erschwert ist. Da die dort auftretenden Zugspannungen bei idealer Kraftübertragung mit der geometrischen Elementschlankheit zunehmen, ist der in Rahmen der Parameterstudie festgestellte Traglastverlust für die grösste untersuchte Elementschlankheit $b/t = 52$ am grössten. Der Effekt des schwächeren Zugbandes macht sich auch hinsichtlich des Last-Stauchungsverhaltens sowie des Last-Verformungsverhaltens bemerkbar. So ist das Nachbeulverhalten im Last-Stauchungsdiagramm bei einer Kraftübertragung mit Federlagerung generell weicher als dies bei idealer Kraftübertragung der Fall ist. Wie schon bezüglich der Traglasten, nimmt der Steifigkeitsunterschied im Last-Verformungsdiagramm mit steigender geometrischer Elementschlankheit aus den bereits erwähnten Gründen zu. Das bei einer Kraftübertragung mit Federlagerung auftretende Last-Verformungsverhalten unterscheidet sich ebenfalls von dem bei idealen Randbedingungen. Zwar ist die Form der Beuldurchbiegungen ähnlich, infolge der schwächeren stabilisierenden Zugbandwirkung am freien Längsrand bilden sich bei einer Kraftübertragung mit Federlagerung aber grössere Deformationen aus.

In Bild 6.15 werden exemplarisch für Alu2_40_1.0 die bezogenen Last-Stauchungskurven (links) sowie die in der Nähe der freien Längsrandes (Messpunkt B1) auftretenden Beulverformungen (rechts) der Versuche mit den numerisch ermittelten Werten verglichen. Da die auftretenden Beulverformungen in den beiden Versuchen bei unterschiedlichen axialen Stauchungen gemessen wurden, ist ein direkter Vergleich nur beschränkt möglich. In Bild 6.15 (rechts) sind die auftretenden Beulformen für $\epsilon_{\text{tot}} = 0.0044$ (Versuch 1) resp. $\epsilon_{\text{tot}} = 0.0047$ aufgezeichnet und den numerisch für $\epsilon_{\text{tot}} = 0.0046$ bestimmten Werten gegenübergestellt. Wie von den beiden Diagrammen bestätigt wird, wirkt sich die Art der Kraftübertragung sowohl auf das Tragverhalten als auch das Verformungsverhalten aus. Im Last-Stauchungsdiagramm zeigt sich bei einer Kraftübertragung mit Federlagerung das bereits angesprochene, weichere Tragverhalten, im Last-Verformungsdiagramm wird die Beulform bei einer Verwendung der Vorverformungsform gemäss erster Eigenform durch die Art der Kraftübertragung massgeblich beeinflusst. Ausgehend von einer stark von den beiden Versuchsergebnissen sowie den anderen numeri-

schen Resultaten abweichenden Beulform bei idealer Kraftübertragung, stellt sich bei Kraftübertragung mit Federlagerung eine ähnliche Beulform wie bei einer Vorverformungsform gemäss Fliesslinienansatz ein. Es wird ausserdem ersichtlich, dass sich trotz der fehlenden Zugbandwirkung auch bei einer Kraftübertragung mit Federlagerung eine mehrwellige Beulform ausbildet. Die dabei auftretenden Durchbiegungen sind bei Kraftübertragung mit Federlagerung allerdings grösser als bei idealer Kraftübertragung.

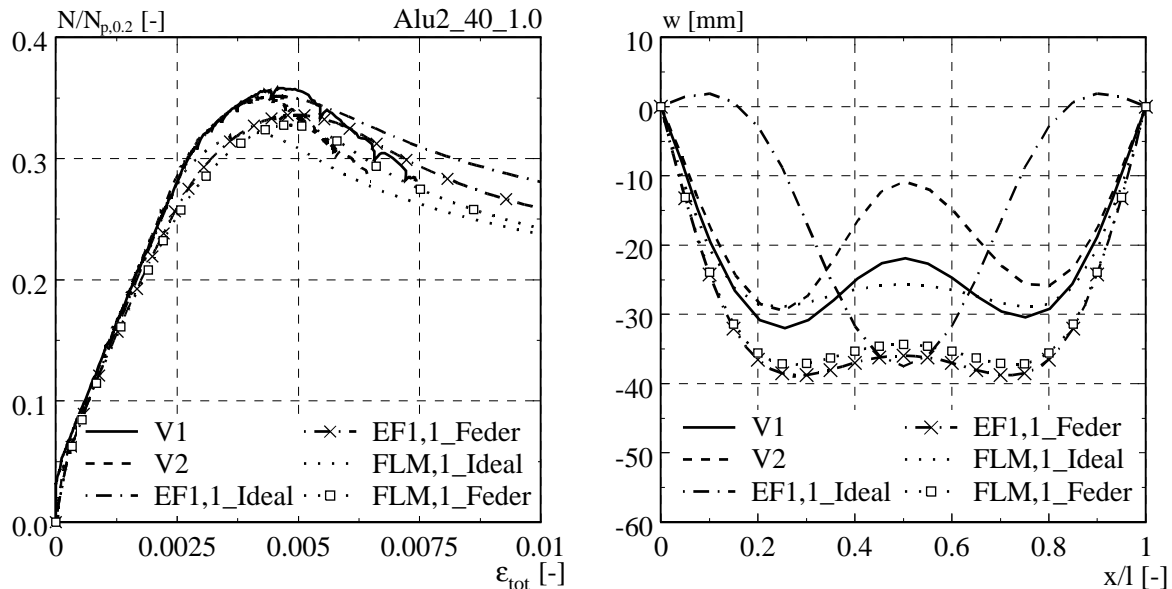


Bild 6.15 Bezogene Last-Stauchungskurven (links) sowie Vergleich der in der Nähe des freien Längsrandes auftretenden Beulverformung (Messpunkt B1) (rechts) für Alu2_40_1.0

Wie die Ergebnisse dieser Parameterstudie deutlich zeigen, können die Versuchsergebnisse bezüglich der Traglast, des Last-Stauchungs- sowie Last-Verformungsverhaltens bei Verwendung einer Kraftübertragung mit Federlagerung nicht besser abgebildet werden als bei idealer Kraftübertragung. Dies lässt den Schluss zu, dass der Einfluss des in den Versuchen aufgetretenen Schlupfs nicht der einzige Grund für die teilweise schlechte Abbildung der Versuchsergebnisse mittels der numerischen Modelle sein kann.

6.4 Zusammenfassung/Schlussfolgerungen

Die Versuchsauswertung sowie ein Vergleich mit den Ergebnissen der Parameterstudie führen zu folgenden Erkenntnissen und Schlussfolgerungen:

- Alle untersuchten Probekörper bildeten anfänglich bei kleinen axialen Stauchungen eine Beulhalbwelle aus, welche bei Aluminium sowohl unter der Beanspruchung „Reiner Druck“ ($b/t = 32, 40, 52$) als auch unter der Beanspruchung „Druck mit Biegung“ ($b/t = 52$) mit zunehmender Stauchung in drei Beulhalbwellen umschlug. Damit werden die von *Priebe* (1994) ermittelten numerischen Resultate dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente mit linear-elastischem, ideal-plastischem Materialverhalten bestätigt. Gemäss seinen Untersuchungen existiert in Abhängigkeit des aufgebrachtten Randdehnungsverhältnisses ψ_ϵ eine Grenzsclankheit $(b/t)_{\text{Grenz}}$, bei welcher ein Umschlagen von einer halb- in eine

mehrwellige Beulform stattfindet. Aufgrund der für die verschiedenen Werkstoffe aufgetretenen unterschiedlichen experimentellen Grenzschlankheiten kann davon ausgegangen werden, dass diese Grenzschlankheit direkt durch das Materialverhalten beeinflusst wird.

- Das Last-Stauchungsverhalten wird durch das nicht-lineare Spannungs-Dehnungsverhalten beeinflusst. Sowohl die Last-Stauchungs- als auch die Momenten-Stauchungskurven der Versuche mit Aluminium und rostfreiem Stahl weisen im Vergleich zu Karbonstahl ein duktileres Verhalten auf.
- Ein Vergleich der experimentell ermittelten Traglasten mit den Traglasten gemäss den Bemessungsansätzen der europäischen, nordamerikanischen und australisch/neuseeländischen Normen zeigt, dass diese Ansätze vorwiegend konservativ sind. Für Aluminium sowie unter der Beanspruchung „Druck mit Biegung“ auch für Karbonstahl und rostfreien Stahl, führen sie zu stark konservativen Resultaten. Eine Überarbeitung dieser Ansätze erscheint deshalb insbesondere für Aluminium sinnvoll.
- Im Rahmen einer Parameterstudie werden die Einflüsse verschiedener Vorverformungsansätze (erste Eigenform, Fliesslinienmechanismus, gemessene geometrische Imperfektionen) und -amplituden sowie von zwei unterschiedlichen Ansätzen der Kraftübertragung an den belasteten Elementrändern (ideale Kraftübertragung, Federlagerung) untersucht. Mittels der Kraftübertragung mit Federlagerung wird der Schlupfeinfluss an den kurzen Elementrändern modelliert.
- Bei idealer Kraftübertragung zeigen sich im Vergleich zu den Versuchsergebnissen in Abhängigkeit der Elementschlankheit und der Beanspruchung deutliche Unterschiede. Unter der Beanspruchung „Reiner Druck“ werden die Versuche mit den Schlankheiten $b/t = 32$ und 40 durch die numerischen Ansätze gut abgebildet. Für $b/t = 20$ werden die experimentell ermittelten Traglasten unterschätzt, da der verwendete Versuchsaufbau für solch kleine Elementabmessungen keine idealen Randbedingungen mehr bietet. Für $b/t = 52$ kann der in den Versuchen auftretende Wechsel der Beulform nur mit dem Ansatz gemäss Fliesslinienmechanismus qualitativ richtig abgebildet werden, weswegen für die anderen Ansätze teilweise stark von den Versuchen abweichende Ergebnisse berechnet werden. Versuche unter der Beanspruchung „Druck mit Biegung“ werden generell schlechter abgebildet, was vermutlich auf die auftretenden Schlupfeffekte zurückzuführen ist.
- Über die gesamte Versuchsserie aus gesehen stimmt der Fliesslinienansatz mit einer maximalen Vorverformung von $w_0 = b/200$ punkto Traglast, Last-Stauchungs- und Last-Verformungsverhalten am besten mit den Versuchsergebnissen überein.
- Wie ein Vergleich der Resultate der verschiedenen Vorverformungsansätze zeigt, führt der Ansatz gemäss Fliesslinienmechanismus mit wenigen Ausnahmen zu kleineren Traglasten als nach den Ansätzen gemäss erster Eigenform oder gemäss gemessener Anfangsimperfektionen. Diese Erkenntnis wird durch die Ergebnisse anderer Forschungsarbeiten (u.a. *Brune* (1994), *Priebe* (1994)) bestätigt.
- Die numerisch ermittelten Resultate reagieren vor allem bei grossen Elementschlankheiten empfindlich auf die Vorverformungsform. Die Grösse der Amplitude der Vorverformung beeinflusst vor allem bei kleinen Schlankheiten die Traglast und das Last-Stauchungsverhalten. Mit zunehmender Stauchung nimmt der Einfluss im Nachtraglastbereich aber ab.
- Bei der Kraftübertragung mit Federlagerung zeigt sich im Vergleich zur idealen Kraftübertragung ein weiches Last-Stauchungsverhalten sowie Last-Verformungsverhalten und es

treten generell tiefere Traglasten auf. Die Versuche werden allerdings gesamthaft betrachtet nicht besser abgebildet als bei idealer Kraftübertragung, woraus geschlossen werden kann, dass sich die zum Teil schlechte numerische Abbildung der Versuchsergebnisse nicht alleine auf die Schlupfeffekte zurückführen lässt.

7 Analytisches Berechnungsmodell

7.1 Zielsetzung und Überblick

Wie im Kapitel 3 aufgezeigt wurde, konnte bisher keine geschlossene Lösung des Beulproblems drei- und vierseitig gelagerter Querschnittselemente mit elastischem, nicht-linear plastischem Materialverhalten gefunden werden. Lösungen der geometrisch-nicht-linearen Beultheorie für linear-elastisches, ideal-plastisches Materialverhalten (Kap. 3.2) vermögen zwar den überkritischen Bereich zu erfassen, führen schlussendlich aber zu Gleichungen, welche mit numerischen Näherungsverfahren gelöst werden müssen. Für Querschnittselemente mit elastischem, nicht-linear plastischem Materialverhalten sind bezüglich der Verzweigungsspannung geschlossene Lösungen nach geometrisch-linearer Beultheorie zugänglich (Kap. 3.3.2), das überkritische Tragverhalten kann damit aber nicht berücksichtigt werden und es müssen semiempirische oder empirische Näherungslösungen angewendet werden (Kap. 3.3.3).

Das Ziel des Kapitels 7 ist es, ein vereinfachtes analytisches Berechnungsmodell nach dem Konzept der wirksamen Breiten für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente mit nichtlinearem Spannungs-Dehnungsverhalten zu entwickeln. In den Kapiteln 3.2.2 und 3.3.3 wurden bereits einige solcher semiempirischer Berechnungsansätze vorgestellt. Die entsprechenden Ergebnisse sind jedoch teilweise sehr unterschiedlich und oft auf einen bestimmten Schlankheitsbereich resp. bestimmte Längen- zu Breitenverhältnisse beschränkt. Eine genauere Untersuchung des Problems erscheint deshalb sinnvoll. Um möglichst viele massgebende Einflussfaktoren abdecken zu können, soll die dem analytischen Berechnungsmodell zugrundeliegende Parameterstudie weit gefasst sein. Das Kapitel 7.2 untersucht aus diesem Grund die wichtigsten Einflussgrößen des Trag- und Beulverhaltens dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente. Die numerische Modellbildung wird dabei weitgehend aus dem Kapitel 6.3 übernommen. Da Schlupfeffekte an den kurzen Querschnittselementrändern in der Praxis in der Regel nicht vorkommen, wird von einer optimalen Wegübertragung an diesen Rändern sowie idealen Randbedingungen ausgegangen. Unter diesen Annahmen wird eine umfangreiche Parameterstudie durchgeführt, deren Ergebnisse im Kapitel 7.3 dokumentiert sind. Untersucht wird der Einfluss verschiedener, auf dem einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz basierender Materialansätze sowie von zwei der im Kapitel 3.2.2 (S.39) definierten *Grundfälle der horizontalen Längsrandlagerung*. Die Resultate werden schliesslich mit den Ergebnissen der im Kapitel 4 vorgestellten Normansätze verglichen und der Einfluss des Materialverhaltens sowie der horizontalen Längsrandlagerung diskutiert. Basierend auf den Ergebnissen der Parameterstudie wird mit dem Ansatz der *Methode der wirksamen Breiten* ein zweistufiger analytischer Berechnungsansatz zur Bestimmung von Traglastkurven hergeleitet (Kap. 7.4) und dieser anhand verschiedener Versuchsergebnisse verifiziert. Die dabei verwendeten Versuchsreihen umfassen die im Kapitel 6.2 vorgestellten Versuche dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente aus Aluminium und rostfreiem Stahl sowie Versuche an zentrisch belasteten Kreuzprofilen aus Aluminium und Karbonstahl bei Brandeinwirkung.

7.2 Wichtige Einflussgrößen

7.2.1 Material

Ein Hauptziel der Parameterstudie war es, den Werkstoffbereich realer Aluminiumlegierungen und rostfreier Stähle vor allem hinsichtlich des Verfestigungsvermögens möglichst breit abdecken zu können. Das Werkstoffverhalten wurde mittels des Ansatzes von *Ramberg-Osgood* definiert. Dieser ist der heutzutage am weitesten verbreitete Ansatz und wurde bereits im Rahmen ähnlicher Parameterstudien (u.a. *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* (2003)) erfolgreich angewandt. Im Rahmen dieser Parameterstudie wurden insgesamt 30 Materialtypen untersucht, welche sich durch ihre *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten n (Gl. (2.3)) und e (Gl. (2.4)) unterscheiden und in Tab. 7.1 dargestellt sind. Der der bezogenen 0.2%-Bemessungsspannung e zugrundeliegende Anfangselastizitätsmodul E wurde für Aluminium zu $70'000 \text{ N/mm}^2$ und für rostfreien Stahl zu $200'000 \text{ N/mm}^2$ festgelegt. Dies entspricht den im Eurocode für sämtliche Aluminiumlegierungen (*EN 1999-1-1* (2007)) resp. für austenitisch und austenitisch-ferritische Stähle (*EN 1993-1-4* (2006)) festgelegten Werten. Die Wahl der 0.2%-Bemessungsspannungen $f_{p,0.2}$ deckt einen Grossteil der im Bauwesen häufig verwendeten 6000er Aluminium-Legierungsgruppe (Tab. 2.1) resp. ferritische und einen Grossteil der austenitischen Stähle ab. Bezüglich der Verfestigungsexponenten wurde der gesamte Bereich von starker Verfestigung ($n = 3$) bis zu keiner Verfestigung ($n = \infty$) berücksichtigt. Letztgenannter Fall entspricht biliniarem linear-elastischem, ideal-plastischem Materialverhalten.

Tabelle 7.1 Untersuchte Materialtypen

Bez.	E [N/mm ²]	$f_{p,0.2}$ [N/mm ²]	n [-]	e [-]	Bez.	E [N/mm ²]	$f_{p,0.2}$ [N/mm ²]	n [-]	e [-]
Alu1	70'000	200	3	0.00286	RS1	200'000	200	3	0.00100
Alu2	70'000	250	3	0.00357	RS2	200'000	250	3	0.00125
Alu3	70'000	300	3	0.00429	RS3	200'000	300	3	0.00150
Alu4	70'000	200	5	0.00286	RS4	200'000	200	5	0.00100
Alu5	70'000	250	5	0.00357	RS5	200'000	250	5	0.00125
Alu6	70'000	300	5	0.00429	RS6	200'000	300	5	0.00150
Alu7	70'000	200	10	0.00286	RS7	200'000	200	10	0.00100
Alu8	70'000	250	10	0.00357	RS8	200'000	250	10	0.00125
Alu9	70'000	300	10	0.00429	RS9	200'000	300	10	0.00150
Alu10	70'000	200	25	0.00286	RS10	200'000	200	25	0.00100
Alu11	70'000	250	25	0.00357	RS11	200'000	250	25	0.00125
Alu12	70'000	300	25	0.00429	RS12	200'000	300	25	0.00150
Alu13	70'000	200	∞	0.00286	RS13	200'000	200	∞	0.00100
Alu14	70'000	250	∞	0.00357	RS14	200'000	250	∞	0.00125
Alu15	70'000	300	∞	0.00429	RS15	200'000	300	∞	0.00150

Bezüglich der Anwendung des *Ramberg-Osgood*-Ansatzes stellt sich die Frage der Verwendung des einstufigen (Gl. (2.2) bis (2.4)) oder zweistufigen Ansatzes (Gl. (2.5) bis (2.9)). *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* (2003) haben aufgezeigt, dass der einstufige Ansatz für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente unter gleichmässiger Randstauchung zu erhöhten und damit unsicheren Resultaten führt. Der daraus entstehende Fehler nimmt mit steigendem Verfestigungsvermögen zu und ist auf die bereits im Kapitel 2.2.3 erwähnten Gründe zurück-

zuführen. Der einstufige *Ramberg-Osgood*-Ansatz führt folglich nur für Spannungen mit zugehörigen plastischen Dehnungen von bis zu 0.2% zu genauen Werten. Für grössere Dehnungen wird die zugehörige Spannung überschätzt.

Um den Einfluss des verwendeten *Ramberg-Osgood*-Ansatzes auf die Traglasten dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente abschätzen zu können, wurde für eine horizontale Längsrandlagerung gemäss *Grundfall C* (siehe S.39) eine Parameterstudie durchgeführt. Dabei wurden sechs Elementschlankheiten ($b/t = 8, 14, 20, 26, 32, 40$) und drei Materialtypen (Tab. 7.1: RS2, RS5, RS8), welche sich nur in ihrem Verfestigungsexponenten n unterscheiden, untersucht. Die für den zweistufigen Ansatz zur Bestimmung von ϵ_u (Gl. (2.8)) und m (Gl. (2.9)) benötigte Zugfestigkeit f_u wurde mittels des Ansatzes von *Rasmussen* (2003) bestimmt. Dieser Ansatz wurde allerdings explizit für rostfreie Stähle hergeleitet und konnte auch für diese nur beschränkt verifiziert werden. Wie der Vergleich mit Zugversuchsergebnissen in der Arbeit von *Rasmussen* (2003) zeigt, sind die Abweichungen der mittels dieses Ansatzes bestimmten Zugfestigkeiten zu den experimentell ermittelten Werten mit bis zu 20% beträchtlich. Einen Vergleich der Spannungs-Dehnungskurven der im Rahmen der Parameterstudie verwendeten Materialtypen nach einstufigem (Endung _1) und zweistufigem (Endung _2) *Ramberg-Osgood*-Ansatz zeigt Bild 7.1 (links). Der Verlauf der zugehörigen bezogenen Last-Stauchungskurven für $b/t = 26$ ist aus Bild 7.1 (rechts) ersichtlich.

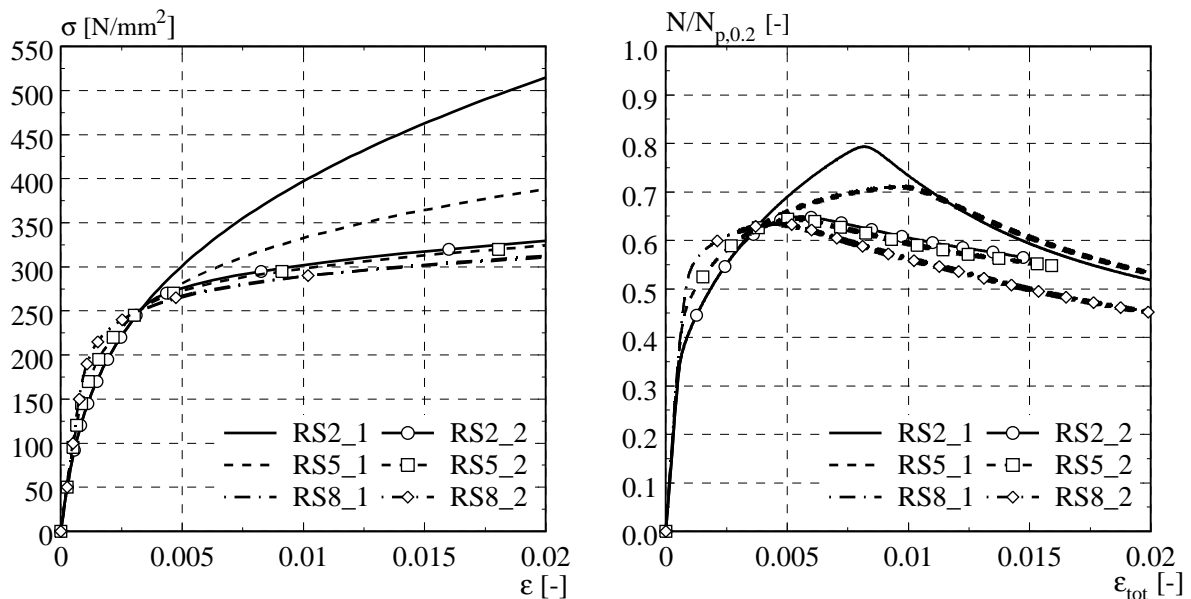


Bild 7.1 Vergleich der Spannungs-Dehnungskurven nach einstufigem und zweistufigem *Ramberg-Osgood*-Ansatz (links), Verlauf der zugehörigen bezogenen Last-Stauchungskurven für $b/t = 26$ (rechts)

Aus dem Vergleich der mit dem einstufigen und dem zweistufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz bestimmten Traglasten wird ersichtlich, dass die Traglasten nach dem einstufigen Ansatz immer grösser sind als nach dem zweistufigen Ansatz. Da diese Unterschiede auf die aus Bild 7.1 (links) ersichtlichen, für $\epsilon > \epsilon_{p,0.2}$ auftretenden unterschiedlichen Spannungsverläufe zurückzuführen sind und die sich jeweils zugehörigen Kurven mit sinkendem Verfestigungsexponenten stärker unterscheiden, sind die Unterschiede zwischen den Traglasten für $n = 3$ am grössten ($N_{u,1}/N_{u,2} = 1.20 - 1.28$). Mit steigendem Verfestigungsexponenten nimmt das Verhältnis der Traglasten $N_{u,1}/N_{u,2}$ ab ($n = 5$: $N_{u,1}/N_{u,2} = 1.07 - 1.15$), wobei für $n = 10$ für alle untersuchten

geometrischen Elementschlankheiten b/t für beide *Ramberg-Osgood*-Ansätze jeweils identische Traglasten ($N_{u,1}/N_{u,2} = 1.00$) erreicht werden.

Der Einfluss des Verfestigungsvermögens wird ebenfalls hinsichtlich der bezogenen Last-Stauchungskurven sichtbar. Wie Bild 7.1 (rechts) zeigt, sind die jeweils zugehörigen Kurven für Stauchungen $\varepsilon \leq \varepsilon_{p,0.2}$ identisch und beginnen für $\varepsilon > \varepsilon_{p,0.2}$ auseinanderzulaufen. Aufgrund des beim einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz ausgeprägteren Verfestigungsvermögens liegen die jeweils zugehörigen Kurven nach dem einstufigen Ansatz über denjenigen nach dem zweistufigen Ansatz.

Für die weiteren im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten numerischen Berechnungen wird der einstufige *Ramberg-Osgood*-Ansatz verwendet werden. Der einstufige Ansatz ist im Vergleich zum zweistufigen Ansatz einfacher in der Handhabung. Im Gegensatz zum zweistufigen Ansatz sind die für den einstufigen Ansatz notwendigen Materialkennwerte ($E, f_{p,0.2}, n$) in den gängigen Normen tabelliert (siehe Tab. 2.2 und 2.4) oder sonst relativ leicht aus den Ergebnissen von Zugversuchen herzuleiten. Die für den zweistufigen Ansatz zusätzlich benötigten Werte (ε_u, m) sind hingegen in der Regel nicht tabelliert. Zwar ist eine Bestimmung dieser Werte aus den Ergebnissen von Zugversuchen über den Ansatz von *Rasmussen* (2003) möglich. Wie bereits aufgezeigt wurde, ist dieser Ansatz aber selbst für rostfreien Stahl, für welchen er entwickelt wurde, ungenau. Hinsichtlich der Entwicklung eines neuen analytischen Berechnungsmodells hat die Verwendung des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz weitere Vorteile. So würde die Verwendung des zweistufigen Ansatzes den Umfang der durchzuführenden Parameterstudie aufgrund der beiden zusätzlichen Parameter ε_u und m stark erhöhen und die analytische Modellbildung erschweren. Wie die Ergebnisse dieser Parameterstudie zeigen, ist die unterschiedliche Definition des Spannungs-Dehnungsverlaufs nach dem ein- oder zweistufigem Ansatz für Verfestigungsexponenten $n \geq 10$ hinsichtlich der damit bestimmten Traglasten ohnehin belanglos.

7.2.2 Geometrische Elementschlankheit

Wie aus der Zusammenstellung der bestehenden Berechnungsansätze, aber auch aus den Ergebnissen der Versuche ersichtlich wurde, ist die geometrische Elementschlankheit eine der wichtigsten Einflussgrößen auf das Trag- und Beulverhalten drei- und vierseitig gelagerter Querschnittselemente. Im Rahmen dieser Parameterstudie wurden insgesamt acht geometrische Elementschlankheiten $b/t = 8, 14, 20, 26, 32, 40, 52$ untersucht. Mit den in Tab. 7.1 aufgeführten Materialdefinitionen ergeben sich damit bezogene Elementschlankheiten $\bar{\lambda}$ von 0.390 bis 5.255. Letztere bezogene Elementschlankheit entspricht damit hochschlanken drei-seitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen. Diese wurden in der vorliegenden Arbeit berücksichtigt, um auch die Grenzbereiche des Modells zu verifizieren.

7.2.3 Anfangsimperfektionen

Der Einfluss der geometrischen Vorverformung auf das Beulverhalten ist bereits im Kapitel 6.3.2 ausführlich dokumentiert. Im Rahmen dieser Parameterstudie soll deshalb nicht nochmals darauf eingegangen werden. Wie bereits erwähnt, wird der Ansatz gemäss Fließlinienmechanismus (Bild 6.11) mit einer maximalen Amplitude $w_0 = e_{0w} = b/200$ (FLM,1) verwendet. Mögliche, in den Querschnittselementen vorhandene Eigenspannungen sollten mit dieser Annahme abgedeckt werden können.

7.2.4 Horizontale Längsrandlagerung

Der Einfluss der horizontalen Längsrandlagerung (Bild 3.4: *Grundfälle A bis C*) auf das Trag- und Verformungsverhalten wurde bereits im Kapitel 3.2 (Bild 3.7) für Querschnittselemente mit linear-elastischem, ideal-plastischem Spannungs-Dehnungsverhalten aufgezeigt. Im Hinblick auf eine möglichst breite Anwendbarkeit des neu zu entwickelnden, auf der *Methode der wirksamen Breiten* basierenden, analytischen Berechnungsansatzes werden der *Grundfall A* (Unbelastete Längsränder bleiben gerade und sind unverschieblich ($v = 0$)) und der *Grundfall C* (Unbelastete Längsränder sind spannungsfrei und können sich in der Elementebene verschieben ($v \neq \text{konst}$)) untersucht. Wie bereits gezeigt wurde, können mit diesen beiden *Grundfällen* der horizontalen Längsrandlagerung die Randbedingungen dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente von in der Praxis häufig verwendeten Profiltypen, gut abgedeckt werden.

7.2.5 Längen- zu Breitenverhältnis α

Der in den Versuchen dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente (Kap. 6.2) v.a. für Aluminium beobachtete Effekt des Umschlagens der Beulform von anfänglich einer zu drei Beulhalbwellen warf die Frage eines Einflusses des Längen- zu Breitenverhältnisses α auf. Im Rahmen einer Parameterstudie sollte dieser Einfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente für verschiedene α -Werte ($\alpha = 2, 5, 10, 20$) untersucht werden. Für das Materialmodell wurden dazu die im Rahmen der angesprochenen Versuche für Alu3 und St4 ermittelten Materialkennwerte verwendet (siehe Tab. 6.1 und Bild 6.1) und Schlankheiten $b/t = 8, 26, 52$ untersucht. Die Implementierung des Materialmodells erfolgte wie im Kapitel 6.3.1.

Bei der Auswertung der numerischen Ergebnisse zeigten sich für die verschiedenen α -Werte sowie die beiden *Grundfälle der horizontalen Längsrandlagerung* prinzipielle Unterschiede. Querschnittselemente gemäss *Grundfall A* verformten sich für alle untersuchten Fälle nur in einer Halbwelle und erreichten bei identischer Elementschlankheit vergleichbare Traglasten. Bei Querschnittselementen gemäss *Grundfall C* fiel der stabilisierende Einfluss des in der Elementebene quer zur Belastungsrichtung gehaltenen Längsrandes weg. Ein Umschlagen der Beulform wurde begünstigt und es zeigten sich bezüglich des Last-Verformungsverhaltens v.a. für Alu3 und grosse Elementschlankheiten b/t erhebliche Unterschiede.

In Bild 7.2 wurden exemplarisch die bezogenen Last-Verformungskurven für Alu3 bei einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss *Grundfall C* für die geometrischen Schlankheiten $b/t = 8$ (links) resp. $b/t = 52$ (rechts) für verschiedene α -Werte dargestellt. Die Verformung w_M entspricht dabei der in der Mitte des freien Längsrandes bestimmten Verformung. Wie sich zeigt, waren die Traglasten für $b/t = 8$ sowohl für Alu3 als auch für St4 unabhängig vom α -Wert und wurden bei vergleichbaren Dehnungen ϵ_u resp. bezogenen Verformungen w_M/t erreicht (Bild 7.2 (links)). Im Gegensatz dazu war bei Aluminium für $b/t = 26$ und $\alpha = 20$ mit zunehmender axialer Stauchung ein Umschlagen der Beulform zu beobachten, was im Vergleich zu den restlichen untersuchten α -Werten zu einer deutlich verkleinerten Traglast führte. Für Karbonstahl nahmen die Traglasten mit steigendem α -Wert kontinuierlich ab, obwohl kein Umschlagen der Beulform zu beobachten war. Wie aus Bild 7.2 (rechts) ersichtlich wird, trat für $b/t = 52$ für Aluminium ausser bei $\alpha = 2$ bei allen untersuchten α -Werten ein Wechsel der Beulform auf, wobei die Traglasten wiederum sowohl für Alu3 als auch für St4 mit steigendem α -Wert abnahmen.

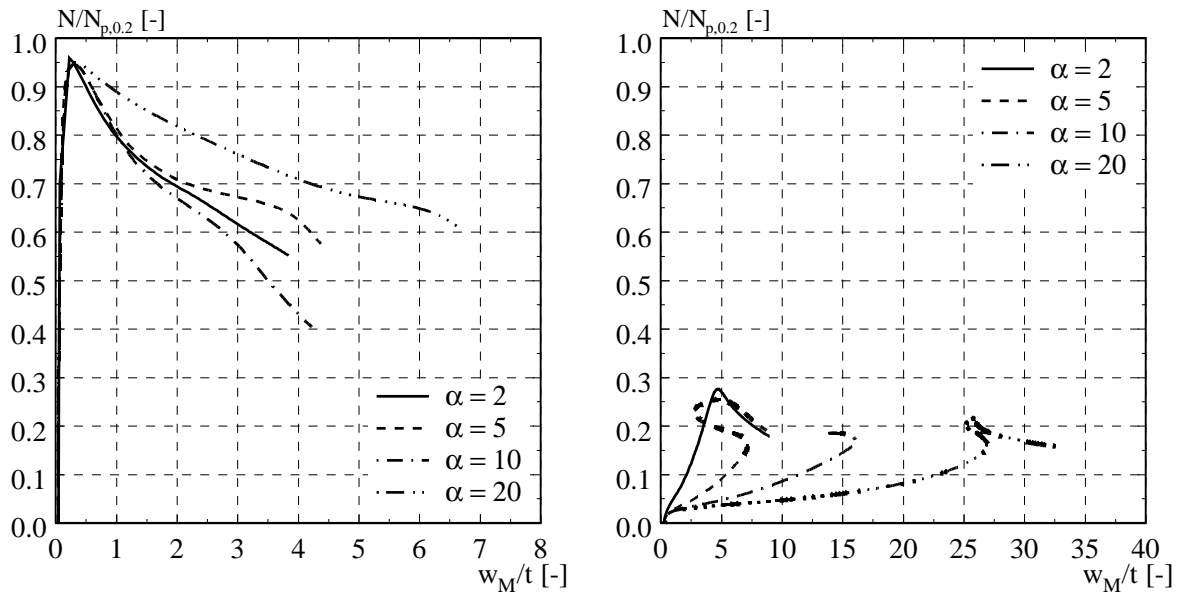


Bild 7.2 Bezogene Last-Verformungskurven dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente für Alu3 und $b/t = 8$ (links) resp. $b/t = 52$ (rechts) bei einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss Grundfall C

Den in den Versuchen dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente verwendeten Probekörperabmessungen entsprechend, wurde für die weiteren numerischen Berechnungen ein Längen- zu Breitenverhältnis $\alpha = 5$ verwendet. Aufgrund der im Kapitel 6.3.2 vorgenommen Verifizierung des Modells kann für diesen Wert von verlässlichen Resultaten ausgegangen werden. Wie diese Parameterstudie gezeigt hat, stellen sich bereits für $\alpha = 5$ die meisten auch für grössere α -Werte auftretenden Umschlagseffekte ein. Auf eine weiterführende Untersuchung von Querschnittselementen mit grösseren Längen- zu Breitenverhältnissen wurde daher verzichtet.

7.2.6 Beanspruchungsfall

Im Rahmen der weiteren numerischen Untersuchungen soll nur der Beanspruchungsfall „Reiner Druck“ ($\psi_\varepsilon = 1.0$) untersucht und für diesen ein verbessertes analytischen Berechnungsmodell entwickelt werden. Aufgrund der im Kapitel 6.3.2 für den Beanspruchungsfall „Druck mit Biegung“ festgestellten, teilweise beträchtlichen Abweichungen der numerisch ermittelten Resultate von den Versuchsergebnissen, scheint eine ausreichend genaue Abbildung der Versuche durch das entwickelte numerische Modell für den Randdehnungsbereich $1.0 > \psi_\varepsilon \geq 0.0$ nicht gesichert. Die Anwendung des numerischen Modells auf solche Fälle erscheint deshalb wenig sinnvoll.

7.3 Parameterstudie

7.3.1 Resultate

Die Resultate der Parameterstudie wurden im Hinblick auf den Einfluss der horizontalen Längsrandlagerung (Grundfälle A und C), des verwendeten Materialtyps (Tab. 7.1) sowie der Elementschlankheit b/t untersucht.

Für beiden Fälle der horizontalen Längsrandlagerung lässt sich bezüglich der bezogenen Traglast $\rho = N/N_{p,0.2}$ ein deutlicher Materialeinfluss, repräsentiert durch die *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten n und e , ausmachen. Bei einem konstanten Verfestigungsexponenten n und variabler bezogener 0.2%-Bemessungsspannung e (Bild 7.3 (links)) werden für gedrungene Querschnittselemente mit steigender bezogener 0.2%-Bemessungsspannung grössere bezogene Traglasten ρ erreicht. Mit steigender bezogener Schlankheit $\bar{\lambda}$ nimmt dieser Einfluss ab und fällt für die grössten untersuchten bezogenen Schlankheiten nahezu weg. Es zeigt sich ausserdem, dass ein ausgeprägteres Verfestigungsvermögen (abnehmender n -Wert) die angesprochenen Effekte noch verstärkt. Für linear-elastisches, ideal-plastisches Materialverhalten ($n = \infty$) verschwindet hingegen der Einfluss der bezogenen 0.2%-Bemessungsspannung auf die bezogene Traglast. Wird die bezogene 0.2%-Bemessungsspannung konstant gehalten und der Verfestigungsexponent variiert (Bild 7.3 (rechts)), werden für gedrungene Querschnittselemente mit abnehmendem n -Wert steigende bezogene Traglasten erreicht. Mit zunehmender bezogener Schlankheit nimmt dieser Einfluss wiederum ab.

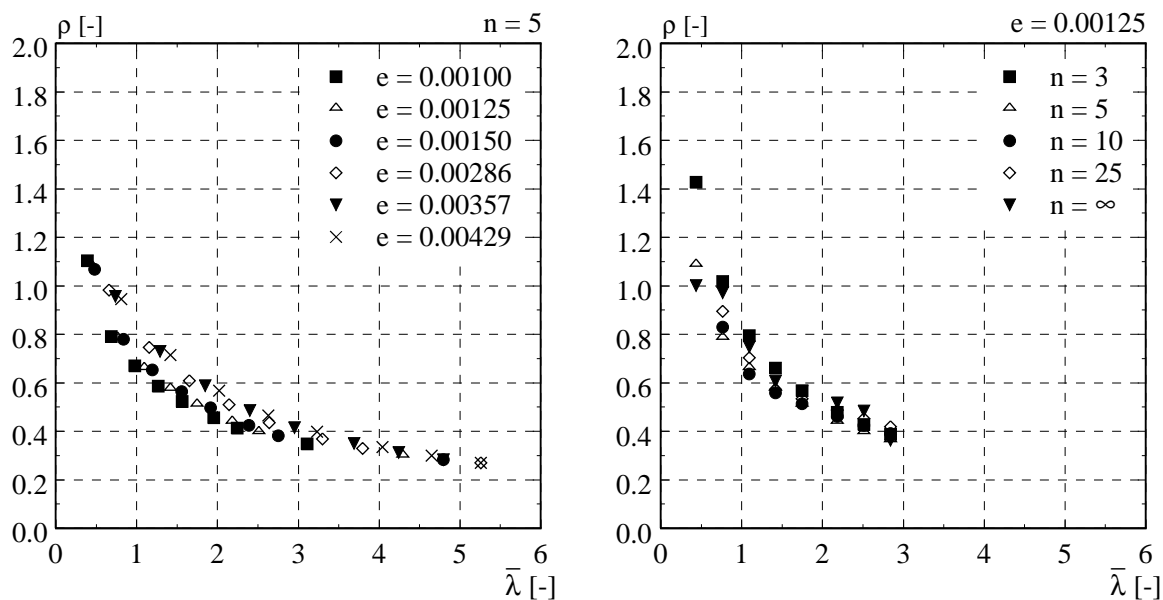


Bild 7.3 Vergleich der bezogenen Traglasten gemäss Grundfall C bei einem konstanten Verfestigungsexponenten (links) resp. bei einer konstanten 0.2%-Bemessungsspannung (rechts)

Wie ein Vergleich mit der modifizierten *Winter*-Kurve für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente (Gl. (3.25)) zeigt, werden numerisch generell höhere bezogene Traglasten erreicht als gemäss der modifizierten *Winter*-Kurve. Für einige Querschnittselemente mit geringer bis mittlerer bezogener Schlankheit werden allerdings geringere Werte bestimmt. Wie ersichtlich wird, werden für gedrungene Querschnittselemente mit hohem Verfestigungsvermögen v.a. bei einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss *Grundfall A* sehr hohe bezogene Traglasten erreicht. In Bild 7.4 (links) sind exemplarisch die bezogenen Traglasten für rostfreien Stahl bei einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss *Grundfall A* im Vergleich mit der modifizierten *Winter*-Kurve für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente (Gl. (3.25)) dargestellt. Die dabei verwendeten Materialtypen (RS1 bis RS15) sind aus Tab. 7.1 ersichtlich. Bild 7.4 (rechts) zeigt, dass die angesprochenen hohen bezogenen Traglasten für geringe bezogene Schlankheiten und kleine Verfestigungsexponenten bei grossen Dehnungen $\epsilon_{1,u}$ erreicht werden. Mit zu-

nehmender bezogener Schlankheit nimmt die Traglastdehnung $\epsilon_{1,u}$ ab und liegt für schlanke Querschnittselemente im Bereich der anderen Verfestigungsexponenten, während die Traglastdehnung für Querschnittselemente mit geringem bis keinem Verfestigungsvermögen beinahe unabhängig von der bezogenen Schlankheit ist.

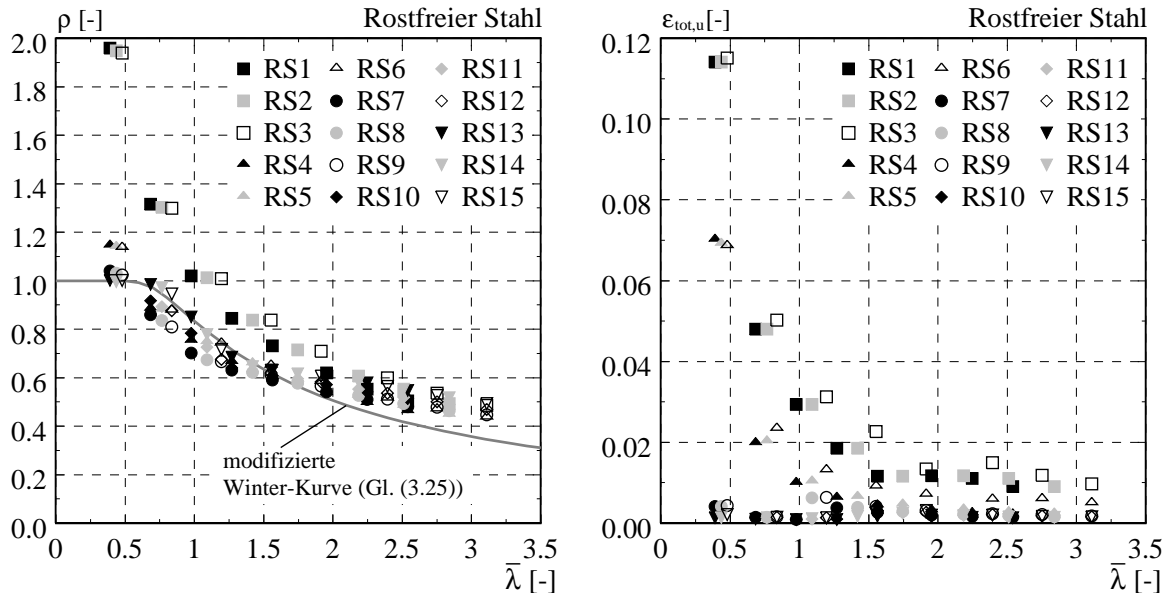


Bild 7.4 Vergleich der bezogenen Traglasten (links) sowie der zugehörigen Traglastdehnungen (rechts) für rostfreien Stahl bei einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss Grundfall A

Der einleitend angesprochene Einfluss des Materialverhaltens auf die numerischen Ergebnisse wird nicht nur im Hinblick auf die bezogenen Traglasten sondern auch auf die bezogenen Last-Stauchungsdiagramme gut sichtbar. Um den Effekt der *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten e und n auf die bezogenen Last-Stauchungskurven besser aufzeigen zu können, wurde in Bild 7.5 jeweils einer der beiden Koeffizienten als konstant angenommen und der andere variiert. Wie sich zeigt, weisen Kurven mit identischer bezogener 0.2%-Bemessungsspannung die gleiche bezogene Verzweigungslast $N_{cr}/N_{p,0.2}$ auf und das Nachbeulverhalten wird stark von der Wahl des Verfestigungsexponenten n beeinflusst (Bild 7.5 (links)). Querschnittselemente mit geringem Verfestigungsvermögen sind anfänglich steifer und erreichen ihre Traglast bei kleineren Dehnungen als solche mit grossem Verfestigungsvermögen. Im Nachtraglastbereich ist der Lastabfall bei geringem Verfestigungsvermögen aufgrund des Beuleinflusses dafür umso ausgeprägter.

Im Gegensatz zum Verhalten bei identischer bezogener 0.2%-Bemessungsspannung ergeben sich bei identischem Verfestigungsexponenten und variabler bezogener 0.2%-Bemessungsspannung für die verschiedenen e -Werte unterschiedliche bezogene Verzweigungslasten $N_{cr}/N_{p,0.2}$ (Bild 7.5 (rechts)). Wie sich leicht zeigen lässt, müssen diese mit steigender bezogener 0.2%-Bemessungsspannung abnehmen. Die bezogenen Traglasten nehmen mit steigenden e -Werten ebenfalls ab, da die sich unter den bezogenen 0.2%-Bemessungsspannungen einstellenden Dehnungen $\epsilon_{p,0.2}$ ebenso zunehmen und damit den Beuleinfluss vergrössern. Im Nachtraglastbereich schwächt sich dieser Einfluss ab und die Kurven werden nahezu deckungsgleich. Dies stimmt mit dem Verhalten von Querschnittselementen mit linear-elastischem, ideal-plastischem Spannungs-Dehnungsverlauf (Kap. 3.2) überein.

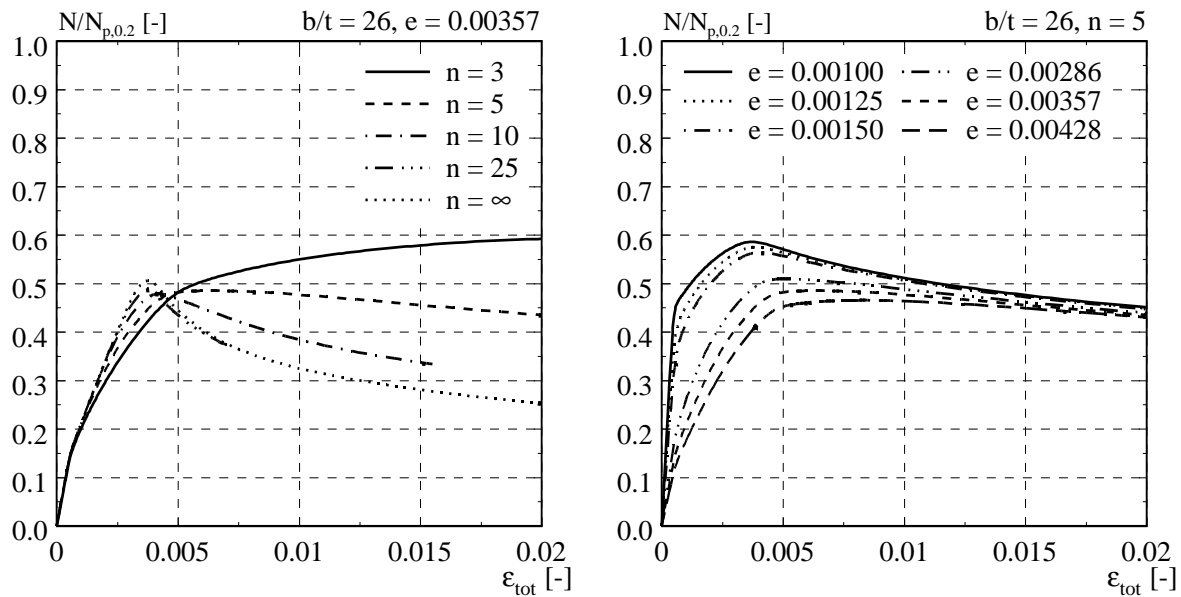


Bild 7.5 Vergleich der bezogenen Last-Stauchungskurven bei horizontaler Längsrandlagerung gemäss Grundfall C und geometrischer Schlankheit $b/t = 26$

Der Einfluss der geometrischen Elementschlankheit auf das Last-Stauchungsverhalten wird in Bild 7.6 (links) exemplarisch bei konstantem Materialverhalten (Alu5) und einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss Grundfall C dargestellt.

Wie bereits erläutert wurde, werden die Traglasten gedrungener Querschnittselemente bei einem so ausgeprägten Verfestigungsvermögen erst bei grossen Dehnungen erreicht. Der für $b/t = 8$ für $\epsilon = 0.0052$ auftretende Zwischenpeak ist auf das Erreichen der kritischen Verzweigungslast zurückzuführen. Nach dem Ansatz von Bleich (1952) (siehe Kap. 3.3.2) ergibt sich für den vorliegenden Fall eine bezogene kritische Verzweigungslast von $N_{cr}/N_{p,0.2} = 0.939$ bei einer zugehörigen Stauchung $\epsilon_{cr} = 0.0048$. Wie aus den numerischen Ergebnissen hervorgeht, nehmen die Durchbiegungen am freien Längsrand nach Erreichen der kritischen Verzweigungslast innerhalb eines verhältnismässig kleinen Stauchungsbereichs stark zu. Der resultierende Steifigkeitsverlust kann durch die sich aus der geringen Dehnungszunahme ergebende geringe Verfestigung nicht ausgeglichen werden und es kommt vorerst zu einer Lastabnahme. Mit weiter ansteigender Randstauchung ϵ_{tot} ist die Zunahme der Durchbiegungen nicht mehr so ausgeprägt, die Last beginnt wieder anzusteigen und die Traglast wird schliesslich bei grossen Dehnungen erreicht. Mit steigender geometrischer Schlankheit nimmt diese Dehnung ab und es kommt bei schlanken Querschnittselementen bereits vor Erreichen der Traglast zu einer plötzlichen Steifigkeitsabnahme, wie sie bereits bei einigen Aluminium-Versuchen mit wechselnder Beulform (Kap. 6.2.3) zu beobachten war. Untersuchungen zum Last-Verformungsverhalten bestätigen die Vermutung, dass dieser Steifigkeitsverlust ebenfalls auf einen Wechsel der Beulform zurückzuführen ist. Das Bild 7.6 (rechts) zeigt exemplarisch für $b/t = 46$ die am freien Längsrand auftretenden Verformungen. Ausgehend von einer halbwelligen Beulform kurz nach Erreichen der Verzweigungsspannung ($\epsilon_{tot} = 0.0004$) kommt es ab einer gewissen Stauchung zu einem Umschlagen in eine mehrwellige Beulform. Für $\epsilon_{tot} = 0.0022$ ist die Durchbiegung in der Elementmitte erstmals nicht mehr maximal, während bei Erreichen der Traglast ($\epsilon_{tot} = \epsilon_u = 0.0057$) die veränderte Beulform schon deutlich sichtbar wird.

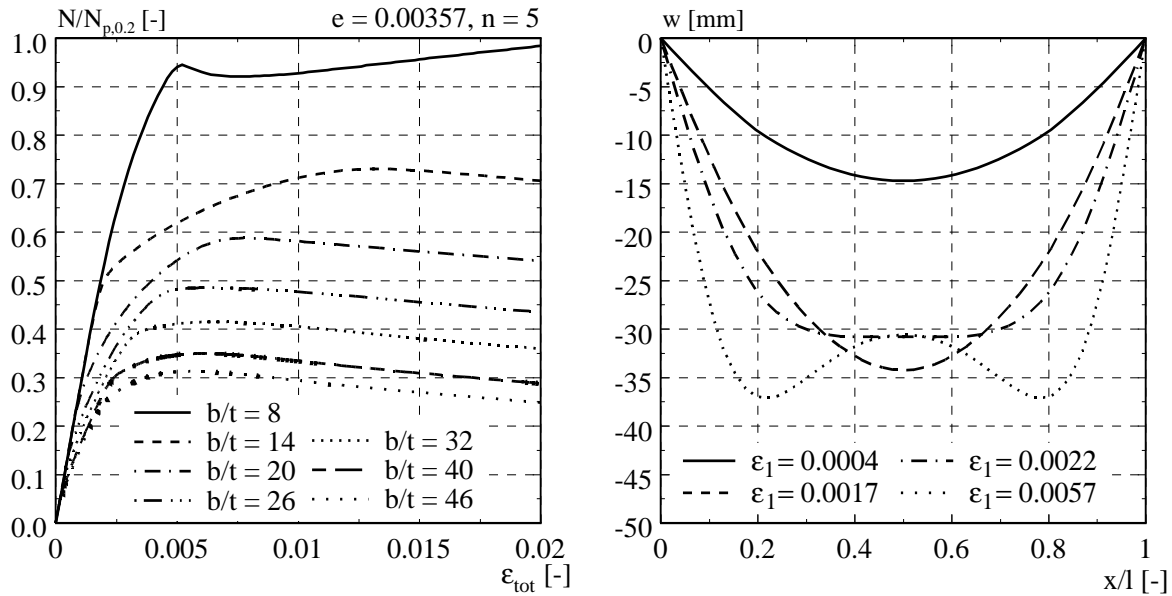


Bild 7.6 Vergleich der bezogenen Last-Stauchungskurven für Querschnittselemente mit unterschiedlicher geometrischer Schlankheit b/t (links), Verformung am freien Längsrand für $b/t = 46$ bei bestimmten Stauchungswerten ϵ_{tot} (rechts) (beides Grundfall C)

Es stellt sich aufgrund dieser Beobachtung die Frage, bei welcher Grenزشlankheit $(b/t)_{krit}$ die bei Erreichen der Traglast auftretende Beulform erstmals nicht mehr halbwellig ist und v.a. wie sie durch das Materialverhalten (*Ramberg-Osgood*-Koeffizienten n und e) sowie die horizontale Längsrandlagerung (*Grundfälle A* und *C*) beeinflusst wird.

Um diesen Fragen nachzugehen, wurde bei einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss *Grundfall C* für einige der in Tab. 7.1 definierten Materialtypen die Entwicklung der Beulform in Funktion der aufgebrachtten Stauchung numerisch untersucht. In Tab. 7.2 sind die sich sowohl für Aluminium als auch für rostfreien Stahl bei einer konstanten bezogenen 0.2%-Bemessungsspannung für variable Verfestigungsexponenten bei Erreichen der Traglast einstellenden Beulformen aufgeführt. War die am freien Längsrand in Elementmitte numerisch bestimmte Beulverformung bei Erreichen der Traglast maximal, wurde von einer halbwelligen Beulform gesprochen (Abkürzung H), war diese Beulverformung in Elementmitte nicht mehr maximal, von einer mehrwelligen Beulform (Abkürzung M). Aufgrund der Tab. 7.2 lässt sich also der geometrische Schlankheitsbereich eingrenzen, in welchem die obig definierte Grenزشlankheit $(b/t)_{krit}$ auftritt.

Wie sich aus Tab. 7.2 für die untersuchten Materialtypen zeigt, führt ein steigender Verfestigungsexponent bei konstanter bezogener 0.2%-Bemessungsspannung zu einer grösseren Grenزشlankheit $(b/t)_{krit}$. Dieser Einfluss des Verfestigungsexponenten ist v.a. bei tiefen n -Werten gross. Für mittlere bis sehr hohe Verfestigungsexponenten ($n \geq 10$) ist er hingegen vernachlässigbar. Diese Effekte gehen mit den bei einem ausgeprägten Verfestigungsvermögen auftretenden hohen Traglastdehnungen ϵ_u einher (siehe Bild 7.5 (links)). Da sich das vor Erreichen der Traglast einstellende bezogene Last-Stauchungsverhalten für mittlere bis sehr hohe Verfestigungsexponenten nur noch unwesentlich von dem Verhalten bei linear-elastischem, ideal-plastischem Materialverhalten ($n = \infty$) unterscheidet und das Beulverhalten dadurch massgeblich beeinflusst wird, ist das zugehörige bezogene Last-Verformungsverhalten ebenfalls ähnlich.

Werden die Ergebnisse von Aluminium und rostfreiem Stahl der Tab. 7.2 verglichen, so wird ersichtlich, dass der Einfluss des Verfestigungsexponenten für Aluminium deutlich ausgeprägter ist als für rostfreien Stahl und bei identischem n -Wert für rostfreien Stahl deutlich höhere Grenzschlankheiten bestimmt werden als für Aluminium.

Um zu prüfen, ob dieser Effekt alleine auf den für Aluminium und rostfreien Stahl unterschiedlichen Elastizitätsmodul zurückzuführen ist oder auch aus der unterschiedlichen bezogenen 0.2%-Bemessungsspannung herrührt, wurden sowohl für Aluminium (Alu3) als auch für rostfreien Stahl (RS3) zusätzlich die sich für $n = 3$ bei Erreichen der Traglast einstellenden Beulformen untersucht. Wie sich beim Vergleich der zusammengehörenden Spalten (Alu2 mit Alu3, RS2 mit RS3) zeigt, hat die bezogene 0.2%-Bemessungsspannung für Aluminium einen grossen Einfluss auf die Grenzschlankheit $(b/t)_{krit}$, während dieser für rostfreien Stahl deutlich kleiner ist. Damit wird also ersichtlich, dass die Grenzschlankheit $(b/t)_{krit}$ bei einem konstanten Verfestigungsexponenten sowohl vom Elastizitätsmodul als auch von der bezogenen 0.2%-Bemessungsspannung beeinflusst wird.

Analog wie für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente mit horizontaler Längsrandlagerung gemäss *Grundfall C* wurde auch für Querschnittselemente mit einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss *Grundfall A* eine Parameterstudie durchgeführt und die bei Erreichen der Traglasten auftretenden Beulformen analysiert. Im Gegensatz zum *Grundfall C* werden bei einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss *Grundfall A* die Traglasten sämtlicher numerisch untersuchter Querschnittselemente ($b/t \leq 52$) unter einer halbwelligen Beulform erreicht.

Tabelle 7.2 Überblick der sich bei dreiseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen (Grundfall C) bei Erreichen der Traglast einstellenden Beulform (H: halbwellige Beulform, M: mehrwellige Beulform)

Material Bez.	Aluminium						Rostfreier Stahl					
	Alu2	Alu5	Alu8	Alu11	Alu14	Alu3	RS2	RS5	RS8	RS11	RS14	RS3
n [-]	3	5	10	25	∞	3	3	5	10	25	∞	3
e [-]	0.00357					0.00429	0.00125					0.00150
b/t = 8	H	H	H	H	H	H	H	H	H	H	H	H
b/t = 14	M	H	H	H	H	H	H	H	H	H	H	H
b/t = 20	M	H	H	H	H	H	H	H	H	H	H	H
b/t = 26	M	M	H	H	H	H	H	H	H	H	H	H
b/t = 32	M	M	H	H	H	H	H	H	H	H	H	H
b/t = 40	M	M	M	M	M	M	H	H	H	H	H	H
b/t = 46	M	M	M	M	M	M	H	H	H	H	H	H
b/t = 52	M	M	M	M	M	M	M	M	H	H	H	M

Nachdem die Einflussgrössen der Grenzschlankheit $(b/t)_{krit}$ aufgezeigt wurden, stellt sich die Frage, wie die Grösse der Traglast durch solche Umschlagseffekte verändert wird. Wie die Ergebnisse der Parameterstudie des Kapitels 7.2.5 gezeigt haben, hat ein vor Erreichen der Traglast auftretendes Umschlagen der Beulform mutmasslich einen Einfluss auf die Grösse der Traglast. Um diesen Einfluss genauer zu untersuchen, wurden deshalb bei einer geometrischen Schlankheit von $b/t = 26$ Querschnittselemente mit verschiedenen Längen- zu Breitenverhältnissen ($\alpha = 2, 3, 4, 5, 6$) sowie unterschiedlichem Materialverhalten (Alu2, Alu5, Alu14) untersucht. Es zeigt sich, dass Umschlagseffekte selbst bei Querschnittselementen mit linear-elastischem, ideal-plastischem Spannungs-Dehnungsverhalten (Alu14) auftreten. Allerdings sind

die Umschlagseffekte weniger stark ausgeprägt und zeigen sich erst bei grösseren Dehnungen als bei Querschnittselementen mit stark ausgeprägtem Verfestigungsvermögen. Da die Traglast bei Querschnittselementen ohne Verfestigungsvermögen bereits bei kleinen Stauchungen erreicht wird, ist die bei Erreichen der Traglast auftretende Beulform in der Regel noch halbwellig. Wie ausserdem ersichtlich wurde, konnte für Alu2 ($n = 3$) und $\alpha = 6$ bei grossen Dehnungen ein Rückumschlagen der Beulform beobachtet werden.

Weil die Traglast, wie sich mit den Berechnungsansätzen aus Kapitel 3 zeigen lässt, mit steigendem Längen- zu Breitenverhältnis selbst ohne Umschlagseffekte abnimmt, ist es schwierig den aus diesem Umschlagseffekt resultierenden Einfluss auf die Traglast zu quantifizieren. Eine Möglichkeit den Einfluss zumindest qualitativ abschätzen zu können, bietet die Darstellung der Resultate im auf die dehnungsabhängige Traglast $N_{pl,\epsilon}$ (Gl. (7.1)) bezogenen Last-Stauchungsdiagramm (vgl. Knobloch (2007)). Mit der Verwendung der dehnungsabhängigen Traglast entfällt der Einfluss des (nicht-linearen) Spannungs-Dehnungsverhaltens und die mit steigender Dehnung auftretende Abnahme der darauf bezogenen Lasten ist vorrangig auf Beuleinflüsse zurückzuführen.

$$N_{pl,\epsilon} = b \cdot t \cdot f_{\epsilon} \tag{7.1}$$

Das Bild 7.7 zeigt exemplarisch für Querschnittselemente mit einer geometrischen Schlankheit von $b/t = 26$ und einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss Grundfall C einen Vergleich der auf die plastische Normalkraft $N_{pl,0.2}$ resp. die dehnungsabhängige Traglast $N_{pl,\epsilon}$ bezogenen Last-Stauchungskurven für verschiedene α -Werte.

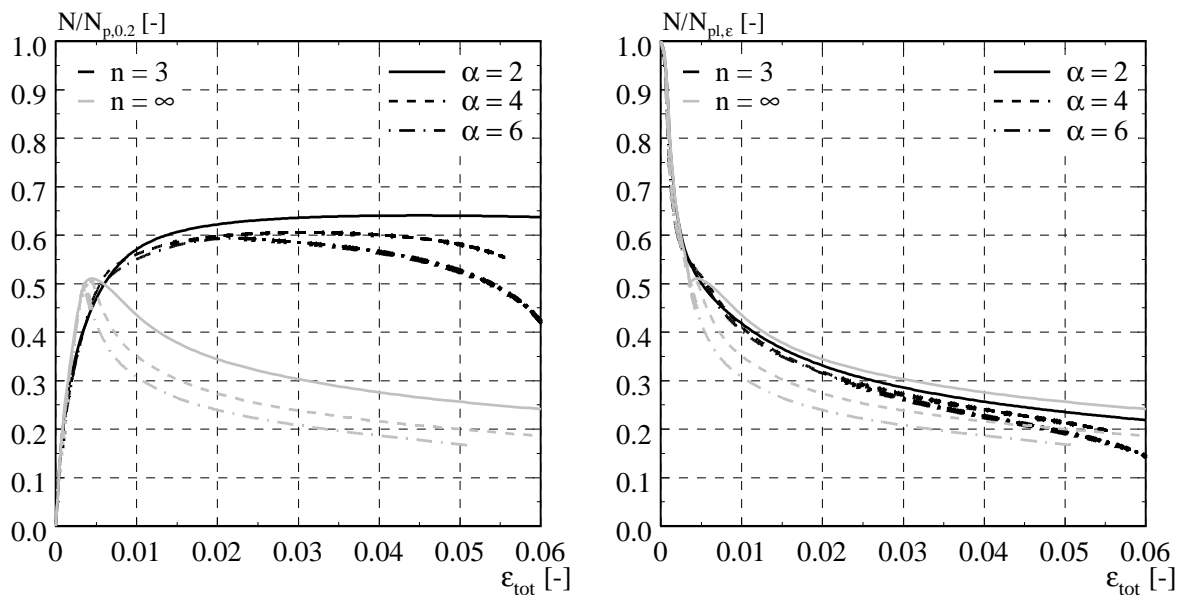


Bild 7.7 Vergleich der bezogenen Last-Stauchungskurven für $b/t = 26$ und verschiedene α -Werte bei einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss Grundfall C

Wie aus Bild 7.7 (rechts) ersichtlich wird, liegen die auf die dehnungsabhängige Traglast $N_{pl,\epsilon}$ bezogenen Last-Stauchungskurven bei stark ausgeprägtem Verfestigungsvermögen ($n = 3$) für $\alpha \geq 3$ für den Grösstteil des untersuchten Dehnungsbereichs über den Kurven ohne Verfestigungsvermögen ($n = \infty$). Der bei stark ausgeprägtem Verfestigungsvermögen ($n = 3$) für grosse Dehnungen auftretende Abfall der Kurven ist teilweise auf das bereits angesprochen Rück-

umschlagen der Beulform zurückzuführen. Wie die Ergebnisse dieser numerischen Untersuchungen also zeigen, führt das Umschlagen der Beulform für Querschnittselemente mit $\alpha \geq 3$ zu grösseren Traglasten als dies ohne Umschlagen der Fall wäre. Mit anderen Worten kann bei dreiseitig gelenkig gelagerten Querschnitten mit einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss *Grundfall C* die im Vergleich zum *Grundfall A* fehlende stabilisierende Wirkung des gelagerten Längsrandes durch die auftretenden Umschlagseffekte (Ausbildung eines stabilisierenden Zugbandes am freien Längsrand) teilweise kompensiert werden.

Im Gegensatz zu den dreiseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen mit einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss *Grundfall C* tritt bei einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss *Grundfall A* im untersuchten Schlankheitsbereich ($b/t \leq 52$) kein Wechsel der Beulform auf.

In der vorliegenden Arbeit wurde bis anhin auf eine Betrachtung der sich unter der aufgetragenen Beanspruchung im Querschnittselement ergebenden Spannungsverteilung verzichtet. Einen einfachen Weg die Spannungsverteilung unterschiedlicher Querschnittselemente qualitativ miteinander vergleichen zu können, stellt die bezogene Exzentrizität y_N gemäss Gl. (7.2) dar. Sie sagt aus, in welchem, auf die Querschnittselementbreite b bezogenen Abstand vom gelagerten Längsrand die Kräfte resultierende N angreift.

$$y_N = \frac{M/N}{b} \quad (7.2)$$

Das Bild 7.8 zeigt exemplarisch den Verlauf der bezogenen Exzentrizitäts-Stauchungskurven für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente mit einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss *Grundfall C* sowie einer geometrischen Schlankheit $b/t = 26$ auf. Der Einfluss des Verfestigungsexponenten n wird aus Bild 7.8 (links) für eine konstante bezogene 0.2%-Bemessungsspannung $e = 0.00357$ ersichtlich. In Bild 7.8 (rechts) erfolgt der Vergleich für einen konstanten Verfestigungsexponenten $n = 5$ und variable Werte der 0.2%-Bemessungsspannung e . Wie sich zeigt, nimmt die bezogene Exzentrizität vom Startwert $y_{N,0} = 0.5$ ausgehend mit zunehmender Stauchung ab. Während sie bis zum Erreichen der Verzweigungslast nur leicht abnimmt, ist die Abnahme im Nachbeulbereich weit stärker ausgeprägt. Wie ersichtlich wird, sind die bezogenen Exzentrizitäts-Stauchungskurven bei konstanter bezogener 0.2%-Bemessungsspannung (Bild 7.8 (links)) bis etwa bei Erreichen der für $n = \infty$ auftretenden Traglastdehnung (Bild 7.5 (links)) nahezu deckungsgleich. Für grössere Stauchungen beginnen die Kurven auseinanderzulaufen, wobei die Kurven bei ausgeprägtem Verfestigungsvermögen höher liegen als bei geringerem. Mit anderen Worten weist die Kräfte resultierende bei Querschnittselementen mit ausgeprägtem Verfestigungsvermögen unter mittleren bis grossen Stauchungen einen grösseren Abstand zum gelagerten Längsrand auf als bei Querschnittselementen mit geringem Verfestigungsvermögen. Dieser Umstand dürfte wiederum auf die bereits angesprochenen Umschlagseffekte zurückzuführen sein, welche das Querschnittselement in diesem Dehnungsbereich stabilisieren.

Der Verlauf der bezogenen Exzentrizitäts-Stauchungskurven bei konstantem Verfestigungsexponenten und variabler bezogener 0.2%-Bemessungsspannung (Bild 7.8 (rechts)) ist bis zu einer gewissen Stauchung ($b/t = 26$, $e = 0.00357$: $\epsilon \approx 0.0025$) nahezu unabhängig von der bezogenen 0.2%-Bemessungsspannung. Für grössere Stauchungen beginnen die Kurven wiederum auseinanderzulaufen, allerdings sind die Kurven für Querschnittselemente mit identischem Elastizitätsmodul weiterhin beinahe deckungsgleich. Das Auseinanderlaufen der Kurven ist darauf zurückzuführen, dass für sämtliche Querschnittselemente aus Aluminium ($e = 0.00286$,

0.00357, 0.00428) bereits vor Erreichen der Traglasten ein Umschlagen der Beulform stattfindet, während die Traglasten für alle Querschnittselemente aus rostfreiem Stahl ($e = 0.00100, 0.00125, 0.00150$) bei einer halbwelligen Beulform erreicht werden. Weil sich bei letzteren nach Erreichen der Traglast ebenfalls mehrwellige Beulformen einstellen, nähern sich die bezogenen Exzentrizitäts-Stauchungskurven für grosse Stauchungen wieder an. Dieses Verhalten stimmt mit dem Verlauf der zugehörigen bezogenen Last-Stauchungskurven (Bild 7.5 (rechts)) überein.

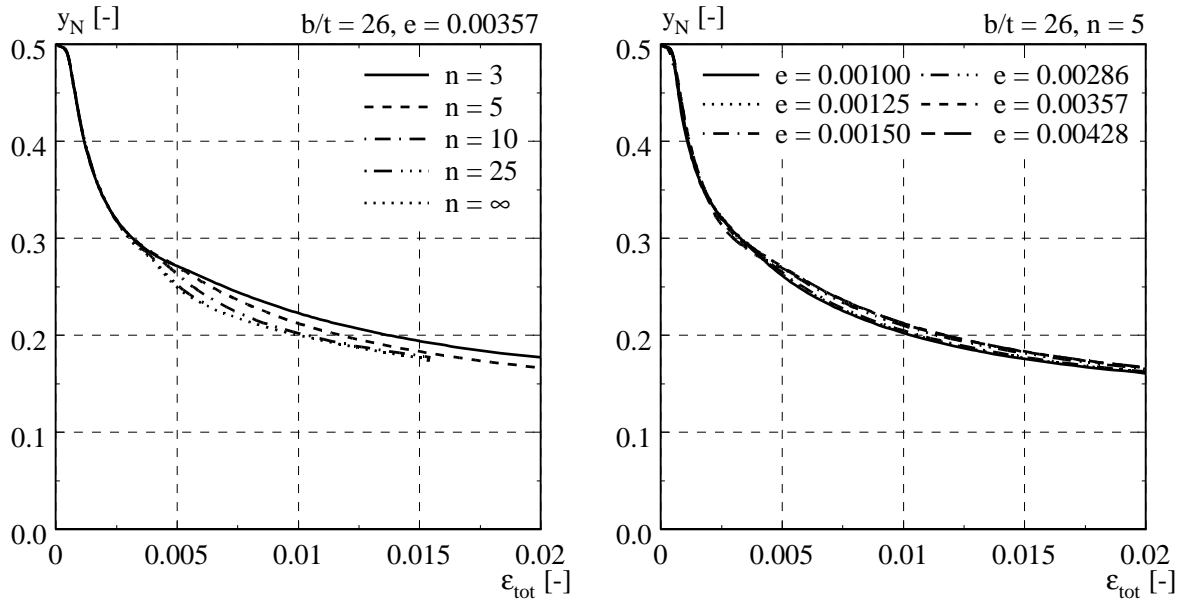


Bild 7.8 Vergleich der bezogenen Exzentrizitäts-Stauchungskurven bei horizontaler Längsrandlagerung gemäss Grundfall C und geometrischer Schlankheit $b/t = 26$

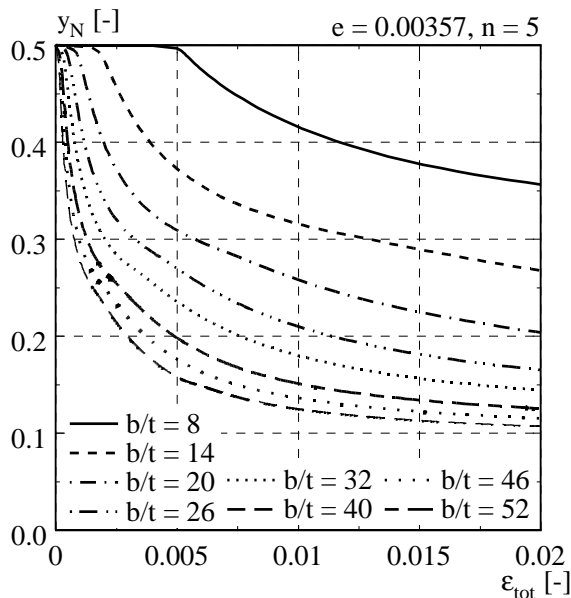


Bild 7.9 Vergleich der bezogenen Exzentrizitäts-Stauchungskurven für Querschnittselemente mit unterschiedlicher geometrischer Schlankheit b/t (Grundfall C)

Um den Einfluss der geometrischen Elementschlankheit b/t auf die bezogene Exzentrizität aufzuzeigen, wird in Bild 7.9 für $e = 0.00357$ und $n = 5$ (Alu5) der Verlauf der bezogenen Exzentrizitäts-Stauchungskurven für verschiedene b/t -Verhältnisse dargestellt. Wie ersichtlich wird, stellen sich für die kleinste untersuchte geometrische Elementschlankheit $b/t = 8$ die grössten bezogenen Exzentrizitäten ein. Diese Elemente tragen ihre Last bis zu einer bestimmten Grenzstauchung $\varepsilon_{N,0}$ über die gesamte Elementbreite ab ($y_N = 0.5$). Mit steigender Dehnung nimmt diese Grenzstauchung rasch ab und es stellen sich über den gesamten Dehnungsbereich geringere bezogene Exzentrizitäten ein.

Wie die Auswertung der Parameterstudie zeigt, wird das Tragverhalten dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente durch die horizontale Längsrandlagerung beeinflusst. Die Traglasten gemäss *Grundfall C* ($N_{u,C}$) sind in den meisten Fällen kleiner als gemäss *Grundfall A* ($N_{u,A}$), wobei das Verhältnis der Traglasten $N_{u,C}/N_{u,A}$ stark von der geometrischen Schlankheit und den Materialparametern n und e abhängt. In Bild 7.10 ist dieses Verhältnis exemplarisch für stark ausgeprägtes Verfestigungsvermögen ($n = 3$) (links) sowie für linear-elastisches, ideal-plastisches Materialverhalten ($n = \infty$) (rechts) für jeweils verschiedene Werte der bezogenen 0.2%-Bemessungsspannung über die geometrische Elementschlankheit b/t aufgetragen, während in Bild 7.11 die zugehörigen bezogenen Last-Stauchungskurven für $e = 0.00357$ dargestellt sind. Es ist ersichtlich, dass gedrungene Querschnittselemente ohne Verfestigungsvermögen ihre Traglast unabhängig von der horizontalen Längsrandlagerung bei kleinen Dehnungen infolge Fliessens erreichen, während dies bei gedrungenen Elementen mit stark ausgeprägtem Verfestigungsvermögen erst bei grossen Dehnungen und infolge lokalen Beulens der Fall ist. Das Tragverhalten letzterer wird damit entscheidend durch die horizontale Längsrandlagerung beeinflusst, weshalb gemäss *Grundfall A* aufgrund des stabilisierenden Effektes des Längsrandes erheblich grössere Traglasten erreicht werden als gemäss *Grundfall C*. Aus dem Vergleich der Traglasten wird ausserdem ersichtlich, dass sich der mit steigender geometrischer Elementschlankheit zunehmende Beuleinfluss bei Querschnittselementen mit einem Verfestigungsexponenten $n \geq 5$ bemerkbar macht, die Querschnittselemente ihre Traglasten gemäss *Grundfall C* auch infolge lokalen Beulens erreichen und das Verhältnis der Traglasten $N_{u,C}/N_{u,A}$ infolgedessen abnimmt. Aufgrund des mit steigender bezogener 0.2%-Bemessungsspannung zunehmenden Beuleinflusses, nimmt das Verhältnis $N_{u,C}/N_{u,A}$ bei konstanter geometrischer Elementschlankheit und konstantem Verfestigungsexponenten mit steigender bezogener 0.2%-Bemessungsspannung zu. Im Gegensatz dazu wird dieses Verhältnis, wie in Bild 7.10 (links) zu sehen ist, für stark ausgeprägtes Verfestigungsvermögen ($n = 3$) durch die bezogene 0.2%-Bemessungsspannung weniger stark beeinflusst und nimmt für Alu1, Alu2 und Alu3 ab einer geometrischen Schlankheit $b/t = 40$ sogar wieder zu.

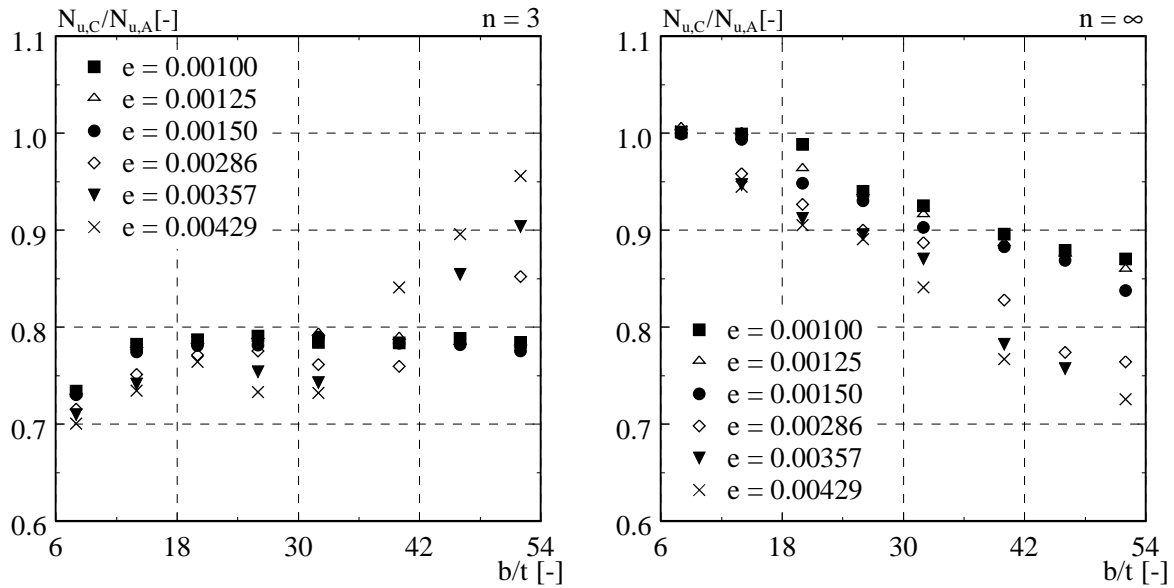


Bild 7.10 Vergleich der für die Grundfälle A und C der horizontalen Längsrandlagerung ermittelten Traglasten ($N_{u,A}$: Grundfall A; $N_{u,C}$: Grundfall C)

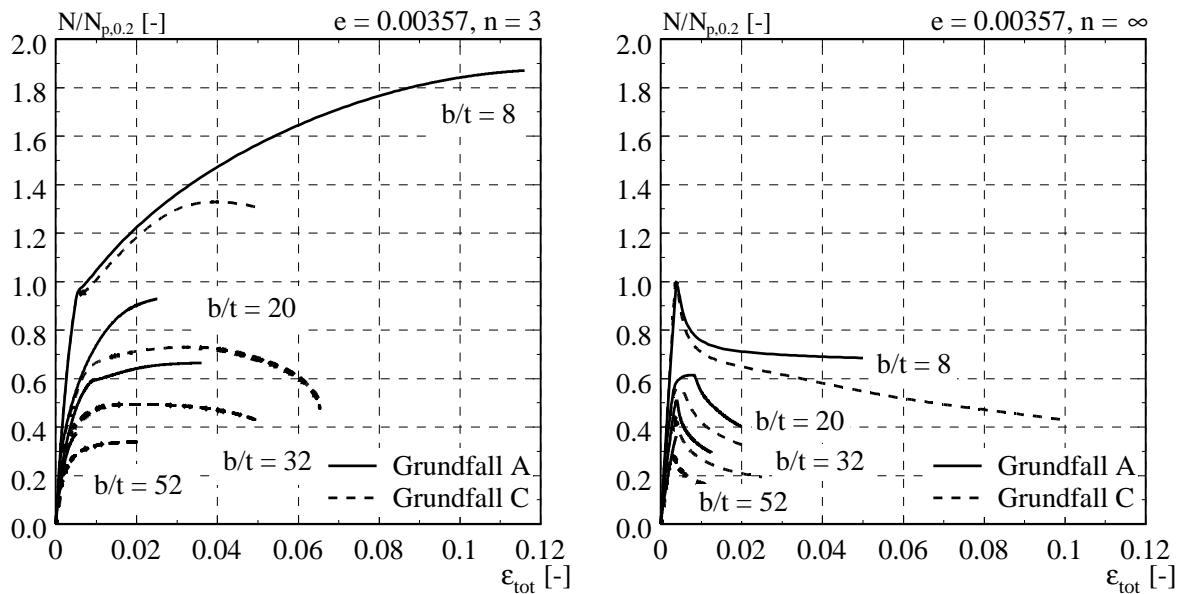


Bild 7.11 Vergleich der bezogenen Last-Stauchungskurven verschiedener geometrischer Schlankheiten b/t der Grundfälle A und C

7.3.2 Vergleich mit Normansätzen

Die im Rahmen der Parameterstudie ermittelten Traglasten wurden mit den Traglasten gemäss europäischen, nordamerikanischen und australisch/neuseeländischen Normen für Aluminium und rostfreien Stahl (Kap. 4) verglichen. Der Beulwert k wurde dabei, wie in den jeweiligen Normen erwähnt, verwendet. Auf eine genauere Berechnung des Beulwertes für $\alpha = 5$ wurde aus Gründen der Kompatibilität zwischen den Normen verzichtet. Bezüglich der Werkstoffeigenschaften wurde betreffend des Aluminiums von wärmeausgehärteten Legierungen (*EN*

1999-1-1 (2007)) beziehungsweise von einer Endung T5 bis T9 der Werkstoffbezeichnung (AS/NZS 1664:1997 (1997), AA ADM-1 (2000)) ausgegangen.

Wie sich zeigt, sind die mit den Normansätzen ermittelten Traglasten im Vergleich zu den numerisch ermittelten Werten generell kleiner. Das Verhältnis der bezogenen Traglasten $\rho_{u,FEM}/\rho_{u,Norm}$ liegt für Querschnittselemente mit einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss *Grundfall A* höher als gemäss *Grundfall C*, da für den *Grundfall A* generell höhere Traglasten erreicht werden (Bild 7.10). Wie bereits bei den eigenen Ergebnissen der eigenen Versuche (Kap. 6.2.4) sind die Normansätze auch bei den Ergebnissen der Parameterstudie für Aluminium v.a. für grosse Schlankheiten sehr konservativ (Bild 7.12 (rechts)). Im Gegensatz dazu werden die Traglasten für rostfreien Stahl bei einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss *Grundfall C* und einem mittleren Verfestigungsvermögen ($n = 5, 10$) für $f_{p,0.2} = 200 \text{ N/mm}^2$ resp. 250 N/mm^2 von den Normansätzen teilweise überschätzt (Bild 7.13 (links)). Dies ist über alle Ergebnisse der Parameterstudie aus gesehen insbesondere für den Ansatz gemäss *SEI/ASCE 8-02 (2002)* der Fall. Wie sich ausserdem zeigt, nimmt das Verhältnis $\rho_{u,FEM}/\rho_{u,Norm}$ mit steigender 0.2%-Bemessungsspannung $f_{p,0.2}$ unabhängig vom verwendeten Normansatz zu, wobei die Normansätze für $n = 3$ am konservativsten sind (Bild 7.13).

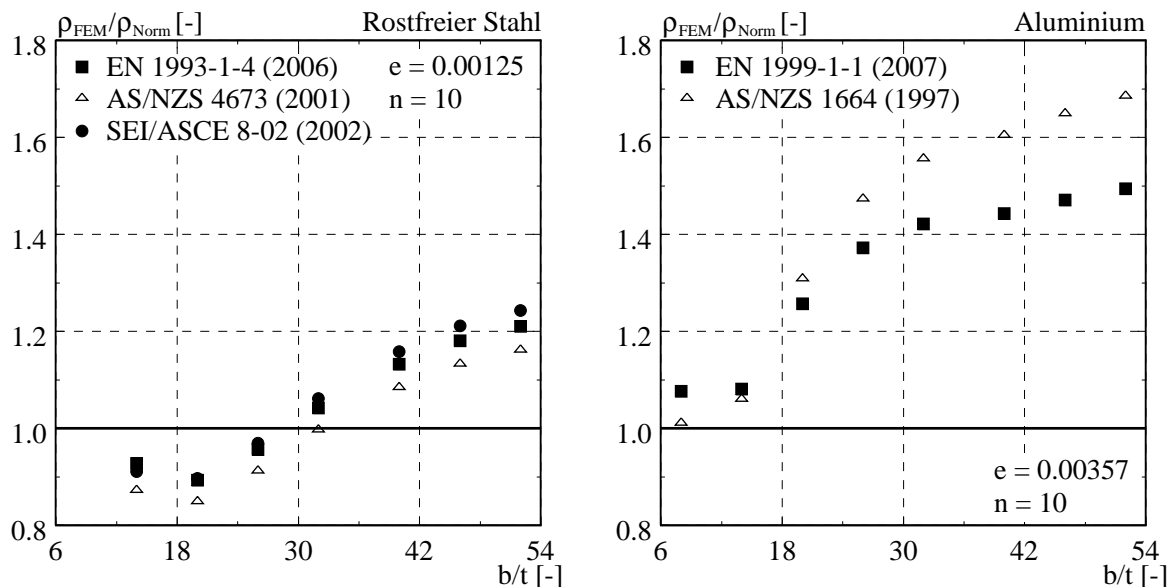


Bild 7.12 Vergleich der numerisch ermittelten und der gemäss Normansätzen bestimmten Traglasten für verschiedene b/t -Verhältnisse für RS8 (links) und Alu8 (rechts) (horizontale Längsrandlagerung gemäss Grundfall C)

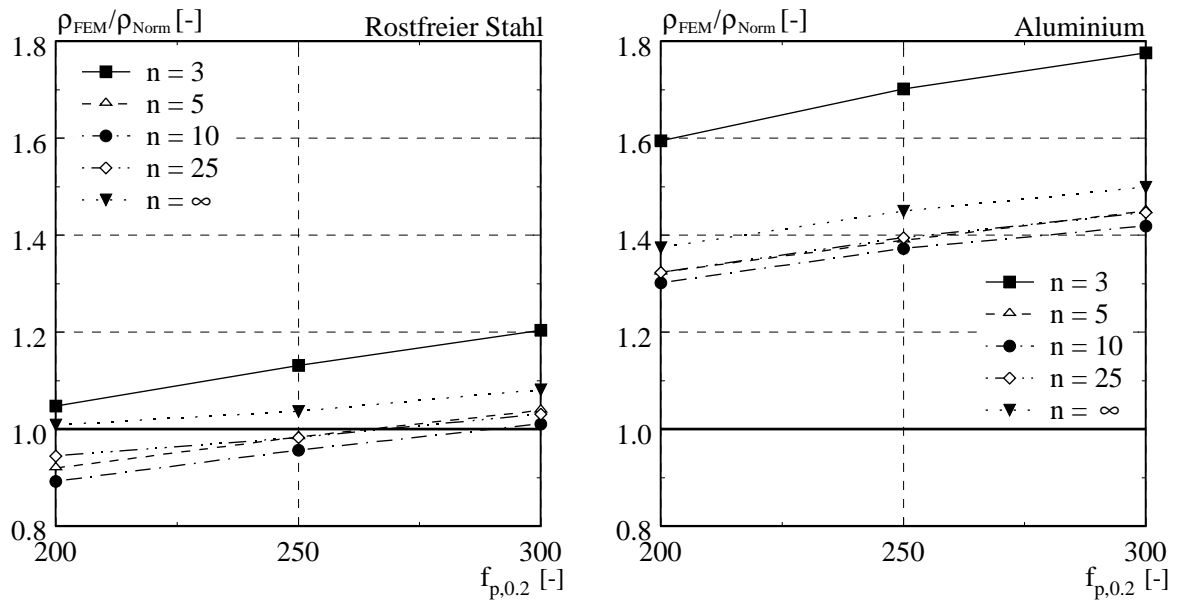


Bild 7.13 Vergleich der für $b/t = 26$ numerisch ermittelten und gemäss Eurocode bestimmten Traglasten für verschiedene 0.2%-Bemessungsspannungen (horizontale Längsrandlagerung gemäss Grundfall C)

7.4 Entwicklung des analytischen Berechnungsmodells

Das Ziel der Parameterstudie war es, basierend auf den Ergebnissen der numerischen Untersuchungen ein verbessertes analytisches Berechnungsmodell für beulgefährdete, dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente in Funktion der *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten n und e herzuleiten. Wie ein Vergleich der bezogenen Traglasten $N_u/N_{p,0.2}$ gezeigt hat, führt die modifizierte *Winter*-Kurve (Gl. (3.25)) für Werkstoffe mit hohem Verfestigungsvermögen zwar zu teilweise sehr konservativen Ergebnissen, der Verlauf der numerisch ermittelten Werte kann damit aber in Abhängigkeit der bezogenen Elementschlankheit qualitativ gut abgebildet werden (Bild 7.4 (links)). Die Grundgleichung des neu hergeleiteten analytischen Berechnungsmodells (Gl. (7.3)) verwendet deshalb in einem ersten Term einen leicht veränderten *Winter*-Ansatz, der durch einen zweiten Term, welcher das nicht-lineare Materialverhalten berücksichtigt, ergänzt wird. Ergebnisse von Metallen mit mittlerer bis schwacher Verfestigung ($n > 10$) haben gezeigt, dass der Einfluss des nicht-linearen Terms ab einer bestimmten bezogenen Grenzschlankheit $\bar{\lambda}_{Grenz}$ vernachlässigt werden kann. In diesem Bereich kann die Bestimmungsgleichung für kaltgeformte, dreiseitig gelagerte Querschnittselemente gemäss *EN 1993-1-4* (2006) (Gl. (4.14)) verwendet werden (Gl. (7.4)), für Querschnittselemente mit bezogener Elementschlankheit $\bar{\lambda} < \bar{\lambda}_{Grenz}$ die Gl. (7.5).

$$\rho_{TLK} = \frac{1}{\bar{\lambda}} \cdot \ln \left(\left[\frac{\bar{\lambda} + a_1}{a_2} \right]^{a_3} \right) + \frac{a_4 e^{a_5 n} n^{a_6}}{\bar{\lambda}^{a_7}} \quad (3 \leq n \leq 10) \quad (7.3)$$

$$\rho_{TLK} = \frac{1}{\bar{\lambda}} - \frac{0.231}{\bar{\lambda}^2} \leq 1.0 \quad (10 < n \leq \infty; \bar{\lambda} < \bar{\lambda}_{Grenz}) \quad (7.4)$$

$$\rho_{TLK} = \frac{1}{\bar{\lambda}} \cdot \ln \left(\left[\frac{\lambda + a_1}{a_2} \right]^{a_3} \right) + \frac{a_4 e^{a_5} 10^{a_6}}{\bar{\lambda}^{a_7}} \quad (10 < n \leq \infty; \bar{\lambda} \geq \bar{\lambda}_{\text{Grenz}}) \quad (7.5)$$

Die Bestimmungsgleichungen der Traglastkurven (Gl. (7.3) - (7.5)) sind für beide *Grundfälle der horizontalen Längsrandlagerung* gültig. Sie unterscheiden sich zwischen den beiden *Grundfällen* einzig in den Koeffizienten a_1 bis a_7 , welche anhand der Resultate der Parameterstudie mit Hilfe der Methode der kleinsten Quadrate hergeleitet wurden und in der Tab. 7.3 aufgeführt sind.

Tabelle 7.3 Koeffizienten a_1 bis a_7 für die Grundfälle A und C der horizontalen Längsrandlagerung

	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	a_6	a_7
Grundfall A	0.7865	0.7502	0.8629	1700	0.8186	-2.865	1.378
Grundfall C	0.4402	0.3773	0.5313	2900	1.037	-2.839	1.299

Die bezogene Grenzschlankheit $\bar{\lambda}_{\text{Grenz}}$ entspricht der zugehörigen bezogenen Schlankheit des Schnittpunkts der Kurven gemäss den Gl. (7.4) und (7.5) (Bild 7.14) und ist somit von der bezogenen 0.2%-Bemessungsspannung e sowie den Koeffizienten a_1 bis a_7 abhängig. Die Werte der bezogenen Grenzschlankheiten sind für die im Rahmen dieser Parameterstudie untersuchten *Grundfälle der horizontalen Längsrandlagerung* und die verwendeten Materialtypen in der Tab. 7.4 aufgeführt.

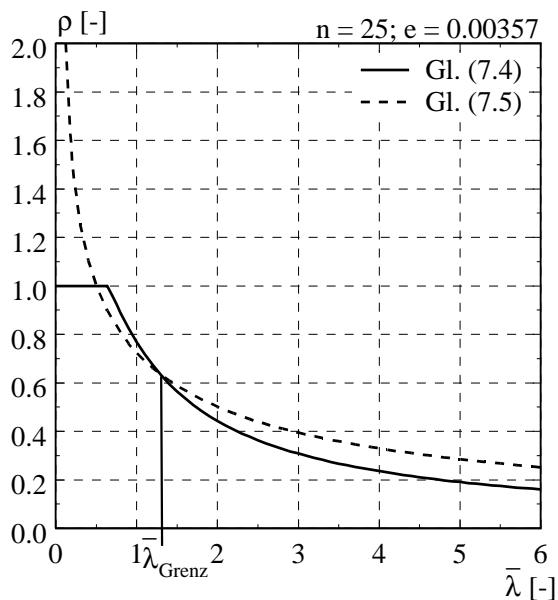


Bild 7.14 Graphische Bestimmung der bezogenen Grenzschlankheit für ein dreiseitig gelenkig gelagertes Querschnittselement ($n = 25$, $e = 0.00357$) mit einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss Grundfall C

Tabelle 7.4 Bezogene Grenzschlankheiten der Grundfälle A und C der horizontalen Längsrandlagerung für verschiedene bezogene 0.2%-Bemessungsspannungen e

	$e = 0.00100$	$e = 0.00125$	$e = 0.00150$	$e = 0.00286$	$e = 0.00357$	$e = 0.00429$
Grundfall A	1.047	1.041	1.035	1.001	0.985	0.974
Grundfall C	1.344	1.339	1.334	1.306	1.294	1.274

Im Bild 7.15 werden die Traglastkurven exemplarisch für eine konstante bezogene 0.2%-Bemessungsspannung $e = 0.00357$ und variable Verfestigungsexponenten n innerhalb ihres Gültigkeitsbereichs dargestellt und mit den jeweils zugehörigen numerisch ermittelten, bezogenen Traglasten sowie der modifizierten Winter-Kurve (Gl. (3.25)) verglichen. Es ist ersichtlich, dass die Traglastkurven die Resultate der Parameterstudie gut abzubilden vermögen. Für den Grundfall C der horizontalen Längsrandlagerung ergibt sich ein Mittelwert des Verhältnisses der bezogenen Traglasten ρ_{FEM}/ρ_{TLK} von 1.00 bei einem Variationskoeffizienten von 0.060. Die grössten Abweichungen ergeben sich mit $\rho_{FEM}/\rho_{TLK} = 1.13$ resp. 0.86 für $(n, e, \bar{\lambda}) = (10, 0.00429, 0.808)$ resp. $(5, 0.00100, 2.538)$. Für eine horizontale Längsrandlagerung gemäss Grundfall A ist die Übereinstimmung mit einem Mittelwert von 1.00 und einem Variationskoeffizienten von 0.055 noch leicht besser. Die grössten Abweichungen ergeben sich mit $\rho_{FEM}/\rho_{TLK} = 1.11$ resp. 0.79 für $(n, e, \bar{\lambda}) = (\infty, 0.00429, 0.808)$ resp. $(3, 0.00429, 5.255)$. Die Traglast eines dreiseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementes mit elastischer, nicht-linear plastischer Spannungs-Dehnungsbeziehung kann unter Berücksichtigung des Abminderungsfaktors ρ_{TLK} gemäss Gl. (7.6) berechnet werden.

$$N_{u, TLK} = \rho_{TLK} \cdot b \cdot t \cdot f_{p, 0.2} \tag{7.6}$$

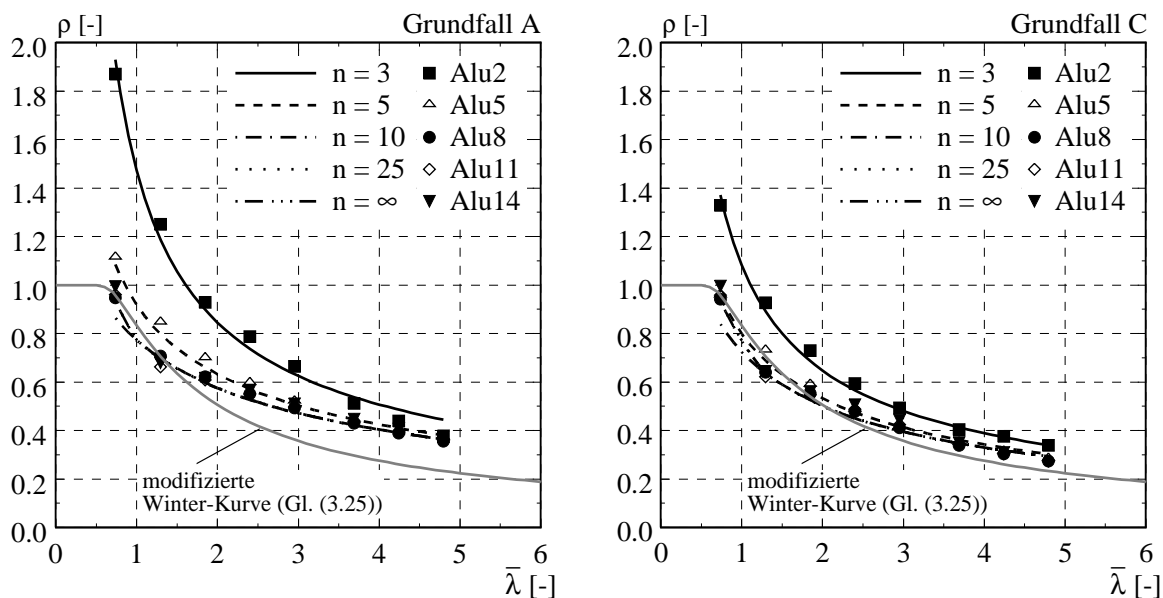


Bild 7.15 Vergleich der numerisch ermittelten bezogenen Traglasten mit den zugehörigen Traglastkurven sowie mit der modifizierten Winter-Kurve für $e = 0.00357$ und variable Verfestigungsexponenten n (Grundfall A (links), Grundfall C (rechts))

7.5 Verifizierung und Anwendung des Berechnungsmodells

7.5.1 Allgemeines

Das hergeleitete analytische Berechnungsmodell basiert auf den Ergebnissen der Parameterstudie. Ziel war es, diesen Ansatz in einem ersten Schritt anhand verschiedener Versuchsergebnisse zu verifizieren und in einem zweiten Schritt die Anwendbarkeit für Karbonstahl bei Brand zu überprüfen. Aufgrund der dreiseitig gelenkigen Randlagerung der dem Berechnungsmodell zugrundeliegenden Querschnittselemente konnten nur Versuche an Einzelelementen resp. Stub Column Tests von zentrisch belasteten Kreuzprofilen, bei welchen die Flansche wie dreiseitig gelagerte Querschnittselemente ausbeulten, verwendet werden. Wie bereits in der Einleitung dieser Arbeit erwähnt wurde, sind die Daten solcher Versuche allerdings nur sehr spärlich vorhanden. Die Tatsache, dass die Spannungs-Dehnungsverläufe der getesteten Probekörper bekannt sein müssen, um die benötigten *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten bestimmen zu können, schränkt die Auswahl weiter ein.

Die Traglastkurven wurden schliesslich auf die Ergebnisse von drei Versuchsreihen angewendet. Diese waren die Versuche an dreiseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen aus Aluminium und rostfreiem Stahl (Kap. 6.2), die Stub Column Tests an Kreuzprofilen aus Aluminium von *Hopperstad/Langseth/Hanssen* (1997) sowie die Stub Column Tests an Kreuzprofilen aus erwärmtem Karbonstahl von *Shibata et al.* (2008).

7.5.2 Versuche an dreiseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen aus Aluminium und rostfreiem Stahl

Auf die Versuche an dreiseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen aus Aluminium und rostfreiem Stahl wurde bereits im Kapitel 6.1 umfassend eingegangen. Die aus den Zugversuchen bestimmten, gemittelten Materialkennwerte und die daraus berechneten *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten n und e sind aus Tab. 6.1 ersichtlich. In Bild 7.16 werden die mit dem einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz und den *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten von Tab. 6.1 berechneten Spannungs-Dehnungskurven im massgebenden Dehnungsbereich mit den gemittelten Spannungs-Dehnungskurven aus den Zugversuchen verglichen. Der massgebende Dehnungsbereich wird durch die Dehnungen ϵ_u bei Erreichen der Versuchstraglast festgelegt, welche bei $0.0041 \leq \epsilon_u \leq 0.0098$ (Aluminium) und $0.0018 \leq \epsilon_u \leq 0.0145$ (rostfreier Stahl) liegen. Der obere Wert für rostfreien Stahl resultiert aus den beiden Versuchen bei einer geometrischen Schlankheit von $b/t = 20$. Die zugehörigen grossen Traglastdehnungen ergeben sich einerseits aus dem ausgeprägten Verfestigungsvermögen, welches bei diesen gedrunenen Querschnittselementen ausgenützt werden kann und andererseits aus Randeinspanneffekten, welche bei diesen Elementabmessungen bei grossen Dehnungen vereinzelt auftreten. Aufgrund der Tatsache, dass für rostfreien Stahl für die Versuche der restlichen b/t -Verhältnisse Traglastdehnungen $\epsilon_u \leq 0.0039$ erreicht werden, sind die Spannungs-Dehnungskurven in Bild 7.16 sowohl für Aluminium als auch für rostfreien Stahl für Dehnungen $\epsilon \leq 0.01$ dargestellt. Dabei wird ersichtlich, dass die Spannungs-Dehnungskurven für Aluminium gut mit dem einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz abgebildet werden können, während für rostfreien Stahl das Verfestigungsvermögen überschätzt wird.

In der Tab. 7.5 ist ein Vergleich der gemittelten Versuchstraglasten ($N_{u,exp}$, Kap. 6.2.3) mit den Traglasten der Traglastkurven ($N_{u,TLK}$) sowie gemäss Normansätzen ($N_{u,EC}$, $N_{u,US}$, $N_{u,AS}$ gemäss Kap. 4.3 und 4.4) aufgeführt. Die Bestimmung der Traglasten der Traglastkurven resp.

der Traglasten gemäss Normansätzen erfolgte mit Hilfe der *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten resp. der Materialkennwerte der Tab. 6.1.

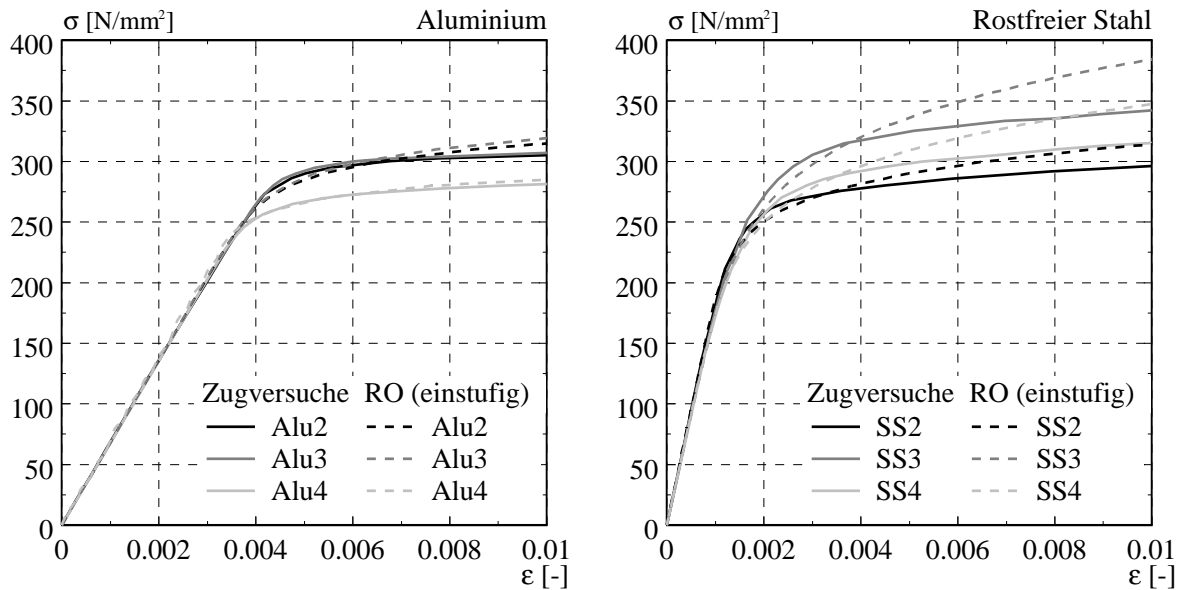


Bild 7.16 Vergleich der gemessenen und der mittels des einstufigen Ramberg-Osgood-Ansatzes ermittelten Spannungs-Dehnungskurven

Tabelle 7.5 Vergleich der experimentell ermittelten Traglasten mit den Traglasten gemäss EN 1999-1-1, AA ADM-1 und AS/NZS 1664.1:1997 sowie mit den Traglasten der Traglastkurven

Material	b/t [-]	$N_{u,exp}/N_{u,EC}$ [-]	$N_{u,exp}/N_{u,US}$ [-]	$N_{u,exp}/N_{u,AS}$ [-]	$N_{u,exp}/N_{u,TLK}$ [-]
SS3	20	1.12	1.04	1.11	1.06
SS3	32	1.25	1.16	1.24	1.04
SS2	40	1.31	1.22	1.30	1.07
SS4	52	1.31	1.22	1.31	0.95
Alu3	20	1.50	1.59	1.59	1.23
Alu3	32	1.70	1.88	1.88	1.20
Alu2	40	1.63	1.84	1.84	1.09
Alu4	52	1.79	2.02	2.02	1.10
SS: Mittelwert	-	1.25	1.16	1.24	1.03
SS: Variationskoeff.	-	0.072	0.071	0.075	0.054
Alu: Mittelwert	-	1.66	1.83	1.83	1.16
Alu: Variationskoeff.	-	0.073	0.098	0.098	0.061
Alle: Mittelwert	-	1.45	1.50	1.54	1.09
Alle: Variationskoeff.	-	0.166	0.256	0.225	0.082

Wie sich zeigt, sind die Ergebnisse der Traglastkurven mit Ausnahme des schlanksten Querschnittselementes aus rostfreiem Stahl für alle Versuche konservativ. Im Vergleich zu den Normansätzen sind sie vor allem für Aluminium weniger konservativ und zeigen ausserdem eine kleinere Streuung. Die für Aluminium für geometrische Schlankheiten von $b/t = 20$ und 32 auftretenden grossen Abweichungen der Ergebnisse der Traglastkurven von den Versuchsergebnissen liegen v.a. in der teilweise ungenauen Abbildung der Versuche durch das numeri-

sche Modell begründet. Wie aus Tab. 6.7 ersichtlich ist, liegt das Verhältnis aus gemittelter experimenteller Traglast $N_{u,avg}$ zu numerisch ermittelter Traglast $N_{u,FLM,2}$ für Aluminium zwischen 1.10 und 1.18, während es für rostfreien Stahl zwischen 0.99 und 1.11 liegt. Das der Parameterstudie von Kapitel 7.3 und damit den Traglastkurven zugrundeliegende numerische Modell unterschätzt also selbst bei der Verwendung der aus den Zugversuchen bestimmten Spannungs-Dehnungskurven (Bild 6.1) die experimentell ermittelten Traglasten v.a. für Aluminium teilweise etwas. Ein weiterer Grund für die Unterschiede ist die bereits angesprochene ungenügende Abbildung der aus den Zugversuchen bestimmten Spannungs-Dehnungskurven mittels des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes, was v.a. für rostfreien Stahl von Bedeutung ist. Da die Traglasten für rostfreien Stahl mit Ausnahme der angesprochenen Ausreisser für $b/t = 20$ bei Dehnungen $\epsilon_u \leq 0.0039$ erreicht werden und die Spannungs-Dehnungskurven nach einstufigem *Ramberg-Osgood*-Ansatz in diesem Dehnungsbereich unter den aus den Zugversuchen ermittelten liegen, werden die Traglasten nach Traglastkurven für $b/t \geq 32$ leicht unterschätzt. Wie eine Kontrolle mittels FEM zeigt, liegen die daraus resultierenden Abweichungen bei diesen Versuchen bei drei bis sechs Prozent.

7.5.3 Stub Column Tests an Kreuzprofilen aus Aluminium

Hopperstad/Langseth/Hanssen (1997) führen Stub Column Tests an dünnwandigen, stranggepressten Kreuzprofilen aus Aluminium unter konstanter Randverschiebung durch. Sie verwenden fünf verschiedene Probenabmessungen ($b/t = 10.5, 14.5, 20.5, 26.5, 30.5$; $t = 2.5\text{mm}$) mit einem konstanten Längen- zu Breitenverhältnis von $\alpha = 6$ und untersuchen zwei Anlassverfahren der Legierung AA6082 (T4/T6). Die Materialeigenschaften der Probekörper werden mittels Zugversuchen ermittelt, wobei pro Anlassverfahren und b/t -Verhältnis drei Versuche durchgeführt werden. In Abhängigkeit des verwendeten Anlassverfahrens zeigen sich unterschiedliche Spannungs-Dehnungsverläufe. Das Anlassverfahren T4 äussert sich in einer tiefen Fließgrenze mit einem ausgeprägten Verfestigungsvermögen, während das Anlassverfahren T6 zu einer hohen Fließgrenze und einem weniger ausgeprägtem Verfestigungsvermögen führt (Bild 7.17). Die sich aus den Zugversuchen ergebenden, gemittelten Materialkennwerte, ihre Standardabweichungen (in Klammern) sowie die mit diesen Materialkennwerten bestimmten *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten n und e sind aus Tab. 7.6 ersichtlich. In Bild 7.17 wird für beide Anlassverfahren die mit dem einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz und den Mittelwerten der *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten der Tab. 7.6 berechnete Spannungs-Dehnungskurve mit der obersten sowie der untersten Spannungs-Dehnungskurve der jeweils 15 Zugversuche verglichen. Wie sich zeigt, ist die Abbildung der Spannungs-Dehnungskurven für das Anlassverfahren T4 im massgebenden Dehnungsbereich sehr gut gegeben. Für das Anlassverfahren T6 ist der Übergang vom elastischen in den plastischen Bereich nach dem *Ramberg-Osgood*-Ansatz etwas abrupter als bei den Zugversuchen. Abgesehen davon ist die Abbildung aber ebenfalls gut.

Auf eine quantitative Bestimmung der geometrischen Anfangsimperfektionen der Probekörper wird während der Versuchsvorbereitung verzichtet. Eine qualitative Beurteilung von Auge ergibt gemäss *Hopperstad/Langseth/Tryland* keine nennenswerten Abweichungen von der Soll-lage. Es wird deshalb davon ausgegangen, dass sämtliche Probekörper die vom Hersteller angegebene Toleranz ($\pm b/200$) erfüllen.

Tabelle 7.6 Aus Zugversuchen ermittelte Materialkennwerte für AA6082 T4 und T6: Mittelwerte und Standardabweichungen (in Klammern) sowie zugehörige Ramberg-Osgood-Koeffizienten (aus Hopperstad/Langseth/Tryland (1999))

Anlassverfahren	E_0 [N/mm ²]	$f_{p,0.2}$ [N/mm ²]	e [-]	n [-]
T4	69'700 (1'800)	131 (4)	0.00188	23 (3)
T6	67'900 (1'800)	267 (10)	0.00393	45 (18)

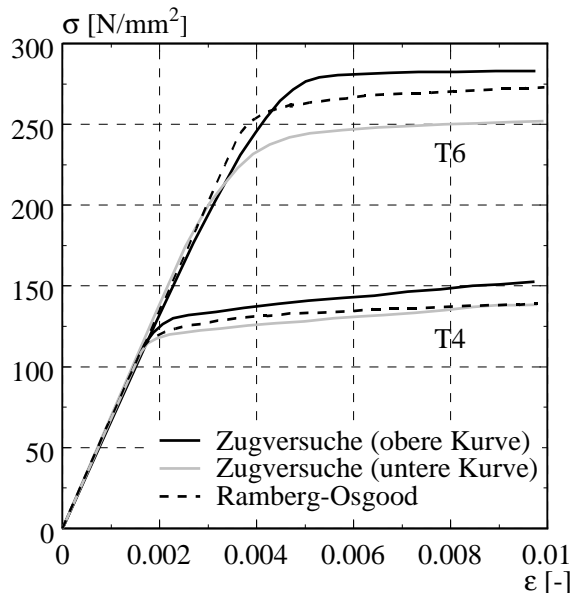


Bild 7.17 Vergleich der oberen und unteren aus Zugversuchen ermittelten Spannungs-Dehnungskurven mit den mittels des einstufigen Ramberg-Osgood-Ansatzes ermittelten Spannungs-Dehnungskurven (aus Hopperstad/Langseth/Tryland (1999))

Die Belastung der Probekörper erfolgt verformungsgesteuert und unter einer konstanten Belastungsgeschwindigkeit. Die Last wird über eine dicke Stahlplatte eingeleitet, welche am oberen Ende der Probe aufgelegt wird, während das untere Ende auf dem steifen Sockel der Versuchseinrichtung steht. Wie die Versuche zeigen, beulen die Flansche der Kreuzprofile wie dreiseitig gelagerte Querschnittselemente aus. Aufgrund der angesprochenen Lagerung der Profilränder scheinen diese besonders bei gedrunenen Proben leicht eingespannt zu sein.

Um die Güte der Traglastkurven besser abschätzen zu können, werden die Versuchsergebnisse in der Tab. 7.7 nicht nur mit den Resultaten der Traglastkurven, sondern auch mit denjenigen der Normansätze (*EN 1999-1-1* (2007) (Annahme: Aluminium wärmeausgehärtet und ungeschweisst), *AA ADM-1* (2000) und *AS/NZS 1664.1:1997* (1997)) verglichen. Die Querschnittselementbreite wird für die Normansätze zu $c = b - t/2$ und für die Traglastkurven gemäss dem Mittellinienmodell zu $c = b$ angesetzt. Da der Bemessungsansatz gemäss *AA ADM-1* für den gegebenen Fall demjenigen gemäss *AS/NZS 1664.1:1997* entspricht, werden in der Tab. 7.7 nur die Traglasten des letztgenannten Ansatzes aufgeführt.

Wie aus der Tab. 7.7 ersichtlich wird, stimmen die Ergebnisse der Traglastkurven im Vergleich zu den untersuchten Normansätzen leicht besser mit den Versuchsergebnissen überein. Allerdings liegen vereinzelt, der mit Hilfe der Traglastkurven berechneten Werte leicht auf der unsicheren Seite. Wie bereits bei den Versuchen an den dreiseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen sind v.a. für schlanke Probekörper zwischen den Normansätzen Unterschie-

schiede auszumachen. Die Ergebnisse gemäss nordamerikanischer und australisch/neuseeländischer Norm stimmen für diesen Schlankheitsbereich schlechter mit den Versuchsergebnissen überein als gemäss *EN 1999-1-1* sowie nach den Traglastkurven.

Tabelle 7.7 Vergleich der Traglasten der Versuche von Hopperstad/Langseth/Hanssen (1997) mit den Traglasten gemäss EN 1999-1-1 (2007), AA ADM-1 (2000) und AS/NZS 1664.1:1997 (1997) sowie mit den Traglasten der Traglastkurven

Anlassverfahren	b/t [-]	$N_{u,exp}/N_{u,EC}$ [-]	$N_{u,exp}/N_{u,AS}$ [-]	$N_{u,exp}/N_{u,TLK}$ [-]
T4	10.5	1.00	1.02	1.00
T4	14.5	1.12	1.14	1.11
T4	20.5	1.05	1.15	0.92
T4	26.5	1.21	1.39	0.95
T4	30.5	1.24	1.45	0.92
T6	10.5	1.31	1.24	1.31
T6	14.5	1.14	1.17	1.01
T6	20.5	1.26	1.37	0.97
T6	26.5	1.36	1.53	0.94
T6	30.5	1.49	1.70	0.97
T4: MW	-	1.12	1.23	0.98
T4: COV	-	0.092	0.147	0.079
T6: MW	-	1.31	1.40	1.04
T6: COV	-	0.099	0.152	0.149
Alle: MW	-	1.22	1.32	1.01
Alle: COV	-	0.122	0.157	0.118

Die teilweise grösseren auftretenden Abweichungen zwischen den experimentell ermittelten Traglasten und den Traglasten der Traglastkurven sind mutmasslich auf Randeinspanneinflüsse bei der verwendeten Versuchseinrichtung zurückzuführen. Die grössten Abweichungen der Ergebnisse der Traglastkurven treten für gedrungene Querschnitte, namentlich für das Anlassverfahren T4 bei einer geometrischen Schlankheit von $b/t = 14.5$ resp. für das Anlassverfahren T6 bei einer geometrischen Schlankheit von $b/t = 10.5$, auf. Dadurch, dass die gedrunge- nen Probekörper an ihren Enden durch die Endplatten leicht eingespannt werden, ist mit erhöhten Traglasten zu rechnen. Um den Einfluss einer solchen Einspannung zu quantifizieren, wurden entsprechende numerische Vergleichsrechnungen durchgeführt. Es zeigte sich, dass der Einfluss einer Einspannung der belasteten Ränder auf die Traglast bei Kreuzprofilen mit mittlerer bis grosser geometrischer Elementschlankheit vernachlässigt werden kann. Für gedrungene Kreuzprofile ($b/t \leq 14.5$) werden mit der Einspannung jedoch um sechs bis sieben Prozent höhere Traglasten erreicht als bei idealen Randbedingungen. Warum allerdings für das Anlassverfahren T4 bei einer geometrischen Schlankheit von $b/t = 10.5$ sowie für das Anlassverfahren T6 bei einer geometrischen Schlankheit $b/t = 14.5$ nach den Traglastkurven eine sehr gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen erzielt wird, ist hingegen unklar.

Wie aus Tab. 7.7 ebenfalls ersichtlich wird, werden die experimentell ermittelten Traglasten der Kreuzprofile mit den geometrischen Schlankheiten $b/t = 20.5, 26.5, 30.5$ von den Traglastkurven überschätzt. *Hopperstad/Langseth/Tryland* stellen fest, dass der aus den Stub Column Tests berechnete Anfangs-Elastizitätsmodul signifikant tiefer liegt, als dies aufgrund der Zugversuche der Fall sein sollte. Der Unterschied beträgt 10 - 20% und soll infolge von Anfangs- imperfektionen der Querschnitte, mitgemessener Verformungen der Endplatten sowie

schlechter Ausrichtung der Querschnitte im Versuchsaufbau zustande kommen. Zumindest bezüglich des erstgenannten Grundes sind Zweifel angebracht, werden die beobachteten geometrischen Anfangsimperfektionen als nicht nennenswert und innerhalb der vom Hersteller angegebenen Toleranz ($\pm b/200$) bezeichnet. Auch bedeutende strukturelle Anfangsimperfektionen (Eigenspannungen) sind aufgrund des Herstellungsprozesses nicht zu erwarten. Der zweitgenannte Grund führte hingegen schon bei an unserem Institut durchgeführten Stub Column Tests an quadratischen Hohlprofilen zu einem weicherem gemessenen Last-Stauchungsverhalten, kann die tieferen Traglasten aber nur bedingt erklären. Leider ist aus den Arbeiten von *Hopperstad/Langseth/Hanssen* und *Hopperstad/Langseth/Tryland* ohnehin nicht ersichtlich, zwischen welchen Punkten der Versuchseinrichtung die Stauchung bestimmt wurde und wie gross der Einfluss der Lagerverformung folglich sein könnte. Aufgrund der, wie in den Versuchen von *Langseth/Hopperstad* (1997) (Kap. 5.5.2), fehlenden angeschweissten Kopfplatten erscheint es wahrscheinlicher, dass wiederum Krafteinleitungsprobleme zu einer geringeren Steifigkeit und tieferen Traglasten geführt haben.

Nicht ausser acht gelassen werden darf zudem, dass den Ergebnissen der Traglastkurven die gemittelten Materialkennwerte gemäss Tab. 7.6 zugrunde liegen. Wie Bild 7.17 deutlich zeigt, weisen die mittels der Zugversuche ermittelten Spannungs-Dehnungsverläufe eine beträchtliche Streuung auf. Werden die verwendeten Werte des Elastizitätsmoduls und der Spannung $f_{p,0.2}$ für die beiden Anlassverfahren jeweils um die angegebene Standardabweichung vermindert, so ergeben sich für die Versuche mit den geometrischen Schlankheiten $b/t = 20.5, 26.5, 30.5$ unter Verwendung der Traglastkurven durchschnittlich um 3% geringere Traglasten.

7.5.4 Stub Column Tests an Kreuzprofilen aus erwärmtem Karbonstahl

Um die Anwendbarkeit der hergeleiteten Traglastkurven für Karbonstahl bei Brand zu überprüfen, wurden die Resultate der Stub Column Tests von *Shibata et al.* (2008) an gedrunenen Kreuzprofilen aus erwärmtem Karbonstahl (JIS SN400B) ausgewertet. Im Rahmen dieser Versuchsreihe werden Probekörper mit drei unterschiedlichen geometrischen Schlankheiten $b/t = 8, 10, 12$ ($b = 20\text{mm}$, t variabel) und einem konstanten Längen- zu Breitenverhältnis von $\alpha = 7.5$ (Bild 7.18 (links)) unter konstanter, gleichförmiger Randverschiebung geprüft. Die Herstellung der Probekörper erfolgt aus drei abgearbeiteten Platten, welche zusammengesweisst werden. Um eine saubere Krafteinleitung zu gewährleisten, werden die Probekörper an ihrem oberen und unteren Ende an massive Kopfplatten angeschweisst und über diese Kopfplatten belastet. Die Bestimmung der geometrischen Anfangsimperfektionen erfolgt mittels Lasermessung mit einem Messraster von $1\text{mm} \times 1\text{mm}$. Die Versuche werden bei Stahltemperaturen $\theta_a = 400^\circ\text{C}, 500^\circ\text{C}, 600^\circ\text{C}$ unter stationären Bedingungen (Steady State Test) durchgeführt, wobei die mittlere aufgebrachte Dehnungsgeschwindigkeit (handgesteuert) zwischen 0.0011 1/min und 0.0082 1/min liegt (Mittelwert 0.0041 1/min). Die Bestimmung der aufgebrachten axialen Stauchung erfolgt über vier jeweils zwischen der oberen und unteren Kopfplatte befestigten Wegaufnehmern. Dazu werden Bolzen in die sich in den Kopfplatten befindlichen Aussparungen (Bild 7.18 (rechts)) geschraubt und die Wegaufnehmer daran befestigt.

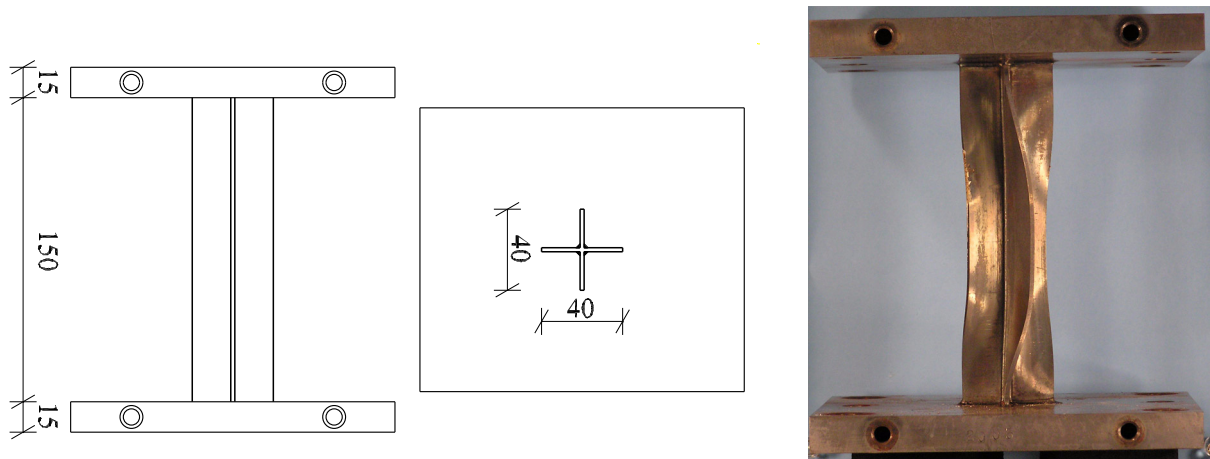


Bild 7.18 Abmessungen der Versuchskörper (in mm), getesteter Versuchskörper ($b/t = 10$, $\theta_a = 400^\circ\text{C}$, Serie 1)

Die Bestimmung der Spannungs-Dehnungsbeziehung sowie der Materialkennwerte erfolgt mittels Warmzugversuchen. Pro untersuchter Stahltemperatur ($\theta_a = 20^\circ\text{C}$, 100°C , 200°C , 300°C , 400°C , 500°C , 600°C , 700°C , 800°C) werden drei Warmzugversuche unter stationären Bedingungen durchgeführt. Die aufgebrachte Dehnungsgeschwindigkeit wird bis etwa zum Erreichen der Bemessungsspannung $f_{p,0.2,\theta}$ kontinuierlich auf 0.012 1/min gesteigert und dann bis zum Erreichen der Zugfestigkeit $f_{u,\theta}$ nur noch leicht auf 0.016 1/min erhöht. Sie liegt damit im elastischen Bereich deutlich über den in den Normen empfohlenen Dehnungsgeschwindigkeiten (siehe Tab. 2.7: *EN 10002-5* (1991): 0.0010-0.0050 1/min; *ASTM Standard E 21-82* (1997): 0.0030-0.0070 1/min; *AS 2291* (1979): 0.0012-0.0030 1/min).

Die gemittelten Materialkennwerte der Warmzugversuche und die daraus berechneten *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten sind aus Tab. 7.8 ersichtlich, wobei die temperaturabhängige Fließspannung $f_{y,\theta}$ für $\theta_a \geq 100^\circ\text{C}$ der Spannung bei 2.0% Dehnung entspricht. Ein Vergleich der temperaturabhängigen *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten zeigt, dass sowohl die bezogene 0.2%-Bemessungsspannung e_θ als auch der Verfestigungsexponent n_θ für $\theta_a \geq 200^\circ\text{C}$ mit steigender Temperatur generell abnehmen. Dieses Verhalten stimmt damit weder mit der Formulierung der Werkstoffkennwerte gemäss *EN 1993-1-2* (2005) (Tab. 2.9) noch mit den in Kapitel 5.6 hergeleiteten Werten (Tab. 5.7) überein.

Tabelle 7.8 Aus Warmzugversuchen ermittelte, temperaturabhängige Materialkennwerte sowie deren zugehörige *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten

θ_a [$^\circ\text{C}$]	E_θ [N/mm^2]	$f_{p,0.01,\theta}$ [N/mm^2]	$f_{p,0.2,\theta}$ [N/mm^2]	$f_{y,\theta}$ [N/mm^2]	e_θ [-]	n_θ [-]
20	210'921	-	-	286	-	-
100	202'933	203	262	303	0.00129	11.7
200	191'117	205	250	323	0.00131	15.1
300	175'541	202	256	350	0.00146	12.5
400	169'682	178	228	302	0.00135	12.0
500	152'654	129	183	223	0.00120	8.5
600	134'344	81	122	132	0.00091	7.4
700	90'013	37	62	64	0.00068	5.8
800	50'653	20	36	40	0.00071	5.3

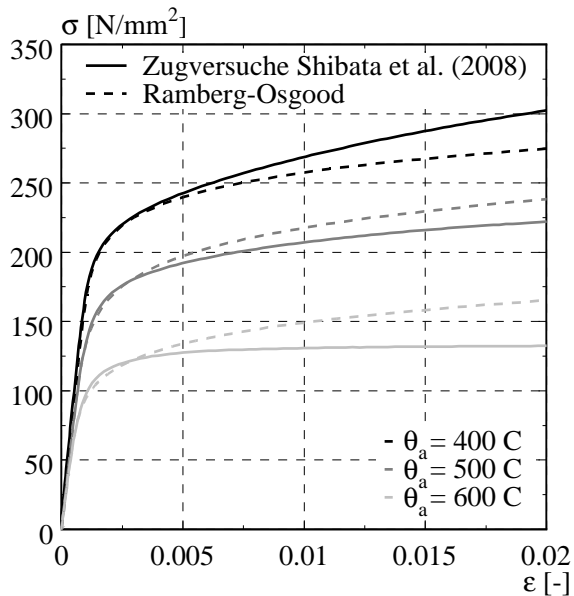


Bild 7.19 Vergleich der aus Warmzugversuchen ermittelten und mit dem einstufigen Ramberg-Osgood-Ansatz hergeleiteten Spannungs-Dehnungskurven

In Bild 7.19 werden die mit dem einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz und den *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten der Tab. 7.8 berechneten Spannungs-Dehnungskurven für $\theta_a = 400^\circ\text{C}$, 500°C , 600°C mit den jeweiligen gemittelten, aus den Warmzugversuchen bestimmten Kurven verglichen. Wie die Versuchsergebnisse (Tab. 7.9) zeigen, werden die Traglastdehnungen ϵ_u und damit auch der massgebende Dehnungsbereich aufgrund der relativ gedrunenen Querschnittselemente und des stark ausgeprägten Verfestigungsvermögens grösser als bei den in den Kapiteln 7.5.2 und 7.5.3 vorgestellten Versuchsserien. Die Spannungs-Dehnungskurven im Bild 7.19 (links) sind deshalb für Dehnungen $\epsilon \leq 0.02$ dargestellt. Wie aus diesem Vergleich klar ersichtlich wird, werden die aus den Warmzugversuchen bestimmten Spannungs-Dehnungskurven mit dem einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz für kleine Dehnungen sehr gut abgebildet. Mit zunehmender Dehnung wird die Übereinstimmung zwischen den zugehörigen Kurven jedoch immer schlechter, wobei die Spannungen mit dem einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz für $\theta_a = 400^\circ\text{C}$ unterschätzt und für $\theta_a = 500^\circ\text{C}$ sowie 600°C überschätzt werden. Um die Plausibilität der Ergebnisse der Warmzugversuche zu überprüfen, werden die den temperaturabhängigen Materialkennwerten der Tab. 7.8 zugehörigen Abminderungsfaktoren $k_{E,\theta}$ und $k_{p,0.2,\theta}$ bestimmt und mit den Abminderungsfaktoren anderer Warmzugversuche aus warmverformtem Karbonstahl verglichen (Bild 2.5). Wie sich zeigt, liegen die Abminderungsfaktoren der Warmzugversuche von *Shibata et al.* im Vergleich zu jenen anderer Steady State Tests vor allem bezüglich $k_{E,\theta}$ teilweise deutlich tiefer. Dies überrascht etwas, da die von *Shibata et al.* aufgebrachte Belastungsgeschwindigkeit beispielsweise deutlich grösser war als die in den Warmzugversuchen von *Chen/Young/Ui* (2006) verwendete und aufgrund des geringeren Kriecheinflusses eher höhere Abminderungsfaktoren zu erwarten gewesen wären.

Aufgrund der passablen Abbildbarkeit der aus den Warmzugversuchen bestimmten Spannungs-Dehnungskurven mittels des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes soll das hergeleitete analytische Berechnungsmodell auch auf die Stub Column Tests von *Shibata et al.* angewendet werden. Einen Überblick der von *Shibata et al.* experimentell ermittelten Traglasten zeigt die Tab. 7.9. Die Versuche sind so bezeichnet, dass daraus das b/t-Verhältnis, die Stahltemperatur und die Versuchsserie ersichtlich sind (Bsp.: bt10T500-02: b/t = 10, $\theta_a = 500^\circ\text{C}$,

zweiter Versuch). Wie sich zeigt, ist die Streuung der Versuchsergebnisse (COV) gering und zeigt, dass die Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse gegeben ist. Einzig für die Versuche bt10T600 und bt12T500 treten jeweils grössere Unterschiede zwischen den erreichten Traglasten auf. Diese sind für den erstgenannten Fall mutmasslich auf die in den beiden Versuchen stark unterschiedlichen Dehnungsgeschwindigkeiten (bt10T500-01: $\Delta\varepsilon/\Delta t = 0.0032$; bt10T500-02: $\Delta\varepsilon/\Delta t = 0.0011$) zurückzuführen.

Tabelle 7.9 Ergebnisse der Stub Column Tests von Shibata et al. (2008)

Versuch	A [mm ²]	n _θ [-]	e _θ [-]	$\bar{\lambda}$ [-]	ε _u [-]	N _{u,exp} [kN]	COV
bt8T400-01	203.1	12.0	0.00135	0.459	0.0152	60.4	0.005
bt8T400-02	203.1	12.0	0.00135	0.459	0.0185	60.8	
bt8T500-01	203.1	8.5	0.00120	0.434	0.0143	44.8	0.026
bt8T500-02	203.1	8.5	0.00120	0.434	0.0153	43.2	
bt8T600-01	203.1	7.4	0.00091	0.377	0.0137	25.7	0.038
bt8T600-02	203.1	7.4	0.00091	0.377	0.0144	24.3	
bt10T400-01	160.0	12.0	0.00135	0.574	0.0091	43.2	0.006
bt10T400-02	160.0	12.0	0.00135	0.574	0.0079	43.5	
bt10T500-01	160.0	8.5	0.00120	0.542	0.0082	32.1	0.007
bt10T500-02	160.0	8.5	0.00120	0.542	0.0091	31.8	
bt10T600-01	160.0	7.4	0.00091	0.471	0.0069	19.8	0.100
bt10T600-02	160.0	7.4	0.00091	0.471	0.0094	17.2	
bt12T400-01	135.1	12.0	0.00135	0.675	0.0052	34.5	0.037
bt12T400-02	135.1	12.0	0.00135	0.675	0.0050	32.7	
bt12T500-01	135.1	8.5	0.00120	0.638	0.0050	25.2	0.078
bt12T500-02	135.1	8.5	0.00120	0.638	0.0061	28.1	
bt12T600-01	135.1	7.4	0.00091	0.554	0.0051	16.2	0.028
bt12T600-02	135.1	7.4	0.00091	0.554	0.0044	16.9	

Um neben den Traglasten der Traglastkurven Vergleichswerte zu haben, wurden zwei numerische Berechnungsserien (FEM,1 und FEM,2) durchgeführt. Sie unterscheiden sich einzig in der Definition der Spannungs-Dehnungsbeziehung, während die geometrischen Abmessungen, geometrischen Randbedingungen und geometrischen Anfangsimperfektionen den Versuchen entsprechend modelliert wurden. FEM,1 verwendet die Spannungs-Dehnungsbeziehung der gemittelten Warmzugversuche, FEM,2 hingegen, analog zum Modell der Traglastkurven, den einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz mit den temperaturabhängigen Koeffizienten n_θ und e_θ aus Tab. 7.8. Auf die dem Modell der Traglastkurven zugrundeliegenden Randbedingungen und Modellannahmen wurde bereits im Kapitel 7.2 eingegangen. Da Angaben zu den tatsächlichen Probenabmessungen fehlen, wurden für die beiden numerischen Modelle sowie für die Traglastkurven Sollmasse verwendet. Eine Gegenüberstellung der in den Modellen verwendeten Randbedingungen und Annahmen findet sich in Tab. 7.10.

Damit konnten die experimentell bestimmten Traglasten (N_u) mit den Traglasten der Traglastkurven (N_{u,TLK}), den Traglastkurven gemäss *EN 1993-1-2* (2006) (Kap. 4.5.1) (N_{u,EC}) sowie den Traglasten der beiden numerischen Modelle (N_{u,FEM,1} und N_{u,FEM,2}) verglichen werden. Die entsprechende Gegenüberstellung ist aus Tab. 7.11 ersichtlich.

Tabelle 7.10 Vergleich der Randbedingungen und Modellannahmen: Versuche von Shibata et al. (2008), Traglastkurven, numerische Berechnungen

	Tests Shibata et al.	Traglastkurven	FEM,1	FEM,2
Profil	Kreuzprofil	Querschnittselement	Kreuzprofil	Kreuzprofil
Abmessungen	Istmasse	Sollmasse	Sollmasse	Sollmasse
$\alpha = l/b$ [-]	7.5	5.0	7.5	7.5
σ - ϵ -Beziehung:		Ramberg-Osgood mit n_θ, e_θ aus Warmzugversuchen	gemittelte Kurve aus Warmzugversuchen	Ramberg-Osgood mit n_θ, e_θ aus Warmzugversuchen
geometrische Randbedingungen	Stirnseiten eingespannt	dreiseitig gelenkig gelagert	Stirnseiten eingespannt	Stirnseiten eingespannt
geom. Imperfektion: - Form - Maximalwert w_0		Fliesslinienmech. $b/200$	gemäss Messung gemäss Messung	gemäss Messung gemäss Messung

Wie sich zeigt, liegen die mittels der Traglastkurven berechneten Werte generell auf der sicheren Seite. Die für $\theta_a = 600^\circ\text{C}$ ermittelten unsicheren Resultate (bt8T600-01, bt8T600-02, bt10T600-02) sind auf die hohen, bei diesen gedrunenen Querschnitten auftretenden Traglastdehnungen (Tab. 7.9) kombiniert mit der schlechten Abbildung des tatsächlichen Spannungs-Dehnungsverlaufs mittels des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes (Bild 7.19) zurückzuführen. Abgesehen davon, ist die Anwendbarkeit der Traglastkurven für die Versuche bei $\theta_a = 600^\circ\text{C}$ generell in Frage gestellt, da die für diese Temperatur ermittelte bezogene 0.2%-Bemessungsspannung e_θ (Tab. 7.9) ausserhalb des Gültigkeitsbereichs der Traglastkurven (Kap. 7.3: $e \geq 0.00100$) liegt. Wie aus Tab. 7.11 ersichtlich wird, werden für $\theta_a = 400^\circ\text{C}$ gemäss Traglastkurven im Gegensatz zu den Versuchen bei $\theta_a = 600^\circ\text{C}$ v.a. für die gedrunenen Querschnitte teilweise stark konservative Traglasten ermittelt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der einstufige *Ramberg-Osgood*-Ansatz die Spannungen bei dieser Temperatur im massgebenden Dehnungsbereich weitgehend unterschätzt. Vor diesem Hintergrund sind die für $\theta_a = 500^\circ\text{C}$ auftretenden, durchwegs konservativen Berechnungsergebnisse auf den ersten Blick etwas überraschend, da die Spannungen vom einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz ebenfalls weitgehend unterschätzt werden. Ein Blick auf die Ergebnisse des numerischen Modells FEM,1 zeigt allerdings, dass die experimentell ermittelten Traglasten für $\theta_a = 500^\circ\text{C}$ ebenfalls teilweise um bis zu 10% unterschätzt werden. Obwohl dieses Modell die Versuche in Anbetracht der vermeintlich sehr genauen Modellierung gut abbilden sollte, ist die Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen eher schlecht und die Resultate zudem stark streuend. Dafür gibt es mehrere Gründe: Einerseits werden die durch den Herstellungsprozess induzierten Eigenspannungen von keinem der verwendeten numerischen Modelle berücksichtigt. Aktuelle, an unserem Institut durchgeführte numerische Untersuchungen weisen darauf hin, dass der Einfluss von Eigenspannungen auf die Traglasten selbst bei hohen Temperaturen nicht ganz zu vernachlässigen ist. Andererseits stellt sich angesichts der teilweise stark unterschiedlichen, in den Warmzugversuchen und den Stub Column Tests aufgetragenen Dehnungsgeschwindigkeiten die Frage, wie genau die aus den Warmzugversuchen ermittelten temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungskurven das effektive Materialverhalten der Stub Column Tests überhaupt repräsentieren. Wie bereits im Kapitel 2.4.2 umfassend erläutert wurde, ist der bei Warmzugversuchen auftretende Krieeinfluss u.a. von der aufgetragenen Belastungsgeschwindigkeit abhängig. Der aufgrund der unterschiedlichen Dehnungsgeschwindigkeiten resultierende unterschiedliche Krieeinfluss mag auch einer der Gründe sein, warum die An-

fangssteifigkeit zwischen den aus den Versuchen sowie der numerischen Modellierung bestimmten Last-Stauchungskurven teilweise stark voneinander abweicht. Weitere Gründe sind aus der axialen Stauchungsmessung resultierende Fehler sowie die bereits obig erwähnten Eigenspannungen.

Um für die Ergebnisse der Traglastkurven einen zusätzlichen Vergleichswert zu haben, wurden die Traglasten mit dem Bemessungsansatz gemäss *EN 1993-1-2* (2005) ($N_{u,EC}$) ermittelt. Wie aus Tab. 7.11 ersichtlich wird, liegen die so für geometrische Schlankheiten von $b/t = 8$ und 10 bestimmten Werte durchwegs auf der unsicheren Seite. Dieser Umstand ist, wie schon in bei den Versuchen an RRW-Profilen aus erwärmtem Karbonstahl (Kap. 5.6), auf die Klasseneinteilung der Probekörper gemäss *EN 1993-1-2* zurückzuführen. Gemäss dieser Norm werden die verwendeten Kreuzprofile mit $b/t = 8$ in die Querschnittsklasse 2 eingeteilt, während jene mit $b/t = 10$ der Querschnittsklasse 3 angehören. Die Flächen dieser beiden Querschnitte müssen für die Traglastberechnung folglich nicht reduziert werden und die temperaturabhängige Traglast entspricht somit der vollplastischen Normalkraft $N_{pl, \theta} = A \cdot f_{2.0, \theta}$. Da sämtliche experimentell ermittelten Traglasten dieser Querschnitte bereits vor Erreichen der 2%-Dehngrenze auftreten, muss der Bemessungsansatz gemäss *EN 1993-1-2* zu unsicheren Traglasten führen. Im Gegensatz dazu, handelt es sich bei den Kreuzprofilen mit einer geometrischen Schlankheit von $b/t = 12$ um Querschnitte der Klasse 4, welche gemäss *EN 1993-1-2* nach dem speziellen Bemessungsverfahren des *Anhangs E* (Kap. 4.5.1) berechnet werden müssen. Da dieses Modell die Verwendung der Spannung bei 0.2% plastischer Dehnung $f_{p,0.2,\theta}$ vorschreibt, sind die damit berechneten Traglasten konservativer und liegen für die entsprechenden Versuche mit einer geometrischen Schlankheit von $b/t = 12$ hauptsächlich auf der sicheren Seite.

Tabelle 7.11 Vergleich der gemittelten Traglasten der Stub Column Tests von Shibata et al. (2008) mit den Traglasten der Traglastkurven, den Traglasten der numerischen Berechnungen und den Traglasten gemäss EN 1993-1-2 (2005)

Versuch	$N_u/N_{u,TLK}$	$N_u/N_{u,FEM,1}$	$N_u/N_{u,FEM,2}$	$N_{u,FEM,2}/N_{u,TLK}$	$N_u/N_{u,EC}$
bt8T400-01	1.30	1.08	1.26	1.03	0.99
bt8T400-02	1.31	1.06	1.26	1.04	0.99
bt8T500-01	1.18	1.05	1.13	1.05	0.99
bt8T500-02	1.14	0.98	1.07	1.06	0.95
bt8T600-01	0.97	0.96	0.95	1.02	0.95
bt8T600-02	0.91	0.91	0.90	1.02	0.90
bt10T400-01	1.18	1.05	1.18	1.00	0.89
bt10T400-02	1.19	1.10	1.21	0.99	0.90
bt10T500-01	1.16	1.01	1.09	1.06	0.90
bt10T500-02	1.15	0.97	1.06	1.08	0.89
bt10T600-01	1.02	0.95	0.98	1.04	0.94
bt10T600-02	0.89	0.82	0.84	1.05	0.81
bt12T400-01	1.15	1.12	1.19	0.96	1.12
bt12T400-02	1.09	1.13	1.18	0.92	1.06
bt12T500-01	1.13	1.04	1.11	1.02	1.02
bt12T500-02	1.27	1.10	1.21	1.05	1.13
bt12T600-01	1.04	0.99	1.06	0.99	0.99
bt12T600-02	1.09	1.03	1.10	0.99	1.03

Tabelle 7.11 Vergleich der gemittelten Traglasten der Stub Column Tests von Shibata et al. (2008) mit den Traglasten der Traglastkurven, den Traglasten der numerischen Berechnungen und den Traglasten gemäss EN 1993-1-2 (2005)

Versuch	$N_u/N_{u,TLK}$	$N_u/N_{u,FEM,1}$	$N_u/N_{u,FEM,2}$	$N_{u,FEM,2}/N_{u,TLK}$	$N_u/N_{u,EC}$
b/t = 8: MW	1.14	1.01	1.10	1.04	0.96
b/t = 8: COV	0.147	0.066	0.141	0.016	0.035
b/t = 10: MW	1.10	0.98	1.06	1.04	0.89
b/t = 10: COV	0.110	0.100	0.127	0.037	0.046
b/t = 12: MW	1.13	1.07	1.14	0.99	1.06
b/t = 12: COV	0.068	0.054	0.053	0.044	0.056
$\theta_a = 400^\circ\text{C}$: MW	1.20	1.09	1.21	0.99	0.99
$\theta_a = 400^\circ\text{C}$: COV	0.073	0.029	0.032	0.044	0.089
$\theta_a = 500^\circ\text{C}$: MW	1.17	1.02	1.11	1.05	0.98
$\theta_a = 500^\circ\text{C}$: COV	0.042	0.049	0.049	0.021	0.092
$\theta_a = 600^\circ\text{C}$: MW	0.99	0.94	0.97	1.02	0.94
$\theta_a = 600^\circ\text{C}$: COV	0.079	0.077	0.100	0.025	0.079
Total: MW	1.12	1.02	1.10	1.02	0.97
Total: COV	0.107	0.079	0.110	0.040	0.085

7.5.5 Fazit

Nach den Vergleichen der experimentell ermittelten Traglasten mit den Traglasten der Traglastkurven der letzten drei Unterkapitel lässt sich schlussfolgern, dass eine Anwendung der Traglastkurven für dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente mit nicht-linearer Spannungs-Dehnungsbeziehung sowohl für Aluminium und rostfreiem Stahl bei Raumtemperatur als auch für Karbonstahl bei Brand nur sinnvoll ist, wenn:

- Die aus den Zugversuchen ermittelte Spannungs-Dehnungskurve im massgebenden Dehnungsbereich ($\epsilon \leq \epsilon_u$) mit hoher Genauigkeit mit Hilfe des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes abgebildet wird.
- Der den Traglastkurven zugrundeliegende Gültigkeitsbereich bezüglich der *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten n und e sowie der bezogenen Elementschlankheit $\bar{\lambda}$ eingehalten wird.
- Die den Traglastkurven zugrundeliegenden geometrischen Randbedingungen (dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente) gegeben sind.

Zusätzlich ist bei einer Anwendung der Traglastkurven auf Querschnitte aus erwärmtem Karbonstahl zu prüfen, ob die in den Warmzugversuchen aufgebrachte Belastungsgeschwindigkeit mit der tatsächlich in den Versuchen verwendeten Belastungsgeschwindigkeit übereinstimmt.

Diese Auflistung ist der Wichtigkeit nach gegliedert. Wie v.a. der Vergleich mit den Versuchsergebnissen von *Shibata et al.* (2008) gezeigt hat, ist eine genaue Abbildung der Spannungs-Dehnungskurve mit dem einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatz für eine hohe Voraussagegenauigkeit der Traglasten unabdingbar. Auf die Einhaltung der den Traglastkurven zugrundeliegenden geometrischen Randbedingungen ist ebenfalls zu achten. Wie die Versuche von *Hopperstad/Langseth/Hanssen* (1997) jedoch gezeigt haben, kann der Einfluss der geometrischen Randbedingungen für grosse Elementschlankheiten sehr klein sein. Mit anderen Worten sind die Traglastkurven unter Umständen auch einsetzbar, wenn bestimmte Randbedingungen und Gültigkeitskriterien verletzt werden. Allerdings ist in solchen Fällen eine genaue Abklärung der entsprechenden Einflüsse auf die Traglastberechnung mittels Traglastkurven zwingend.

7.6 Zusammenfassung/Schlussfolgerungen

Im Rahmen einer Parameterstudie wurde der Einfluss von insgesamt 30 verschiedenen Materialtypen, sieben unterschiedlichen geometrischen Elementschlankheiten b/t sowie der *Grundfälle A* und *C* der horizontalen Längsrandlagerung (Bild 3.4) auf das Last-Stauchungs- sowie Last-Verformungsverhalten dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente untersucht. Die Materialdefinition erfolgte mittels des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes, wobei jeweils der Verfestigungsexponent n oder die bezogene 0.2%-Bemessungsspannung e variiert wurde. Die Ergebnisse der Parameterstudie führten zu folgenden Erkenntnissen und Schlussfolgerungen:

- Der Verfestigungsexponent n hat einen grossen Einfluss auf den Verlauf der bezogenen Last-Stauchungskurven und die Traglasten. Querschnittselemente mit einem geringen Verfestigungsvermögen (grosser n -Wert) sind anfänglich steifer und erreichen ihre Traglast bei kleineren Stauchungen als solche mit grossem Verfestigungsvermögen. Aufgrund des geringen Verfestigungsvermögens zeigt sich der Beuleinfluss mit zunehmender Stauchung stärker und es kommt im Nachtraglastbereich zu einem schnelleren Lastabfall. Im Gegensatz dazu sind Querschnittselemente mit einem ausgeprägten Verfestigungsvermögen (kleiner n -Wert) duktiler und erreichen ihre Traglast erst bei grösseren Stauchungen. Vor allem für gedrungene Querschnittselemente werden dabei höhere Traglasten erzielt als bei geringerem Verfestigungsvermögen. Mit zunehmender Schlankheit nimmt der Einfluss des Verfestigungsexponenten n aufgrund des vergrösserten Beuleinflusses allerdings ab.
- Bei konstanter geometrischer Elementschlankheit b/t nehmen die bezogene Verzweigungslast $N_{cr}/N_{p,0.2}$ sowie die bezogene Traglast $N_u/N_{p,0.2}$ bei konstantem Verfestigungsexponenten mit steigender bezogener 0.2%-Bemessungsspannung e aufgrund des vergrösserten Beuleinflusses ab. Unter der Annahme variabler Verfestigungsexponenten und einer konstanten bezogenen 0.2%-Bemessungsspannung ergeben sich identische bezogene Verzweigungslasten. Das Nachbeulverhalten und damit auch die Höhe der Traglast werden bei diesen Elementen allerdings stark vom Verfestigungsvermögen beeinflusst.
- In Abhängigkeit der *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten n und e existiert bei einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss *Grundfall C* eine geometrische Grenzschlankheit $(b/t)_{krit}$, bei welcher die bei Erreichen der Traglast auftretende Beulform erstmals mehrwellig ist. Dabei werden für Aluminium mit steigendem Verfestigungsexponenten und steigender bezogener 0.2%-Bemessungsspannung grössere geometrische Grenzschlankheiten erreicht. Im Gegensatz dazu werden bei einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss *Grundfall A* die Traglasten sämtlicher numerisch untersuchter Querschnittselemente ($b/t \leq 52$) unter einer halbwelligen Beulform erreicht.
- Mit Hilfe der bezogenen Exzentrizität y_N kann eine qualitative Aussage über die im Querschnittselement auftretende Spannungsverteilung getroffen werden. Bei konstantem b/t -Verhältnis und konstantem Verfestigungsexponent n , aber variabler bezogener 0.2%-Bemessungsspannung e stellen sich bei ausgeprägtem Verfestigungsvermögen für Dehnungen $\varepsilon \geq 0.0004$ ($b/t = 26$) grössere bezogene Exzentrizitäten als bei geringem Verfestigungsvermögen ein. Dies ist in erster Linie auf die v.a. bei grossem Verfestigungsvermögen auftretenden Umschlagseffekte zurückzuführen (siehe Tab. 7.2). Bei konstantem Materialverhalten ($n = \text{konst.}, e = \text{konst.}$) treten bei variablem b/t -Verhältnis für die kleinste untersuchte

Elementschlankheit ($b/t = 8$) die grössten bezogenen Exzentrizitäten auf, wobei diese mit steigender Elementschlankheit zunehmend abnehmen.

- Bei identischem Materialverhalten werden bei einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss *Grundfall A* generell grössere Traglasten erreicht als gemäss *Grundfall C*, wobei das Verhältnis der Traglasten $N_{u,C}/N_{u,A}$ stark von der geometrischen Schlankheit und den Materialparametern n und e abhängt.
- Die Ansätze gemäss europäischen, nordamerikanischen und australisch/neuseeländischen Normen führen im Vergleich zu den Ergebnissen der Parameterstudie zu konservativen Traglasten, wobei die Normansätze speziell für schlanke Aluminiumelemente sehr konservativ sind. Eine Überarbeitung des Bemessungsansätze erscheint deshalb zumindest für Aluminium sinnvoll.
- Basierend auf den Ergebnissen der Parameterstudie, werden in Funktion der *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten Traglastkurven hergeleitet und mittels der Ergebnisse eigener Versuche und von Fremdversuchen verifiziert. Es zeigt sich, dass die Voraussagegenauigkeit für Aluminium und rostfreien Stahl im Vergleich zu den Normansätzen verbessert werden kann, wenn die Traglastkurven innerhalb ihres Gültigkeitsbereichs eingesetzt werden, eine gelenkige Randlagerung gegeben ist und die Spannungs-Dehnungskurve mittels des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes genau abgebildet werden kann.
- Die Verwendung der Traglastkurven für Stub Column Tests an gedrunenen Kreuzprofilen aus erwärmtem Karbonstahl (*Shibata et al. (2008)*) zeigt eine mässige Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Traglasten. Die Anwendung der Traglastkurven für erwärmten Karbonstahl scheint nur sinnvoll zu sein, falls die temperaturabhängige Spannungs-Dehnungskurve im massgebenden Dehnungsbereich in guter Näherung mit Hilfe des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes abgebildet werden kann.

8 Zusammenfassung, Schlussfolgerungen, Ausblick

8.1 Zusammenfassung

Das Tragverhalten drei- und vierseitig (gelenkig) gelagerter Querschnittselemente aus Aluminium und rostfreiem Stahl wird durch den nicht-linearen Spannungs-Dehnungsverlauf sowie das lokale Beulverhalten entscheidend beeinflusst. Das Kapitel 2 gibt einen umfassenden Überblick des Materialverhaltens der beiden untersuchten Metalle und zeigt die Anwendungsmöglichkeiten sowie die mechanischen Werkstoffeigenschaften auf, wobei letztere durch den Herstellungsprozess entscheidend beeinflusst werden. Wie ersichtlich wird, kann der Spannungs-Dehnungsverlauf von Aluminium und rostfreiem Stahl in der Regel sehr gut mit Hilfe des *Ramberg-Osgood*-Ansatzes abgebildet werden. Die mechanischen Werkstoffeigenschaften von Aluminium und rostfreiem Stahl sind weitgehend ähnlich zu denjenigen von Karbonstahl bei erhöhter Temperatur. Ausgehend von einem (idealisiert) linear-elastischen, ideal-plastischen Spannungs-Dehnungsverlauf bei Raumtemperatur wird dieser Verlauf mit steigender Stahltemperatur zunehmend nicht-linear. Wie sich zeigt, kann bei einem temperaturabhängigen Materialverhalten gemäss *EN 1993-1-2* (2005) der temperaturabhängige Spannungs-Dehnungsverlauf für kleine Dehnungen sehr gut mit Hilfe des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes abgebildet werden. Aus dem im Kapitel 2.4.2 dargestellten Vergleich der Ergebnisse verschiedener Warmzugversuche wird jedoch klar ersichtlich, dass das temperaturabhängige Materialverhalten in Abhängigkeit des Warmzugversuchstyps (Steady State Test, Transient State Test) und der aufgetragenen Belastungsgeschwindigkeit sehr stark von den gemäss *EN 1993-1-2* tabellierten Werten abweichen kann und eine genaue Abbildung des Spannungs-Dehnungsverlaufs mit Hilfe des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes nicht mehr möglich ist.

Das Kapitel 3 gibt einen Überblick der wichtigsten Ansätze zur Bestimmung der Verzweigungsspannung sowie des Tragwiderstandes dünnwandiger drei- und vierseitig gelagerter Querschnittselemente. Dabei wurde u.a. der Einfluss von Imperfektionen, Randbedingungen und nicht zuletzt des Materialverhaltens auf das Tragverhalten aufgezeigt. Aus Gründen der Vollständigkeit und Übersichtlichkeit wurden im Kapitel 3.2 zuerst die Berechnungsmodelle für linear-elastisches, ideal-plastisches Werkstoffverhalten aufgeführt. Es zeigte sich, dass das Tragverhalten drei- und vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente durch die geometrischen Anfangsimperfektionen sowie die horizontale Längsrandlagerung entscheidend beeinflusst werden. Das imperfekte Querschnittselement zeigte aufgrund der geometrischen Anfangsimperfektionen im Last-Stauchungsdiagramm eine geringere Steifigkeit und wies tiefere Traglasten auf als das perfekt ebene Querschnittselement (Bild 3.3). Das schlanke Querschnittselement mit unverschieblicher horizontaler Längsrandlagerung (*Grundfall A*) erreichte infolge verminderter Beuldurchbiegungen grössere Traglasten als bei verschieblicher horizontaler Längsrandlagerung (*Grundfall C*). Wie numerische Untersuchungen von *Brune* (1999a) und *Priebe* (1994) zeigen, schlägt die nach geometrisch-linearer Beultheorie für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente auftretende halbwellige Beulform mit zunehmender Stauchung in Abhängigkeit des aufgetragenen Randdehnungsverhältnisses ab einer gewissen geometrischen Grenzschlankheit um. Das Tragverhalten dünnwandiger Querschnittselemente

mit elastischem, nicht-linear-plastischem Materialverhalten wird durch die oberhalb der Proportionalitätsspannung abnehmende Steifigkeit (abnehmender Tangentenmodul) stark beeinflusst. Im Kapitel 3.3 wurden deshalb Ansätze zur Bestimmung der Verzweigungsspannung aufgezeigt und dieser Einfluss anhand verschiedener Berechnungsansätze untersucht. Es zeigte sich, dass v.a. das Verfestigungsvermögen einen grossen Einfluss auf die Verzweigungsspannung hat. Allerdings konnte ein stark ausgeprägtes Verfestigungsvermögen nur für sehr gedrungene, duktil versagende Querschnittselemente ausgenützt und höhere Verzweigungsspannungen und Tragwiderstände erreicht werden. Für mittelschlanke Querschnittselemente hingegen lagen die Verzweigungsspannungen aufgrund des mit steigender Stauchung zunehmenden Steifigkeitsverlusts unter den Werten für linear-elastisches, ideal-plastisches Werkstoffverhalten. Zum Abschluss wurden im Kapitel 3.4 schliesslich noch die entsprechenden Berechnungsansätze für beulgefährdete Querschnittselemente aus erwärmtem Karbonstahl zusammengestellt. Diese basieren in der Regel auf der geometrisch-linearen Beultheorie resp. der *Methode der wirksamen Breiten* und bilden das wirkliche Verhalten nur grob ab.

Im Kapitel 4 wurden die Bemessungsansätze gemäss europäischer, nordamerikanischer und australisch/neuseeländischer Normen für drei- und vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus Aluminium, rostfreiem Stahl und erwärmtem Karbonstahl unter reiner Druck- sowie kombinierter Druck-/Biegebeanspruchung zusammengestellt. Für rostfreien Stahl verwenden alle drei Normansätze die *Methode der wirksamen Breiten* zur Traglastberechnung. Gemäss dem europäischen Normansatz werden aufgrund einer konservativeren Bestimmungsgleichung für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente entscheidend tiefere Traglasten erreicht als nach den beiden anderen Ansätzen, während die Ergebnisse der drei Ansätze für dreiseitig gelenkig gelagerte Elemente nahezu identisch sind. Für Aluminium unterscheiden sich die drei Normansätze grundlegend. Gemäss nordamerikanischer und australisch/neuseeländischer Norm wird die wirksame Spannung des beulgefährdeten Querschnittselementes mittels eines dreistufigen Ansatzes bestimmt und damit die Traglast berechnet, während die Bestimmung der Traglast gemäss *Eurocode* mit Hilfe der *Methode der wirksamen Dicken* erfolgt. Trotz der grundlegend unterschiedlichen Normansätze sind die Unterschiede zwischen den Traglasten für die im Rahmen dieses Vergleichs untersuchte Legierung für rein druckbeanspruchte Querschnittselemente gering. Unter kombinierter Druck-/Biegebeanspruchung sind die Unterschiede zwischen den gemäss europäischen sowie den gemäss nordamerikanischen und australisch/neuseeländischen Ansätzen berechneten Traglasten jedoch teilweise beträchtlich.

Das Kapitel 5 befasste sich mit dem Trag- und Verformungsverhalten vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente. Dazu wurden in einem ersten Schritt Versuche durchgeführt (Kap. 5.2) und diese mittels der Finiten Elemente Methode numerisch modelliert (Kap. 5.3). Es zeigte sich, dass die untersuchten Querschnittselemente in Abhängigkeit des Werkstoffs sowie der Elementschlankheit einen Flip-Disc- oder Roof-Shaped-Mechanismus ausbildeten und dieser Versagensmechanismus mit dem analytischen Berechnungsansatz von *Mahendran* (1997) verlässlich vorhergesagt werden konnte. Um die Genauigkeit der im Kapitel 4 vorgestellten Normansätze zu überprüfen, wurden die experimentell und numerisch ermittelten Traglasten mit den normativ bestimmten Werten verglichen (Kap. 5.4). Es zeigte sich, dass die Ansätze gemäss *Eurocode* diese Versuche gut abzubilden vermochten, während die nordamerikanischen sowie australisch/neuseeländischen Normen meistens zu unsicheren Resultaten führten. Der ebenfalls verwendete differenzierte Berechnungsansatz von *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* (2003) führte nur in vereinzelt Fällen zu merklich genaueren Resultaten.

taten als die Normansätze. Eine Ausweitung der Untersuchung auf weitere Versuchsreihen aus Aluminium und rostfreiem Stahl bestätigte diese Erkenntnis (Kap. 5.5). Um die bezüglich des Spannungs-Dehnungsverlaufs auftretende Analogie zwischen Aluminium und rostfreiem Stahl bei Raumtemperatur sowie Karbonstahl bei Brand auszunutzen (siehe Kap. 2.4.3), wurden die Stub Column Tests an RRW-Profilen aus erwärmtem Karbonstahl von *Knobloch/Pauli/Fontana* (2009) ausgewertet (Kap. 5.6). Wurde der Berechnungsansatz von *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* für diese Versuche innerhalb seines Anwendungsbereichs (siehe S.62) angewendet, wurden genauere Resultate als gemäss *EN 1993-1-2* (2005) erreicht.

Das Kapitel 6 analysierte das Trag- und Verformungsverhalten dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente. Die geprüften Versuchskörper bildeten bei geringer Randstauchung eine Beulhalbwelle aus, welche bei Aluminium unter reiner Druckbeanspruchung ($b/t = 32, 40, 52$) resp. kombinierter Druck-/Biegebeanspruchung ($b/t = 52$) mit zunehmender Randstauchung in drei Beulhalbwellen umschlug. Damit wurden die numerischen Ergebnisse von *Brunne* (1999a) und *Priebe* (1994) bestätigt. Wie die Versuche ausserdem zeigten, wurde das Last-Stauchungsverhalten der Querschnittselemente aus Aluminium und rostfreiem Stahl massgeblich durch das nicht-lineare Materialverhalten beeinflusst und ein grundsätzlich duktileres Tragverhalten als für Karbonstahl festgestellt. Die Normansätze bildeten die experimentell ermittelten Traglasten weitgehend schlecht ab und führten v.a. für Aluminium zu stark konservativen Ergebnissen. Eine Überarbeitung der Bemessungsansätze erschien deswegen zumindest für Aluminium sinnvoll.

Die numerische Modellierung der Versuche gestaltete sich verhältnismässig schwierig. Aufgrund der im Versuch auftretenden Schlupfeffekte und der teilweise unsauberen Randlagerung der Elemente konnten nur die Ergebnisse der Versuchskörper mit mittleren Elementschlankheiten ($b/t = 32, 40$), welche unter reiner Druckbeanspruchung getestet wurden, numerisch gut abgebildet werden. Die Versuche unter kombinierter Druck-/Biegebeanspruchung wurden vom numerischen Modell im Gegensatz dazu für alle b/t -Verhältnisse relativ schlecht wiedergegeben. Wie die Versuchsauswertung zeigte, entsprach das aufgebrachte Randdehnungsverhältnis aufgrund der über die Breite unterschiedlichen auftretenden Schlupfeffekte nicht dem gewünschten. Aus diesem Grund wurde die numerische Modellierung nur für die reine Druckbeanspruchung fortgesetzt und für diesen Beanspruchungsfall eine umfangreiche Parameterstudie durchgeführt. Diese untersuchte in erster Linie den Einfluss verschiedener geometrischer Vorverformungsformen (Vorverformung gemäss erster Eigenform, gemäss Fliesslinienmechanismus, gemäss gemessenen geometrischen Anfangsimperfektionen) und -amplituden auf das Trag- und Verformungsverhalten. Dabei wurde ersichtlich, dass der Ansatz gemäss Fliesslinienmechanismus mit einem maximalen Stich der Vorverformung von $w_0 = b/200$ die Versuchsergebnisse punkto Traglast, Last-Stauchungs- und Last-Verformungsverhalten am besten abzubilden vermochte, weswegen dieser Ansatz weiterverwendet wurde.

Das Kapitel 7 beschäftigte sich mit der Entwicklung eines analytischen Berechnungsmodells für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente mit nicht-linearer Spannungs-Dehnungsbeziehung. Im Rahmen einer mit Hilfe des entwickelten numerischen Modells durchgeführten Parameterstudie wurde der Einfluss des Materialverhaltens, der horizontalen Längsrandlagerung (*Grundfälle A und C*) und des Längen- zu Breitenverhältnisses untersucht. Dabei wurde vertieft auf den Einfluss des Spannungs-Dehnungsverlaufs auf das Trag- und Verformungsverhalten eingegangen und 30 verschiedene Materialkombinationen untersucht. Es zeigte sich, dass v.a. der Verfestigungsexponent n einen grossen Einfluss auf den Verlauf der bezogenen Last-Stauchungskurve sowie die Höhe der Traglast hat. Querschnittselemente mit

geringem Verfestigungsvermögen waren anfänglich steifer und erreichten die Traglast bei kleineren Stauchungen, während solche mit ausgeprägtem Verfestigungsvermögen von diesem profitieren und ihre Traglast erst bei grösseren Stauchungen erreichten. Für gedrungene Querschnittselemente konnten so höhere Traglasten erreicht werden als bei geringem Verfestigungsvermögen. Aus der Parameterstudie wurde ausserdem ersichtlich, dass die bezogene 0.2%-Bemessungsspannung e einen direkten Einfluss auf die bezogene Verzweigungslast $N_{cr}/N_{p,0.2}$ sowie die bezogene Traglast $N_u/N_{p,0.2}$ hat und diese bei konstantem b/t -Verhältnis mit steigender bezogener 0.2%-Bemessungsspannung aufgrund des vergrösserten Beuleinflusses abnehmen. Wie die Versuche bereits vermuten liessen, existiert bei einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss *Grundfall C* in Abhängigkeit der *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten (n , e) eine geometrische Grenzschlankheit, bei welcher die bei Erreichen der Traglast auftretende Beulform erstmals mehrwellig ist. Die Untersuchung zeigte dabei, dass v.a. bei einem ausgeprägten Verfestigungsvermögen geringere geometrische Grenzschlankheiten erreicht werden.

Die vorliegende Arbeit leitete anhand der Daten der Parameterstudie unter Verwendung der *Methode der wirksamen Breiten* einen zweistufigen analytischen Berechnungsansatz für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente unter reiner Druckbeanspruchung ($\psi_\varepsilon = 1.0$) her. Wie die *EN 1993-1-4* (2006) bestimmt dieser Ansatz die bezogene Traglast über den Abminderungsfaktor ρ , welcher in Funktion der bezogenen Elementschlankheit $\bar{\lambda}$ sowie der beiden *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten n und e steht. Im Gegensatz zu den untersuchten Normansätzen entfällt somit die Unterscheidung zwischen Aluminium und rostfreiem Stahl. Dank der hergeleiteten Gleichungen wird es zudem möglich, den Einfluss des nicht-linearen Materialverhaltens auf das Tragverhalten explizit zu bestimmen.

Die Anwendung des analytischen Berechnungsansatzes auf zwei Versuchsreihen aus Aluminium und rostfreiem Stahl (Versuche an dreiseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen (Kap. 6.2), Stub Column Tests an Kreuzprofilen von *Hopperstad/Langseth/Hanssen* (1997)) zeigte, dass die Voraussagegenauigkeit im Vergleich zu den untersuchten Normansätzen verbessert wird. Voraussetzung ist allerdings die Einhaltung der dem Modell zugrundeliegenden Anwendungskriterien (ideale Randbedingungen, ausreichend genaue Abbildung des Spannungs-Dehnungsverlaufs im massgebenden Dehnungsbereich mit einstufigem *Ramberg-Osgood*-Ansatz) sowie die Berücksichtigung der Gültigkeitsbereiche (n , e , $\bar{\lambda}$ innerhalb des in der Parameterstudie untersuchten Bereichs). Um die bezüglich des Spannungs-Dehnungsverlaufs auftretende Analogie zwischen Aluminium und rostfreiem Stahl bei Raumtemperatur sowie Karbonstahl bei Brand auszunutzen (siehe Kap. 2.4.3), wurden wiederum entsprechende Versuche ausgewertet. Die Anwendung des hergeleiteten Berechnungsansatzes auf Karbonstahl bei Brand ist allerdings nur bedingt möglich. Wie die Ergebnisse der Stub Column Tests an Kreuzprofilen von *Shibata et al.* (2008) zeigen, muss als Grundvoraussetzung der temperaturabhängige Spannungs-Dehnungsverlauf im massgebenden Dehnungsbereich in guter Näherung mit Hilfe des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes abgebildet werden können. Werden die dazu benötigten temperaturabhängigen *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten aus Warmzugversuchen bestimmt, ist zudem darauf zu achten, dass die in den Warmzugversuchen aufgebrachte Belastungsgeschwindigkeit mit derjenigen der Stub Column Tests übereinstimmt.

8.2 Schlussfolgerungen

Wie bereits erwähnt wurde, können die Traglasten vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente aus Aluminium und rostfreiem Stahl mit Hilfe des *Eurocodes* (*EN 1999-1-1* (2007), *EN 1993-1-4* (2006)) sehr gut abgebildet werden. Für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus Aluminium und rostfreiem Stahl ist dies für alle untersuchten Normansätze nur bedingt der Fall. Vor allem für Aluminium führen sie zu stark konservativen Ergebnissen.

Der neu hergeleitete analytische Berechnungsansatz sowie der differenzierte Berechnungsansatz nach *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* (2003) bilden die experimentell ermittelten Traglasten im Vergleich zu den Normansätzen generell genauer ab. Während sich der Einsatz des Berechnungsansatzes von *Bezkorovainy/Burns/Rasmussen* wegen der ohnehin schon sehr guten Abbildung durch die Normansätze nur in Ausnahmefällen lohnt, führt das neu hergeleitete Berechnungsmodell im Vergleich zu den untersuchten Normansätzen v.a. für Querschnittselemente aus Aluminium zu bedeutend genaueren Resultaten.

Wie die Anwendung der beiden Berechnungsmodelle auf Versuche aus erwärmtem Karbonstahl gezeigt hat, sind die beiden Modelle für diese Versuche etwas ungenauer als für Aluminium und rostfreien Stahl. Mögliche Gründe sind die schlechtere Abbildung der gemessenen Spannungs-Dehnungskurven mittels des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes und die Tatsache, dass die im Rahmen dieser Arbeit ausgewerteten Stub Column Tests und die zugehörigen Warmzugversuche bei teilweise stark unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten durchgeführt wurden. Dadurch sind die aus den Ergebnissen der Warmzugversuche ermittelten *Ramberg-Osgood*-Koeffizienten nur begrenzt repräsentativ für die Modellierung der Stub Column Tests.

8.3 Ausblick

Das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte analytische Berechnungsmodell für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente vermag den Einfluss des nichtlinearen Spannungs-Dehnungsverlaufs auf das Tragverhalten gut abzubilden. Allerdings wurde seine Anwendung auf den Fall einer gleichförmigen Randdehnungsverteilung ($\psi_\epsilon = 1.0$) beschränkt und es wäre wünschenswert, den Ansatz auf Fälle mit linear veränderlicher Randdehnungsverteilung ausweiten zu können. Dazu wäre allerdings die Durchführung weiterer Versuche notwendig, wobei ein besonderes Augenmerk auf ein genaues Aufbringen der Randverschiebung zu legen ist. Um einen Einfluss des an den belasteten Elementrändern auftretenden Lagerschlupfs zu vermeiden und so über den gesamten Versuch konstante Randdehnungsverhältnisse zu gewährleisten, müssten die axialen Verschiebungen direkt an den belasteten Querschnittselementrändern gemessen und der Versuch über diese Weggeber gesteuert werden.

Die vorliegende Arbeit beschränkte sich auf die Untersuchung des lokalen Beuleinflusses drei- und vierseitig gelagerter Querschnittselemente mit gelenkiger Randlagerung. Auf die Berücksichtigung der in realen Querschnitten zwischen miteinander verbundenen Querschnittselementen auftretenden lokalen Interaktionseffekte sowie den daraus resultierenden Einspanneffekten wurde bewusst verzichtet. Bei elastischem, nicht-linear plastischem Materialverhalten müssen für die exakte Bestimmung des Tragwiderstandes am Gesamtquerschnitt numerische Lösungsverfahren (Finite Elemente Methode, Finite Streifen Methode) verwendet werden, da das Problem für eine geschlossene analytische Lösung zu komplex ist. Ebenfalls ver-

zichtet wurde auf eine Berücksichtigung globaler Stabilitätsprobleme sowie möglicher lokaler und globaler Interaktionseffekte. Für einige in der Praxis verwendete Querschnitte und Längen von Stützen sind aber in der Regel genau diese Stabilitätsfälle (Interaktion von Knicken und lokalem Beulen) massgebend, weswegen eine genauere Untersuchung dieser Interaktion wünschenswert wäre. Semiempirische Ansätze für zusammengesetzte Querschnitte existieren bereits (siehe Kap. 3.3.3: *Gardner/Nethercot* (2004b), *Ashraf* (2006)), sind in der Regel aber sehr komplex und dürften baupraktisch kaum anwendbar sein.

Wie sich aus dem Vergleich mit numerischen Resultaten und Versuchsergebnissen zeigte, führen die gängigen Normansätze für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente v.a. für Aluminium zu teilweise stark konservativen und damit unwirtschaftlichen Ergebnissen. Eine Überarbeitung dieser Ansätze erscheint aus diesem Grunde sinnvoll. Das hergeleitete analytische Berechnungsmodell vermag das v.a. für gedrungene dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente vorhandene Verbesserungspotential aufzuzeigen, eine Bemessung dieser Querschnittselemente ist damit aber nicht direkt möglich. Die Entwicklung eines entsprechenden Bemessungsmodells bedürfte weiterer numerischer und experimenteller Untersuchungen sowie nicht zuletzt umfangreicher statistischer Abklärungen zur Festlegung eines angemessenen Sicherheitsniveaus.

Die im Vorfeld dieser Arbeit angestrebte Ausnützung der im Kapitel 2.4.3 aufgezeigten Werkstoffanalogie von rostfreiem Stahl und Aluminium bei Raumtemperatur und Karbonstahl bei erhöhter Temperatur, scheint mit dem erarbeiteten analytischen Berechnungsmodell nur bedingt umsetzbar. Wie die Anwendung dieses Berechnungsmodells auf entsprechende Versuchsergebnisse zeigte (Kap. 7.5.4), bedingt dessen Anwendung u.a. die genaue Abbildbarkeit des temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungsverlaufs im massgebenden Dehnungsbereich mittels des einstufigen *Ramberg-Osgood*-Ansatzes. Die Ergebnisse von Warmzugversuchen sind jedoch stark vom verwendeten Versuchstyp sowie von der aufgebrachten Belastungsgeschwindigkeit abhängig und können stark streuen (siehe Kap. 2.4.2). Als mögliche Vereinfachung könnte die Modellierung des temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungsverlaufs von Karbonstahl mit Hilfe einer Kombination von Abminderungsfaktoren und eines daraus abgeleiteten *Ramberg-Osgood*-Ansatzes erfolgen (siehe Kap. 2.4.3). So könnte möglicherweise auch für andere Stabilitätsuntersuchungen eine bessere Ausnützung der Werkstoffanalogie erzielt werden.

Anhang: Verzeichnisse

Anhang A: Literatur und Quellen

Abaqus. 2004. Rel. 6.5. Hibitt, Karlson & Sorensen Inc.

Ala-Outinen, T.; Myllymäki, J. 1995. *The local buckling of RHS members at elevated temperatures*. VTT Research Notes 1672. Espoo, VTT.

ALMAG Aluminium. 2008. <www.almag.com> (20.05.08).

Aluminum Association, 2000, *AA ADM-1, Aluminum Design Manual*. Washington DC, AA.

Aluminium-Verlag, 1996. *Aluminium-Taschenbuch, Band 2: Umformen, Giessen, Oberflächenbehandlungen, Recycling, und Ökologie*. 15. Auflage, Düsseldorf.

American Institute of Steel Construction. 2005. *ANSI/AISC 360-05, Specification for Structural Steel Buildings*. Chicago, AISC.

American Iron and Steel Institute, 2001, *AISI/COS/NASPEC 2001, North American Specification for the design of Cold-Formed Steel Structural Members*. AISI.

American Society of Civil Engineers, 2002, *SEI/ASCE 8-02, Specification for the Design of Cold-Formed Stainless Steel Structural Members*. Reston (USA), ASCE.

Ashraf, M. 2006. *Structural stainless steel design: Resistance based on deformation capacity*. PhD-thesis, Imperial College London.

ASTM International, 1997. *E21-92: Standard Test Methods for Elevated Temperature Tension Tests of Metallic Materials*. West Conshohocken (USA).

Australian Building Codes Board, 1979, *AS 2291, Methods of tensile testing of metals at elevated temperatures*. Sydney (Australia), Standards Association of Australia.

Australian Building Codes Board, 2005, *AS 4600-2005, Cold-formed steel structures*. Sydney (Australia), Standards Association of Australia.

Australian Building Codes Board, 1998, *AS 4100-1998, Steel structures*. Sydney (Australia), Standards Association of Australia.

Australian Building Codes Board, 2001, *AS/NZS 4673:2001, Cold-formed stainless steel structures*. Sydney (Australia), Standards Association of Australia.

Australian Building Codes Board, 1997, *AS/NZS 1664.1:1997, Aluminium structures - Part 1: Limit state design*. Sydney (Australia), Standards Association of Australia.

Australian Building Codes Board, 1997, *AS/NZS 1664.2:1997, Aluminium structures - Part 2: Allowable stress design*. Sydney (Australia), Standards Association of Australia.

Bambach M.R.; Rasmussen K.J.R. 2002. *Tests of unstiffened elements under combined compression and bending*. Research report No. R818. The University of Sydney, Sydney (Australia).

Bambach M.R.; Rasmussen K.J.R. 2004. *Effects of anchoring tensile stresses in axially loaded plates and sections*. *Thin-Walled Structures* 42 (10), 1465-1479.

Bauer, A. 1994. *Nichtrostende Stähle - Eine Übersicht*. Swiss Inox, Ebmatingen.

Bezkorovainy, P.; Burns, T.; Rasmussen K., 2003. *Strength Curves for Metal Plates in Compression*, *Journal of Structural Engineering* 129, 1433-1440.

Bleich, F. 1952. *Buckling Strength of Metal Structures*. McGraw-Hill Book Company, New York.

Boese; Ippendorf. 2001. *Das Verhalten der Stähle beim Schweißen - Teil II: Anwendung*. (4. Auflage), DVS Verlag, Düsseldorf.

Botman, M.; Besseling, J.F. 1954. *The effective width in the plastic range of flat plates under compression*. National Luchtvaartlaboratorium Report 5445, Amsterdam. (Veröffentlichung lag nicht vor).

Brune, B., 1994, *Ein Modell zur Ermittlung der Tragfähigkeit vierseitig und dreiseitig gelagerter Stahlbleche unter Druckbeanspruchung*. Dissertation, Universität Dortmund.

Brune, B., 1998, *Die dreiseitig gelagerte Platte in der Methode der wirksamen Breiten*. *Stahlbau* 67 (11), 851-863.

Brune, B., 1999a, *Zur Gebrauchstauglichkeit dreiseitig und vierseitig gelagerter Platten unter Druck- und Biegebeanspruchung*. *Stahlbau* 68 (3), 212-227.

Brune, B., 1999b, *Wirksame Breiten für druck- und biegebeanspruchte Stahlbleche im plastischen Zustand*. *Stahlbau* 68 (12), 1044-1057.

Chen, J.; Young, B. 2007. *Experimental investigation of cold-formed steel material at elevated temperatures*. *Thin-Walled Structures* 45 (1), 96-110.

Chen, J.; Young, B.; Uy, B. 2006. *Behavior of High Strength Structural Steel at Elevated Temperatures*. *Journal of Structural Engineering* 132, 1948-1954.

Dabaon, H.A.; El-Boghdadi, M.H.; Hassanein, M.F. 2009. *A comparative experimental study between stiffened and unstiffened stainless steel hollow tubular stub columns*. Thin-Walled Structures 47 (1), 73-81.

Deutsches Institut für Normung. 1990. *DIN 18800 Teil 2 - Stahlbauten, Stabilitätsfälle, Knicken von Stäben und Stabwerken*. Berlin.

Deutsches Institut für Normung. 2004. *Deutsche Norm DIN 50125: Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben*. Berlin.

Deutsches Institut für Normung. 1990. *Deutsche Norm DIN 18800 Teil 3: Stahlbauten - Stabilitätsfälle, Plattenbeulen*. Berlin.

Deutsches Institut für Normung. 2003. *Deutsche Norm DIN 8580: Fertigungsverfahren: Begriffe, Einteilung*. Berlin.

Dubas, P.; Gehri, E. (Eds.) 1986. *Behaviour and Design of Steel Plated Structures*. Applied Statics and Steel Structures, ETH Hönggerberg, Zurich. ECCS - Technical Committee 8 - Structural Stability, Technical Working Group 8.3 - Plated Structures.

ESDEP. 1994. *Thin-Walled Construction, European Steel Design Education Programme, Working Group 9*. <<http://www.kuleuven.ac.be/bwk/materials/Teaching/master/wg09/toc.htm>> (21.05.08).

Europäisches Komitee für Normung. 2005. *EN 1993-1-1, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln, Bemessungsregeln für den Hochbau*. Brüssel, CEN.

Europäisches Komitee für Normung. 2005. *EN 1993-1-2, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall*. Brüssel, CEN.

Europäisches Komitee für Normung. 2006. *EN 1993-1-3, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-3: Allgemeine Regeln - Ergänzende Regeln für kaltgeformte dünnwandige Bauteile und Bleche*. Brüssel, CEN.

Europäisches Komitee für Normung. 2006. *EN 1993-1-4, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-4: Allgemeine Bemessungsregeln - Ergänzende Regeln zur Anwendung von nichtrostenden Stählen*. Brüssel, CEN.

Europäisches Komitee für Normung. 2006. *EN 1993-1-5, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-5: Plattenförmige Bauteile*. Brüssel, CEN.

Europäisches Komitee für Normung, 2007. *EN 1999-1-1, Eurocode 9: Bemessung und Konstruktion von Aluminiumtragwerken - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln*. Brüssel, CEN.

Europäisches Komitee für Normung. 1991. EN 10002-5, *Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 5: Prüfverfahren bei erhöhter Temperatur*. Brüssel, CEN.

Europäisches Komitee für Normung. 2005. EN 10088-1, *Nichtrostende Stähle - Teil 1: Verzeichnis der nichtrostenden Stähle*. Brüssel, CEN.

Europäisches Komitee für Normung. 2004. EN 573-1, *Aluminium und Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug - Teil 1: Numerisches Bezugssystem*. Brüssel, CEN.

Fischer, M.; Harre, W. 1978. *Ermittlung der Traglastkurven von einachsig gedrückten Rechteckplatten aus Baustahl der Seitenverhältnisse $\alpha \leq 1.0$ mit Hilfe von Versuchen*. Stahlbau 47, 199-204 und 239-247.

Fischer, M.; Konowalczyk, R. 1988. *Traglastversuche an längsgestauchten unversteiften dreiseitig gelagerten Rechteckplatten*. Stahlbau 57 (5), 135-141.

Fontana, M.; Knobloch, M. 2003. *Beulverhalten dünnwandiger Stahlquerschnitte bei Brandeinwirkung*. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Editor. Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dietmar Hosser, Braunschweig, iBMB.

Galambos, T.V., 1998. *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures*. Fünfte Ausgabe, John Wiley & Sons Inc., New York.

Gardner, L.; Nethercot, D.A., 2004a. *Experiments on stainless steel hollow sections - Part 1: Material and cross-sectional behaviour*. Journal of Constructional Steel Research 60 (9), 1291-1318.

Gardner, L.; Nethercot, D.A., 2004b. *Structural stainless steel design: a new approach*. The Structural Engineer 82 (21), 21-28.

Gümpel, P. 2001. *Rostfreie Stähle: Grundwissen, Konstruktions- und Verarbeitungshinweise*. (3.Auflage), expert Verlag, Renningen (Deutschland).

Hill, H.N., 1944. *Determination of Stress-Strain Relations from 'Offset' Yield Strengths Values*. National Advisory Committee for Aeronautics Technical Note No. 927. Washington D.C.

Hill, R., 1950. *The mathematical theory of plasticity*. Oxford Science Publications, Clarendon Press, Oxford.

Hopperstad, O.S.; Langseth, M.; Hanssen, L. 1997. *Ultimate compressive strength of plate elements in aluminium: correlation of finite element analyses and tests*. Thin-Walled Structures 29 (1-4), 31-46.

Hopperstad, O.S.; Langseth, M.; Tryland, T. 1999. *Ultimate strength of aluminium alloy outstands in compression: experiments and simplified analysis*. Thin-Walled Structures 34 (4), 279-294.

Höglund, T. 1980. *Design of Trapezoidal Sheeting Provided with Stiffeners in the Flanges and Webs*. Swedish Council for Building Research, D28, Stockholm.

Huck, G., 1993, *Das Konzept der wirksamen Breite bei Bauteilen aus elastoplastischem Material*, Dissertation, Universität Karlsruhe.

ISO 834-1. 1999. *Fire-resistance tests - Elements of building construction - Part 1: General requirements*. International Organisation for Standardization, Geneva (Switzerland).

Jezek, K., 1938. *Die Festigkeit leicht gekrümmter, auf Druck belasteter Rechteckplatten aus Stahl*. Der Bauingenieur 19 (39/40), 548-552.

Johnson, A.L.; Winter, G. 1966. *The Structural Performance of Austenitic Stainless Steel Members*. Department of Structural Engineering, School of Civil Engineering, Cornell University, Report No. 327, Ithaca, New York.

Kalyanaraman, V.; Peköz, T. 1978. *Analytical Study of Unstiffened Elements*. Journal of the Structural Division 104 (9), 1507-1524.

Kalyanaraman, V.; Peköz, T.; Winter, G. 1977. *Unstiffened Compression Elements*. Journal of the Structural Division 103 (9), 1833-1848.

Klöppel, K.; Scheer, J. 1960. *Beulwerte ausgesteifter Rechteckplatten*. Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin.

Klöppel, K.; Möller, K.H. 1968. *Beulwerte ausgesteifter Rechteckplatten (II.Band)*. Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin/München.

Klöppel, K.; Bilstein, W.; Unger, B. 1973. *Eine näherungsweise Untersuchung des überkritischen Tragverhaltens von dreiseitig momentenfrei gelagerten, am freien Rand unversteiften Platten einschliesslich Vorverformung*. Der Stahlbau 42 (10), 289-298.

Klöppel, K.; Bilstein, W. 1976. *Untersuchungen zur linearen und nichtlinearen Beultheorie mit Beulwerttafeln für dünnwandige U, C- und Hut-Profile und Tafeln für mitwirkende Breiten und Tragspannungen von dreiseitig und vierseitig gelenkig gelagerten Rechteckplatten nach der nichtlinearen Beultheorie*. Der Stahlbau 42 (2/3), 33-38 und 82-92.

Knobloch, M.; Pauli, J.; Fontana, M. 2009. *Cross-sectional capacity and slender column tests of hot-finished Square Hollow Sections at elevated temperatures*. In Vorbereitung.

Knobloch, M. 2007. *Zum Tragverhalten beulgefährdeter Stahlquerschnitte bei Brandeinwirkung*. Dissertation, ETH Zürich.

Knobloch, M.; Fontana, M. 2006. *Strain-based approach to local buckling of steel sections subjected to fire*. Journal of Constructional Steel Research 62 (1-2), 44-67.

Koiter, W.T. 1963. *Introduction to the post buckling behaviour of flat plates*. Mem. Soc. R. Sci. Liège 8. (Veröffentlichung lag nicht vor).

Kruppa, J.; Newman, G.; Schleich, J.B.; Twilt, L. 2000. *ECCS Model Code on Fire Engineering*.

Kubsch, G., 1980, *Experimentelle Untersuchungen des Beulverhaltens unausgesteifter Stahlbleche mit baupraktisch unvermeidbaren Imperfektionen*, Dissertation, Universität Darmstadt.

Kuwamura, H. 2003. *Local buckling of thin-walled stainless steel members*. International Journal of Steel Structures 3: 191-201.

Landolfo, R.; Mazzolani, F.M. 1998, *The background of EC9 design curves for slender sections*. Volume in honour of Prof. J. Lindner, Berlin.

Langseth, M.; Hopperstad, O.S. 1997. *Local buckling of square thin-walled aluminium extrusions*. Thin-Walled Structures 27 (1), 117-126.

Lee, J.; Mahendran, M.; Mäkeläinen, P. 2003. *Prediction of mechanical properties of light gauge steels at elevated temperatures*. Journal of Constructional Steel Research 59 (12), 1517-1532.

Lee, J.; Mahendran, M. 2004. *Design of cold-formed steel compression members for local buckling effects at elevated temperatures*. In: Alphonse Zingoni (Hg.). Progress in Structural Engineering, Mechanics and Computation. Proceedings of the second international conference, Kapstadt, 5.-7. Juli 2004, London, Balkema, 1271-1276.

Lee, J.; Mahendran, M. 2005. *Design of cold-formed steel compression members subject to local buckling effects at elevated temperatures*. In: Proceedings of the third international symposium on steel structures. 10.-11. März 2005, Seoul.

Little, G.H. 1977. *Rapid Analysis of Plate Collapse by Live-Energy Minimisation*. International Journal of Mechanical Sciences 19 (12C), 725-744.

Little, G.H. 1980. *The Collapse of Rectangular Steel Plates under Uniaxial Compression*. The Structural Engineer 58 (3), 45-61.

Little, G.H. 1981. *Collapse Analysis of Plates with Strain Hardening*. International Journal of Mechanical Sciences 23 (9), 561-576.

Little, G.H. 1982. *Collapse Behaviour of Aluminium Plates*. International Journal of Mechanical Sciences 24 (1), 37-45.

Liu, Y.; Young, B. 2003. *Buckling of stainless steel square hollow section compression members*. Journal of Constructional Steel Research 59 (2), 165-177.

Mahendran, M., 1997, *Local Plastic Mechanisms in Thin Steel Plates Under In-Plane Compression*. Thin-Walled Structures 27 (3), 245-261.

Marguerre, K., 1937. *Die mittragende Breite der gedrückten Platte*. Luftfahrtforschung 14 (3), 121-128.

Marguerre, K., 1938. *Zur Theorie der gekrümmten Platte grosser Formänderungen*. In: Hartog, J.P.; Peters, H. (Hgg.). Proceedings of the Fifth International Congress for Applied Mechanics. Cambridge, Massachusetts. New York, John Wiley and Sons.

Mateus, A.F.; Witz, J.A. 2001. *A parametric study of the post-buckling behaviour of steel plates*. Engineering Structures 23, 172-185.

Mirambell, E.; Real, E., 2000. *On the calculation of deflections in structural stainless steel beams: an experimental and numerical investigation*. Journal of Constructional Steel Research 54 (1), 109-133.

Murray, N.W.; Khoo, P.S., 1981. *Some basic plastic mechanisms in the local buckling of thin-walled steel structures*. International Journal of Mechanical Sciences 23 (12), 703-713.

Murray, N.W. 1984. *Introduction to the theory of thin-walled structures*. Oxford University Press, Oxford.

Murray, N.W. 1985. *Recent research into the behaviour of thin-walled steel structures*. In: Steel Structures: Recent Research Advances and their Applications to Design. Hsg.: M.N. Pavlovic, Elsevier, Oxford.

Niederegger, P.; Knobloch, M.; Fontana, M. 2007. *Versuche an dreiseitig gelenkig gelagerten Querschnittelementen aus Metallen mit nichtlinearem Materialverhalten*. IBK-Bericht Nr. 306, vdf, Zürich.

Nylander, H. 1951. *Initially deflected thin plate with initial deflection affine to additional deflection*. IABSE Publications 11, 347-374.

Olawale, A.O.; Plank, R.J. 1988. *The collapse analysis of steel columns in fire using a finite strip method*. International Journal for Numerical Methods in Engineering 26 (12), 2755-2764.

Outinen, J.; Kesti, J.; Mäkeläinen, P. 1997. *Fire design for structural steel S355 based upon transient state tensile test results*. Journal of Constructional Steel Research 42 (3), 191-169.

Outinen, J.; Kaitila, O.; Mäkeläinen, P. 2001. *High-Temperature Testing of Structural Steel and Modelling of Structures at Fire Temperatures*. Research Report TKK-TER-23, Laboratory of Steel Structures, Helsinki University of Technology, Helsinki.

- Petersen, C. 1997. *Stahlbau*. Dritte überarbeitete und erweiterte Auflage, Vieweg Verlag, Braunschweig/Wiesbaden.
- Pflüger, A. 1967. *Zur plastischen Beulung von Flächenträgern*. ZAMM 47, 209.
- Pflüger, A. 1972. *Zur plastischen Beulung der Recheckplatte*. Ingenieur-Archiv 41, 258-269.
- Poh, K.W., 1996. *Modelling elevated temperature properties of structural steel*. BHP Res. Rep No. BHPR/SM/R/055.
- Poh, K.W.; Skarajew M. 1995a. *Elevated temperature tensile testing of grade 300PLUS hot rolled structural steel*. BHP Res. Rep No. BHPR/SM/R/007.
- Poh, K.W.; Skarajew M. 1995b. *Elevated temperature tensile testing of grade 300 welded product structural steel*. BHP Res. Rep No. BHPR/SM/R/014.
- Poh, K.W.; Skarajew M. 1996a. *Elevated temperature tensile testing of grade 400 welded product structural steel*. BHP Res. Rep No. BHPR/SM/R/024.
- Poh, K.W.; Skarajew M. 1996b. *Elevated temperature creep testing of structural steel*. BHP Res. Rep No. BHPR/SM/R/044.
- Priebe, J., 1994. *Die Methode der wirksamen Breiten und ihre Verwendung zur Berechnung der Tragfähigkeit dünnwandiger Querschnitte aus Stahl*. Dissertation, Universität Dortmund.
- Ramberg, O.; Osgood, W.R. 1943. *Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters*. National Advisory Committee for Aeronautics Technical Note No. 902. Washington D.C.
- Ranawaka, T.; Mahendran, M. 2009. *Experimental study of the mechanical properties of light gauge cold-formed steels at elevated temperatures*. Fire Safety Journal 44 (2), 219-229.
- Ranby, A. 1998. *Structural fire design of thin walled steel sections*. Journal of Constructional Steel Research 46 (1-3), Paper No. 176.
- Ranby, A.; Inha, T.; Myllymäki, J. 2000. *Structural Steel Fire Design*. Swedish Institute of Steel Constructions, Publication 134. Stockholm, SBI.
- Rasmussen, K.J.R. 2003. *Full-range stress-strain curves for stainless steel alloys*. Journal of Constructional Steel Research 59 (1), 47-61.
- Rasmussen, K.J.R.; Burns, T.; Bezkorovainy, P.; Bambach, M. R., 2002. *Numerical modelling of stainless steel plates in compression*. Research Report 813, Dept. of Civil Engineering, University of Sydney, Sydney (Australia).

Rasmussen, K.J.R.; Burns, T.; Bezkorovainy, P.; Bambach, M. R., 2003. *Numerical modelling of anisotropic stainless steel plates*. Journal of Constructional Steel Research 59 (11), 1345-1362.

Rasmussen, K.J.R.; Hancock, G.J. 1993. *Design of cold-formed stainless steel tubular members. I: Columns*. Journal of Structural Engineering 119 (8), 2349-2367.

Reinitzhuber, F. 1942. *Beitrag zur Berechnung gedrückter, dünnwandiger Profile oberhalb der Beulgrenze*. Luftfahrtforschung 19 (7), 240-247.

Rhodes, J. 1981. *On the approximate prediction of elasto-plastic plate behaviour*. Proceedings of the Institution of Civil Engineers Part 2, Vol. 71, 165-183.

Rhodes, J. 1986. *Microcomputer design analysis of plate post-buckling behaviour*. Journal of Strain Analysis 21 (2), 71-76.

Ronalds, B.F.; Chapman, J.C. 1991. *Compressive strength of simply supported outstands*. Journal of Constructional Steel Research 20 (3), 221-247.

Rubert, A.; Schaumann, P. 1985. *Temperaturabhängige Werkstoffeigenschaften von Baustahl bei Brandbeanspruchung*. Stahlbau 54 (3), 81-86.

Schiehold, P. 1977. *Nichtrostende Stähle*. Verlag Stahleisen, Düsseldorf.

Schleicher, F., 1932. *Stabilität leicht gekrümmter Rechteckplatten*. Abh. Internationale Vereinigung für Brückenbau und Hochbau. Zürich, IVBH, 433-445.

Schnadel, G., 1930. *Knickung von Schiffsplatten*. Werft, Reederei, Hafen 6 (22/23). 461-465/493-497.

Sidey, M.P.; Teague, D.P. 1988. *Elevated temperature data for structural grades of galvanised steel*. British Steel (Welsh Laboratories), Report. UK.

Stowell, E. Z. 1947. *A Unified Theory of Plastic Buckling*. NACA, Technical Note No. 1556.

Shibata, S.; Ave, T.; Ohtsuka, T.; Okabe, T. 2008. *On the Stress-Strain Relationship at High Temperatures*. Poster for the Ninth International Symposium on Fire Safety Science (21.-26.9.08), University of Karlsruhe, Karlsruhe.

Tachwaly, K. 1973. *Die mittragende Breite der gedrückten Platte im elasto-plastischen Bereich*. Mitteilungen des Instituts für Statik der Technischen Universität Hannover, Nr. 17, Hannover.

Timoshenko, S. 1936. *Theory of Elastic Stability*. London, McGraw-Hill.

Uy, B.; Bradford, M.A. 1995. *Local buckling of cold formed steel in composite structural elements at elevated temperatures*. Journal of Constructional Steel Research 34 (1), 53-73.

Von Karman, T. 1910. *Festigkeitsprobleme im Maschinenbau*. Encyclopädie der Mathematischen Wissenschaften 4.

Von Karman, T.; Sechler, E.E.; Donnell, L.H. 1932. *The strength of thin plates in compression*. Transactions ASME 54, 53-57.

Watanabe, E.; Usami, T.; Hasegawa, A. 1981. *Strength and design of steel stiffened plates - A literature review of japanese contributions*. Inelastic Instability of Steel Structures and Structural Elements, US-Japan Joint Seminar, Tokyo, Japan.

Winter, G. 1968. *Dünnwandige Konstruktionen: Theoretische Lösungen und Versuchsergebnisse*. In: Internationale Vereinigung für Brückenbau und Hochbau (Hg.). Vorbericht zum achten Kongress. New York, 9.-14. September 1968. Zürich, IVBH.

Winter, G. 1947. *Strength of Thin Steel Compression Flanges*. Transactions ASCE 112, 527-554.

Young, B.; Liu, Y. 2003. *Experimental investigation of cold-formed stainless steel columns*. Journal of Structural Engineering 129 (2), 169-176.

Young, B.; Lui, W.M. 2005. *Behavior of cold-formed high strength stainless steel sections*. Journal of Structural Engineering 131 (11), 1738-1745.

Anhang B: Bezeichnungen

Lateinische Grossbuchstaben

A	Querschnittsfläche
A_{eff}	wirksame Querschnittsfläche
A_{50}	Bruchdehnung bei einer Anfangsmesslänge von 50mm
$B_{\text{br}}, D_{\text{br}}, C_{\text{br}}$	Abminderungsfaktoren gemäss <i>AS/NZS 1664:1997</i> (1997)
$B_{\text{p}}, D_{\text{p}}, C_{\text{p}}$	Abminderungsfaktoren gemäss <i>AS/NZS 1664:1997</i> (1997)
B_{max}	maximale Querschnittsabmessung
C	Abminderungsfaktor
D	Plattensteifigkeit
E	Elastizitätsmodul
E_{S}	Sekantenmodul
E_{T}	Tangentenmodul
E_0	Anfangs-Elastizitätsmodul
$E_{\text{p},0.2}$	Tangentenmodul nach <i>Ramberg-Osgood</i> -Ansatz bei 0.2% plastischer Dehnung
F_{c}	Zulässige Spannung gemäss <i>AS/NZS 1664.2:1997</i> (1997)
G	Schubmodul
K_{e}	elastischer Beulwert
K_{p}	plastischer Beulwert
M	resultierendes Moment
$M_{\text{p},0.2}$	Moment berechnet mit der Bemessungsspannung bei 0.2% plastischer Dehnung
N	resultierende Normalkraft
$N_{\text{p},0.2}$	Normalkraft berechnet mit der Bemessungsspannung bei 0.2% plastischer Dehnung
$N_{\text{u,avg}}$	gemittelte, experimentell bestimmte Traglast
$N_{\text{u,AS}}$	Traglast gemäss <i>Australian Standard</i>
$N_{\text{u,Bez.}}$	Traglast nach dem Berechnungsansatz von <i>Bezkorovainy/Burns/Rasmussen</i> (2003)
$N_{\text{u,EC}}$	Traglast gemäss <i>Eurocode</i>
$N_{\text{u,exp}}$	experimentell bestimmte Traglast
$N_{\text{u,EF1}}$	Traglast mit Imperfektionsansatz gemäss erster Eigenform
$N_{\text{u,FEM}}$	numerisch ermittelte Traglast
$N_{\text{u,FLM}}$	Traglast mit Imperfektionsansatz gemäss Fließlinienmechanismus
$N_{\text{u,Imp}}$	Traglast mit Imperfektionsansatz gemäss gemessener geometrischer Anfangsimperfektion
$N_{\text{u,TLK}}$	Traglast nach Traglastkurven
$N_{\text{u,US}}$	Traglast gemäss nordamerikanischer Norm
S	modifizierte Plattenschlankheit nach <i>Mahendran</i> (1997)
S_1, S_2	Grenزشlankheiten gemäss <i>AS/NZS 1664:1997</i> (1997)
T	effektiver Elastizitätsmodul nach <i>Pflüger</i> (1967)

Lateinische Kleinbuchstaben

a	Nuttiefe
$a_1 - a_7$	Koeffizienten des hergeleiteten analytischen Berechnungsansatzes
b	Breite des Querschnittselementes
b_{eff}	wirksame Breite
b/t	geometrische Schlankheit
\bar{b}	freie Scheibenlänge
e	bezogene 0.2%-Bemessungsspannung
e_{0w}	geometrische Ersatzimperfektion
e_{θ}	bezogene 0.2%-Bemessungsspannung bei der Temperatur θ_a
$f_{p,0.01}$	Bemessungsspannung bei 0.01% plastischer Dehnung
$f_{p,0.2}$	Bemessungsspannung bei 0.2% plastischer Dehnung
f_u	Zugfestigkeit
f_y	Fliessspannung, Streckgrenze
$f_{p,\theta}$	Proportionalitätsspannung bei der Temperatur θ_a
$f_{y,\theta}$	Fliessspannung bei der Temperatur θ_a (bei 2.0% Dehnung)
h	Höhe des Querschnittselementes
i_{min}	minimaler Trägheitsradius
k	Beulwert
$k_{E,\theta}$	Abminderungsfaktor für den Elastizitätsmodul von Karbonstahl bei der Temperatur θ_a
$k_{p,\theta}$	Abminderungsfaktor für die Proportionalitätsspannung von Karbonstahl bei der Temperatur θ_a
$k_{p,0.2,\theta}$	Abminderungsfaktor für die 0.2%-Bemessungsspannung von Karbonstahl bei der Temperatur θ_a
$k_{y,\theta}$	Abminderungsfaktor für die Fliessspannung von Karbonstahl bei der Temperatur θ_a
l	Länge des Querschnittselementes
m	Koeffizient, Anzahl der Beulhalbwellen in Längsrichtung,
n	Verfestigungsexponent, Anzahl der Beulhalbwellen in Querrichtung
n_u, n_y	Sicherheitsfaktoren gemäss <i>AS/NZS 1664.2:1997</i> (1997)
n_{θ}	Verfestigungsexponent bei der Temperatur θ_a
t	Dicke des Querschnittselementes
t_{eff}	wirksame Dicke
u, v	Verschiebungen in x-, y-Richtung
w	(Beul-)Durchbiegung
w_0	maximale geometrische Anfangsimperfektion
y_N	bezogene Exzentrizität
x, y, z	Koordinaten der Elementmittelebene

Griechische Grossbuchstaben

Φ	Airy'sche Spannungsfunktion
Φ_b, Φ_y	Kapazitätsfaktoren gemäss <i>AS/NZS 1664.1:1997</i> (1997)
Φ_{FL}	Grenzspannung gemäss <i>AS/NZS 1664.1:1997</i> (1997)

Griechische Kleinbuchstaben

α	Verhältnis der Querschnittselementlänge- zur -breite (aspect ratio), Faktor
α_{th}	linearer Temperatureausdehnungskoeffizient
β	Schlankheitsparameter gemäss <i>EN 1999-1-1</i> (2007), Querschnittsschlankheit nach <i>Gardner/Nethercot</i> (2004b)
χ	Koeffizient nach <i>Gardner/Nethercot</i> (2004b)
δ_{max}	maximale Verformung der Querschnittselemente unter Gebrauchslasten nach <i>Brune</i> (1998)
ε	Dehnung, Abminderungsfaktor
ε_c	Kriechdehnung
ε_{cr}	Verzweigungsstauchung
ε_h	Dehnung am hinteren gehaltenen Längsrand des dreiseitig gelagerten Querschnittselementes
ε_{nom}	nominelle Dehnung
$\varepsilon_{p,\theta}$	Proportionalitätsdehnung bei der Temperatur θ_a
ε_{th}	thermische Dehnung
ε_{tot}	totale Dehnung
$\varepsilon_{t,\theta}$	Grenzdehnung für die Fließgrenze bei der Temperatur θ_a
ε_u	Dehnung bei Erreichen der Zugfestigkeit
$\varepsilon_{u,\theta}$	Dehnung bei Erreichen der Zugfestigkeit bei der Temperatur θ_a
ε_v	Dehnung am vorderen freien Längsrand des dreiseitig gelagerten Querschnittselementes
ε_{wahr}	wahre Dehnung
ε_y	Fließdehnung
$\varepsilon_{y,\theta}$	Fließdehnung bei der Temperatur θ_a
ε_σ	Dehnungsanteil aus mechanischer Beanspruchung (Spannung σ)
ϕ	Reduktionsfaktor nach <i>Stowell</i> (1947)
κ_{Gr}	Grenzspannungsverhältnis nach <i>Brune</i> (1994)
η	Koeffizient des Spannungsgradienten gemäss <i>EN 1999-1-1</i> (2007)
λ	Wärmeleitfähigkeit
$\bar{\lambda}_{Grenz}$	bezogene Grenzschlankheit des hergeleiteten analytischen Berechnungsansatzes
$\bar{\lambda}$	bezogene Elementschlankheit
ν	Querdehnungszahl
θ	Temperatur
θ_a	Stahltemperatur
ρ	Abminderungsfaktor
ρ_{TLK}	Abminderungsfaktor gemäss Traglastkurven
σ	Spannung
σ_{cr}	Verzweigungsspannung
σ_{cri}	Verzweigungsspannung nach geometrisch-linearer Beultheorie
σ_{nom}	nominelle Spannung
σ_{wahr}	wahre Spannung
σ_x	Normalspannung
σ_y	Querspannung
$\bar{\sigma}_x$	Mittelwert der Normalspannungen

ψ	Gradient, Verhältnis
ψ_ε	Dehnungsgradient, Randdehnungsverhältnis
ψ_σ	Spannungsgradient, Randspannungsverhältnis

Anhang C: Abbildungsverzeichnis

- Bild 2.1* Spannungs-Dehnungsdiagramme nach einstufigem Ramberg-Osgood-Ansatz für verschiedene Aluminium-Legierungen sowie rostfreie Stähle
- Bild 2.2* Schematische Darstellung der tatsächlichen und der idealisierten Spannungs-Dehnungskurve bei Raumtemperatur (links), Verlauf der bezogenen Spannungs-Dehnungskurven bei Raumtemperatur und bei erhöhten Temperaturen für S235 gemäss EN 1993-1-2 (2005) (ohne Verfestigung) (rechts)
- Bild 2.3* Spannungs-Dehnungsbeziehung von Karbonstahl bei erhöhten Temperaturen gemäss EN 1993-1-2 (2005): Schematischer Verlauf der Spannungs-Dehnungsbeziehung (links), zugehörige Abminderungsfaktoren (rechts)
- Bild 2.4* Bestimmung der Spannungs-Dehnungskurven aus instationären Warmzugversuchen (Outinen/Kaitila/Mäkeläinen (2001))
- Bild 2.5* Vergleich der aus Warmzugversuchen an warmverformten Stählen bestimmten Abminderungsfaktoren $k_{E,q}$ und $k_{p,0.2,\theta}$
- Bild 2.6* Vergleich der aus Warmzugversuchen an kaltverformten Stählen bestimmten Abminderungsfaktoren $k_{E,q}$ und $k_{p,0.2,\theta}$
- Bild 2.7* Temperaturabhängige Spannungs-Dehnungskurven bei unterschiedlichen Dehnungsgeschwindigkeiten (aus Poh/Skarajew (1996a))
- Bild 2.8* Dehnungsanteile eines stationären Warmzugversuchs (nach Poh (1996))
- Bild 2.9* Vergleich der bezogenen, temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungskurven für Karbonstahl S235 gemäss EN 1993-1-2 (2005) und nach einstufigem Ramberg-Osgood-Ansatz
- Bild 2.10* Beispiele einiger durch Strangpressen hergestellter Querschnitte aus Aluminium (ALMAG Aluminium (2008))
- Bild 2.11* Schematische Darstellung des direkten Strangpressens (links) (Aluminium-Taschenbuch (1996))
- Bild 2.12* Schematische Darstellung der Biegeumformungen: Profilieren (links) und Biegen (rechts) (ESDEP (1994))
- Bild 3.1* Last-Verformungskurven einer zentrisch gedrückten Stütze (links) und eines in der Ebene gleichförmig belasteten, vierseitig gelagerten Querschnittselementes (Murray (1984))
- Bild 3.2* Vierseitig gelenkig gelagertes Querschnittselement unter konstanter Druckbeanspruchung
- Bild 3.3* Last-Stauchungsverhalten beulgedrungener (links) und beulschlanker Querschnittselemente (rechts) mit linear-elastischem, ideal-plastischem Materialverhalten (Rhodes (1981))
- Bild 3.4* Definition der drei Grundfälle der horizontalen Längsrandlagerung am Beispiel des vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementes
- Bild 3.5* Stabmodell am Beispiel eines quadratischen, vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementes (Huck (1993))

- Bild 3.6 Methode der wirksamen Breiten am Beispiel des vierseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementes (Winter (1947))*
- Bild 3.7 Vergleich der bezogenen Traglastspannungskurven und der bezogenen Verzweigungsspannungskurven für $\alpha = 10$ (links), Vergleich der bezogenen Traglastspannungskurven für verschiedene α -Werte (rechts) nach dem Ansatz von Klöppel/Bilstein/Unger (1973)*
- Bild 3.8 Vorverformungen der untersuchten dreiseitig gelagerten Querschnittselemente: eingespannter Längsrand (Fall 1) (links), gelenkig gelagerter Längsrand (Fall 2) (rechts) (Brune (1999a))*
- Bild 3.9 Verformungen dreiseitig gelagerter Querschnittselemente unter gleichförmiger Randverschiebung: eingespannter Längsrand (Fall 1) (links), gelenkig gelagerter Längsrand (Fall 2) (rechts) (Brune (1999a))*
- Bild 3.10 Geometrische (links) und statische (rechts) Beanspruchung am Beispiel eines in der Ebene beanspruchten Querschnittselementes*
- Bild 3.11 Vergleich von bezogenen Verzweigungsspannungs-Schlankheitskurven verschiedener Berechnungsansätze der elastoplastischen Beultheorie für drei- und vierseitig gelagerte Querschnittselemente*
- Bild 3.12 Spannungs-Dehnungskurven für verschiedene (e, n) -Werte (links) und deren Einfluss auf die bezogene Verzweigungsspannung nach Bleich (1952) für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente (rechts)*
- Bild 3.13 Koeffizienten α und β in Funktion der Ramberg-Osgood Koeffizienten n und e (Bezkorovainy/Burns/Rasmussen (2002))*
- Bild 4.1 Bestimmung der Abmessungen für drei- und vierseitig gelagerte Querschnittselemente (EN 1993-1-1 (2005))*
- Bild 4.2 Breite b für drei- und vierseitig gelagerte Querschnittselemente (AS/NZS 4673:2001 (2001))*
- Bild 4.3 Bestimmung der Breite b (EN 1999-1-1 (2007))*
- Bild 4.4 Bestimmung der Breite b (AS/NZS 1664.1:1997 (1997))*
- Bild 4.5 Vergleich der Abminderungsfaktoren gemäss EN 1993-1-2 (2005), ANSI/AISC 360-05 (2005), AS 4100 - 1998 (1998)*
- Bild 4.6 Vergleich verschiedener Normansätze für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus rostfreiem Stahl*
- Bild 4.7 Vergleich verschiedener Normansätze für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus rostfreiem Stahl*
- Bild 4.8 Vergleich verschiedener Normansätze für vierseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus Aluminium*
- Bild 4.9 Vergleich verschiedener Normansätze für dreiseitig gelenkig gelagerte Querschnittselemente aus Aluminium*
- Bild 5.1 Aus Zugversuchen bestimmte, gemittelte Spannungs-Dehnungskurven*

- Bild 5.2 *Versuchsaufbau und Messpunkte*
- Bild 5.3 *Versagensmechanismen vierseitig gelenkig gelagerter Querschnittelemente: Flip-Disc-Mechanismus (links) und Roof-Shaped-Mechanismus (rechts) (nach Mahendran (1997))*
- Bild 5.4 *Versagensmechanismen für Alu_1.0_1 (a), Alu_1.0_2 (b), Alu_2.0_1 (c), Alu_2.0_2 (d)*
- Bild 5.5 *Bezogene Last-Stauchungskurven für St_1.0 (Flip-Disc-Mechanismus) (links) und Alu_2.0 (Roof-Shaped-Mechanismus) (rechts)*
- Bild 5.6 *Erste Eigenform eines vierseitig gelenkig gelagerten, in axialer Richtung belasteten Querschnittelementes*
- Bild 5.7 *Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten bezogenen Last-Stauchungskurven für St_1.0 (links) und Alu_2.0 (rechts)*
- Bild 5.8 *Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten bezogenen Last-Durchbiegungskurven für St_1.0 (links) und Alu_2.0 (rechts)*
- Bild 5.9 *Vergleich der mittels des Berechnungsmodells nach Mahendran (1997) vorausgesagten mit den experimentell bestimmten Versagensmechanismen*
- Bild 5.10 *Vergleich der gemessenen und der mittels des einstufigen Ramberg-Osgood-Ansatzes ermittelten Spannungs-Dehnungskurven*
- Bild 5.11 *Sollabmessungen der Versuchskörper der Serie 2 (in mm), getesteter Versuchskörper (S1_500_Slow)*
- Bild 5.12 *Vergleich der aus den Warmzugversuchen ermittelten und der mit dem einstufigen Ramberg-Osgood-Ansatz hergeleiteten Spannungs-Dehnungskurven*
- Bild 6.1 *Aus Zugversuchen bestimmte, gemittelte Spannungs-Dehnungskurven*
- Bild 6.2 *Ansicht des Versuchsaufbaus*
- Bild 6.3 *Versuchsaufbau für $b/t = 40$*
- Bild 6.4 *Drehstück mit Nadellager (links), Stahlplatte am gehaltenen Rand (rechts)*
- Bild 6.5 *Probekörper ($b/t = 40$) mit befestigten Drehstücken*
- Bild 6.6 *Definition des Randdehnungsverhältnisses ψ_{ϵ}*
- Bild 6.7 *Vergleich der gemessenen Beulverformungen für St5_52_1.0_1 (Randstauchung: $\epsilon_{tot} = 0.0015$ (links), $\epsilon_{tot} = 0.0035$ (rechts))*
- Bild 6.8 *Vergleich der gemessenen Beulverformungen für Alu4_52_1.0_1 (Randstauchung: $\epsilon_{tot} = 0.0003$ (links), $\epsilon_{tot} = 0.0099$ (rechts))*
- Bild 6.9 *Bezogene Last-Stauchungs- und bezogene Momenten-Stauchungskurven für Karbonstahl mit $b/t = 32$ unter der Beanspruchung „Reiner Druck“*
- Bild 6.10 *Bezogene Last-Stauchungs- und bezogene Momenten-Stauchungskurven für rostfreien Stahl mit $b/t = 32$ unter der Beanspruchung „Reiner Druck“*

- Bild 6.11 Vorverformung gemäss Fliesslinienmechanismus
- Bild 6.12 Kraftübertragung an den belasteten Elementrändern mit Federlagerung (Abbildung der linken Hälfte des Querschnittselements)
- Bild 6.13 Bezogene Last-Stauchungskurven für Alu3_32_1.0 (links) und St4_32_1.0
- Bild 6.14 Vergleich der in der Nähe des freien Längsrandes auftretenden Beulverformung (Messpunkt B1) für SS3_20_1.0 (links) und Alu4_52_1.0 (rechts)
- Bild 6.15 Bezogene Last-Stauchungskurven (links) sowie Vergleich der in der Nähe des freien Längsrandes auftretenden Beulverformung (Messpunkt B1) (rechts) für Alu2_40_1.0
- Bild 7.1 Vergleich der Spannungs-Dehnungskurven nach einstufigem und zweistufigem Ramberg-Osgood-Ansatz (links), Verlauf der zugehörigen bezogenen Last-Stauchungskurven für $b/t = 26$ (rechts)
- Bild 7.2 Bezogene Last-Verformungskurven dreiseitig gelenkig gelagerter Querschnittselemente für Alu3 und $b/t = 8$ (links) resp. $b/t = 52$ (rechts) bei einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss Grundfall C
- Bild 7.3 Vergleich der bezogenen Traglasten gemäss Grundfall C bei einem konstanten Verfestigungsexponenten (links) resp. bei einer konstanten 0.2%-Bemessungsspannung (rechts)
- Bild 7.4 Vergleich der bezogenen Traglasten (links) sowie der zugehörigen Traglastdehnungen (rechts) für rostfreien Stahl bei einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss Grundfall A
- Bild 7.5 Vergleich der bezogenen Last-Stauchungskurven bei horizontaler Längsrandlagerung gemäss Grundfall C und geometrischer Schlankheit $b/t = 26$
- Bild 7.6 Vergleich der bezogenen Last-Stauchungskurven für Querschnittselemente mit unterschiedlicher geometrischer Schlankheit b/t (links), Verformung am freien Längsrand für $b/t = 46$ bei bestimmten Stauchungswerten ϵ_{tot} (rechts) (beides Grundfall C)
- Bild 7.7 Vergleich der bezogenen Last-Stauchungskurven für $b/t = 26$ und verschiedene α -Werte bei einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss Grundfall C
- Bild 7.8 Vergleich der bezogenen Exzentrizitäts-Stauchungskurven bei horizontaler Längsrandlagerung gemäss Grundfall C und geometrischer Schlankheit $b/t = 26$
- Bild 7.9 Vergleich der bezogenen Exzentrizitäts-Stauchungskurven für Querschnittselemente mit unterschiedlicher geometrischer Schlankheit b/t (Grundfall C)
- Bild 7.10 Vergleich der für die Grundfälle A und C der horizontalen Längsrandlagerung ermittelten Traglasten ($N_{u,A}$: Grundfall A; $N_{u,C}$: Grundfall C)
- Bild 7.11 Vergleich der bezogenen Last-Stauchungskurven verschiedener geometrischer Schlankheiten b/t der Grundfälle A und C
- Bild 7.12 Vergleich der numerisch ermittelten und der gemäss Normansätzen bestimmten Traglasten für verschiedene b/t -Verhältnisse für RS8 (links) und Alu8 (rechts) (horizontale Längsrandlagerung gemäss Grundfall C)
- Bild 7.13 Vergleich der für $b/t = 26$ numerisch ermittelten und gemäss Eurocode bestimmten Tragla-

sten für verschiedene 0.2%-Bemessungsspannungen (horizontale Längsrandlagerung gemäss Grundfall C)

Bild 7.14 Graphische Bestimmung der bezogenen Grenzschlankheit für ein dreiseitig gelenkig gelagertes Querschnittselement ($n = 25$, $e = 0.00357$) mit einer horizontalen Längsrandlagerung gemäss Grundfall C

Bild 7.15 Vergleich der numerisch ermittelten bezogenen Traglasten mit den zugehörigen Traglastkurven sowie mit der modifizierten Winter-Kurve für $e = 0.00357$ und variable Verfestigungsexponenten n (Grundfall A (links), Grundfall C (rechts))

Bild 7.16 Vergleich der gemessenen und der mittels des einstufigen Ramberg-Osgood-Ansatzes ermittelten Spannungs-Dehnungskurven

Bild 7.17 Vergleich der oberen und unteren aus Zugversuchen ermittelten Spannungs-Dehnungskurven mit den mittels des einstufigen Ramberg-Osgood-Ansatzes ermittelten Spannungs-Dehnungskurven (aus Hopperstad/Langseth/Tryland (1999))

Bild 7.18 Abmessungen der Versuchskörper (in mm), getesteter Versuchskörper ($b/t = 10$, $\theta_a = 400^\circ\text{C}$, Serie 1)

Bild 7.19 Vergleich der aus Warmzugversuchen ermittelten und mit dem einstufigen Ramberg-Osgood-Ansatz hergeleiteten Spannungs-Dehnungskurven

Anhang D: Tabellenverzeichnis

- Tabelle 2.1 *Einteilung der Aluminium-Legierungsgruppen gemäss EN 573-1 (2004)*
- Tabelle 2.2 *Mechanische Werkstoffkennwerte für Aluminium-Knetlegierungen gemäss EN 1999-1-1 (2007)*
- Tabelle 2.3 *Physikalische Werkstoffeigenschaften von Aluminium im Vergleich mit rostfreiem Stahl und Karbonstahl*
- Tabelle 2.4 *Mechanische Werkstoffkennwerte für rostfreie Stähle (kaltverformt, $t \leq 6\text{ mm}$) gemäss EN 1993-1-4 (2006)*
- Tabelle 2.5 *Einteilung der rostfreien Stähle gemäss EN 10088-1 (2005)*
- Tabelle 2.6 *Übersicht Warmzugversuche*
- Tabelle 2.7 *Normvorgaben zur Durchführung von Warmzugversuchen*
- Tabelle 2.8 *Koeffizienten verschiedener einstufiger Ramberg-Osgood-Ansätze*
- Tabelle 2.9 *Temperaturabhängige Abminderungsfaktoren gemäss EN 1993-1-2 (2005) sowie die daraus ermittelten temperaturabhängigen Ramberg-Osgood-Koeffizienten für Karbonstahl S235*
- Tabelle 3.1 *Für die Parameterstudie verwendete Werkstoffkennwerte mit den zugehörigen Ramberg-Osgood Parametern n und e*
- Tabelle 3.2 *Aufteilung der temperaturabhängigen wirksamen Breiten bei vierseitig und dreiseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen nach Knobloch/Fontana (2006)*
- Tabelle 4.1 *Beulwerte und Aufteilung der wirksamen Breiten für vierseitig gelagerte Querschnittselemente gemäss EN 1993-1-5 (2006)*
- Tabelle 4.2 *Beulwerte und Aufteilung der wirksamen Breiten für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente gemäss EN 1993-1-5 (2006)*
- Tabelle 4.3 *Beulwerte und Aufteilung der wirksamen Breiten für vierseitig gelagerte Querschnittselemente gemäss AS/NZS 4673:2001 (2001)*
- Tabelle 4.4 *Bestimmungsgleichungen des Abminderungsfaktors ρ für drei- und vierseitig gelagerte Querschnittselemente gemäss EN 1999-1-1 (2007)*
- Tabelle 4.5 *Beulkonstanten für Legierungen mit den Endungen -O, -H, -T1, -T2, -T3, -T4 gemäss AS/NZS 1664.1:1997 (1997)*
- Tabelle 4.6 *Beulkonstanten für Legierungen mit den Endungen -T5, -T6, -T7, -T8, -T9 gemäss AS/NZS 1664.1:1997 (1997)*
- Tabelle 4.7 *Formeln zur Bestimmung der Grenzspannung ΦF_L für vierseitig gelagerte Querschnittselemente (LSD) gemäss AS/NZS 1664.1:1997 (1997)*
- Tabelle 4.8 *Formeln zur Bestimmung der Grenzspannung ΦF_L für dreiseitig gelagerte Quer-*

schnittselemente (LSD) gemäss AS/NZS 1664.1:1997 (1997)

- Tabelle 4.9 Formeln zur Bestimmung der zulässigen Spannung F_c für vierseitig gelagerte Querschnittselemente (ASD) gemäss AS/NZS 1664.2:1997 (1997)*
- Tabelle 4.10 Formeln zur Bestimmung der zulässigen Spannung F_c für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente (ASD) gemäss AS/NZS 1664.2:1997 (1997)*
- Tabelle 5.1 Aus Zugversuchen bestimmte gemittelte Materialkennwerte mit zugehörigen Ramberg-Osgood-Koeffizienten*
- Tabelle 5.2 Experimentell ermittelte Traglasten, Traglastdehnungen und auftretende Versagensmechanismen (FD: Flip-Disc-Mechanismus, RS: Roof-Shaped-Mechanismus)*
- Tabelle 5.3 Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Traglasten*
- Tabelle 5.4 Vergleich der experimentell ermittelten und der analytisch bestimmten Traglasten*
- Tabelle 5.5 Überblick der ausgewerteten fremden Versuchsreihen*
- Tabelle 5.6 Vergleich der experimentell ermittelten Traglasten mit den analytisch bestimmten Traglasten für diverse Fremdversuche*
- Tabelle 5.7 Temperaturabhängige Materialkennwerte sowie zugehörige Ramberg-Osgood-Koeffizienten*
- Tabelle 5.8 Vergleich der experimentell ermittelten Traglasten mit den analytisch bestimmten Traglasten*
- Tabelle 6.1 Aus Zugversuchen bestimmte gemittelte Materialkennwerte mit zugehörigen Ramberg-Osgood-Koeffizienten*
- Tabelle 6.2 Überblick der experimentell, unter der Beanspruchung „Reiner Druck“ ermittelten Traglasten*
- Tabelle 6.3 Überblick der experimentell, unter der Beanspruchung „Druck mit Biegung“ ermittelten Traglasten*
- Tabelle 6.4 Vergleich der unter der Beanspruchung „Reiner Druck“ experimentell bestimmten und der gemäss Normansätzen ermittelten Traglasten*
- Tabelle 6.5 Vergleich der unter der Beanspruchung „Druck mit Biegung“ experimentell bestimmten und der gemäss Normansätzen ermittelten Traglasten*
- Tabelle 6.6 Definition der im Rahmen der Parameterstudie ermittelten Traglasten*
- Tabelle 6.7 Vergleich der Traglasten unter der Beanspruchung „Reiner Druck“*
- Tabelle 6.8 Vergleich der Traglasten unter der Beanspruchung „Druck mit Biegung“*
- Tabelle 7.1 Untersuchte Materialtypen*
- Tabelle 7.2 Überblick der sich bei dreiseitig gelenkig gelagerten Querschnittselementen (Grundfall C) bei Erreichen der Traglast einstellenden Beulform (H: halbwellige Beulform, M:*

mehrwellige Beulform)

- Tabelle 7.3 Koeffizienten a_1 bis a_7 für die Grundfälle A und C der horizontalen Längsrandlagerung
- Tabelle 7.4 Bezogene Grenzschlankheiten der Grundfälle A und C der horizontalen Längsrandlagerung für verschiedene bezogene 0.2%-Bemessungsspannungen e
- Tabelle 7.5 Vergleich der experimentell ermittelten Traglasten mit den Traglasten gemäss EN 1999-1-1, AA ADM-1 und AS/NZS 1664.1:1997 sowie mit den Traglasten der Traglastkurven
- Tabelle 7.6 Aus Zugversuchen ermittelte Materialkennwerte für AA6082 T4 und T6: Mittelwerte und Standardabweichungen (in Klammern) sowie zugehörige Ramberg-Osgood-Koeffizienten (aus Hopperstad/Langseth/Tryland (1999))
- Tabelle 7.7 Vergleich der Traglasten der Versuche von Hopperstad/Langseth/Hanssen (1997) mit den Traglasten gemäss EN 1999-1-1 (2007), AA ADM-1 (2000) und AS/NZS 1664.1:1997 (1997) sowie mit den Traglasten der Traglastkurven
- Tabelle 7.8 Aus Warmzugversuchen ermittelte, temperaturabhängige Materialkennwerte sowie deren zugehörige Ramberg-Osgood-Koeffizienten
- Tabelle 7.9 Ergebnisse der Stub Column Tests von Shibata et al. (2008)
- Tabelle 7.10 Vergleich der Randbedingungen und Modellannahmen: Versuche von Shibata et al. (2008), Traglastkurven, numerische Berechnungen
- Tabelle 7.11 Vergleich der gemittelten Traglasten der Stub Column Tests von Shibata et al. (2008) mit den Traglasten der Traglastkurven, den Traglasten der numerischen Berechnungen und den Traglasten gemäss EN 1993-1-2 (2005)

Lebenslauf

Philipp Niederegger

geboren am 18. Juli 1980
in St.Gallen

Ausbildung

- | | |
|-------------|--|
| 1987 - 1993 | Primarschule Tschudiwies, St.Gallen |
| 1993 - 1995 | Katholische Kantonssekundarschule (Schulhaus Kloster), St.Gallen |
| 1995 - 1999 | Gymnasium an der Kantonsschule am Burggraben, St.Gallen |
| 1999 | Matura (Typus C) |
| 2000 - 2005 | Studium der Bauingenieurwissenschaften (Vertiefungsrichtungen Konstruktion und Wasserbau) an der Eidgenössischen Technischen Hochschule Zürich |
| 2005 | Diplom-Ingenieur der Eidgenössischen Technischen Hochschule Zürich |
| 2005 - 2009 | wissenschaftlicher Mitarbeiter von Prof. Dr. Mario Fontana in der Gruppe Stahl-, Holz- und Verbundbau des Instituts für Baustatik und Konstruktion der Eidgenössischen Technischen Hochschule Zürich |

