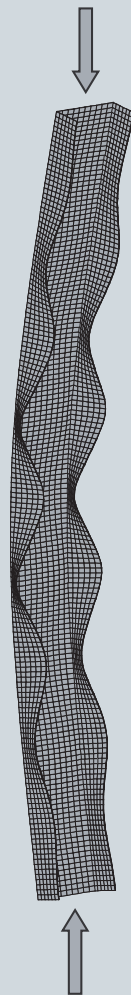


DORTMUNDER MODELL BAUWESEN

ARCHITEKT UND INGENIEUR

JENS KALAMEYA

ZUR TRAGFÄHIGKEIT VON DRUCK- UND
BIEGEBEANSPRUCHTEN C-PROFILIEN AUS STAHL



TECHNISCHE UNIVERSITÄT DORTMUND
SCHRIFTENREIHE STAHLBAU
Herausgeber: Professor Dr.-Ing. D. Ungermann

HEFT 4
2008

Zur Tragfähigkeit von druck- und biegebeanspruchten C-Profilen aus Stahl

Von der Fakultät Bauwesen der
Technischen Universität Dortmund
genehmigte Dissertation zur Erlangung
des Grades

Doktor-Ingenieur

von

Jens Kalameya

Prüfungskommission:

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. W. Sonne

Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. D. Ungermann

Koreferent: Prof. Dr.-Ing. T. Ummenhofer

TU Dortmund

TU Dortmund

TU Braunschweig

Tag der mündlichen Prüfung:

21. November 2008

Kurzfassung

In der Baupraxis spielen C-Profile oder U-Profile aus Stahl eine große Rolle. Sie kommen im allgemeinen Hochbau beispielsweise als Wandriegel, Pfetten und Stützen von Stahlhallenbauten zum Einsatz und sind somit i. d. R. sowohl druck- als auch biegebeansprucht. Die Regelungen und Nachweiskonzepte in den maßgeblichen Stahlbaunormen DIN 18800 und Eurocode 3, insbesondere zur Stab- und Gesamtstabilität von Bauteilen unter Normalspannungen, sind weitestgehend durch Untersuchungen an I- und Kastenprofilen hergeleitet und verifiziert worden. Eine Übertragung und Überprüfung für davon abweichende Profilformen, im Speziellen für die hier behandelten C-Profile, existiert jedoch nicht.

In der vorliegenden Arbeit wird ein geschlossenes, durchgängiges Bemessungskonzept vorgestellt, das es erlaubt, das Tragverhalten von Bauteilen mit C-förmigem Querschnitt ohne längsaussteifende Querschnittselemente unter Druck- und/oder Biegebeanspruchung wirklichkeitsnah zu beschreiben und rechnerisch zu erfassen. Dabei wurde der Betrachtung der auftretenden Stabilitätsprobleme, d.h. lokalem Plattenbeulen, globaler Stabstabilität und dem Zusammenspiel beider einzelnen Stabilitätsprobleme besondere Aufmerksamkeit geschenkt. Es wurden aktuelle Erkenntnisse aus Forschungen zur Querschnitts- und Stabtragfähigkeit im Bemessungsvorschlag integriert, sodass das reale Tragverhalten wirklichkeitsnah beschrieben werden kann und eine möglichst wirtschaftliche Dimensionierung der Bauteile erreicht wird. Grundsätzlich wurde Wert darauf gelegt, dass das Bemessungskonzept modular aus Einzelbausteinen zusammengesetzt wird, um die Grenzübergänge bei Wegfall eines Stabilitätseinflusses bzw. einer Beanspruchungskomponente konfliktfrei zu gewährleisten.

Der Bemessungsvorschlag wurde als Handrechenverfahren auf Basis des in der Ingenieurpraxis etablierten *Ersatzstabverfahrens* formuliert, das die Vorteile einer effizienten Nachweisführung und der Möglichkeit der Ergebniskontrolle in einem guten Kompromiss miteinander verbindet. Zudem wurde darauf geachtet, dass die mögliche erreichbare Materialersparnis nicht durch einen erhöhten Rechenaufwand für den in der Praxis tätigen Ingenieur erkauft wird. Es wurden umfangreiche Berechnungshilfen rechnerischer und graphischer Art bereitgestellt, die trotz des mitunter komplexen Tragverhaltens eine einfache Rechnung von Hand erlauben.

Die Güte des Bemessungskonzeptes wurde anhand einer umfangreichen Datenbasis aus numerischen und experimentellen Untersuchungen überprüft. Dabei ergab sich durchweg eine wirtschaftliche aber sichere rechnerische Prognose der Bauteiltragfähigkeiten.

Abstract

Steel channel sections play an important role in building construction. They are commonly used as side rails, purlins and columns in industrial halls and thus are loaded by compression forces and bending moments. Especially for members susceptible to global buckling or coupled instabilities the design rules in the relevant codes DIN 18800 and Eurocode 3 have been developed for and verified by research on I-shaped or hollow sections. For deviant shapes, particularly the regarded channel sections, a transfer or verification of these design concepts does not exist.

In this thesis a comprehensive design method is presented, allowing to describe the load-carrying behavior of channel-shaped members without longitudinal stiffeners in compression and/or bending realistically. Special attention has been paid to the regards of stability problems, i.e. local and global buckling as well as a combination of both, the so-called coupled instability. Current results from research considering the cross-sectional and member ultimate loads have been accounted for and included in the design proposal so that the load-carrying behaviour can be characterised realistically and an economic dimensioning of the members can be achieved. Basically, importance has been attached to the modular composition of the design method in order to ensure the border crossings in case of lapse of one stability-influence or component of loading in an accurate way.

The design concept has been drafted for hand-calculation on the basis of the well-established "simplified design formulae", which combines the advantages of an efficient design and a simple possibility of traceability. In particular, one basic objective of the design proposal is that the potential saving of steel tonnage is not gained by an increase of effort in the calculation done by the practical engineer. Therefore, comprehensive design aids in the form of formulae and graphs have been provided which allow simple calculation by hand in spite of the complex load carrying behavior.

The quality of the presented design proposal has been checked by the comparison of the calculations with an extensive database of experimental and numerical analyses. Thereby it can be found that the design concept consistently produces an economic but safe calculative prediction of the ultimate loads of channel-shaped members in compression and/or bending.

Vorwort des Herausgebers

Die hohe Festigkeit des Baustoffes Stahl wird genutzt, um leichte und filigrane Tragwerke zu schaffen. Die Reduktion des Materialverbrauches ist in Hinblick auf die Nachhaltigkeitsanforderungen positiv, ebenfalls nutzen die Architekten die minimal möglichen Bauteilabmessungen um ästhetisch hochwertige Bauten aus Stahl zu schaffen.

Diese positiven Eigenschaften des Stahls bedingen jedoch einen erhöhten Aufwand bei den statischen Nachweisen der Stabilität.

Die entsprechenden Berechnungsverfahren gemäß Eurocode 3 sind für Stäbe mit doppelsymmetrischen Querschnitten für die globalen Stabilitätsfälle „Knicken“ und „Biegedrillknicken“ hergeleitet und an Versuchen kalibriert worden.

Sind die Stäbe zusätzlich dünnwandig und damit beulgefährdet, gibt Eurocode 3 eine Erweiterung dieser Berechnungsverfahren an. Aufgrund vereinfachender Annahmen bei der Herleitung werden rechnerische Tragfähigkeiten ermittelt, die in einigen Fällen unwirtschaftlich, in anderen Fällen aber auch unsicher sind.

Der Aufgabe, sichere und wirtschaftliche Bemessungsregeln für einfach symmetrische C-förmige Profile mit gleichzeitiger globaler und lokaler Stabilitätsgefährdung zu entwickeln, hat sich Herr Kalameya angenommen.

Aus der Analyse der Schwächen der derzeitigen Berechnungsverfahren konnte anhand experimenteller, theoretischer Untersuchungen und umfangreicher Parameteruntersuchungen eine wesentlich verbesserte Beschreibung des Tragverhaltens erfolgen. Es ist Herrn Kalameya gelungen, die komplexen Zusammenhänge in Berechnungsverfahren darzustellen, die der Praxis eine sichere und einfache Berechnung von Tragfähigkeiten ermöglichen.

Wesentliche Teile der Arbeit sind im Rahmen der folgenden Forschungsprojekte entstanden:

- „Realitätsnahe Bestimmung der Tragfähigkeit beul- und biegedrillknickgefährdeter dünnwandiger Stahlquerschnitte“, gefördert durch die Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen (AIF), Vorhaben Nr. 14125 N, DAST-Forschungsbericht 02/2006
- „Effiziente Nachweisführung von biegeknickgefährdeten, dünnwandigen Stahlquerschnitten“, gefördert durch die Arbeitsgemeinschaft in-

dustrieller Forschungsvereinigungen (AIF), Vorhaben Nr. 15025 N, in Bearbeitung

Dem Forschungsförderer wird für die finanzielle Unterstützung der Projekte gedankt.

Der Dank geht weiterhin an den zweiten Gutachter der Dissertation, Prof. Dr.-Ing. T. Ummenhofer, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, der die Arbeit mit betreut hat.

Dortmund, im Dezember 2008

Prof. Dr.-Ing. Dieter Ungermann

Vorwort des Verfassers

Bei der Textgattung „Danksagung“ handelt es sich gewiss um kein außergewöhnlich spannendes Feld literarischer Betätigung. Meist ist die Hochzeitsfeier oder der Geburtstag zu diesem Zeitpunkt bereits erledigt, und der Dank an alle Anwesenden ist nicht mehr als eine lästige Pflichtübung. So ist die Spanne der zu erwartenden Mitteilungsinhalte gering.

Ein wenig anders ist dies bei den Worten des Dankes, die einer Dissertation vorangestellt werden. Zwar sind auch hier keine literarischen Höchstleistungen zu erwarten, da alle Texte in etwa vergleichbaren Inhalts sein werden. Die Intention aber ist eine andere: Die Dankbarkeit ist größer. Mehr als pflichtschuldigst eine zu erledigende Notwendigkeit abzarbeiten bietet sich hier die Möglichkeit, an diejenigen Personen zu erinnern, die dieser Arbeit mit Wort, Tat und Trost Pate standen.

Meinem Betreuer Prof. Dr.-Ing. D. Ungermann danke ich für die stete Förderung, die wertvollen Ratschläge und nicht zuletzt überhaupt für die Möglichkeit zu dieser Arbeit. Meinem Zweitgutachter Herrn Prof. Dr.-Ing. T. Ummenhofer danke ich für die Übernahme des Koreferats und die kritische Durchsicht der Arbeit. Für den Vorsitz der Prüfungskommission danke ich ganz herzlich Herrn Prof. Dr. W. Sonne.

Die Anfertigung dieser Arbeit war nur durch die Unterstützung zahlreicher Kollegen und Wegbereiter möglich, denen ich an dieser Stelle meinen unverzichtbaren Dank aussprechen möchte. Die freundschaftliche Atmosphäre am Lehrstuhl und gleichzeitig die stets vorhanden Gesprächs- und Hilfsbereitschaft kann in diesem Rahmen nur unzureichend gewürdigt werden. Auch die zahlreichen studentischen Hilfskräfte und Diplomanden sowie die Mitarbeiter des Instituts für Bauforschung waren insbesondere für die Durchführung und das Gelingen der Versuche von großer Bedeutung.

Ein besonderer und außergewöhnlich großer Dank gebührt der Oberingenieurin am Lehrstuhl, Frau PD Dr.-Ing. B. Brune, die meine Zeit seit dem Studium sowie das gesamte Unterfangen der Arbeit von Anfang an „live und in Farbe“ mit begleitet hat und auf deren Forschungsarbeiten ein leichtes Aufbauen möglich war. Auch die jederzeitige Hilfs- und Diskussionsbereitschaft ist nicht selbstverständlich.

Ebenso soll Herr Dipl.-Ing. O. Klostermann nicht unerwähnt bleiben, der maßgeblich zum erfolgreichen Abschluss dieser Arbeit beigetragen hat. Die Vorbereitung und Durchführung der Versuche und nicht zuletzt die stete Diskussion von Themen auch abseits der eigentlichen Arbeit haben einen nicht unerheblichen Anteil.

Auch meinem langjährigen Zimmerkollegen, Herrn Dr.-Ing. B. Schmidt, muss trotz seiner höchst zweifelhaften fußballerischen Gesinnung ein herzlicher Dank zuteil werden, da er nie um eine Antwort bei Frage- und Problemstellungen verlegen war.

Nicht zuletzt gebührt ein großer Dank meiner Familie. Meinen Eltern, die mir seit jeher große Unterstützung zu Teil werden lassen und damit sowie natürlich durch ihre biologische Rolle mir die Arbeit überhaupt erst ermöglicht haben. Ebenso danke ich meiner Frau, die es verstanden hat, auch in Phasen des Zweifels durch ihr Verständnis und ihr Entgegenkommen mir das nötige Durchhaltevermögen und die nötige Motivation zu schenken.

Dortmund, im Dezember 2008

Jens Kalameya

Inhaltverzeichnis

1	ALLGEMEINES.....	1
1.1	EINLEITUNG.....	1
1.2	ANLASS UND PROBLEMSTELLUNG	2
1.3	ZIEL DIESER ARBEIT.....	3
1.4	VEREINBARUNGEN UND DEFINITIONEN	5
1.4.1	<i>Annahmen und Definitionen.....</i>	<i>5</i>
1.4.2	<i>Begriffe und Formelzeichen.....</i>	<i>5</i>
1.4.3	<i>Abmessungen, Koordinaten und Schnittgrößen</i>	<i>7</i>
2	STAND DER FORSCHUNG	8
2.1	ALLGEMEINES	8
2.2	QUERSCHNITTSTRAGFÄHIGKEIT DÜNNWANDIGER STAHLQUERSCHNITTE	8
2.2.1	<i>Allgemeines</i>	<i>8</i>
2.2.2	<i>Vierseitig gelagerte Querschnittselemente</i>	<i>9</i>
2.2.3	<i>Dreiseitig gelagerte Querschnittselemente</i>	<i>11</i>
2.2.4	<i>Verteilung und Anordnung der wirksamen Breite</i>	<i>14</i>
2.2.5	<i>Beultragfähigkeit von zusammengesetzten Querschnitten.....</i>	<i>22</i>
2.2.6	<i>Anwendung der wirksamen Breiten im (teil-)plastischen Bereich ..</i>	<i>30</i>
2.2.7	<i>Alternative Konzepte zu den wirksamen Breiten</i>	<i>36</i>
2.2.8	<i>Distortional Buckling</i>	<i>39</i>
2.2.9	<i>Umsetzung des Beulnachweises in der aktuellen Normung</i>	<i>40</i>
2.2.10	<i>Zusammenfassung.....</i>	<i>42</i>
2.3	STABTRAGFÄHIGKEIT VON DICKWANDIGEN C-PROFILIEN	43
2.3.1	<i>Allgemeines</i>	<i>43</i>
2.3.2	<i>Beanspruchung durch Drucknormalkraft</i>	<i>44</i>
2.3.3	<i>Beanspruchung durch Biegemomente.....</i>	<i>50</i>
2.3.4	<i>Kombinierte Druck- und Biegebeanspruchung</i>	<i>53</i>
2.3.5	<i>Zusammenfassung.....</i>	<i>56</i>
2.4	KOMBINATION VON LOKALEM UND GLOBALEM STABILITÄTSFALL	57
2.4.1	<i>Allgemeines</i>	<i>57</i>
2.4.2	<i>Q-Faktor Methode</i>	<i>58</i>
2.4.3	<i>Multiplikationsmethode</i>	<i>63</i>
2.4.4	<i>Modelle in DIN 18800, Teil 2, [R5] und DASt-Richtlinie 016, [R2] ...</i>	<i>63</i>
2.4.5	<i>Direct-Strength-Method</i>	<i>64</i>
2.4.6	<i>Zusammenfassung.....</i>	<i>65</i>
3	EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN	67
3.1	ALLGEMEINES	67
3.2	VERSUCHSTRÄGER.....	68
3.2.1	<i>Querschnitte.....</i>	<i>68</i>

3.2.2	<i>Verwendete Materialien</i>	69
3.3	MESSTECHNIK.....	70
3.3.1	<i>Allgemeines</i>	70
3.3.2	<i>Imperfektionen</i>	70
3.3.3	<i>Messungen der Stabverformungen im Versuch</i>	73
3.3.4	<i>Dehnungsmessung</i>	74
3.3.5	<i>Erfassung des Lastniveaus</i>	75
3.4	VERSUCHE UNTER BIEGEBEANSPRUCHUNG	75
3.4.1	<i>Versuchsträger</i>	75
3.4.2	<i>Versuchsaufbau</i>	76
3.4.3	<i>Ergebnisse und Versuchsbeobachtungen</i>	77
3.5	VERSUCHE UNTER BEANSPRUCHUNG DURCH DRUCK- UND BIEGUNG	84
3.5.1	<i>Versuchsträger</i>	84
3.5.2	<i>Versuchsaufbau</i>	84
3.5.3	<i>Ergebnisse und Versuchsbeobachtungen</i>	85
3.6	ZUSAMMENFASSUNG	88
4	NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN	90
4.1	ALLGEMEINES	90
4.2	MODELLIERUNG	91
4.2.1	<i>Allgemeine Vorgaben</i>	91
4.2.2	<i>Modellierung der C-Profile</i>	92
4.3	KALIBRATION DES MODELLS	96
4.3.1	<i>Allgemeines</i>	96
4.3.2	<i>Verzweigungsanalysen</i>	97
4.3.3	<i>Traglastanalysen</i>	99
4.4	PARAMETERSTUDIEN	105
4.4.1	<i>Allgemeines</i>	105
4.4.2	<i>Variierte Parameter</i>	106
4.4.3	<i>Studien zum Einfluss der Ersatzimperfektionen</i>	108
4.5	AUSWERTUNG DER PARAMETERSTUDIE UND STUDIUM DES TRAGVERHALTENS	113
4.5.1	<i>Allgemeines</i>	113
4.5.2	<i>Kompakte C-Querschnitte</i>	114
4.5.3	<i>C-Profile aus dünnwandigen Querschnittsteilen</i>	132
4.6	ZUSAMMENFASSUNG	147
5	VERZWEIGUNGSPROBLEM	150
5.1	ALLGEMEINES	150
5.2	LOKALES PLATTENBEULEN.....	152
5.2.1	<i>Verzweigungsproblem von Rechteckplatten</i>	152
5.2.2	<i>Verzweigungsspannung des Gesamtquerschnitts</i>	156
5.3	GLOBALE STABSTABILITÄT.....	191
5.3.1	<i>Allgemeines</i>	191

5.3.2	<i>Beanspruchung durch Normalkraft</i>	193
5.3.3	<i>Beanspruchung durch Biegemoment M_y</i>	196
5.4	ZUSAMMENFASSUNG	200
6	TRAGFÄHIGKEIT VON C-PROFILIEN	203
6.1	ALLGEMEINES	203
6.2	KOMPAKTE C-PROFILE	204
6.2.1	<i>Allgemeines</i>	204
6.2.2	<i>Querschnittstragfähigkeit</i>	205
6.2.3	<i>Bauteiltragfähigkeit</i>	229
6.2.4	<i>Zusammenfassung für kompakte Querschnitte</i>	258
6.3	DÜNNWANDIGE C-PROFILE	261
6.3.1	<i>Allgemeines</i>	261
6.3.2	<i>Querschnittstragfähigkeit</i>	263
6.3.3	<i>Bauteiltragfähigkeit</i>	306
6.3.4	<i>Zusammenfassung für beulgefährdete Querschnitte</i>	351
7	ZUSAMMENFASSUNG	355
8	LITERATUR	358
8.1	NORMEN, REGELWERKE UND VORSCHRIFTEN	358
8.2	FACHLITERATUR	359
8.3	SOFTWARE	368
ANHANG A: INTERAKTIONSBEIWERTE NACH EUROCODE 3, TEIL 1-1,		
ANNEX B		369
ANHANG B: BERECHNUNGSGLEICHUNGEN ZUR TEILPLASTISCHEN		
QUERSCHNITTSTRAGFÄHIGKEIT		371
ANHANG C: DATENBLÄTTER DER VERWENDETEN FREMDVERSUCHE ..		388
C.1	VERSUCHE VON <i>MULLIGAN/PEKÖZ</i> , [58]	388
C.2	VERSUCHE VON <i>UNGERMANN/COLLARD</i> , [92]	389
C.3	VERSUCHE VON <i>ENJILY/GODLEY/BEALE</i> , [25]	389
C.4	VERSUCHE VON <i>ENJILY/GODLEY/BEALE</i> , [25]	389
C.5	VERSUCHE VON <i>RHODES/THOMA/SOETENS</i> , [67]	391
C.6	VERSUCHE VON <i>ZHANG</i> , [108]	392
C.7	VERSUCHE VON <i>YOUNG/RASMUSSEN</i> , [104]	393
C.8	VERSUCHE VON <i>ZHANG</i> , [108]	394

1 Allgemeines

1.1 Einleitung

In der Baupraxis spielen C-Profile oder U-Profile aus Stahl eine große Rolle. Sie kommen im allgemeinen Hochbau beispielsweise als Wandriegel, Pfetten und Stützen von Stahlhallenbauten zum Einsatz und sind somit i. d. R. sowohl druck- als auch biegebeansprucht. Dabei existieren im Allgemeinen drei Arten von C-Profilen:

- Gewalzte Profile mit parallelen (UPE-, UAP-Reihe) oder geneigten Flanschflächen (U-, UPN-Reihe)
- Geschweißte Profile mit individuellen Abmessungen und Blechdicken
- Durch Kantprozess kaltgeformte Profile aus meist dünnwandigen Blechtafeln

Insbesondere letztere kommen im modernen Stahlhallenbau verstärkt zum Einsatz, da diese in guter Weise einen Kompromiss der Vorzüge der erst genannten Profilarten in sich vereinen lassen. Zum einen kann über die freie Wahl der Querschnittsabmessungen der Materialeinsatz in Bezug auf die Beanspruchungen optimiert werden, und zum anderen sind gekantete, kaltgeformte Profile verglichen mit den geschweißten Querschnitten durch einen einfachen Herstellungsprozess kostengünstig herzustellen. Dabei beeinflusst im Produktionsprozess die Anzahl der Kantungen direkt den Preis der Profile, sodass eine optimierte Materialverteilung im Querschnitt ohne zusätzliche erforderliche längsaussteifende Querschnittselemente, wie Sicken, Lippen oder Bördel zu einem Optimum an Bauteilkosten führt.

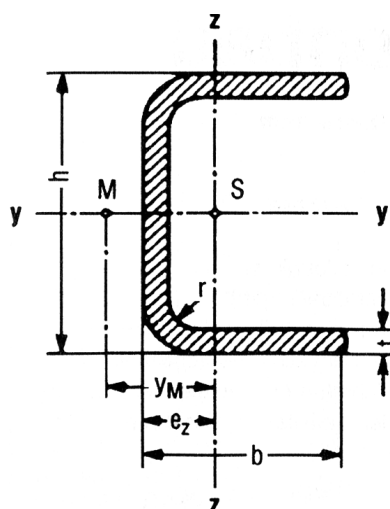


Bild 1.1: Durch Kanten kaltgeformtes, unversteiftes C-Profil

Desweiteren ist die Entwicklung des modernen Stahlbaus dadurch gekennzeichnet, dass ein ständig wachsender Bedarf nach leichten, filigranen und zugleich wirtschaftlichen Konstruktionen besteht. Dieser Umstand führt zu immer dünner und schlanker werdenden Bauteilen aus zunehmend höherfesten Materialien. Somit wird für die Bemessung in der Regel der Stabilitätsnachweis maßgebend. Dies gilt sowohl für die lokale Stabilität einzelner Querschnittsteile (Plattenbeulen) als auch die globale Bauteil- oder Stabstabilität (Biegeknicken, Biegedrillknicken). Zudem ist eine Interaktion von beiden oben genannten, das sogenannte Gesamtstabilitätsproblem zu untersuchen.

Dadurch wird die Querschnittswahl weniger von der zur Kraftübertragung erforderlichen Fläche, sondern von dem Wunsch nach ausreichender Steifigkeit beeinflusst.

1.2 Anlass und Problemstellung

Die Regelungen und Nachweiskonzepte in den maßgeblichen Stahlbaunormen DIN 18800, [R4], [R5], [R6], und Eurocode 3, Teile 1-1, [R9], und 1-3, [R10], insbesondere zur Stab- und Gesamtstabilität von Bauteilen unter Druck- und Biegebeanspruchung, sind weitestgehend durch Untersuchungen an I- und Kastenprofilen hergeleitet und verifiziert worden, gelten dennoch auch in weiten Bereichen für davon abweichende Profilformen. Insbesondere für Profile, die im Gegensatz zu den oben genannten keine Doppelsymmetrie aufweisen, wie im Falle der im Rahmen dieser Arbeit untersuchten C-Profile, sind die vorliegenden Bemessungsvorschriften im Hinblick auf die Stab- und Gesamtstabilität zu hinterfragen und zu überprüfen.

Im Speziellen wurden die bisherigen Forschungen zum kombinierten lokalen und globalen Stabilitätsfall von druck- und biegebeanspruchten Stahlquerschnitten nur in Teilbereichen durchgeführt. *Lindner/Gregull*, [51], *Lindner/Aschinger*, [50], und *Rusch*, [77], berichten über biegedrillknickgefährdete, beulschlanke I-Querschnitte. Versuche und theoretische Untersuchungen an kaltgeformten Stahlquerschnitten, z.B. lippenverstärkten U-Profilen, Z-Profilen sowie kaltgeformten Σ -Profilen wurden u.a. von *Wittemann*, [100], und *Fahmy*, [27], durchgeführt. Die Auswertungen in [77] und [27] zeigen, dass reale Tragfähigkeiten von gesamtstabilitätsgefährdeten, dünnwandigen Profilen mit Hilfe der zitierten europäischen Normen bestimmt werden können, wenn es sich um I-Profile oder um Stahlquerschnitte handelt, die, wie bei lippenverstärkten C-Profilen, aus vierseitig gelagerten, beulschlanken Platten bestehen. Für diese Querschnitte erweist sich das Nachweisverfahren des Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], bzw. Teil 1-3, [R10], grundsätzlich als leistungsfähig.

Im Falle von nicht längsausgesteiften C-Profilen hingegen existieren keine oder nur unzureichend theoretisch, experimentell und numerisch abgesicherte Untersuchungen, die die Anwendbarkeit der Nachweisverfahren gemäß der europäischen Normung belegen.

Dabei gilt es im Einzelnen, die folgenden Punkte für unversteifte C-Profile im Hinblick auf die für (doppelsymmetrische) I-Profile existierenden Bemessungsregeln zu untersuchen:

- Bei C-Profilen kann im Falle großer Drucknormalkräfte neben dem Biegeknicken der Stabilitätsfall Biegedrillknicken auftreten, was gemäß den existierenden normativen Vorgaben in DIN 18800, [R5], und EC3, [R9], für übliche I-Profile nicht zu untersuchen ist. Insbesondere die Handhabung dieses Stabilitätsproblems in den Nachweisgleichungen bei kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung nach Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], Annex A und B, ist nicht geklärt.
- Aufgrund der Einfachsymmetrie hat der Steg von C-Profilen einen nennenswerten Einfluss auf die Querschnittstragfähigkeit bei Biegebeanspruchung um die schwache Achse sowie die Querbiegesteifigkeit, was somit für das Biegeknicken senkrecht zur z-z-Achse einen signifikanten Unterschied zum I-Profil darstellt. Die Vorgabe zur Zuordnung der europäischen Knickspannungslinie c zum Nachweis des Biegeknickens normal zur z-z Achse dickwandiger C-Profile ist nach Kenntnis des Autors weder experimentell noch numerisch belegt, und wie in Abschnitt 6.2.3.3 gezeigt wird z. T. auch nicht gerechtfertigt.
- Bezüglich der Gesamtstabilität von dünnwandigen unversteiften C-Profilen unter Biegemomentenbeanspruchung um die starke Profilhauptachse y-y wurde bei Untersuchungen in [95] festgestellt, dass die normativ verankerten Nachweisverfahren im Eurocode 3, [R9], die realen Tragfähigkeiten derartiger Bauteile teilweise in erheblichem Maße überschätzen.

Somit kann festgehalten werden, dass ein Großteil der Vorgaben zur Bemessung von stabilitätsgefährdeten Stahlbauteilen mit den gängigen Querschnittsformen im Wesentlichen für I-förmige Profile hergeleitet und verifiziert wurde. Eine Überprüfung für unversteifte C-Profile existiert nicht.

1.3 Ziel dieser Arbeit

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit soll das Tragverhalten von druck- und/oder biegebeanspruchten C-Profilen grundlegend untersucht werden. Dabei wird der Betrachtung der auftretenden Stabilitätsprobleme besondere Aufmerksamkeit

geschenkt. Es wird sowohl die lokale Plattenbeulstabilität einzelner Bleche des Querschnitts als auch die reine globale Stabstabilität dickwandiger C-Querschnitte behandelt. Zusätzlich muss eine mögliche Interaktion der beiden Stabilitätsformen untereinander untersucht werden.

Ziel der Arbeit ist die Entwicklung eines Bemessungskonzepts, mit dem die Tragfähigkeit von normalspannungsbeanspruchten C-Profilen zutreffend beschrieben werden kann. Dieses soll auf den etablierten Nachweisverfahren in der neuen europäischen Normengeneration des Eurocode 3, Teile 1-1 [R9], 1-5, [R11], und 1-3, [R10], basieren, um die einfache Umsetzung und Anwendbarkeit in der Praxis zu gewährleisten.

Dabei soll das Verfahren in sich konsistent sein und die auftretenden Grenzübergänge zwischen Stab- und Querschnittstragfähigkeit abbilden können. Zusätzlich soll von einer allgemeinen Form der Beanspruchung, bei der die oben genannten Stabilitätsfälle einzeln oder in Kombination untereinander auftreten können, ausgegangen werden. Somit erscheint es sinnvoll, die Bemessungsmethode bezüglich der auftretenden Beanspruchungen modular aufzubauen, und die jeweilig möglichen Lastfälle Normalkraft sowie Biegemomente um die beiden Profilhauptachsen additiv zu berücksichtigen, d.h. jede mögliche Normalspannungsverteilung über den Querschnitt auf die drei obigen Grundlastfälle zurückzuführen. Dies hat den Vorteil, dass zum einen bei Wegfall einer Beanspruchungskomponente der zugeordnete Teil der Interaktionsgleichung gestrichen wird, ohne die anderen zu beeinflussen. Zum anderen entfällt insbesondere im Falle dünnwandiger beulgefährdeter Profile der deutlich erhöhte, iterative Berechnungsaufwand.

Die durch eine zutreffende Bemessungsvorschrift erreichbare Materialersparnis muss immer im Zusammenhang mit dem Berechnungsaufwand betrachtet werden. Daher darf bei der Aufbereitung des Bemessungskonzepts die in der Ingenieurpraxis erforderliche Handhabbarkeit des Verfahrens nicht vernachlässigt werden. Für den bemessenden Ingenieur spielt es eine große Rolle, dass das Tragverhalten des untersuchten Bauteils qualitativ abgeschätzt werden kann, weshalb sich die Nachweise nach dem *Ersatzstabverfahren* gemäß DIN 18800 und Eurocode 3, bei dem einzelne Stäbe gedanklich aus dem Gesamttragwerk herausgeschnitten werden, großer Beliebtheit in der Baupraxis erfreuen. Aufgrund dieses Umstandes soll bei der Umsetzung des Nachweiskonzeptes für normalspannungsbeanspruchte C-Profile auf die Basis dieses vereinfachten Nachweiskonzeptes aufgebaut werden. Auch wenn die Möglichkeiten einer rechnergestützten Berechnung von Tragstrukturen stetig steigen, ist davon auszugehen, dass die handrechenfähigen Nachweisverfahren stets eine gewichtige Bedeutung in der Bemessungspraxis behalten werden.

1.4 Vereinbarungen und Definitionen

Im Folgenden werden die innerhalb dieser Arbeit verwendeten Annahmen, Definitionen, Begriffe und Formelzeichen angegeben.

1.4.1 Annahmen und Definitionen

Die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen beruhen auf den folgenden Annahmen und Vereinbarungen:

- Der Einfluss von Schubspannungen auf die Tragfähigkeit wird vernachlässigt.
- Die Untersuchungen beschränken sich ausschließlich auf nicht längsversteifte C-Profile ohne Sicken oder Lippen, die eine Symmetrieachse aufweisen, d.h. Querschnitte mit gleicher Ober- und Untergurtbreite. Diese werden im Folgenden als C-Profile bezeichnet.
- Sofern nicht anders angegeben werden alle Abmessungen und Querschnittswerte auf Basis der Theorie dünnwandiger Querschnitte angegeben. Dies gilt ebenso bei der numerischen Modellierung gewalzter Profile, bei denen die Ausrundungen nicht berücksichtigt werden.
- Bei den Traglastberechnungen wird ein bilineares linear-elastisches ideal-plastisches Materialgesetz vorausgesetzt.

1.4.2 Begriffe und Formelzeichen

Die verwendeten Bezeichnungen orientieren sich im Wesentlichen an den im Eurocode 3 benutzten Symbolen. An dieser Stelle sind die häufig verwendeten Symbole aufgezählt, weitere Definitionen sind direkt im Text angegeben.

Koordinaten, Verschiebungs-, Spannungs- und Schnittgrößen

x	Stablängsachse
y, z	Querschnittshauptachsen
u, v, w	Verschiebungen in Richtung der Achsen x, y, z
φ	Verdrehung um die Stablängsachse
σ	Normalspannung
ψ	Verhältnis der Randspannungen und Randdehnungen
ε	Längsdehnung
N	Normalkraft
M	Biegemomente
e_0	Stich der Stabvorkrümmung
$w_{p,0}$	Stich der Plattenvorverformung

Physikalische Kenngrößen, Festigkeiten

E	Elastizitätsmodul	(210.000 N/mm ²)
G	Schubmodul	(80.769 N/mm ²)
μ	Querdehnzahl	(0,3)
f_y	Streckgrenze	
ε_y	Fließdehnung	

Querschnittsgrößen

B	Flanschbreite	
H	Steghöhe	
T	Blechdicke	
A	Querschnittsfläche	
I	Trägheitsmoment (Flächenmoment 2. Grades)	
W	Widerstandsmoment	
c	Drehradius	
S	Schwerpunkt	
M	Schubmittelpunkt	
ρ	Wirkungsgrad der beulgefährdeten Platten	

Systemgrößen

L	Systemlänge eines Stabes	
$\bar{\lambda}$	bezogener Schlankheitsgrad	
χ	Traglastabminderungsfaktor bei Stabilitätsfällen	
β	Knicklängenbeiwert	

Indizes

f	Flansch	
w	Steg	
x,y,z	Beziehung auf die jeweilige Querschnittshauptachse	
ω	Verwölbung	
T	Torsion	
el	elastisch	
pl	plastisch	
K	Biegeknicken	
LT	Biegedrillknicken infolge Momentenbeanspruchung	
TF	Biegedrillknicken infolge Druckbeanspruchung	
P	Plattenbeulen	
cr	ideale Verzweigung	
Ek	Charakteristischer Wert auf Einwirkungsseite	
Rk	Charakteristischer Wert auf Widerstandsseite	
Ed	Bemessungswert auf Einwirkungsseite	
Rd	Bemessungswert auf Widerstandsseite	

1.4 Vereinbarungen und Definitionen

eff	Kennzeichnung effektiver Querschnittswerte
σ	bezogen auf Normalspannungen
ε	bezogen auf Längsdehnung
gi	Stabstabilität (global instability)
li	Plattenbeulstabilität (local instability)
ci	Gesamtinstabilität (coupled instability)

Zusätzlich zu den vorgenannten absoluten werden bezogene Querschnittsparameter definiert, über die eine einfache Darstellung der entsprechenden Größen erfolgen kann.

θ	= H/B	Verhältnis Steghöhe zu Flanschbreite
ζ	= T_f/T_w	Verhältnis Flansch- zu Stegdicke
δ_f	= A_f/A	Flanschflächenanteil
δ_w	= A_w/A	Stegflächenanteil

1.4.3 Abmessungen, Koordinaten und Schnittgrößen

Im nachfolgenden Bild 1.2 sind die relevanten Querschnittsabmessungen, das verwendete Koordinatensystem und die dazu gehörigen Verschiebungen und Schnittgrößen dargestellt.

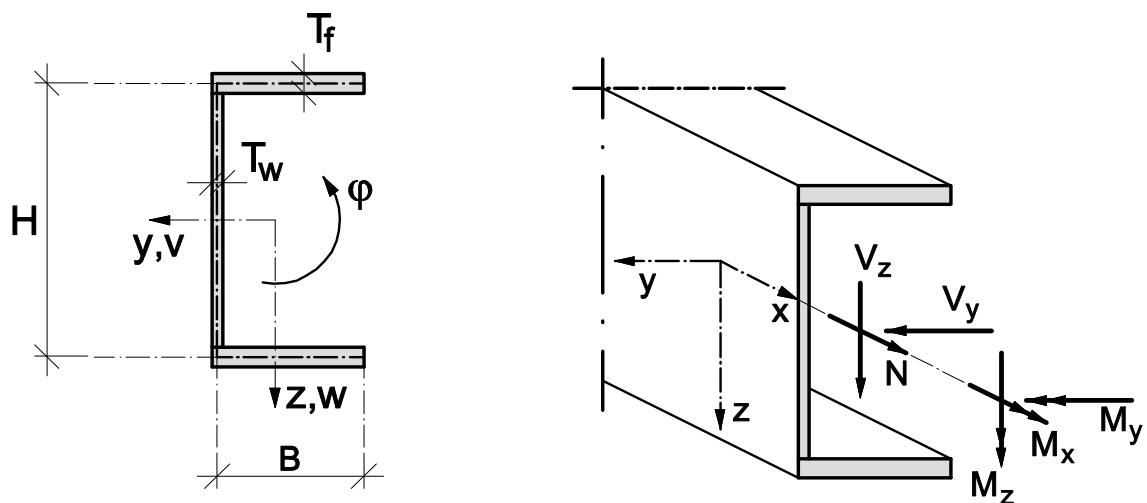


Bild 1.2: Verwendete Abmessungen und Koordinatensysteme

2 Stand der Forschung

2.1 Allgemeines

Im Folgenden werden der Stand der Forschung sowie die Hintergründe zu den bestehenden Nachweisformaten beschrieben. Dabei wird auf eine umfassende Beschreibung aller existierenden Arbeiten und der geschichtlichen Entwicklung in den gegenwärtig gültigen Bemessungskonzepten verzichtet, sondern verstärkt Wert auf die zur Herleitung der Nachweismethode relevanten Komponenten gelegt.

Da das vorgeschlagene Nachweisformat nach Stabilitätsfällen modular additiv aufgebaut wird, werden folgerichtig die zu Grunde liegenden Forschungsaktivitäten zu den einzelnen Stabilitätskomponenten nachfolgend abschnittsweise getrennt von einander zusammengefasst.

2.2 Querschnittstragfähigkeit dünnwandiger Stahlquerschnitte

2.2.1 Allgemeines

Theoretische Untersuchungen zum Tragverhalten beulgefährdeter Stahlquerschnitte beruhen fast ausschließlich auf der *Methode der wirksamen Breiten*, die im europäischen Raum Eingang in die maßgeblichen Normen zur Bemessung gefunden hat. Somit wird dieses Konzept im Rahmen dieser Arbeit konsequent weiter verfolgt und vertieft. Davon abweichende Bemessungsmethoden sind kurz in Abschnitt 2.2.7 beschrieben.

Eingangsparameter zur Bestimmung der Beultragfähigkeit mit der *Methode der wirksamen Breiten* ist in jedem Fall der bezogene Plattenschlankheitsgrad $\bar{\lambda}_p$ unter Ansatz der Fließspannung f_y im Traglastzustand.

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,p}}} = \frac{B/T}{28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}} \quad (2.1)$$

Darin ist $\sigma_{cr,p}$ die ideale Beulverzweigungsspannung nach der Elastizitätstheorie, in die über den Beulwert k_σ die Lagerungsbedingungen, Beanspruchung und Plattengeometrie eingehen. Die Schreibweise im rechten Teil der Gleichung wird im Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], verwendet und entspricht der Schreibweise gemäß DIN 18800, Teil 3, [R6], und lässt sich vollständig in diese überführen.

Grundsätzlich wurde die *Methode der wirksamen Breite* ausgehend von der Bedingung hergeleitet, dass der tatsächlich vorhandene, nichtlineare Spannungsverlauf im ausgebeulten Blech durch fiktive, flächengleiche, aber konstante Span-

nungsblöcke mit reduzierter Breite b_{eff} substituiert wird. Anschauliche Grundlage dafür ist, dass sich die ausgebeulten Querschnittsteile einer Lastaufnahme entziehen und somit gedanklich zur Bestimmung der Querschnittstragfähigkeit keinen Beitrag leisten. Somit ergibt sich für die Bestimmung des Querschnittswiderstands ein ideeller, im Vergleich zum Ausgangszustand reduzierter Querschnitt, der die volle Fließspannung f_y aufnehmen kann, Bild 2.1.

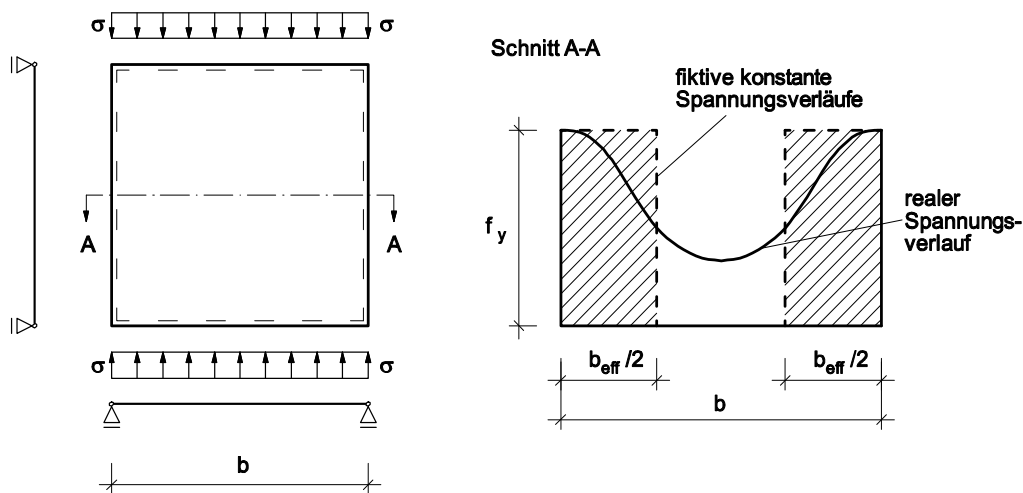


Bild 2.1: Definition des Begriff der wirksamen Breite am Beispiel einer vierseitig gehaltenen, konstant gedrückten Platte

2.2.2 Vierseitig gelagerte Querschnittselemente

Basierend auf der Formulierung der linearen Beuldifferentialgleichung führte *Von Kármán*, [98], als Erster den Begriff der wirksamen Breite ein, der aufgrund einer umfangreichen Versuchsserie von *Winter*, [99], nach mehrmaliger Änderung zur gemeinhin bekannten *Winter-Formel* für vierseitig gelagerte, beulgefährdete Platten unter konstanter Randspannung modifiziert wurde.

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \left(1 - \frac{0,22}{\bar{\lambda}_p} \right) \leq 1,0 \quad (2.2)$$

Diese empirisch hergeleitete Formulierung berücksichtigt den Einfluss „mäßiger Imperfektionen“ ohne eine genaue Quantifizierung ihrer Größe auf die analytisch hergeleitete Definition und kann somit als Traglastkurve aufgefasst werden. Gleichung (2.2) beinhaltet indirekt durch die Einbindung der bezogenen Beulschlankheit $\bar{\lambda}_p$ die Parameter Plattengeometrie, Materialeigenschaften sowie Randbedingungen wie Beanspruchung und Lagerung, jedoch nicht den Einfluss verschiedener Vorverformungsfiguren und –amplituden, [13]. So kann es bei Verwendung der *Winter-Kurve* im Vergleich zu numerischen Berechnungen bei Ansatz einer zur ersten Beuleigenform affinen Imperfektionsfigur teilweise zu Traglasten kommen,

die auf der unsicheren Seite liegen, [73], [96]. Allerdings stellt jedoch eine zur Eigenform affine Vorverformung eine sehr ungünstige Annahme dar, die sich im Allgemeinen deutlich von in realen Konstruktionen gemessenen Imperfektionsmustern unterscheidet. So wurde durch die Auswertung numerischer [32] und experimenteller Untersuchungen [86] mit baupraktischen Vorverformungen Gleichung (2.2) für den baupraktischen Bereich verifiziert und bestätigt, sodass die *Winter-Formel* schlussendlich im europäischen Raum als zu Grunde liegende Beulabminderungskurve für vierseitig gelagerte Stahlbleche unter konstanter Druckbeanspruchung in zahlreichen Normen [R6], [R10], [R11] verwendet wird.

Für Bauteile unter Druck- und Biegebeanspruchung stellt sich ein nicht konstanter Spannungsverlauf über das betrachtete Querschnittsteil ein, der an einem Plattenrand geringere Druckspannungen bzw. bei größerem Momentenanteil sogar Zugspannungen hervorruft. Dies hat in zweierlei Weise günstigen Einfluss auf das Tragverhalten beulgefährdeter Platten:

1. Der bezogene Plattenschlankheitsgrad $\bar{\lambda}_p$ wird über den Einfluss des Beulwertes k_σ abgesenkt.
2. Die Imperfektionen haben im Falle einer nicht konstanten Druckbeanspruchung einen weniger stark ausgeprägten Einfluss auf die Tragfähigkeit.

Zur Beschreibung der Tragfähigkeit vierseitig gelagerter Platten schlägt *Dubas* in [23] daher eine um das Randspannungsverhältnis ψ_σ ergänzte Modifikation der Winter-Kurve (2.2) vor.

$$\rho = \frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \left(1 - \frac{0,055 \cdot (3 + \psi_\sigma)}{\bar{\lambda}_p} \right) \leq 1,0 \quad (2.3)$$

In Bild 2.2 sind die bezogenen Tragfähigkeiten von vierseitig gelagerten Blechen nach Gleichung (2.3) für unterschiedliche Randspannungsverhältnisse ψ_σ . Insbesondere im mittleren Plattenschlankheitsbereich ist ein deutlicher Zugewinn an Tragfähigkeit gegenüber dem Fall konstanter Randdruckspannung (Gleichung (2.2)) zu erkennen, sodass in der DIN EN Fassung des Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], Gleichung (2.3) zur Bemessung vierseitig gelagerter Querschnittsteile verwendet wird.

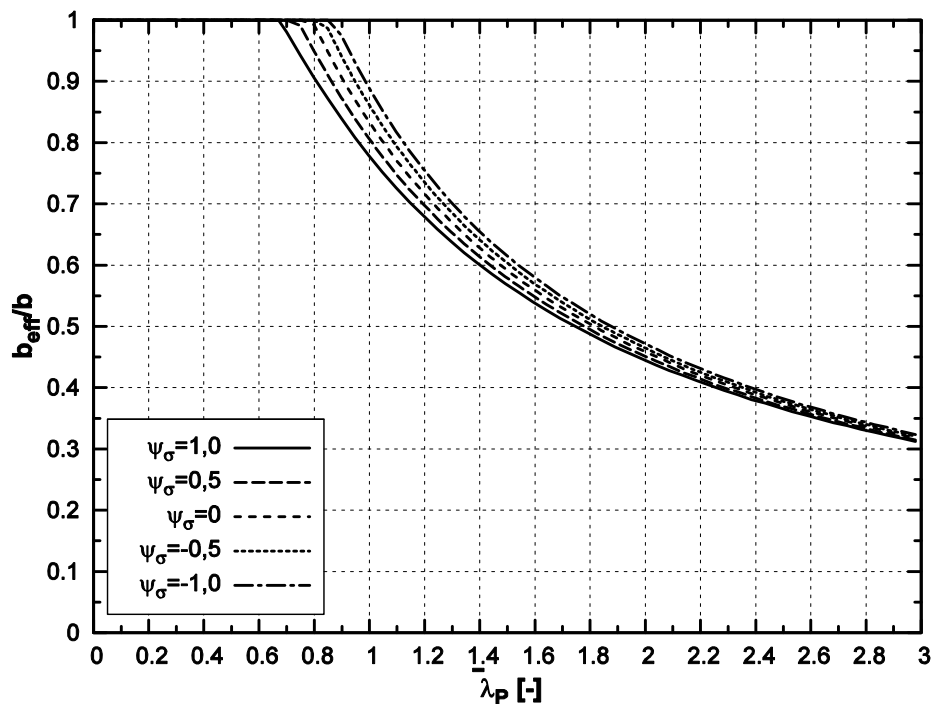


Bild 2.2: Auswertung von Gleichung (2.3) für unterschiedliche Randspannungsverhältnisse ψ_σ

2.2.3 Dreiseitig gelagerte Querschnittselemente

Bei C-Profilen und den meisten anderen Querschnittstypen im Stahlbau werden die Flansche aus dreiseitig gelagerten Stahlblechen gebildet und haben somit maßgeblichen Einfluss auf die Tragfähigkeit derartiger Profile. Im Vergleich zu vierseitig gelagerten Querschnittsteilen unterscheiden sich dreiseitig gelagerte, beulgefährdete Platten signifikant in Ihrem Tragverhalten:

- Einzelne, dreiseitig gelagerte Bleche erreichen Ihre minimale Tragfähigkeit unter der Annahme, dass die Halbwellenlänge gegen unendlich tendiert und sich somit nur eine Halbwelle über die Bauteillänge einstellt.
- Bei schlanken, dreiseitig gehaltenen Platten können im ausgebeulten Zustand Zugspannungen am freien Längsrand auftreten, die die überkritische Tragfähigkeit im Vergleich zu vierseitig gelagerten Blechen positiv beeinflussen.
- Die Größe der Vorverformungen $w_{p,0}$ beeinflusst die Tragspannung von dreiseitig gelagerten Stahlblechen im Vergleich zu vierseitig gelagerten Platten in geringerem Maße. Dies wurde durch umfassende analytische Parameterstudien in [21], [44] und [13] belegt.

Winter leitete für dreiseitig gelagerte Querschnittselemente eine wirksame Breite her, die von der Formulierung für vierseitig gelagerte Bleche in Gleichung (2.2) abwich und nach leichter Modifikation durch die Auswertung analytischer Studien und von Versuchsergebnissen als folgende Gleichung (2.4) formuliert werden konnte, [22].

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{1,19}{\bar{\lambda}_p} \left(1 - \frac{0,298}{\bar{\lambda}_p} \right) \leq 1,0 \quad (2.4)$$

Die Versuche zur Absicherung obiger Gleichung (2.4) wurden allerdings an C-Profilen durchgeführt, sodass sich eine elastische Einspannung des schwächeren in das steifere Querschnittselement einstellt. Dies hat zur Folge, dass das dreiseitig gelagerte Blech in mehreren Halbwellen ausbeult und somit seine minimale Tragspannung bei gegen unendlich tendierender Halbwellenlänge überschreitet, vgl. auch Abschnitt 5.2.2.

Legt man die Untersuchungen von *Fischer/Konowalczyk*, [31], zu Grunde, die auf Versuchsauswertungen an Kreuzprofilen basieren, bei denen alle Querschnittsteile gleichsinnig vorverformt waren und somit eine näherungsweise gelenkige Lagerung realisiert werden konnte, ergibt sich, bis zu einem bezogenen Plattenschlankheitsgrad $\bar{\lambda}_p \leq 2,3$ experimentell abgesichert, folgende Quantifizierung der wirksamen Breite.

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p + 0,3} \leq 1,0 \quad (2.5)$$

Gleichung (2.5) beinhaltet ab dem bezogenen Plattenschlankheitsgrad $\bar{\lambda}_p = 1,4$ eine Absicherung gegenüber dem Gebrauchstauglichkeitskriterium, sodass unter Berücksichtigung dieses Effektes Gleichung (2.5) eine Näherung der *Winter-Formel* (2.2) darstellt, vgl. Bild 2.3.

Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], gibt zur Beschreibung der Tragfähigkeit von beulgefährdeten, dreiseitig gelagerten Blechen eine leicht modifizierte Formulierung der *Winter-Kurve*, Gleichung (2.6), an, die im Bereich kleiner und mittlerer bezogener Plattenschlankheiten $\bar{\lambda}_p \leq 1,5$ leicht erhöhte Tragfähigkeiten liefert.

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \left(1 - \frac{0,188}{\bar{\lambda}_p} \right) \leq 1,0 \quad (2.6)$$

In jüngeren Forschungen im Bereich der Beulstabilität dreiseitig gelagerter Bleche wird parallel von *Brune* in [11], und *Lindner/Rusch*, [75], eine Beulkurve zur Bestimmung der bezogenen Tragfähigkeit angegeben, mit der sich die Tragfähigkeit derartiger Bauteile realitätsnah wiedergeben lässt, Gleichung (2.7).

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \left(1 - \frac{0,22}{\bar{\lambda}_p} \right) + 0,025 \cdot (3 - \psi_\varepsilon) \cdot \bar{\lambda}_p \leq 1,0 \quad \text{für } 0 \leq \psi_\varepsilon \leq 1$$

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \left(1 - \frac{0,22}{\bar{\lambda}_p} \right) + 0,075 \cdot \bar{\lambda}_p \leq 1,0 \quad \text{für } \psi_\varepsilon \leq 0$$
(2.7)

Darin ist ψ_ε das Randdehnungsverhältnis der betrachteten Platte. Gleichung (2.7) zeigt gerade im Bereich größerer bezogener Blechschlankheiten $\bar{\lambda}_p$ einen signifikanten Tragfähigkeitsgewinn verglichen mit den vorgenannten Formulierungen und ist über Versuche, [17], und umfangreiche numerische Parameterstudien, [17] und [77] für unterschiedliche Randdehnungsverhältnisse ψ_ε abgesichert. Jedoch ist obige Formulierung unter Vernachlässigung der Gebrauchstauglichkeit hergeleitet worden, sodass stets zu überprüfen ist, ob die erhöhte Tragfähigkeit bei gleichzeitiger Wahrung der Gebrauchstauglichkeit ausgenutzt werden kann, [19].

Nachfolgendes Bild 2.3 zeigt eine graphische Gegenüberstellung der Gleichungen (2.2), (2.4), (2.5), (2.6) und (2.7) zur Beulabminderung dreiseitig gelagerter Querschnittsteile unter konstanter Druckbeanspruchung.

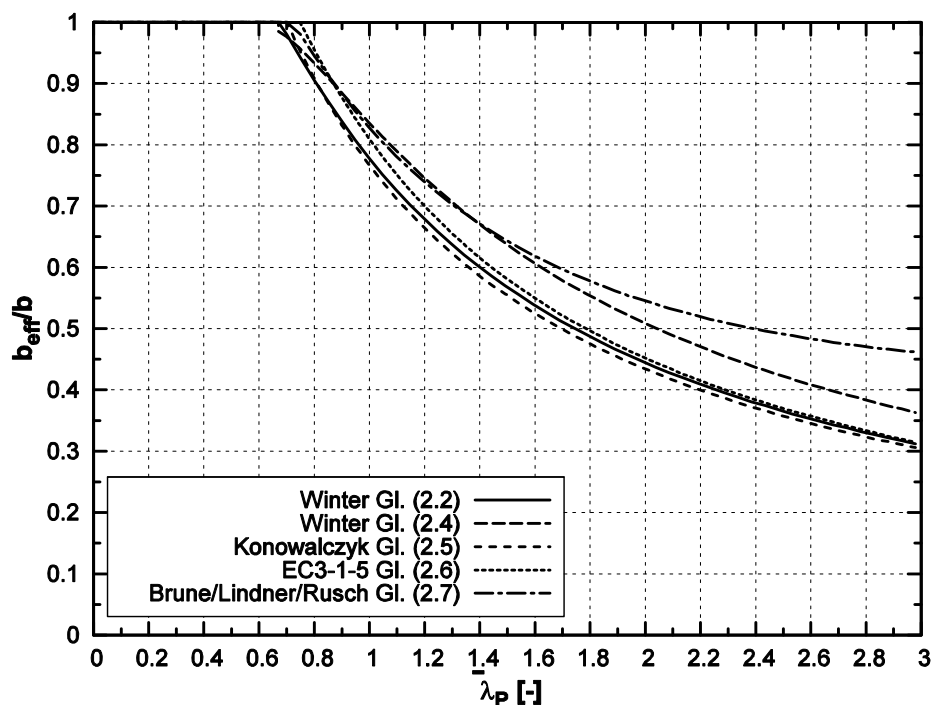


Bild 2.3: Vergleich verschiedener Beulabminderungskurven für dreiseitig gelagerte Platten

Zu den obigen empirisch abgeleiteten Formulierungen existieren mehrere analytische Ansätze zur Beschreibung des Tragverhaltens dreiseitig gelagerter Stahlble-

che, u. a. in [91], [21], [40] und [13]. Allen Lösungen gemein ist dabei die theoretische Berücksichtigung der Einflussparameter Vorverformungsgröße und Lagerungsbedingungen. Allerdings muss im Vergleich zu den empirischen Abminderungskurven ein erhöhter Berechnungsaufwand betrieben werden, der unter der Voraussetzung baupraktischer Bedingungen nicht immer im Verhältnis zur Genauigkeit der erzielten Ergebnisse steht. Daher wird auf eine weiterführende Aufbereitung verzichtet.

2.2.4 Verteilung und Anordnung der wirksamen Breite

2.2.4.1 Allgemeines

Bei Bauteilen, die durch Stabstabilität gefährdet sind, hat neben der Querschnittstragfähigkeit die Steifigkeit des Bauteils einen erheblichen Einfluss auf die Tragfähigkeit. Tritt nunmehr eine Beulgefahr einzelner Querschnittsteile hinzu, ist bei der Verwendung der *Methode der wirksamen Breiten* zur Beschreibung des Tragverhaltens nicht allein die Größe sondern vielmehr ebenso die Aufteilung bzw. die Anordnung der wirksamen Plattenbereiche von Belang.

2.2.4.2 Anordnung bei vierseitig gelagerten Querschnittsteilen

Für vierseitig gelagerte Querschnittsteile werden die wirksamen Breiten in mechanisch korrekter Anschauung immer entlang der gelagerten Längsränder mit den Anteilen b_{e1} und b_{e2} angeordnet. Dabei unterscheiden sich die relevanten Normen DIN 18800, Teil 2, [R5], und Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], in ihren Formulierungen zur Bestimmung der Teilbreiten.

Der Unterschied liegt im Wesentlichen darin, dass im Eurocode 3 bei Randspannungsverhältnissen $\psi_\sigma < 0$ nur der druckbeanspruchte Querschnittsteil infolge der Beulgefahr reduziert und der Zugbereich mechanisch korrekt wie anschaulich voll wirksam auf der Breite b_t angenommen wird. Im Unterschied zur ENV-Fassung des Eurocode 3 geht in der DIN EN-Fassung nunmehr das Randspannungsverhältnis ψ_σ nicht nur in die Verteilung der wirksamen Breite, sondern auch in die Beulabminderung gemäß Gleichung (2.3) ein. Nachfolgend sind die Bestimmungsgleichungen für die wirksamen Teilbreiten gemäß [R11] aufgeführt.

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{b_{e1} + b_{e2} + b_t}{b} = \rho + \frac{b_t}{b} \quad (2.8)$$

mit

$$\frac{b_{e1}}{b} = \frac{2}{5 - \psi_\sigma} \cdot \rho \quad \text{für } 0 \leq \psi_\sigma \leq 1$$

$$\frac{b_{e1}}{b} = \frac{0,4}{1 - \psi_\sigma} \cdot \rho \quad \text{für } \psi_\sigma < 0$$
(2.9)

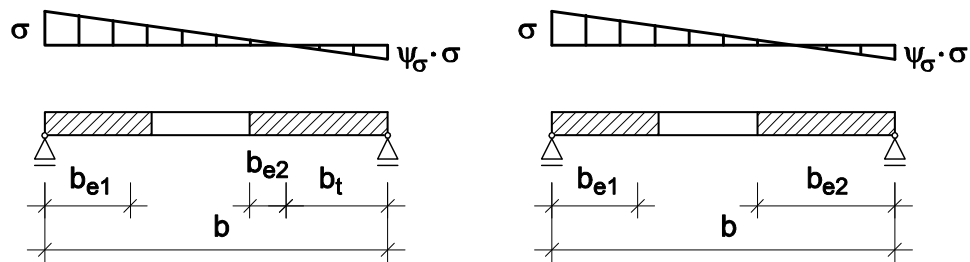
$$\frac{b_{e2}}{b} = \left(1 - \frac{2}{5 - \psi_\sigma} \right) \cdot \rho \quad \text{für } 0 \leq \psi_\sigma \leq 1$$

$$\frac{b_{e2}}{b} = \frac{0,6}{1 - \psi_\sigma} \cdot \rho \quad \text{für } \psi_\sigma < 0$$
(2.10)

$$\frac{b_t}{b} = 0 \quad \text{für } 1 \geq \psi_\sigma \geq 0$$

$$\frac{b_t}{b} = \frac{\psi_\sigma}{\psi_\sigma - 1} \quad \text{für } \psi_\sigma < 0$$
(2.11)

In DIN 18800, Teil 2, [R5], wird eine von Gleichung (2.3) abweichende Formulierung der Beulabminderungskurve beruhend auf Forschungen von *Schardt*, [85], vorgesehen, in die allerdings ebenso das Randspannungsverhältnis $-1 \leq \psi_\sigma \leq 1$ eingeht, Gleichung (2.12). Die Verteilung in die Einzelbreiten b_{e1} und b_{e2} erfolgt dann über die Gleichungen (2.13) und (2.14), worin ein evtl. zugbeanspruchter Teil bereits berücksichtigt ist. Die unterschiedlichen Definitionen der Verteilung der wirksamen Breiten nach [R11] und [R5] ist in Bild 2.4 dargestellt.



a) Eurocode 3, Teil 1-5

b) DIN 18800, Teil 2

Bild 2.4: Anordnung der wirksamen Breite für vierseitig gelagerte Platten nach EC3-1-5 und DIN 18800, Teil 2

Die Verteilung der wirksamen Breiten gemäß DIN 18800, Teil 2, [R5], ist in den folgenden Gleichungen angegeben, wobei die Bezeichnungen denen des Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], angepasst sind.

$$\rho = \frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{1}{\lambda_p} \cdot \left(0,97 + 0,03 \cdot \psi_\sigma - \frac{0,16 + 0,06 \cdot \psi_\sigma}{\lambda_p} \right) = \frac{b_{e1} + b_{e2}}{b} \leq 1,0$$
(2.12)

mit

$$\frac{b_{e1}}{b} = (-0,04 \cdot \psi_{\sigma}^2 + 0,12 \cdot \psi_{\sigma} + 0,42) \cdot \rho \quad (2.13)$$

$$\frac{b_{e2}}{b} = (0,04 \cdot \psi_{\sigma}^2 - 0,12 \cdot \psi_{\sigma} + 0,58) \cdot \rho \quad (2.14)$$

Die einzelnen Teilbreiten b_{e1} und b_{e2} und somit die gesamte wirksame Breite unterscheiden sich je nach angewendeter Norm z.T. beträchtlich, wobei der Eurocode 3 grundsätzlich größere b_{eff}/b -Werte liefert. Diese sind exemplarisch für unterschiedliche geometrische Schlankheiten B/T über das Randspannungsverhältnis ψ_{σ} für einen Baustahl S235 in nachfolgendem Bild 2.5 dargestellt.

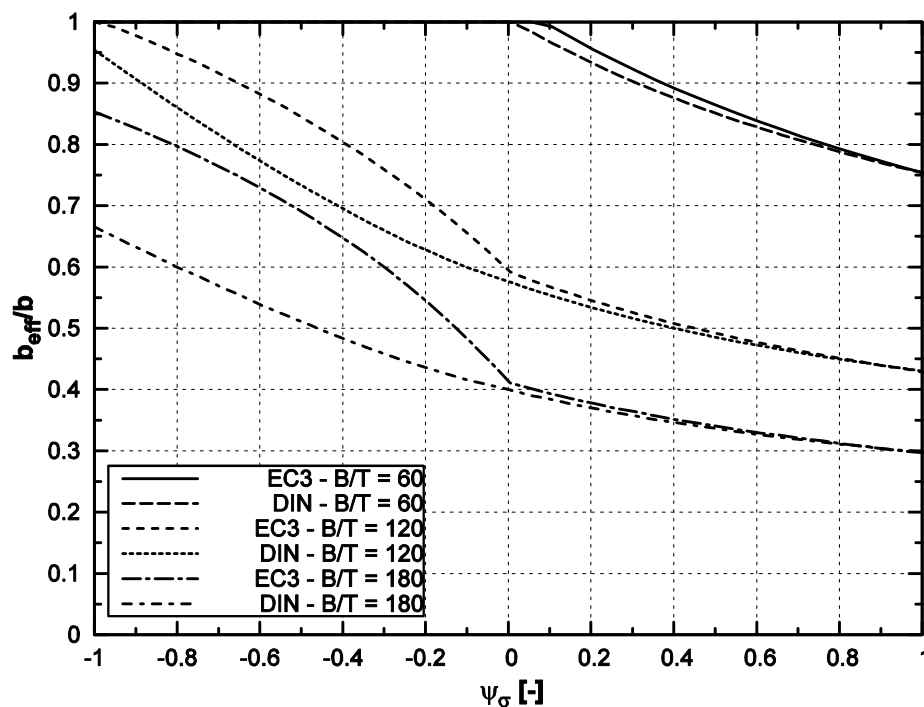


Bild 2.5: Vergleich der Anordnung der wirksamen Breiten für vierseitig gelagerte Querschnittsteile nach DIN 18800, Teil 2, [R5], und Eurocode 3, Teil 1-5, [R11]

Während im Bereich ausschließlicher Druckspannungen die Kurven sich nur geringfügig unterscheiden, liegen die Werte des Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], für mittlere und große Schlankheiten $\bar{\lambda}_p$ im Bereich $\psi_{\sigma} < 0$ deutlich über denen der DIN 18800, Teil 2, [R5]. Grund dafür ist die direkte Berücksichtigung der nicht abgeminderten zugbeanspruchten Plattenteile, was auch an der Unstetigkeitsstelle bei $\psi_{\sigma} = 0$ in den EC-Kurven deutlich wird.

2.2.4.3 Anordnung bei dreiseitig gelagerten Querschnittsteilen

Die Flansche von unversteiften C-Profilen werden wie bei vielen weiteren Stahlquerschnitten aus dreiseitig gelagerten Platten gebildet. Zwar hat bei C-Profilen aufgrund der fehlenden Doppelsymmetrie der Steg einen signifikanten Einfluss auf die Querbiegesteifigkeit normal zur z-z-Achse, jedoch wird der Großteil von den Flanschen bereitgestellt.

In den aktuellen Normen wird die wirksame Breite bei dreiseitig gelagerten Platten am gehaltenen Längsrand angeordnet sofern keine Zugspannungen am freien Rand auftreten, im Falle eines C-Profils folglich an der Stegseite, vgl. Bild 2.6. Dies ist zwangsläufig mit einem mitunter erheblichen Verlust an Querbiegesteifigkeit verbunden. Während bei C-Profilen die Anordnung der wirksamen Breite bei einer Beulgefahr des Steges lediglich Auswirkung auf das effektive Trägheitsmoment $I_{y,eff}$ hat, verhält es sich bei dünnwandigen Flanschen genau entgegengesetzt, dort wird ausschließlich das Trägheitsmoment um die Hauptachse z-z beeinflusst.

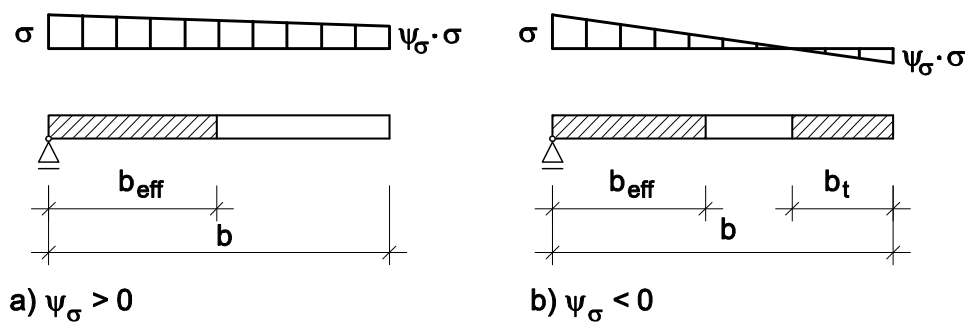


Bild 2.6: Anordnung der wirksamen Breite bei dreiseitig gelagerten Platten nach aktueller Normung

Für dreiseitig gestützte, beulgefährdete Platten tritt jedoch ein weiteres Phänomen hinzu, das Einfluss auf die korrekte Anordnung der wirksamen Teilflächen nimmt. Unter konstanter Druckbeanspruchung bzw. konstanter Randverschiebung verschiebt sich die Lage der Druckkraftresultierenden zum gelagerten Rand, und der Verlauf der Normalspannungen im Blech ist im Vergleich zur aufgetragenen äußeren Spannung nicht mehr konstant. Zu der inneren Normalkraft N tritt somit im ausgebeulten Bereich des Bleches ein inneres Biegemoment $M_e = N_e \cdot e$ hinzu. Bei sehr beuschlanken Blechen, etwa ab $B/T > 40$, treten im Bereich der Beule sogar Zugspannungen am freien Längsrand der Platte auf, vgl. Bild 2.7.

Somit ist die Kenntnis der aufnehmbaren Normalkraft N_e , repräsentiert durch die Größe der wirksamen Breite, zur Beurteilung der Beultragfähigkeit nicht ausreichend. Es muss vielmehr auch das innere Biegemoment M_e , im Wesentlichen beeinflusst durch die Anordnung der wirksamen Breiten, zutreffend wiedergegeben werden.

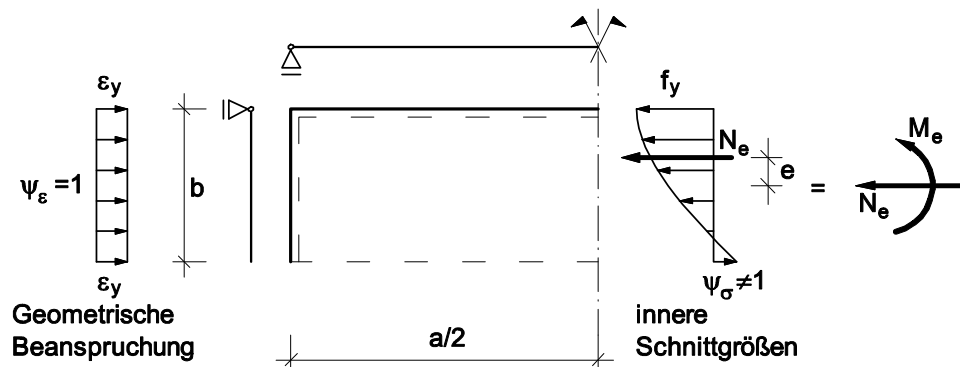
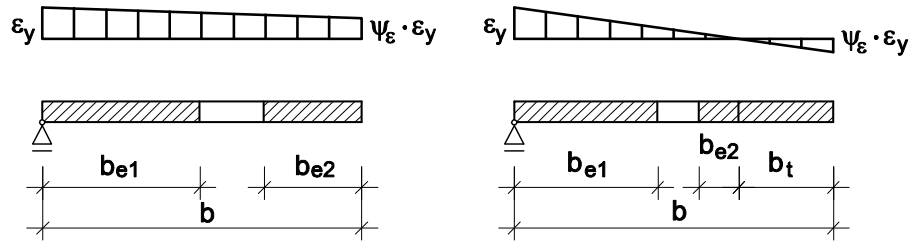


Bild 2.7: Kräfte- und Momentengleichgewicht an der dreiseitig gelagerten, beulgefährdeten Platte

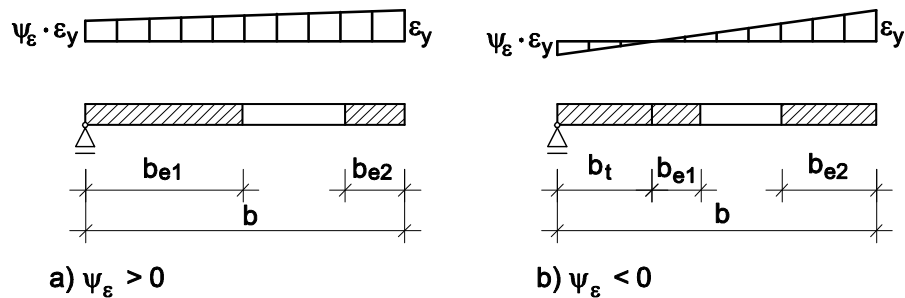
Schon *DeWolf*, [21], erkannte dieses Problem und schlug bei gleichbleibender wirksamer Fläche eine linear veränderliche Dicke vor, was allerdings die praktische Anwendbarkeit erheblich einschränkte. Weiterführend haben *Priebe* und *Fischer* diesen Sachverhalt in [64], [63] und [33] anhand umfangreicher numerischer Parameterstudien systematisch untersucht. Dabei wurde zusammenfassend festgestellt, dass die normativen Ansätze zwar in der Lage sind, für vierseitig gelagerte Platten die inneren Schnittgrößen zufriedenstellend abzubilden, jedoch ist dies für dreiseitig gelagerte Bleche, dabei insbesondere für das Elementbiegemoment M_e , nicht der Fall. Um Momentengleichgewicht zu gewährleisten, wurde ein Teil der wirksamen Breite am freien Längsrand angeordnet.

Dieser Ansatz wurde von *Brune*, [12], aufgenommen und weiterentwickelt, indem die Aufteilung nunmehr als geschlossene Näherungslösung angegeben wird. Die Teilbreiten b_{e1} und b_{e2} können anhand der folgenden Gleichungen (2.15) bis (2.17) in Abhängigkeit des Randdehnungsverhältnisses ψ_ϵ bestimmt werden. Dabei werden die Bezeichnungen und die anschauliche Definition der voll wirksamen, zugbeanspruchten Bereiche aus Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], übernommen, vgl. Bild 2.8. Die Abminderung des druckbeanspruchten Teils, definiert als Wirkungsgrad ρ , wird mit Hilfe einer geeigneten Beulkurve, d.h. der (modifizierten) *Winterkurve*, (2.2) oder (2.6), bei Wahrung der Gebrauchstauglichkeit, oder Gleichung (2.7) zur Beschreibung der realen Tragfähigkeit ermittelt.

Größte Druckspannung am gelagerten Längsrand



Größte Druckspannung am freien Längsrand



a) $\psi_\epsilon > 0$

b) $\psi_\epsilon < 0$

Bild 2.8: Anordnung der wirksamen Teilbreiten für dreiseitig gelagerte Platten nach Brune, [12]

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{b_{e1} + b_{e2} + b_t}{b} = \rho + \frac{b_t}{b} \quad (2.15)$$

mit

$$\begin{aligned} \frac{b_{e1}}{b} &= \rho - b_{e2} && \text{für } 1 \geq \psi_\epsilon \geq 0 \\ \frac{b_{e1}}{b} &= \frac{\rho}{1 - \psi_\epsilon} - b_{e2} && \text{für } \psi_\epsilon \leq 0 \end{aligned} \quad (2.16)$$

$$\begin{aligned} \frac{b_{e2}}{b} &= \frac{0,226}{\lambda_p^2} && \text{für } 1 \geq \psi_\epsilon \geq -1 \\ \frac{b_{e2}}{b} &= \frac{0,226}{\lambda_p^2} \cdot \left(\frac{2}{1 - \psi_\epsilon} \right) && \text{für } \psi_\epsilon \leq -1 \end{aligned} \quad (2.17)$$

und b_t/b nach Gleichung (2.11).

Durch diese Anordnung einer wirksamen Teilbreite am freien Längsrand wird gleichzeitig die Diskussion umgangen, an welcher Randfaser, reduzierter oder nicht reduzierter Querschnitt, der Querschnittsnachweis bei Anordnung der wirksamen Breite gemäß Bild 2.6 zu führen ist. Während die DIN 18800 die Randfaser

des Bruttoquerschnitts zu Grunde legt, gilt im Eurocode 3 die Einhaltung der Fließspannung am Nettoquerschnitt als Grenzkriterium für den elastischen Nachweis, was i.d.R. höhere Tragfähigkeiten, insbesondere bei C-Profilen, mit sich bringt, [29]. Für druckbeanspruchte C-Profile mit sehr beulschlanken Flanschen, die aufgrund der Beulgefahr am freien Rand stark reduziert werden, tritt aufgrund der Schwerpunktverschiebung ein Biegemoment M_z hinzu, sodass beim Nachweis am Nettoquerschnitt gemäß Eurocode 3 am Rand des Bruttoquerschnitts große Längsdehnungen auftreten können, was zur Folge hat, dass die Gebrauchstauglichkeit auch bei Verwendung der *Winter-Kurve* nicht grundsätzlich gewährleistet ist.

Trägt man die wirksamen Breiten für dreiseitig gelagerte Querschnittsteile gemäß obiger Gleichungen (2.15) bis (2.17) unter Verwendung der modifizierten Winter-Kurve (2.7) graphisch auf, erkennt man in Analogie zu den vierseitig gestützten Platten einen unstetigen Übergang bei $\psi_\varepsilon = 0$, wo der zugbeanspruchte, voll wirksame Teil der Platte hinzutritt, Bild 2.9.

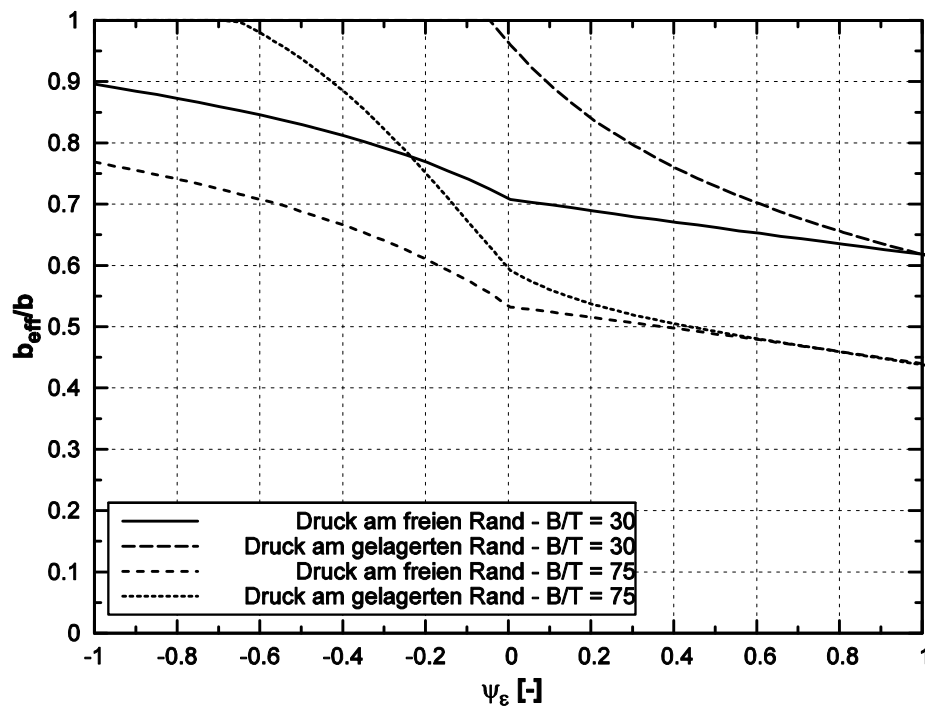
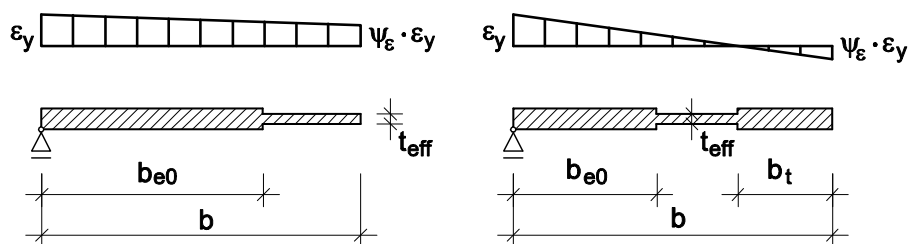


Bild 2.9: Wirksame Breite von dreiseitig gestützten Blech für verschiedene geometrische Plattenschlankheiten b/t alle aus S235

Die Qualität der Gleichungen (2.15) bis (2.17) wurde in zahlreichen Forschungen aufgezeigt und bestätigt, [12], [11], [77], sodass diese Definition zwischenzeitlich Eingang in den ANNEX D der prEN-Fassung des Eurocode 3, Teil 1-3, [R10], gefunden hatte.

Im Zuge der Vereinheitlichung verschiedener Nachweisverfahren zur Beultragfähigkeit dreiseitig gestützter Platten wurde diese Formulierung der wirksamen Breiten von *Ungermann/Brune* in [93] derart modifiziert, dass sie mit der insbesondere im skandinavischen Raum üblichen Kombination von wirksamen Breiten und Dicken einhergeht. Im folgenden Bild 2.10 ist die Aufteilung der wirksamen Querschnittsteile gemäß [93] dargestellt. Dabei wurde die Definition der wirksamen Teilbreite b_{e0} an die oben verwendeten Formulierungen angepasst, und daher nur der reduzierte, gedrückte Querschnittsteil beschrieben.

Größte Druckspannung am gelagerten Längsrand



Größte Druckspannung am freien Längsrand

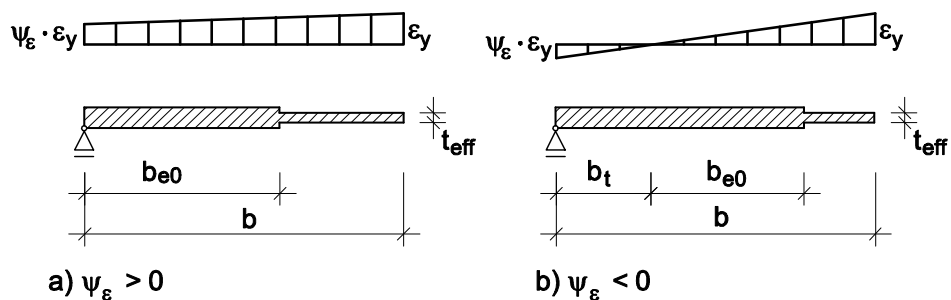


Bild 2.10: Anordnung der wirksamen Breiten/Dicken für dreiseitig gestützte Platten nach [93]

$$\frac{b_{e0}}{b} = 0,42 \quad \text{für } 1 \geq \psi_\epsilon \geq 0$$

$$\frac{b_{e0}}{b} = \frac{0,42}{1 - \psi_\epsilon} \quad \text{für } \psi_\epsilon \leq 0$$
(2.18)

$$\frac{t_{eff}}{t} = 1,75 \cdot \rho - 0,75 - 0,15 \cdot \rho \cdot \psi_\epsilon \quad \text{für } \psi_\epsilon \leq 0$$

und max. σ am freien Rand

(2.19)

$$\frac{t_{eff}}{t} = 1,75 \cdot \rho - 0,75 \quad \text{für alle anderen Fälle}$$

Die Definition des zugbeanspruchten Teils b_t/b erfolgt nach Gleichung (2.11).

Der mit $b_{e0}/b = 0,42$ konstante Ansatz der auf den Druckbereich bezogenen Teilbreite b_{e0} wurde in [93] anhand numerischer Vergleichsrechnungen für verschiedenen geometrische Plattenschlankheiten b/t überprüft und verifiziert. Ebenso wird bei Anwendung des gemischten Konzepts von wirksamen Breiten und Dicken durch den Ansatz der gesamten Plattenbreite b der Querschnittsnachweis am freien Rand des Brutto- und Nettoquerschnitts geführt, was entsprechend der o.g. Ausführungen folgerichtig erscheint.

Beide Ansätze in Bild 2.8 und Bild 2.10 zur Definition des wirksamen Querschnitts dreiseitig gestützter Platten unterscheiden sich lediglich in Ihrem Anschauungsmodell. Die ermittelten inneren Schnittgrößen sind annähernd identisch und wurden anhand umfangreicher Vergleichsrechnungen mit experimentellen und numerischen Untersuchungen abgesichert. Aufgrund der Qualität und Handhabbarkeit wurde im Zuge der europäischen Harmonisierung schlussendlich der gemischte Ansatz von wirksamen Breiten und Dicken in den ANNEX D der Endfassung von DIN EN 1993, Teil 1-3, [R10], zur Bestimmung der Beultragfähigkeit von dreiseitig gelagerten Blechen in kaltgeformten Stahlprofilen als alternativer vereinheitlichter Vorschlag aufgenommen. Die Anwendung ist gemäß allgemeiner Herleitung jedoch nicht auf derartige Profile beschränkt, sodass der Verwendung für gewalzte oder geschweißte Profile nichts entgegensteht.

2.2.5 Beultragfähigkeit von zusammengesetzten Querschnitten

2.2.5.1 Allgemeines

In der Regel werden Stahlbauteile aus mehreren dreiseitig und/oder vierseitig gestützten Einzelblechen zusammengesetzt. Somit ist zur Bestimmung der Querschnittstragfähigkeit die Betrachtung der Einzelplatten nicht ausreichend. Es muss vielmehr der Querschnitt als Ganzes bzw. die gegenseitige Beeinflussung der einzelnen Bleche untersucht werden.

2.2.5.2 Einfluss der Schwerpunktverschiebung

Wird das Modell der wirksamen Breiten konsequent angewendet, indem einzelne Teile von Blechen als nicht wirksam betrachtet werden, ergibt sich im Allgemeinen ein Versatz zwischen den Schwerelinien des vollen und des durch lokales Plattenbeulen reduzierten Querschnitts. Im Falle einer äußeren, geometrisch konstant einwirkenden Drucknormalkraft ergibt sich für die im Rahmen dieser Arbeit betrachteten C-Profile ein Zusatzmoment $\Delta M_z = N_{ed} \cdot e_{Ny}$, das beim Querschnittsnachweis zu berücksichtigen ist, vgl. Bild 2.11.

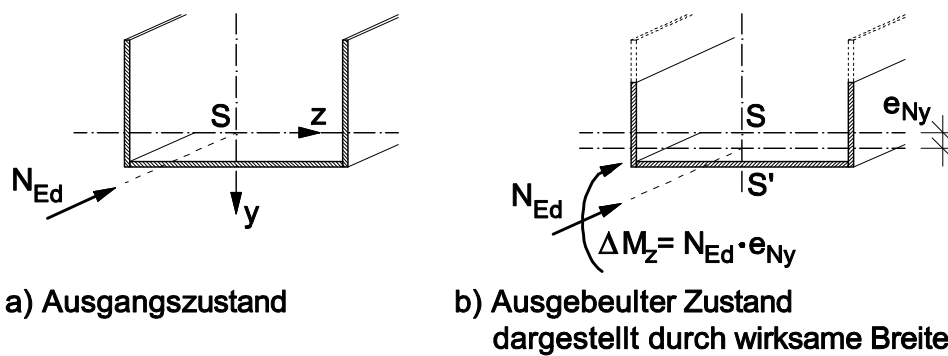


Bild 2.11: Schwerpunktverschiebung eines dünnwandigen C-Profils bei Anwendung der Methode der wirksamen Breiten

Dieses unter Verwendung von wirksamen Breiten anschaulich erklärbares Phänomen konnte in mehreren experimentellen Untersuchungen, insbesondere an nicht längsversteiften C-Profilen, bestätigt werden. Zhang, [108], untersuchte in seinen Versuchen kurze, ausschließlich beulgefährdete C-Profile unter Variation der Lastexzentrizität entlang der Symmetrieachse. Dabei ergaben sich bei Ausmitten zur Stegseite hin wesentlich höhere Tragfähigkeiten als bei Exzentrizitäten hin zur offenen Profilstelle, vgl. Bild 2.12. Dies kann dadurch erklärt werden, dass ein planmäßiges Biegemoment $M_{z,0} = N_{ed} \cdot (-e)$ dem Moment aufgrund der Schwerpunktsverschiebung ΔM_z entgegenwirkt, während sich bei planmäßiger Exzentrizität (+e) die Momentenanteile $M_{z,0}$ und ΔM_z ungünstig addieren.

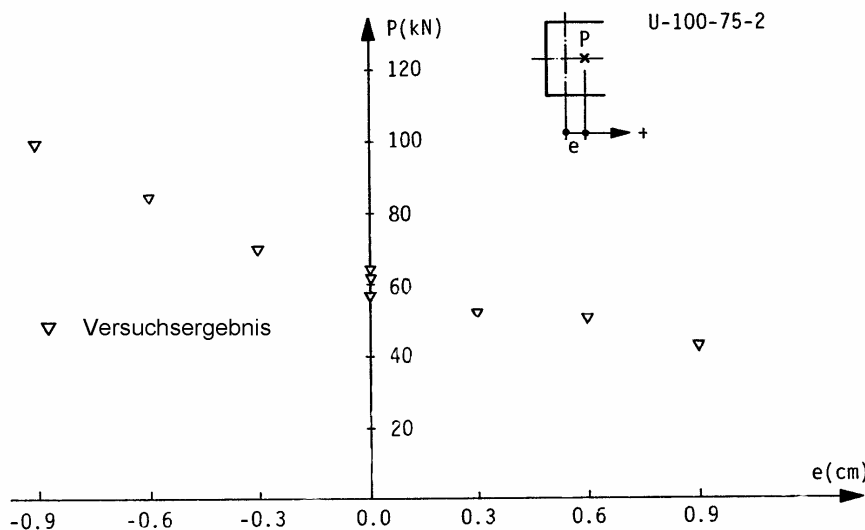


Bild 2.12: Versuchsergebnisse an (ex-)zentrisch gedrückten, dünnwandigen C-Profilen aus [108]

Selbiges Phänomen konnten Young/Rasmussen in mehreren theoretischen und experimentellen Forschungen, [103], [107], [104], bestätigen. Dabei wurde zusätzlich der Einfluss unterschiedlicher Lagerungsbedingungen der Bauteile untersucht. In

[107] und [104] wird über Versuche an druckbeanspruchten dünnwandigen C-Profilen berichtet, bei denen das gesamte Bauteil um die Hauptachse $z-z$ zum einen gelenkig und zum anderen eingespannt gelagert wurde. Die Ergebnisse im Traglastzustand bestätigten die im Verzweigungszustand theoretisch hergeleiteten Erkenntnisse aus [103]. Im Gegensatz zum gelenkig gelagerten Stab erfolgt bei einer Einspannung erfolgt die Lasteinleitung im Schwerpunkt des ausgebeulten Querschnitts, weshalb kein zusätzliches Moment ΔM_z aufgebaut wird. Parallel wurde diese Erkenntnis experimentell von Yiu/Peköz in [101] bestätigt.

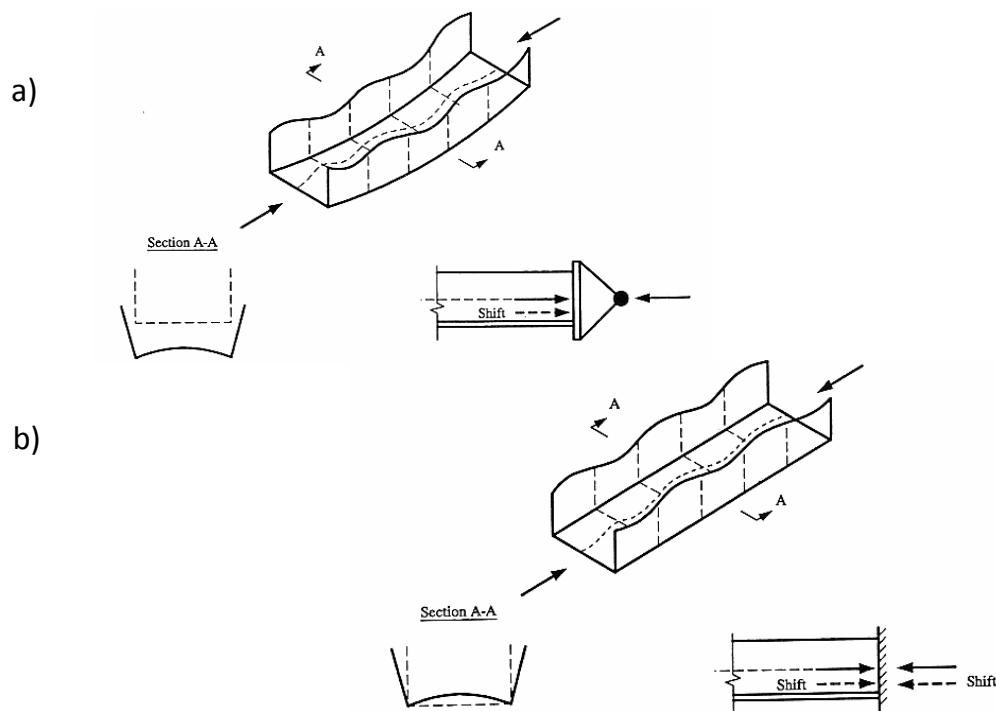


Bild 2.13: Schwerpunktverschiebung bei dünnwandigen C-Profilen unter a) gelenkiger und b) eingespannter Stabendlagerung, aus [103]

2.2.5.3 Lagerungsbedingungen der Einzelbleche

In den einschlägigen Normen [R11] und [R5], wird die Querschnittstragfähigkeit beulgefährdeter Querschnitte darüber ermittelt, dass zunächst die wirksame Breite der Einzelbleche isoliert bestimmt wird und diese im Nachgang wieder zum Gesamtquerschnitt zusammengesetzt werden. Der Einfluss der Lagerungsbedingungen der einzelnen Querschnittsteile geht bei der Ermittlung der wirksamen Breiten über den Beulwert k_σ und somit über den Wirkungsgrad $\rho = b_{\text{eff}}/b$ in die Berechnung ein.

Dabei wird in [R11] und [R5] für die Berechnung der einzelnen Querschnittsteile i.d.R. eine gelenkige Lagerung der Plattenränder vorausgesetzt, die in realen Konstruktionen nur in seltenen Fällen auftritt. Während diese Annahme für die Plattenquerränder i.A. keine signifikanten Auswirkungen auf die Tragfähigkeit hat,

führt sie für die Plattenlängsränder in den meisten Fällen zu einer konservativen Abschätzung der Tragfähigkeit, da die gelenkige Längsrandlagerung zwei positive Einflussfaktoren nicht berücksichtigt:

1. In aus Rechteckplatten zusammengesetzten, prismatischen Stahlquerschnitten können sich aufgrund von Kontinuitätsbedingungen an den Längsrändern die einzelnen Platten nicht unabhängig voneinander verformen. Die an den beulgefährdeten Querschnittsteil angrenzenden Platten bieten aufgrund ihrer Biegesteifigkeit eine elastische Teileinspannung. Dabei erfährt das für Beulen maßgebliche Element eine Stützung, während das einspannende Element durch eine zusätzliche Biegebeanspruchung normal zur Plattenebene beansprucht wird, Bild 2.14.

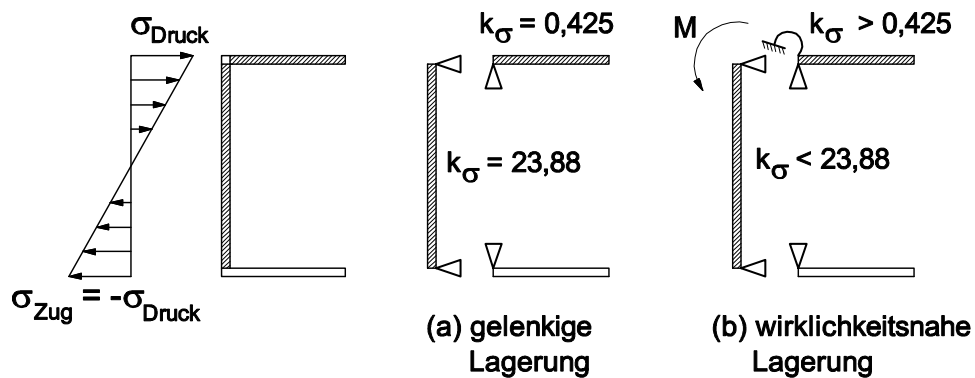


Bild 2.14: Vergleich der (a) vereinfachten und (b) wirklichkeitsnahen Lagerungsbedingungen von Einzelblechen in zusammengesetzten Querschnitten

2. Isolierte, dreiseitig gelenkig gelagerte Platten beulen im Verzweigungszustand in einer Halbwellenlänge aus und erreichen demzufolge ihren minimalen Beulwert von $k_{\sigma} = 0,425$ bei einem Seitenverhältnis $\alpha = \infty$. In C-Profilen ergibt sich die Beulwellenlänge des vierseitig gestützten Steges i. A. zu $\alpha \approx 1$, sodass der Flansch nicht frei über seine gesamte Länge ausbeulen kann. Daher liegt aufgrund der kürzeren Beulwellenlänge der Beulwert des Flansches z. T. signifikant höher, vgl. Bild 2.15. Ergibt sich aufgrund benachbarter Querschnittsteile ein elastischer Einspanngrad für die betrachtete dreiseitige Platte, stellen sich auch mehrwellige Verzweigungsfiguren ein. Dann ergibt sich ein Minimum für den maßgeblichen Beulwert k_{σ} , wenn die Beulwellenlängen benachbarter Platten mit einander korrespondieren.

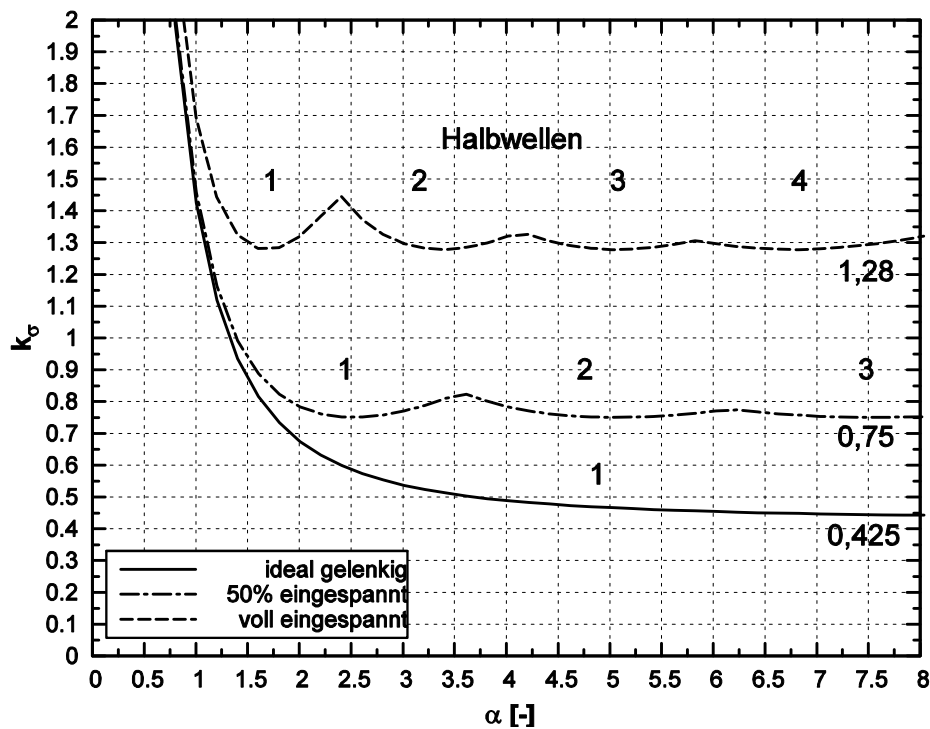


Bild 2.15: Beulwerte k_σ von dreiseitigen Platten unter konstanter Druckbeanspruchung in Abhängigkeit des Seitenverhältnisses α

In der Literatur existieren mehrere empirische und analytische Lösungen zur Bestimmung der idealen Verzweigungsspannung $\sigma_{cr,p}$ aus Einzelplatten zusammengesetzter Querschnitte, z. B. [9], [55], [69], [65], [66], [43]. Allen Arbeiten ist gemein, dass sie i. d. R. nur Teilbereiche wie konstante Randspannungen oder gleiche Wanddickenverhältnisse beleuchten und mit vergleichsweise hohem Rechenaufwand behaftet sind, sodass diese für die praktische Anwendbarkeit z. T. ungeeignet sind.

Zudem ist es heute möglich, mit Hilfe von Software Verzweigungsanalysen zum Beulen von zusammengesetzten Stahlquerschnitten mit vergleichsweise geringem Aufwand durchzuführen. Dabei kann entweder auf kommerzielle Programmsysteme (ANSYS, ABAQUS oder vgl.) oder oftmals frei verfügbare Software von Forschungseinrichtungen, die meist auf der Finite-Streifen-Methode (CUFSM, [S3], EILI, [S4], etc.) beruhen, zurückgegriffen werden. Dabei ist allerdings zu beachten, dass mit Hilfe der genannten Methoden ausschließlich die Verzweigungsspannung des Gesamtquerschnitts bestimmbar ist. Die oben erwähnte Zusatzbeanspruchung und somit eine Reduktion der Tragfähigkeit der stützenden Platte bleibt per Definition der Verzweigung nach der Elastizitätstheorie unberücksichtigt.

2.2 Querschnittstragfähigkeit dünnwandiger Stahlquerschnitte

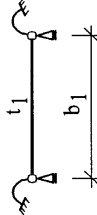
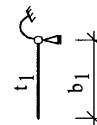
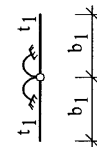
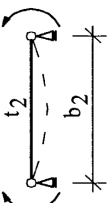

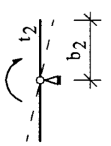
Maßgebende, beulgefährdete Platte (1) ($\sigma_{xP1} \leq \sigma_{xP2}$ [unter Annahme gelenkiger Längsrandlagerung])	
Lagerungsart der Platte 1	
<p>V1 Vierseitig gelagerte Platte</p>  $c_{\varphi 1} = \frac{E \cdot t_1^3}{6 \cdot b_1}$ $\bar{c}_{\varphi} = \frac{c_{\varphi 1}}{c_{\varphi 2}} \quad \text{mit } c_{\varphi 2} \text{ aus Spalte 3}$ $f_e = 0,674 \cdot \left(\frac{1}{\sqrt{1 - \frac{0,838}{1 + \bar{c}_{\varphi}}}} - 1 \right)$	$f_e = 0,674 \cdot \left(\frac{1}{\sqrt{1 - \frac{0,838}{1 + \bar{c}_{\varphi}}}} - 1 \right)$ $k_{1,e} = k_1 + f_e \cdot (k_1 - k_1)$ $\alpha_{min} = \alpha \cdot \sqrt{1 - \frac{0,838}{1 + \bar{c}_{\varphi}}}$
<p>D1 Dreiseitig gelagerte Platte</p>  $c_{\varphi 1} = \frac{E \cdot t_1^3}{18 \cdot b_1}$ $\bar{c}_{\varphi} = \frac{c_{\varphi 1}}{c_{\varphi 2}} \quad \text{mit } c_{\varphi 2} \text{ aus Spalte 3}$ $f_e = \frac{1}{\sqrt{1 + 9 \cdot \bar{c}_{\varphi}}}$	$f_e = \frac{1}{\sqrt{1 + 9 \cdot \bar{c}_{\varphi}}}$ $k_{1,e} = k_1 + f_e \cdot (k_1 - k_1)$ $\alpha_{min} = \alpha \cdot \sqrt{1 + 6,37 \cdot \bar{c}_{\varphi}}$
<p>2 D1 Zwei dreiseitig gelagerte Platten</p>  $c_{\varphi 1} = \frac{E \cdot t_1^3}{9 \cdot b_1} = c_{\varphi,max}$ $\bar{c}_{\varphi} = \frac{c_{\varphi 1}}{c_{\varphi 2}} \quad \text{mit } c_{\varphi 2} \text{ aus Spalte 3}$	$k_{1,e} = k_1 + f_e \cdot (k_1 - k_1)$ $\alpha_{min} = \alpha \cdot \sqrt{1 + 6,37 \cdot \bar{c}_{\varphi}}$
Spalte 1	Spalte 2
Stützende Platte (2) ($\sigma_{xP2} \geq \sigma_{xP1}$ [unter Annahme gelenkiger Längsrandlagerung])	
Lagerungsart der Platte 2	
<p>V2 Vierseitig gelagerte Platte</p>  $c_{\varphi 2} = \frac{E \cdot t_2^3}{6 \cdot b_2} \cdot \left(1 - \frac{\sigma_{xP1}}{\sigma_{xP2}} \right)$ $k_{2,red} = \frac{1}{2} \cdot k_2 \cdot \left(1 + \frac{1}{\sqrt{1 + 0,838 \cdot \left(\frac{\sigma_{xP2}}{\sigma_{xP1}} - 1 \right)}} \right)$	$k_{2,red} = \frac{1}{2} \cdot k_2 \cdot \left(1 + \frac{1}{\sqrt{1 + 0,838 \cdot \left(\frac{\sigma_{xP2}}{\sigma_{xP1}} - 1 \right)}} \right)$
<p>D2 Dreiseitig gelagerte Platte</p>  $c_{\varphi 2} = \frac{E \cdot t_2^3}{18 \cdot b_2} \cdot \left(1 - \frac{\sigma_{xP1}}{\sigma_{xP2}} \right)$ $k_2 = \frac{\sigma_{xP1}}{18980} \cdot \left(\frac{b_2}{t_2} \right)^2 + \left(\frac{b_2}{b_1} \right)^2 \cdot \frac{1}{\alpha_{min}^2}$	$k_2 = \frac{\sigma_{xP1}}{18980} \cdot \left(\frac{b_2}{t_2} \right)^2 + \left(\frac{b_2}{b_1} \right)^2 \cdot \frac{1}{\alpha_{min}^2}$
<p>2 D2 Zwei dreiseitig gelagerte Platten</p>  $\sigma_{xP1} = \sigma_{xP1,max}$ $c_{\varphi 2} = \frac{E \cdot t_2^3}{9 \cdot b_2} \cdot \left(1 - \frac{\sigma_{xP1}}{\sigma_{xP2}} \right)$	<p>mit α_{min} aus Spalte 2</p> <p>Es muß gelten: $\sigma_{xP2,red} > \sigma_{xP1,e}$ ansonsten: $\sigma_{xP1,e} = \sigma_{xP2,red,neu}$</p>
Spalte 3	Spalte 4

Bild 2.16: Näherungsverfahren zur Bestimmung der Beulwerte in zusammengesetzten Stahlquerschnitten unter Druckbeanspruchung, [11]

Brune, [11], leitet auf Basis umfangreicher numerischer Traglastrechnungen aus [69] Näherungslösungen zur Ermittlung der Beulwerte k_{σ} von konstant druck-

beanspruchten Einzelplatten in zusammengesetzten Querschnitten her. Dabei muss zunächst unter Ansatz der gelenkigen Längsrandlagerung ermittelt werden, welche Platte (Flansch oder Steg) maßgebend ist. Es werden die einzelnen Querschnittsteile als Stäbe mit den zugehörigen Biegesteifigkeiten aus der Plattenebene heraus aufgefasst. Über einfache Beziehungen aus der Stabstatik werden dann Ersatzdrehfedern an den Profileckknoten definiert, aus denen ein Einspannkoeffizient ermittelt wird. Abschließend wird eine lineare Interpolation zwischen ideal gelenkigem k_{gel} und starr eingespanntem Beulwert k_{starr} über den Einspannkoeffizienten f_e vorgenommen. Als Ergebnis können so über geschlossene Formeln für die (teil-)eingespannte ein erhöhter $k_{1,e}$ und für die stützende Platte ein reduzierter Beulwert $k_{2,\text{red}}$ bestimmt werden, vgl. Bild 2.16.

Da das Verfahren in [11] für prismatische Querschnitte allgemein hergeleitet wurde, ist die Berechnung mit gewissem Aufwand verknüpft. Zum einen scheint eine Vereinfachung für einzelne Querschnittsformen sinnvoll, zum anderen fehlen Angaben zu von der konstanten Drucknormalkraft abweichenden Beanspruchungen.

Für den Sonderfall kaltgeformter, nicht längsversteifter C-Profile, d.h. gleicher Wanddicke von Flansch und Steg, geben *Yiu/Peköz* in [101] aus Verzweigungslastberechnungen mit CUFSM, [S3], hergeleitete Näherungsgleichungen für die Bestimmung der Beulwerte für den Gesamtquerschnitt an. Dabei ist der Eingangsparemeter das Breite-Höhe-Verhältnis B/H des C-Querschnitts, während dargelegt wird, dass der Absolutwert der Blechdicke zwar natürlich einen nennenswerten Einfluss auf die Verzweigungsspannung $\sigma_{\text{cr},p}$ ausübt, jedoch nicht auf die Beulwerte k_{σ} . In Bild 2.17 ist die graphische Auswertung der Näherungslösungen dargestellt.

Aus Rückrechnungen der numerischen Verzweigungslasten wird der auf den Flansch bezogene Beulwert $k_{\sigma,f}$ angegeben, sodass die ideale Beulverzweigungsspannung $\sigma_{\text{cr},p}$ und mit ihr der bezogene Plattenschlankheit λ_p mit den Geometrieparametern des Flansches zu errechnen ist. Eine Umrechnung des Beulwertes bezogen auf den Steg $k_{\sigma,w}$ erfolgt mit Gleichung (2.20).

$$k_{\sigma,w} = k_{\sigma,f} \cdot \left(\frac{H}{B} \right)^2 \quad (2.20)$$

Die Näherungslösungen in [101] orientieren sich wie erwähnt an Auswertungen numerischer Verzweigungslastberechnungen und sind somit nicht analytisch hergeleitet und insbesondere in den Grenzbereichen nicht verifiziert. So können bei strikter Anwendung der Näherungsgleichungen mechanisch unkorrekte Werte ergeben, wie z. B. dass der Beulwert des Flansches unter Beanspruchung M_y für

$B/H \rightarrow \infty$, d. h. bei gegen Null tendierender Steghöhe, nicht gegen den Wert der Volleinspannung $k_{\sigma,f} = 1,28$ konvergiert.

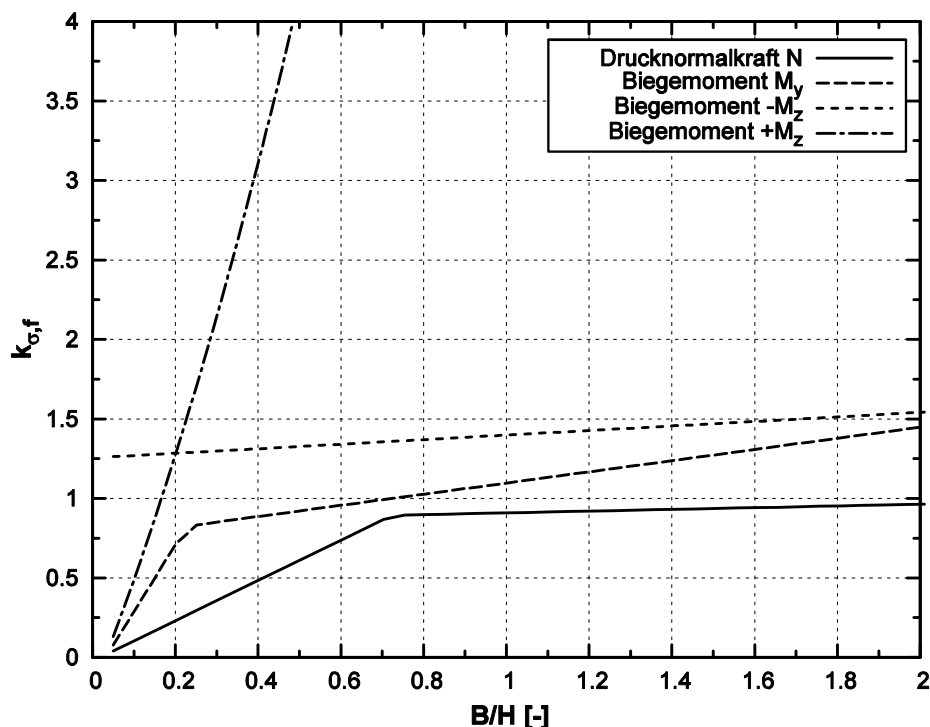


Bild 2.17: Näherungsformeln von Yiu/Peköz zur Ermittlung des Beulwertes $k_{\sigma,f}$ von unverteiften C-Profilen

Bei der Verwendung numerischer Methoden für die Verzweigungsanalyse des Beulens zusammengesetzter Querschnitte ergibt sich als Ergebnis eine Beulverzweigungsspannung für den Gesamtquerschnitt $\sigma_{cr,p}$. Eine Differenzierung bezüglich der Einzelplatten ist nicht möglich. Die *Methode der wirksamen Breiten* in den einschlägigen Normen [R11] und [R5] dagegen sieht vor, die Beulgefahr und Abminderung der einzelnen Querschnittsteile zu ermitteln und anschließend daraus den reduzierten Gesamtquerschnitt zusammenzusetzen.

Betrachtet man einen C-Querschnitt unter Biegebeanspruchung um die starke Hauptachse y-y mit stark beulgefährdetem Flansch und einem steifen, stützenden Steg, ergibt sich für den Gesamtquerschnitt eine Beulverzweigungsspannung $\sigma_{cr,p}$, die maßgeblich vom Flansch beeinflusst wird. Zur Quantifizierung der Beulgefahr für die übrigen Querschnittsteile bestehen nun mehrere Möglichkeiten:

1. Die Verzweigungsspannung für den Gesamtquerschnitt wird auf alle Querschnittsteile angesetzt. Dies hat zur Folge, dass der steife Steg sowie der Zugflansch gleich dem Druckflansch infolge lokalen Beulens reduziert werden, was mechanisch so wenig anschaulich wie sinnvoll erscheint. Diese Vorgehensweise entspricht der Vorgehensweise mit Hilfe

der reduzierten Spannungen in DIN 18800, Teil 3, [R6], und führt zwangsläufig zu (sehr) konservativen Ergebnissen, vgl. Abschnitt 6.3.2.

2. Die Verzweigungsspannung des Gesamtquerschnitts wird auf alle druckbeanspruchten Profileile angesetzt, d.h. dem oberen Teil des Steges wird dieselbe bezogene Plattenschlankheit $\bar{\lambda}_p$ unterstellt wie dem schlanken Flansch. Diese Vorgehensweise wird u.a. in [77] vorgeschlagen und unterschätzt ebenso die Tragfähigkeit des Querschnitts, wenn auch in geringerem Maße als unter 1.
3. Die Verzweigungsspannung des Gesamtquerschnitts wird nur auf das maßgebliche Querschnittsteil (hier: Flansch) angewandt, während die evtl. Beulgefahr der stützenden Platte unter Annahme der gelenkigen Längsrandlagerung quantifiziert wird. So ist allerdings ein Rückschluss auf die zusätzliche Biegebeanspruchung der stützenden Platte (Bild 2.14) wie in [11] nicht möglich, und die Querschnittstragfähigkeit kann ggf. überschätzt werden.

Somit stellt die Anwendung von Software auf numerischer Basis zur Bestimmung der Beulverzweigungsspannung am Gesamtquerschnitt zwar ein einfaches und probates Mittel zur Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit von C-Profilen dar, jedoch kann der strikte und unreflektierte Gebrauch in Kombination mit der Methode der wirksamen Breiten auch wenig sinnvolle Ergebnisse hervorbringen.

2.2.6 Anwendung der wirksamen Breiten im (teil-)plastischen Bereich

Per Definition im Eurocode 3 sind beulgefährdete Stahlbauteile der Querschnittsklasse 4 zuzuordnen und erreichen ihre Querschnittstragfähigkeit im elastischen Grenzzustand, d.h. unter erstmaligem Erreichen der Fließdehnung ε_y in der ungünstigsten Querschnittsfaser. Plastizierungen, auch teilweise, sind für derartige Querschnitte nicht zugelassen.

Zudem gilt die ursprüngliche Formulierung der wirksamen Breiten unter Ansatz der Fließspannung f_y in Gleichung (2.1) für die Bestimmung der bezogenen Plattenschlankheit $\bar{\lambda}_p$ nur im elastischen Grenzzustand.

Im Gegensatz dazu belegen experimentelle und numerische Untersuchungen, z. B. [77], [11], [101], [4], dass auch dünnwandige, nach Eurocode 3 in Klasse 4 eingestufte Querschnitte ihre Beultragfähigkeit erst unter Längsdehnungen $\varepsilon > \varepsilon_y$ erreichen. Dies gilt für die im Rahmen dieser Arbeit behandelten C-Profile insbesondere für Biegemomentenbeanspruchung um die schwache Profilhauptachse z-z, [101], [4]. Grund dafür ist die verhältnismäßig hohe plastische Querschnittsreserve $\alpha_{pl} = M_{pl}/M_{el}$, die für diesen Profiltyp i.d.R. in der Größenordnung $\alpha_{pl} \geq 1,5$ liegt.

2.2 Querschnittstragfähigkeit dünnwandiger Stahlquerschnitte

Allerdings wird bei baupraktisch üblichen Stahlquerschnitten mit dünnwandigen, lokal instabilitätsgefährdeten Blechen die potentielle Erhöhung der Querschnittstragfähigkeit infolge Ausnutzung plastischer Querschnittsreserven teilweise durch die mit größer werdenden Dehnungen zunehmend auftretenden lokalen Beulerscheinungen der einzelnen Bleche aufgezehrt. Es findet eine Überlagerung der Effekte der Erhöhung der Traglast durch Ausnutzung der Plastizität einerseits und einer Reduktion durch die zunehmende Beulgefahr andererseits statt. Somit stellt sich bei dünnwandigen C-Querschnitten im Gegensatz zu dickwandigen Profilen die Traglast nicht bei einer Dehnung $\varepsilon \rightarrow \infty$ ein, sondern im Scheitelpunkt der Last-Verformungskurve, vgl. Bild 2.18.

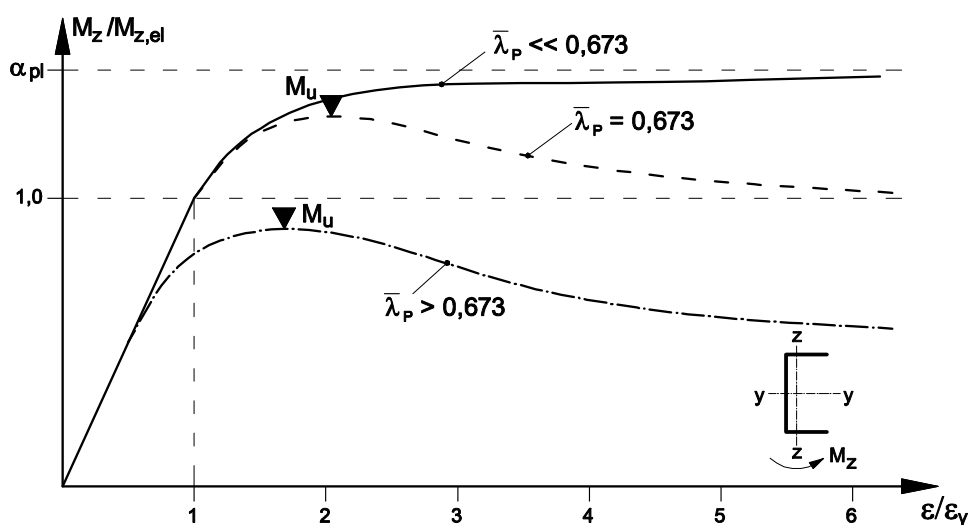


Bild 2.18: Qualitative Last-Verformungskurven für dickwandige und dünnwandige C-Profile unter Biegebeanspruchung am die Hauptachse z-z

Das Verhältnis $\varepsilon/\varepsilon_y$, bei dem die Traglast eines dünnwandigen Stahlquerschnitts(-teils) erreicht wird, ist von den Faktoren Profilform, Beanspruchung und bezogener Plattenschlankheit abhängig und kann daher nicht allgemeingültig angegeben werden. Die exakte rechnerische Bestimmung setzt ein iteratives Vorgehen voraus, bei dem verschiedene Maximaldehnungen $\varepsilon \geq \varepsilon_y$ vorgegeben werden, für die jeweils die entsprechenden Querschnittstragfähigkeiten unter Anwendung wirksamen Breiten im plastischen Zustand ermittelt werden. Der ermittelte Maximalwert wird nunmehr als maßgebliche Querschnittstragfähigkeit angesetzt. Dieses Vorgehen liefert bei zutreffender Wahl der wirksamen Breite zwar eine wirtschaftliche Ausnutzung des Querschnitts, ist im Sinne eines Näherungsverfahrens aufgrund des hohen Berechnungsaufwands jedoch wenig praktikabel für den Einsatz in der Ingenieurpraxis.

Im plastischen Bereich stellt sich ein Faltmechanismus unter der Bildung von Fließgelenken ein, der die Normalkrafttragfähigkeit der Bleche bei zunehmender

Dehnung fortschreitend verringert und den Abfall der Last-Verformungskurve hervorruft. Schematisch ist das Fließlinienmodell für ein dünnwandiges C-Profil unter Biegebeanspruchung M_z in Bild 2.19 dargestellt, wie es in Versuchen beobachtet wurde, z.B. [108] oder [77]. Möglichkeiten zur Berechnung der entsprechenden Normalkraft-Momenten-Interaktion des Faltmechanismus werden u.a. von Murray in [59] angegeben.

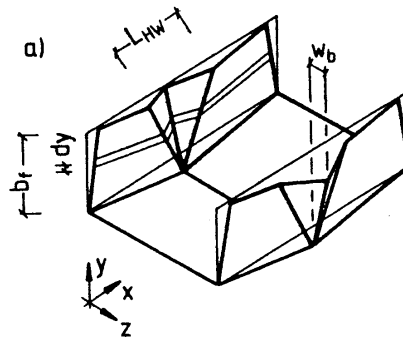


Bild 2.19: Schematische Darstellung des Fließlinienmodells eines dünnwandigen C-Profiles unter Biegebeanspruchung um die Hauptachse z-z aus [77]

In Anlehnung an die dehnungsorientierte Formulierung der wirksamen Breiten von Vayas/Psycharis, [97], wurde in [17] die Formulierung der wirksamen Breiten auf eine Anwendung im vollplastischen Grenzzustand erweitert. Dabei wurde die Verteilung der wirksamen Querschnittsteile für dreiseitig gelagerte Platten aus [12], Gleichungen (2.15) bis (2.17), beibehalten und die Bestimmungsgleichung für den bezogenen Plattenschlankheitsgrad $\bar{\lambda}_p$ aus Gleichung (2.1) um den Einfluss der Längsdehnung im Traglastzustand erweitert, Gleichung (2.21). Umfangreiche Parameterstudien im Rahmen von [17] haben gezeigt, dass die modifizierte Formulierung von $\bar{\lambda}_p$ auch „in sehr guter Näherung im plastischen Bereich anzuwenden ist“.

$$\bar{\lambda}_{p,pl} = \sqrt{\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y}} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,P}}} = \sqrt{\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y}} \cdot \bar{\lambda}_p \quad (2.21)$$

Brune gibt für isoliert betrachtete Platten in [17] als pauschalen Wert die Grenzdehnung ε mit dem vierfachen der Fließdehnung an, was für die plastische bezogene Plattenschlankheit zu $\bar{\lambda}_{p,pl} = 2 \cdot \bar{\lambda}_p$ führt. Dies hat für Platten unter konstanter Druckbeanspruchung, die für $\varepsilon \approx \varepsilon_y$ in guter Näherung ihre Grenztagfähigkeit erreichen, konservative Ergebnisse zur Folge, da die Plattenschlankheit um den Faktor 2 zu groß ermittelt wird. Im Falle isolierter Beanspruchungen N , M_y oder M_z können [15] und [77] Abschätzungen für die Grenzdehnung entnommen werden, jedoch nicht für C-Profile unter Biegebeanspruchung um die schwache Pro-

filhauptachse. Desweiteren ist unklar, wie im Falle einer Kombination der o.g. Schnittgrößen der erforderliche Eingangswert ε abgeschätzt werden kann.

Die mit einer Beulkurve ermittelte Tragfähigkeit wird als Konstante über alle Dehnungen angegeben und stellt die obere Grenze der Last-Verformungskurve dar. In DIN 18800, Teil 2, [R5], werden zur Bestimmung der wirksamen Breiten im elastischen und plastischen Grenzzustand unterschiedliche Abminderungskurven verwendet, in Abhängigkeit davon, ob die vorhandenen Dehnungen kleiner oder größer der Fließdehnung ε_y sind. Eurocode 3 sieht eine solche Unterscheidung nicht vor, dort wird die Tragfähigkeit ausschließlich als elastischer Grenzzustand definiert. In die Beulkurve nach dem Verfahren elastisch-elastisch geht folgerichtig die ideale Beulverzweigungsspannung auf Basis der Elastizitätstheorie $\sigma_{cr,P}$ in Gleichung (2.1) ein. Demnach wäre die Beulkurve auf die einfache Fließdehnung begrenzt.

Da die ursprüngliche und die modifizierte *Winter-Formel* (Gleichungen (2.2) und (2.7)) jedoch keine mathematischen Beziehungen sind, die streng gemäß der Elastizitätstheorie hergeleitet wurden, sondern vielmehr empirische Formeln, die über Versuche und Traglastrechnungen abgesichert wurden, ist es kein Widerspruch diese auch im Bereich plastischer Dehnungen anzuwenden, um die Tragfähigkeit beulgefährdeter Querschnitte anzugeben. In mehreren Veröffentlichungen, z.B. [77] und [93], wird bestätigt, dass die Gleichungen (2.2) und (2.7) unter Ansatz der Fließdehnung ε_y die Traglast von beulgefährdeten Platten, neben dem offensichtlichen Fall einer konstanten Druckbeanspruchung, auch für den Fall der dreiseitigen Platte mit $\psi_\varepsilon = 0$ und Druck am freien Längsrand gut beschreiben kann, obwohl diese Traglast erst bei einem Vielfachen der Fließdehnung erreicht wird.

Auf Basis der Auswertung von Versuchen an isolierten Platten entwickeln *Bambach/Rasmussen* in [6] ebenfalls ein Modell zur Ermittlung der wirksamen Breiten dreiseitig gelagerter Querschnittsteile im plastischen Zustand für die Grundfälle der Beanspruchungen $\psi_\varepsilon = 1$, $\psi_\varepsilon = 0$ und $\psi_\varepsilon = -1$. Dabei werden vom elastischen Grenzzustand abweichende Beulabminderungskurven und Verteilungen der wirksamen Breiten aufgestellt, Bild 2.20.

Die ursprüngliche Formulierung der bezogenen Plattenschlankheit $\bar{\lambda}_p$ unter Ansatz der Fließdehnung wird angewandt und die Größen und Lagen der wirksamen Teilflächen aus Schnittgrößengleichgewichtsbedingungen abgeleitet. Obwohl die Formulierung der wirksamen Breiten im plastischen Zustand nach [6] für einzelne dreiseitig gelagerte Platten die inneren Schnittgrößen zutreffend erfassen kann, ist die Anwendung dennoch kritisch zu beurteilen. Zum Einen erscheint die Anordnung der wirksamen Breite mit Abstand vom gehaltenen Längsrand wenig

anschaulich, zum anderen entspricht die Anwendung nicht der etablierten Vorgehensweise in den europäischen Normen.

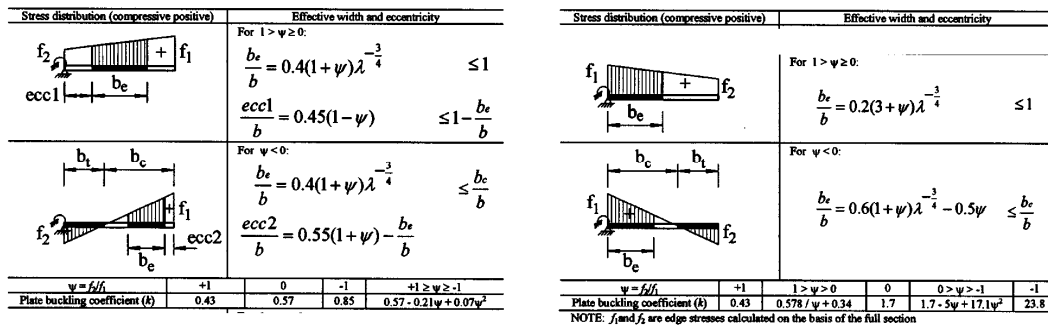


Bild 2.20: Wirksame Breiten und Beulkurven im plastischen Zustand nach [6]

In [101] werden Bemessungsvorschriften für dünnwandige, kaltgeformte C-Profile, d.h. mit konstanter Wanddicke, auch unter Ausnutzung (teil-)plastischer Reserven bei Biegung um die schwache Profilhauptachse vorgestellt. Im Falle reiner Druckkraft oder Biegebeanspruchung um die starke Profilhauptachse wird elastisches Verhalten vorausgesetzt. Die Größe der Maximaldehnungen für die teilplastische Reserve wird abhängig vom bezogenen Plattenschlankheitsgrad nach Gleichung (2.1) formuliert und ist im Folgenden angegeben.

Max. Druckspannung am freien Flanschrand ($-M_z$):

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} = 3,0 \quad \text{für } \bar{\lambda}_p \leq 0,535$$

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} = \frac{0,5877}{(\bar{\lambda}_p - 0,0924)^2} \quad \text{für } 0,535 < \bar{\lambda}_p < 0,859 \quad (2.22)$$

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} = 1,0 \quad \text{für } \bar{\lambda}_p \geq 0,859$$

Max. Druckspannung am gelagerten Flanschrand ($+M_z$):

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} = 3,0 \quad \text{für } \bar{\lambda}_p \leq 0,46$$

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} = 3 - 2 \cdot \frac{\bar{\lambda}_p - 0,46}{0,673 - 0,46} \quad \text{für } 0,46 < \bar{\lambda}_p < 0,673 \quad (2.23)$$

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} = 1,0 \quad \text{für } \bar{\lambda}_p \geq 0,673$$

Somit findet eine mögliche Ausnutzung teilplastischer Reserven für die Querschnittstragfähigkeit ausschließlich in einem engen Bereich des bezogenen Plat-

tenschlankheitsgrades statt, wobei das lokale Beulen nicht berücksichtigt wird. Es wird am Bruttoquerschnitt die teilplastische Querschnittstragfähigkeit bestimmt, während ab einem aus baupraktischer Sicht vergleichsweise geringem Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_p \leq 0,859$ bzw. $\bar{\lambda}_p \leq 0,673$ auf den elastischen Grenzzustand zurückgegriffen wird.

Der effektive, ausgebeulte Querschnitt wird mit Hilfe der *Methode der wirksamen Breiten* bestimmt. Für dreiseitig gelagerte Platten mit maximaler Druckbeanspruchung am freien Rand wird die wirksame Teilfläche ausschließlich am gelagerten Rand angesetzt, was mit den in Abschnitt 2.2.4.3 erwähnten Unzulänglichkeiten behaftet ist. Für maximale Druckbeanspruchung am gelagerten Flanschrand wird das Modell nach [102] verwendet, das eine iterative Berechnung erfordert, was im Sinne eines anwenderfreundlichen Bemessungsverfahrens unangemessen erscheint.

Optional wird für kaltgeformte Bauteile im Teil 1-3 des Eurocode 3, [R10], für einachsige biegebeanspruchte Bauteile, die zunächst am Zugrand die Fließspannung erreichen, eine mögliche teilplastische Spannungsverteilung für den zugbeanspruchten Bereich zugelassen. Für die im Rahmen dieser Arbeit betrachteten C-Profile kommt dieser Option allerdings unter baupraktischen Gesichtspunkten keine große Bedeutung zu. Im Falle eines Biegemoments um die starke Hauptachse $y-y$ M_y wird ggf. der Druckgurt infolge lokalen Beulens reduziert, was zu einer Verschiebung des Schwerpunktes in Richtung des Zuggurtes führt, sodass zunächst am Druckgurt die Fließspannung erreicht wird. Selbiges gilt sinngemäß für ein negatives Biegemoment M_z , das Druck am freien Flanschrand hervorruft. Ist das Biegemoment M_z hingegen entgegengesetzt gerichtet, und der Steg somit gedrückt, ist aufgrund der Schwerpunktlage zum Steg hin die dortige Druckspannung vergleichsweise gering, und nur sehr große, baupraktisch wenig sinnvolle Plattenschlankheiten ziehen eine Beulgefahr der Querschnittsteile nach sich.

Bei einer möglichen Ausnutzung teilplastischer Spannungszustände bei der Bestimmung der Querschnittstragfähigkeit dünnwandiger Stahlquerschnitte ist zudem sicher zu stellen, dass neben der Tragfähigkeit ebenso die Gebrauchstauglichkeit des Bauteils gewährleistet wird. Diese Forderung beinhaltet im Stahlhochbau im Wesentlichen die Begrenzung der Verformungen sowie eine Vermeidung des plötzlichen Umschlagens in eine andere Verformungsfigur. Diese Kriterien sollen ein mögliches Unbehagen bei den Nutzern der Struktur sowie Schäden an angrenzenden Bauteilen und Ausbauelementen vermeiden. Die konsequente Ausnutzung überkritischer Tragfähigkeiten durch die (modifizierte) *Winter-Formel* in Kombination mit der Ausnutzung des Plastizitätsvermögens des Werkstoffs Stahl lässt eine pauschale Gewährleistung obiger Forderungen nicht zu. Im Rahmen einer elastischen Bemessung haben die Untersuchungen das Auftreten tole-

rabler Verformungen bei Erreichen des elastischen Grenzzustands bestätigt. Die maximalen Plattenauslenkungen können mit Hilfe der in [19] angegebenen Näherung in einfacher Weise sicher bestimmt werden.

2.2.7 Alternative Konzepte zu den wirksamen Breiten

2.2.7.1 Methode der reduzierten Spannungen

Die *Methode der reduzierten Spannungen* wird in der DIN 18800, Teil 3, [R6], zur Beurteilung der Beulgefahr von Stahlquerschnitten verwendet. Dabei werden für jedes Querschnittsteil die jeweiligen bezogenen Plattenschlankheitsgrade $\bar{\lambda}_p$ und Beulabminderungsfaktoren ermittelt. Anschließend wird für den gesamten Querschnitt eine für das maßgebliche Querschnittsteil gegenüber der Streckgrenze reduzierte Grenzspannung $\sigma_{p,R,d} = \rho_{\min} \cdot f_y$ angesetzt. Dies hat zur Folge, dass auch gedrungenerer oder ggf. sogar zugbeanspruchte Querschnittsteile infolge lokaler Beulgefahr in ihrer Beanspruchbarkeit reduziert werden, was mechanisch wenig sinnvoll erscheint und der Anschauung widerspricht. Daraus resultiert insbesondere bei biegebeanspruchten Profilen in einer mitunter erheblichen Unterschätzung der Querschnittstragfähigkeit. Auch kann bei Ansatz einer reduzierten Grenzspannung über den gesamten Querschnitt keine Schwerpunktverschiebung am ausgebeulten Querschnitt abgebildet werden, die in Traglastversuchen und numerischen Berechnungen verifiziert werden konnte, vgl. Abschnitt 2.2.5.2.

Zudem kann bei hinreichend großen Bauteillängen die Interaktion zwischen lokalem und globalem Stabilitätsfall durch die Methode der reduzierten Spannungen nicht durchgängig zuverlässig abgebildet werden. Die fehlende Berücksichtigung des Verlustes an Biegesteifigkeit bedeutet eine Unterschätzung der Stabstabilitätsgefährdung, die nicht pauschal durch die Verminderung der Querschnittstragfähigkeit ausgeglichen werden kann. Somit erhält man i.d.R. im Bereich kleiner Stabschlankheiten zu kleine, und im Fall großer Stabschlankheiten zu große rechnerische Tragfähigkeiten, [71]. Somit kann die *Methode der reduzierten Spannungen* nicht als allgemeingültiges Nachweiskonzept gelten.

2.2.7.2 Methode der wirksamen Dicken

Insbesondere im skandinavischen Raum wird zur Abbildung von beulgefährdeten Stahlquerschnitten unter Normalspannungen die *Methode der wirksamen Dicken* verwendet, in der die Dicke des betrachteten Querschnittsteils über eine geeignete Beulkurve auf $t_{\text{eff}} = \rho \cdot t$ reduziert wird. Dieses Vorgehen ist analog zum Vorgehen bei schubbeulgefährdeten Querschnittsteilen im Eurocode 3, Teil 1-5, [R11].

Ebenso wie bei der Anordnung der wirksamen Breiten am gelagerten Längsrand stellt sich die konstante Reduktion der Blechdicke als wenig anschaulich heraus, da aus zahlreichen experimentellen und numerischen Untersuchungen der tat-

sächliche nichtlineare Verlauf der Spannungen über die Plattenbreite bekannt ist, vgl. Bild 2.7. Zudem kann eine mögliche Schwerpunktverschiebung auch hier nur unzureichend abgebildet werden, sodass Vergleichsrechnungen von Plattenbeulversuchen in [1] ergaben, dass die *Methode der wirksamen Breiten* zur Aufnahme in den Eurocode 3, Teil 1-5, zu bevorzugen ist.

2.2.7.3 Direct Strength Method

Zur Bestimmung der Tragfähigkeit kaltgeformter Profile wurde in den USA von *Schafer/Peköz* die *Direct-Strength-Method* (DSM) in [82] vorgestellt, die Eingang in den Appendix 1 in die *AISI-Specification for the Design of Cold-Formed Steel Members*, [R12], gefunden hat. Darin werden direkt die Schnittgrößen der Querschnittsbeanspruchbarkeit bestimmt. Der Zwischenschritt der Ermittlung wirksamer Breiten und Querschnittswerte wird umgangen. Eingangssparameter ist ein modifizierter Beulschlankheitsgrad des Gesamtquerschnitts $\bar{\lambda}_p^*$, in den eine evtl. vorhandene Stabstabilität einfließt.

$$\bar{\lambda}_p^* = \sqrt{\frac{\sigma_{ne}}{\sigma_{cr,P}}} \quad (2.24)$$

Darin bedeuten:

- σ_{ne} = aufnehmbare Tragspannung des Bauteils unter Berücksichtigung globaler Stabilität (Biegeknicken oder Biegedrillknicken)
- $\sigma_{cr,P}$ = Verzweigungsspannung für das lokale Beulen des Gesamtquerschnitts

Kann globale Stabinstabilität ausgeschlossen werden, ergibt sich $\sigma_{ne} = f_y$ (Streckgrenze) und der bezogene Schlankheitsgrad für das lokale Plattenbeulen $\bar{\lambda}_p^*$ wird durch Gleichung (2.1) angegeben. Somit kann die alleinige Querschnittstragfähigkeit nach Gleichung (2.25) bestimmt werden, wobei die Formulierung auf die in dieser Arbeit verwendeten Bezeichnungen angepasst wurde.

$$\frac{R_k}{R_{el}} = 1,0 \quad \text{für } \bar{\lambda}_p^* \leq 0,776$$

$$\frac{R_k}{R_{el}} = \left[1 - 0,15 \cdot \left(\frac{1}{\bar{\lambda}_p^*} \right)^{0,8} \right] \cdot \left(\frac{1}{\bar{\lambda}_p^*} \right)^{0,8} \quad \text{für } \bar{\lambda}_p^* > 0,776 \quad (2.25)$$

In der *DSM* wird nach den unterschiedlichen Beanspruchungen reine Drucknormalkraft (*Column Design*) und reine Biegemomentenbeanspruchung (*Beam Design*) unterschieden. Eine Interaktionsvorschrift ist z. Zt. nicht vorgesehen. Vergleicht man die verwendete Beulabminderungskurve in der *DSM* mit der urs-

prünglichen und modifizierten *Winter-Kurve*, kann man in Bild 2.21 ersehen, dass die Gleichungen (2.7) und (2.25) im kleinen und mittelschlanken Bereich annähernd deckungsgleich verlaufen und nur für hochschlanke Querschnitte die *DSM* konservativere Werte liefert.

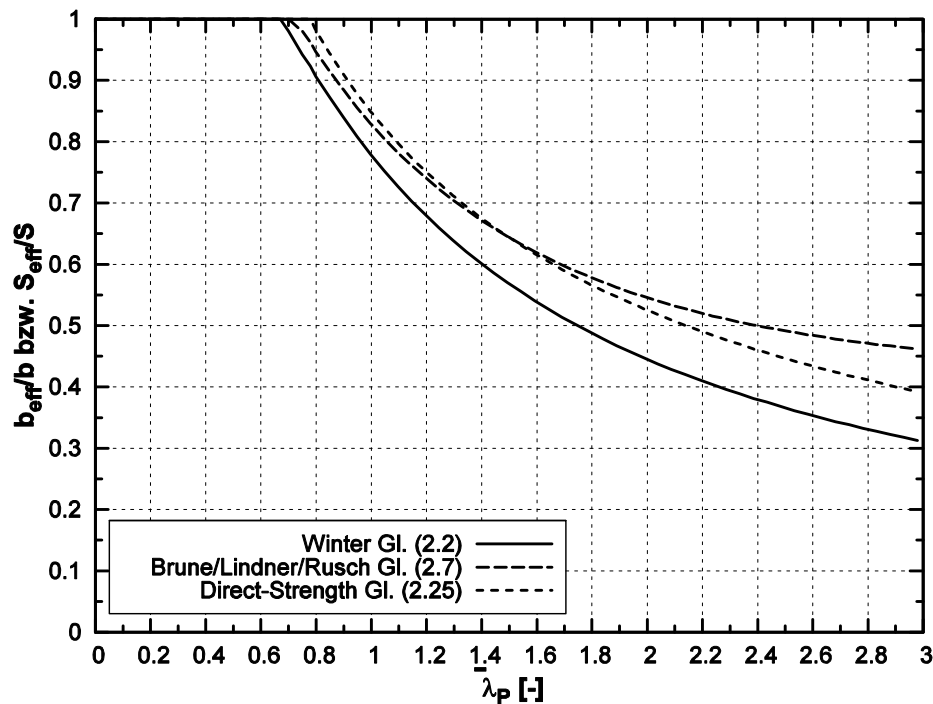


Bild 2.21: Vergleich verschiedener Beulabminderungskurven mit der DSM

In der ursprünglichen Formulierung der *DSM* in [82] wurden (teil-)plastische Querschnittstragfähigkeiten zugelassen, was z. T. deutlich unsichere Werte für unversteifte C-Profile unter Druckbeanspruchung aus [108] lieferte, wie in [76] gezeigt. Im Gegensatz dazu wird in der z. Zt. gültigen, in [R12] normativ verankerten Bemessungsmethode die Querschnittstragfähigkeit auf den elastischen Grenzzustand begrenzt, was im Falle kleiner Beulschlankheiten keinen stetigen Übergang zur vollplastischen Spannungsverteilung über den Querschnitt gewährleistet.

Da das Bemessungsverfahren der *DSM* kontinuierlich auf die Betrachtung des Gesamtquerschnitts abzielt, ist dessen Anwendung bei Profilen mit stark unterschiedlich beulgefährdeten Querschnittsteilen ebenfalls kritisch zu hinterfragen. Wie bereits in den Abschnitten 2.2.5.3 und 2.2.7.1 angemerkt, kann durch die Zurückführung auf die Beulgefahr des ungünstigsten Bleches insbesondere bei Biegebeanspruchung die Querschnittstragfähigkeit mitunter deutlich konservativ wiedergegeben werden. Dieser Ansatz hat ebenfalls zur Folge, dass eine etwaige Verschiebung des Schwerpunktes vom Ausgangs- zum effektiven Querschnitt nicht berücksichtigt werden kann, sodass sich die *DSM* im Prinzip nicht von der

Methode der reduzierten Spannungen unterscheidet, [76], und somit kein allgemeingültiges Nachweiskonzept darstellen kann.

Zudem fallen unversteifte C-Profile unter Druckbeanspruchung nicht in den Anwendungsbereich der *Direct-Strength-Method* gemäß [R12], Tabelle 1.1.1-1. Dort ist für derartige kaltgeformte Stahlquerschnitte nur die Bemessung unter reiner Biegebeanspruchung geregelt.

2.2.8 Distortional Buckling

Bei Querschnitten mit dünnwandigen Blechen kann als querschnittsverzerrender Stabilitätsfall i.A. neben dem lokalen Plattenbeulen das sog. *Distortional Buckling* auftreten. Damit wird eine lokale Versagensform beschrieben, bei der sich die Verformungsfigur im Verzweigungsfall vom lokalen Beulen im Wesentlichen in zwei Punkten unterscheidet:

1. Die Halbbeulwellenlänge beim *Distortional Buckling* ist signifikant größer, beträgt i.d.R. ein Vielfaches der größten Querschnittsabmessung und liegt somit zwischen der des lokalen Beulens und der der Stabstabilität.
2. Die Knotenlinien (i.A. Steg-Flansch-Verbindung) bewegen sich relativ zum Restquerschnitt, wobei mindestens zwei benachbarte Querschnittsteile sich formtreu zu dieser Knotenlinie verdrehen und verschieben. Beim lokalen Beulen tritt lediglich eine Verdrehung der Knotenlinie auf.

Die unterschiedlichen Verformungsfiguren können analytisch mit Hilfe der *Verallgemeinerten Technischen Biegelehre (VTB)* bestimmt werden, die auf *Schardt*, [84] zurückgeht. Neben den Starrkörper-Freiheitsgraden (u , v , w , φ) werden Verdrehungen der Einzelscheiben um die Knotenlinien des Querschnitts eingeführt, die eine Beschreibung der Querschnittsverzerrung zulassen. Dabei erzeugen Verdrehungen der Randscheiben keine Verwölbung, sodass für jede Grundverformung zwei Scheiben verdreht werden müssen, [89].

Für die betrachteten C-Profile ohne Randversteifung des Flansches stellt dieser immer eine Randscheibe dar, sodass die alleinige Verdrehung um die Knotenlinie immer das lokale Plattenbeulen abbildet. *Distortional Buckling* kann nicht auftreten. Im Falle einer zusätzlichen Flanschlippe können sich Flansch und Lippe als kombinierte Scheibe ohne Verzerrung untereinander um die Steg-Flansch-Verbindung verdrehen, somit kann hier *Distortional Buckling* auftreten. Die möglichen Verzweigungsformen für un- und randversteifte C-Profile über die Variation der Stablänge können Bild 2.22 entnommen werden. Anschaulich kann das *Distortional Buckling* von lippenverstärkten C-Profilen als lokales Beulen des durch die Lippe versteiften Flansches verstanden werden, vgl. Bild 2.23.

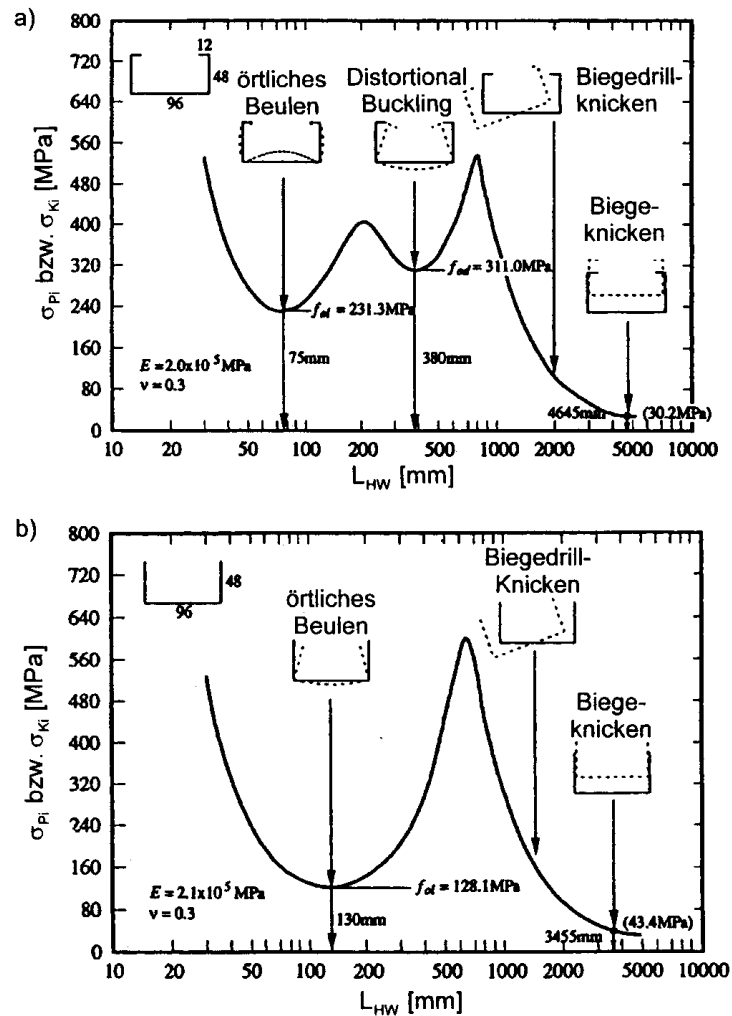


Bild 2.22: Verzweigungsformen und -spannungen von unversteiften sowie lippenversteiften C-Profilen aus [105]

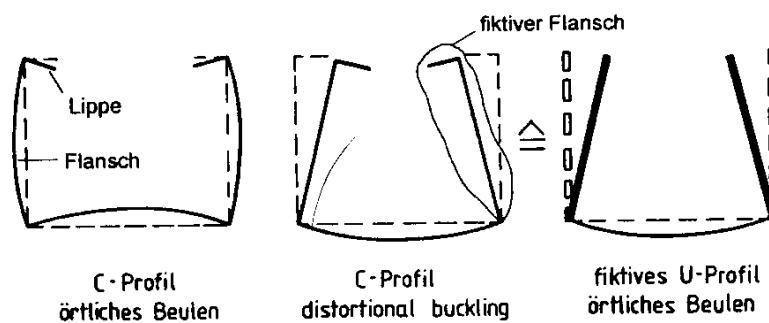


Bild 2.23: Lokales Beulen und Distortional Buckling eines lippenversteiften C-Profils, [77]

2.2.9 Umsetzung des Beulnachweises in der aktuellen Normung

In der DIN EN-Fassung des Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], wird für nicht ausgesteifte Querschnittsteile die Grenztragfähigkeit im elastischen Zustand definiert, eine (teil-)plastische Querschnitttragfähigkeit darf nicht angesetzt werden. Nachfol-

2.2 Querschnittstragfähigkeit dünnwandiger Stahlquerschnitte

gend werden die verwendeten Gleichungen und Definitionen zur Bestimmung der wirksamen Breiten für drei- und vierseitig gelagerte Querschnittsteile tabellarisch zusammengefasst.

Tabelle 2.1: Zusammenstellung der Berechnungsschritte zur Ermittlung der Beultragfähigkeit mit den wirksamen Breiten nach DIN EN 1993-1-5, [R11]

	3-seitige Platten	4-seitige Platten
Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_p$	Gleichung (2.1)	
Randspannungsverh. ψ_σ	Flansche: ψ_σ am Bruttoquerschnitt Steg: ψ_σ für red. Flansche & vollen Steg	
Beulwert k_σ	i.d.R. gelenkige Längsrandlagerung	
Beulabminderung ρ	Gleichung (2.6)	Gleichung (2.3)
Anordnung der wB	Bild 2.6	Bild 2.4a
Querschnittswiderstände	elastisch	

Diese Berechnungsprozedur ist für jede einzelne Grundbeanspruchung N , M_y und M_z getrennt durchzuführen, was zu drei in der Regel unterschiedlichen, effektiven Querschnitten führt, die anschließend anhand der Interaktionsvorschrift (2.26) zu kombinieren sind.

$$\frac{N_{Ed}}{A_{eff} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} + \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} \cdot e_{Ny}}{W_{y,eff,min} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} + \frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} \cdot e_{Nz}}{W_{z,eff,min} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} \leq 1,0 \quad (2.26)$$

Darin ist

- A_{eff} die wirksame Querschnittsfläche unter reiner Druckbeanspruchung
- $W_{eff,min}$ das wirksame elastische Widerstandsmoment unter reiner Biegung um die jeweilige Hauptachse an der Druckfaser
- e_N die Verschiebung der jeweiligen Hauptachse im Vergleich zum Bruttoquerschnitt unter reiner Druckbeanspruchung

Somit sind bei einer kombinierten Beanspruchung aus Druckkraft und Biegemoment die Beanspruchungsanteile konsequent aufzuteilen und den jeweiligen Querschnittsbeanspruchbarkeiten Grenzdruckkraft und Grenzbiegemoment gegenüber zu stellen. D.h. es werden ein effektiver Querschnitt unter reiner Druckbeanspruchung und (jeweils) ein effektiver Querschnitt unter reiner Biegemomentenbeanspruchung ermittelt. Diese Trennung der Beanspruchungen ist zwar im mechanischen Sinne nicht widerspruchsfrei, jedoch im Sinne einer für die Praxis handhabbaren Vorgehensweise praktikabel, da somit eine iterative Bestimmung

der Querschnittstragfähigkeit für Klasse-4-Querschnitte umgangen wird, wie sie z.B. nach [77] und [11] durchzuführen ist.

Ohne den Einfluss zusätzlicher Stabstabilität entspricht Gleichung (2.26) somit dem elastischen Grenzspannungskriterium, bei dem die rechnerische Querschnittstragfähigkeit erreicht ist, wenn sich in der ungünstigsten Querschnittsfaser der Bemessungswert der Fließspannung f_y/γ_{M0} einstellt.

2.2.10 Zusammenfassung

Die *Methode der wirksamen Breiten* stellt für die Verwendung in der Baupraxis ein zugleich anschauliches wie effektives Verfahren zur Beurteilung und Bemessung beulgefährdeter Stahlquerschnitte dar, sodass diese sich in der aktuellen europäischen Normung gegenüber abweichenden Nachweisformaten, vgl. Abschnitt 2.2.7, durchgesetzt hat.

Die Güte der Ergebnisse hängt jedoch signifikant von mehreren Parametern ab, die im aktuell normativ verankerten Bemessungsverfahren zur Bestimmung der Querschnittstragfähigkeit dünnwandiger Stahlquerschnitte unzureichend berücksichtigt werden:

- Die insbesondere für dreiseitig gelagerte Querschnittsteile normativ verwendete Beulkurve, Gleichung (2.6) gibt die inneren Schnittgrößen und somit die Tragfähigkeit derartiger Bleche nicht vollumfänglich wirklichkeitsnah wieder.
- Die Lagerungsbedingungen der Plattenlängsränder werden i.d.R. konservativ als gelenkig angenommen, sodass insbesondere für dreiseitig gelagerte Platten der bezogene Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_p$ mitunter deutlich zu groß ermittelt wird. Insofern ist eine signifikante Unterschätzung der Tragfähigkeit möglich.
- Die Anordnung der wirksamen Breiten für dreiseitig gelagerte Querschnittsteile ausschließlich am gelagerten Längsrand kann die inneren Schnittgrößen nicht wirklichkeitsnah wiedergeben. Dies hat insbesondere bei der Formulierung der Querschnittssteifigkeit, die bei Hinzutreten einer Stabstabilität an Bedeutung gewinnt, einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss.
- Eine grundsätzliche Ausnutzung teilplastischer Reserven insbesondere biegebeanspruchter Querschnitte ist gemäß Teil 1-5 des Eurocode 3, [R11], nicht zugelassen. Lediglich für kaltgeformte Bauteile wird in Teil 1-3, [R10], letztgenannter Norm eine mögliche Vorgehensweise zur Berücksichtigung angegeben, die jedoch für die im Rahmen dieser Arbeit

betrachteten C-Profile nur in seltenen, baupraktisch i.d.R. irrelevanten Fällen Anwendung finden kann.

Da die Bestimmung der Querschnittstragfähigkeit einen wesentlichen Basisparameter zur Bemessung von druck- und/oder biegebeanspruchten C-Profilen darstellt, sind die obig genannten Punkte bei der Bestimmung der Beultragfähigkeit auf ihren Einfluss hin zu untersuchen und ggf. unter Einbeziehung aktueller Forschungsergebnisse in ein allgemeines Bemessungsverfahren für C-Profile zu verbessern.

Ein grundsätzlicher Kritikpunkt, der der *Methode der wirksamen Breiten* anhaftet, ist der vergleichsweise hohe Rechenaufwand für den bemessenden Ingenieur, z.B. verglichen mit der *DSM*. Dieser ergibt sich daraus, dass für den aus den ggf. reduzierten, einzelnen Querschnittsteilen zusammengesetzten effektiven Querschnitt elastische Querschnittswerte zu ermitteln sind. Tritt zudem mehr als eine Beanspruchung auf, ist dieser Vorgang für jede Beanspruchungsart zu wiederholen. Dies ist für den konstruktiven Ingenieur zwar wesentlich einfacher als eine mögliche Iteration bei Berücksichtigung des „wirklichen“ Spannungszustandes aus allen Beanspruchungen, vgl. Abschnitt 2.2.9, aber dennoch mit gewissem Aufwand verbunden. Somit erscheint es sinnvoll, querschnittsformabhängige Vereinfachungen für die einzelnen Berechnungsschritte einzuführen, um unter Beibehaltung der Ergebnisqualität den Rechenaufwand auf ein Minimum zu reduzieren.

2.3 Stabtragfähigkeit von dickwandigen C-Profilen

2.3.1 Allgemeines

Auch bei Stahlquerschnitten unter Druck- und/oder Biegebeanspruchung mit hinreichend gedrungenen Blechen, bei denen Beulversagen ausgeschlossen werden kann, kann das Versagen vor Erreichen der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit eintreten. Die Begründung hierfür liegt in der globalen Stabilitätsgefahr durch Biegeknicken oder Biegedrillknicken, d.h. durch ein Ausknicken normal zu einer Profilhauptachse ggf. mit gleichzeitiger Verdrehung um die Stablängsachse. Während beim lokalen Beulen eine Querschnittsverzerrung eintritt, bei der die einzelnen Querschnittsteile sich verformen und die Knotenlinien ihre Lage beibehalten, sind die Verformungsfiguren der Stabstabilitätsfälle durch Starkkörpertranslationen und ggf. -rotationen gekennzeichnet, vgl. Bild 2.22.

Dabei hängt die Stabilitätsgefährdung von mehreren Faktoren ab:

- Art der Beanspruchung, d. h. Drucknormalkraft und / oder Biegemoment um eine Hauptachse
- Profilform und Querschnittsausbildung, d.h. insbesondere Verteilung der Steifigkeiten des Profils I_y , I_z , I_{ω} , I_T

- Randbedingungen des Trägers, insbesondere Lagerungen und seitliche Halterungen.

Beim Biegedrillknicken erfolgt seit Einführung der DIN 18800, [R5], im deutschen Sprachgebrauch keine sprachliche Differenzierung bezüglich der Beanspruchungsart. Der Ausdruck Biegedrillknicken wird sowohl für das globale Versagen infolge Drucknormalkraft als auch infolge Biegemoment um die starke Profilachse (früher Kippen) verwendet. Die englische Sprache hingegen sieht eine Trennung der Phänomene vor, die im Weiteren bei der Indizierung verwendet wird. Dabei beschreibt „*torsional flexural buckling*“ (Index TF) das globale Stabversagen infolge Drucknormalkraft und „*lateral torsional buckling*“ (Index LT) Biegedrillknicken infolge Biegebeanspruchung.

Im Folgenden wird der Stand der Forschung auf dem Gebiet der Stabstabilität vergleichsweise straff zusammengefasst und im Wesentlichen auf die bestehenden normativen Nachweisformate beschränkt wiedergegeben, da die Hintergründe i. A. bekannt sind.

2.3.2 Beanspruchung durch Drucknormalkraft

2.3.2.1 Allgemeines

Während bei baupraktischen Profilgeometrien für I-Profile unter Druckbeanspruchung im Regelfall Biegeknicken um die schwächere Profilhauptachse maßgebend wird, ist bei gedrückten C-Profilen stets auch der Stabilitätsfall Biegedrillknicken infolge Drucknormalkraft zu untersuchen. Eine Abgrenzung, wann welches der beiden letztgenannten Stabilitätsfälle maßgeblich wird, existiert nicht.

2.3.2.2 Biegeknicken

Bei doppelsymmetrischen Profilen kann grundsätzlich Biegeknicken in Richtung beider Profilhauptachsen auftreten. Dabei ist die Verzweigungsschnittgröße N_{cr} abhängig von der Steifigkeit und den Randbedingungen bezogen auf die betrachtete Achse. Im Falle eines zentrisch druckbeanspruchten C-Profils ist reines Biegeknicken normal zur Hauptachse $y-y$ jedoch ausgeschlossen, da mit dem seitlichen Ausweichen im Schwerpunkt wirkende Abtriebskräfte F_A verknüpft sind, die aufgrund ihres Hebelarms zum außerhalb des Profils liegenden Schubmittelpunkt zwingend eine Verdrehung des Querschnitts um die Stablängsachse hervorrufen, vgl. Bild 2.24.

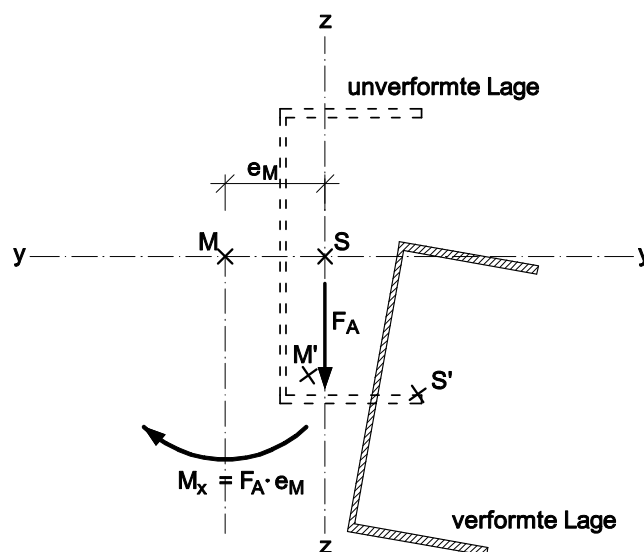


Bild 2.24: Verknüpfung der Translation in z-Richtung mit einer Verdrehung um die Längsachse beim Biegeknicken von C-Profilen unter Druckbeanspruchung

Somit muss beim Biegeknicken von C-Profilen ausschließlich die Hauptachse z-z betrachtet werden. Die ideale Verzweigungsschnittgröße nach der Elastizitätstheorie wird dann in bekannter Weise mit Gleichung (2.27) beschrieben.

$$N_{cr,z} = \frac{\pi^2 \cdot EI_z}{(\beta_z \cdot L)^2} \quad (2.27)$$

Darin gibt β_z einen Knicklängenbeiwert an, der den Abstand der Wendepunkte der Knickfigur normal zur z-z-Achse bezogen auf die Stablänge L beschreibt.

Der Bauteilnachweis unter Berücksichtigung von Imperfektionen wird nunmehr in DIN 18800, Teil 2, [R5], und Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], auf eine Grenzbetrachtung zurückgeführt, bei der die auftretenden Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung den Grenzschnittgrößen des Querschnitts an der Stelle der maximalen Beanspruchung, i.d.R. die Stabmitte, gegenübergestellt werden. Dabei wird eine lineare Interaktionsbeziehung für die Schnittgrößenkombination Normalkraft und Biegemoment im nachweisrelevanten Querschnitt vorausgesetzt. Unterstellt man eine zur Knickfigur affine, sinusförmige Vorausbiegung mit dem Maximalstich e_0 lässt sich die Nachweisgleichung wie folgt darstellen:

$$\frac{N}{N_{Rk}} + \frac{N \cdot e_0}{M_{z,Rk}} \cdot \frac{1}{1 - \frac{N}{N_{cr,z}}} \leq 1,0 \quad (2.28)$$

Darin sind N_{Rk} und $M_{z,Rk}$ die jeweiligen Querschnittstragfähigkeiten für die Beanspruchungen Drucknormalkraft und Biegemoment um die Profilhauptachse z-z. Im

Grenzzustand der Tragfähigkeit lässt sich Gleichung (2.28) durch einige Umformungen in folgender Weise angeben.

$$\frac{N_{\text{RK}}}{M_{z,\text{RK}}} \cdot e_0 = \frac{1}{\chi_z} \cdot (1 - \chi_z) \cdot (1 - \chi_z \cdot \bar{\lambda}_z^2) \quad (2.29)$$

Darin wird auch für den Stabilitätsfall Biegeknicken eine Formulierung für den bezogenen Schlankheitsgrad des betrachteten Bauteils eingeführt.

$$\bar{\lambda}_z = \sqrt{\frac{N_{\text{RK}}}{N_{\text{cr},z}}} = \sqrt{\frac{N_{\text{pl}}}{N_{\text{cr},z}}} \quad (2.30)$$

Der Abminderungsfaktor χ beschreibt das Verhältnis der Bauteiltragfähigkeit zur Querschnittstragfähigkeit.

$$\chi_z = \frac{N_{\text{b,RK}}}{N_{\text{RK}}} \quad (2.31)$$

Zur Erfüllung der Nachweisgleichung (2.28) muss eine querschnittsabhängige Imperfektion e_0 definiert werden. Diese wurde für die praktische Anwendung in Eurocode 3, Teil -1-1, [R9], proportional zum bezogenen Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_z$ beginnend mit einem Startwert $\bar{\lambda}_0$, bei dem die Querschnittstragfähigkeit erreicht wird, eingeführt.

$$\eta = \frac{N_{\text{RK}}}{M_{z,\text{RK}}} \cdot e_0 = \alpha \cdot (\bar{\lambda}_z - \bar{\lambda}_0) \quad (2.32)$$

Abweichend von der linearen Imperfektion wurden z.B. in [68] abweichende Ansätze mithilfe von Versuchsergebnissen ausgewertet. Zur Beibehaltung der praktikablen Anwendung wurde normativ in [R9] die lineare Formulierung festgeschrieben. Die Anfangsschlankheit wurde zu $\bar{\lambda}_0 = 0,2$ festgelegt. Löst man Gleichung (2.29) nach χ auf, ergibt sich die allgemein bekannte Formulierung der europäischen Knickspannungslinien.

$$\chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \bar{\lambda}_z^2}} \quad (2.33)$$

mit

$$\Phi = 0,5 \cdot (1 + \eta + \bar{\lambda}_z^2)$$

Der Imperfektionsbeiwert α muss folgende Einflussparameter berücksichtigen

- Querschnittform

2.3 Stabtragfähigkeit von dickwandigen C-Profilen

- Eigenspannungen
- Geometrische Imperfektionen des Bauteils
- Abweichungen vom Nennquerschnitt

und wurde an Versuchsergebnissen kalibriert. Aus praktischen Gründen werden in der Normung fünf standardisierte Knickspannungslinien verwendet, deren Imperfektionsbeiwerte α in der folgenden Tabelle 2.2 zusammengefasst sind.

Tabelle 2.2: Imperfektionsbeiwerte α nach Eurocode 3, Teil 1-1,[R9]

Knickspannungslinie	a ₀	a	b	c	d
Imperfektionsbeiwert α	0,13	0,21	0,34	0,49	0,76

Die Einstufung der verschiedenen Querschnittsformen in die entsprechende, standardisierte Knickspannungslinie erfolgte über die beste Anpassung von Versuchsergebnissen mit Hilfe semi-probabilistischer, statistischer Auswertung. Dabei wurden biegeknickgefährdete C-Profile in den Teilen 1-1 und 1-3 des Eurocode 3 der Knickspannungslinie c zugeordnet. Jedoch ist der Literatur, auch dem der Einstufung zu Grunde liegenden „*Background-Document*“ zum Eurocode 3, [2], kein Versuchsergebnis zu biegeknickgefährdeten C-Profilen zu entnehmen, das diese Klassifizierung rechtfertigt. Somit ist zu vermuten, dass diese Einstufung in Anlehnung an die Übertragung des Tragverhaltens auf ähnliche Profilformen erfolgte.

Für zentrisch beanspruchte C-Profile ist der Nachweis dann entsprechend folgender Gleichung zu führen.

$$\frac{S_d}{R_d} = \frac{N_{Ed}}{\chi_z \cdot \frac{N_{Rk}}{\gamma_{M1}}} \leq 1,0 \quad (2.34)$$

Im amerikanischen Raum existieren von den europäischen Knickspannungslinien abweichende Formulierungen zur Beschreibung des Biegeknickens infolge zentrischer Normalkraft. In der aktuellen Ausgabe der AISC „*Specification for Structural Steel Buildings*“, [R1], wird der Abminderungsfaktor für Biegeknicken mit Gleichung (2.35) ermittelt, die auch für kaltgeformte Bauteile in [R12] für die *Direct-Strength-Method* verwendet wird. Dabei werden die Bezeichnungen auf die im europäischen Raum gebräuchlichen Formulierungen angepasst. Die Abminderung der Bauteiltragfähigkeit infolge globalen Biegeknickens erfolgt also im Gegensatz zur europäischen Vorgehensweise unabhängig von Querschnittsform und Ausweichrichtung.

$$\chi = 0,658 \bar{\lambda}_z^2 \quad \text{für } \bar{\lambda}_z \leq 1,5$$

$$\chi = \frac{0,877}{\bar{\lambda}_z^2} \quad \text{für } \bar{\lambda}_z > 1,5 \quad (2.35)$$

Vergleicht man die amerikanische Formulierung mit den europäischen Knickspannungslinien in Bild 2.25 fällt auf, dass diese vergleichsweise hohe Tragfähigkeiten für alle Querschnittsformen liefert, die im gedrunenen Bereich zwischen der europäischen Kurve a und b liegen, während sie ab einer Schlankheit von $\bar{\lambda}_K = 1,0$ ähnlich der Kurve a₀ liegt. Für die betrachteten C-Profile mit der europäischen Knickspannungslinie c liegen die maximalen Unterschiede im mittelschlanken Bereich bei etwa 26%.

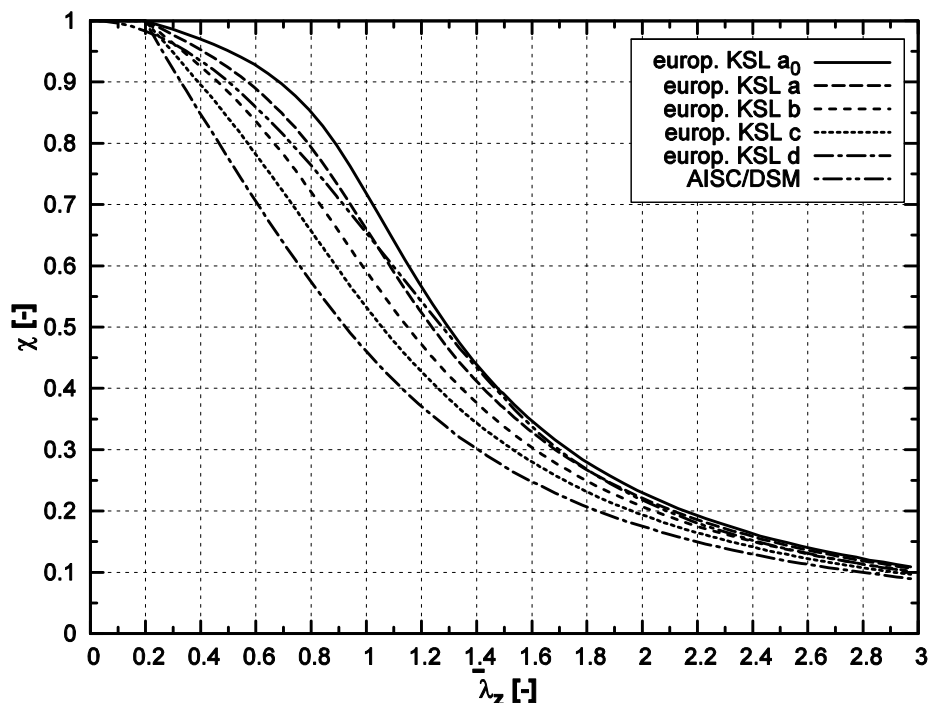


Bild 2.25: Vergleich der europäischen Knickspannungslinien mit der im amerikanischen Raum verwendeten Bauteilabminderung infolge Biegeknicken

2.3.2.3 Biegedrillknicken (Torsional-Flexural-Buckling)

Für den Stabstabilitätsfall Biegedrillknicken ist in den europäischen Normen ein dem Biegeknicken entsprechendes Verfahren mit Hilfe der europäischen Knickspannungslinien festgeschrieben. Hier wird ebenfalls die ideal-kritische Verzweigungsschnittgröße $N_{cr,TF}$ als Eingangsgröße benötigt, die gemäß [61] für zentrisch druckbeanspruchte C-Profile mit Gleichung (2.36) angegeben werden kann. Da im Vergleich zum reinen Biegeknicken ebenfalls die Torsions- und Wölbkenngrößen

2.3 Stabtragfähigkeit von dickwandigen C-Profilen

des Querschnitts von Bedeutung sind, wird die Bestimmungsgleichung für $N_{cr,TF}$ ungleich aufwändiger als Gleichung (2.27).

$$N_{cr,TF} = \frac{\pi^2 \cdot E I_y}{(\lambda_v \cdot i_y)^2} \quad (2.36)$$

Darin bedeuten:

- i_y Trägheitsradius normal zur Hauptachse y-y
- I_y Flächenträgheitsmoment 2. Grades normal zur Hauptachse y-y
- λ_v ideeller Vergleichsschlankheitsgrad nach Gleichung (2.37)

$$\lambda_v^2 = \left(\frac{\beta_y \cdot L}{i_y} \right)^2 \cdot \frac{c_y^2 + i_M^2}{2 \cdot c_y^2} \cdot \left[1 + \sqrt{1 - \frac{4 \cdot c_y^2 \cdot \left(i_p^2 + 0,093 \cdot \left(\frac{\beta_y^2}{\beta_\omega^2} - 1 \right) \cdot y_M^2 \right)}{(c_y^2 + i_M^2)^2}} \right] \quad (2.37)$$

mit

- β_y Knicklängenbeiwert normal zur Hauptachse y-y
- y_M y-Abstand zwischen Schwer- und Schubmittelpunkt
- $i_M = \sqrt{i_p^2 + y_M^2}$
- i_p polarer Trägheitsradius
- c_y^2 Drehradius des Querschnitts bezogen auf die Hauptachse y-y nach Gleichung (2.38)

$$c_y^2 = \frac{l_\omega}{I_y} \cdot \frac{(\beta_y \cdot L)^2}{(\beta_\omega \cdot L)^2} + \frac{(\beta_y \cdot L)^2}{\pi^2} \cdot \frac{G I_T}{E I_y} \approx \frac{l_\omega}{I_y} \cdot \frac{(\beta_y \cdot L)^2}{(\beta_\omega \cdot L)^2} + (\beta_y \cdot L)^2 \cdot \frac{0,039 \cdot I_T}{I_y} \quad (2.38)$$

mit

- β_ω Beiwert zur Erfassung der freien Wölblänge
- l_ω Wölbwiderstand
- I_T Torsionsträgheitsmoment.

Mit Hilfe der ideal-kritischen Verzweigungsschnittgröße $N_{cr,TF}$ kann nunmehr der bezogene Schlankheitsgrad in gewohnter Weise ermittelt werden.

$$\bar{\lambda}_{TF} = \sqrt{\frac{N_{Rk}}{N_{cr,TF}}} = \sqrt{\frac{N_{pl}}{N_{cr,TF}}} \quad (2.39)$$

Zur Bestimmung der Bauteiltragfähigkeit auf Basis des bezogenen Schlankheitsgrades für *Torsional-Flexural-Buckling* gibt Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], die entsprechende europäische Knickspannungslinie an, die für den Biegeknicknachweis normal zur Hauptachse z-z gefordert wird, im Fall der betrachteten C-Profile somit Kurve c. Der Bauteilnachweis ist somit analog Gleichung (2.34) unter Verwendung des Abminderungsfaktors χ_{TF} zu führen.

In den einschlägigen amerikanischen Normen wird analog zum europäischen Vorgehen die Abminderungskurve für das Biegeknicken ebenso für das *Torsional-Flexural-Buckling* angegeben.

2.3.3 Beanspruchung durch Biegemomente

Die Vorgehensweise beim Biegedrillknicknachweis infolge Biegemomentenbeanspruchung erfolgt analog der beim Biegeknicken. Grundlage für die Bemessung ist die ideal-kritische Verzweigungsschnittgröße $M_{cr,LT}$, deren Bestimmung nicht für alle gängigen Stahlquerschnitte geschlossen gelingt. Zwar wird in [62] für mindestens einfach-symmetrische I-Profile unter Biegebeanspruchung um die starke Profilhauptachse eine analytisch hergeleitete Bestimmungsgleichung (2.40) angegeben, deren Anwendung für C-Profile grundsätzlich nicht ohne Weiteres erfolgen kann.

$$M_{cr,LT} = \zeta \cdot N_{cr,z} \cdot \left[\sqrt{\left(\beta_z^2 \cdot \frac{e}{2} - \frac{r_y}{3} + z_M \right)^2 + c_z^2} - \left(\beta_z^2 \cdot \frac{e}{2} - \frac{r_y}{3} + z_M \right) \right] \quad (2.40)$$

Darin bedeuten:

- | | |
|------------|--|
| ζ | Beiwert zur Erfassung des Biegemomentenverlaufs |
| $N_{cr,z}$ | ideal-kritische Verzweigungslast für Biegeknicken normal zur Hauptachse z-z nach Gleichung (2.27) |
| z_M | z-Abstand zwischen Schwer- und Schubmittelpunkt |
| e | z-Abstand zwischen Lastangriffspunkt der Querlast und Schwerpunkt |
| c_z^2 | Drehradius des Querschnitts bezogen auf die Hauptachse z-z nach Gleichung (2.38) mit Substitution der achsenbezogenen Größen |

Der wesentliche Unterschied zur Anwendung von Gleichung (2.40) auf C-Profile besteht darin, dass hier die Exzentrizität zwischen Schwer- und Schubmittelpunkt im Vergleich zu einfach-symmetrischen I-Profilen in y -Richtung besteht, die nicht berücksichtigt wird. In [24] werden Näherungslösungen für $M_{cr,LT}$ angegeben, bei denen zum einen die Güte der Ergebnisse nicht nachgewiesen ist und zum anderen die Berechnung mit erheblichem Aufwand verknüpft ist.

Somit muss festgehalten werden, dass für biegebeanspruchte C-Profile keine geschlossen analytische, zur Handrechnung geeignete Lösung zur Ermittlung des ideal-kritischen Verzweigungsmoments $M_{cr,LT}$ existiert. Daher muss gegenwärtig auf eine computergestützte Berechnung mit Hilfe von entsprechender Software zurückgegriffen werden, die z. T. frei verfügbar ist, z. B. [S3].

Nach Ermittlung der ideal-kritischen Verzweigungsgröße wird entsprechend der Vorgehensweise bei anderen Stabilitätsproblemen ein bezogener Schlankheitsgrad für das Biegedrillknicken $\bar{\lambda}_{LT}$ ermittelt.

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{M_{Rk}}{M_{cr,LT}}} \quad (2.41)$$

Darin ist M_{Rk} die Biegemomenten Tragfähigkeit des Querschnitts in Abhängigkeit der Querschnittsklasse, d.h. für Profile der Klasse 1 und 2 der vollplastische und für Klasse 3 der elastische Querschnittswiderstand. In [90] wurde gezeigt, dass eine Herleitung des Abminderungsfaktors χ_{LT} entsprechend dem Vorgehen beim Biegeknicken möglich ist, vgl. Abschnitt 2.3.2.2. Dies führt jedoch zu lastfall-, bauteil- und profilabhängigen Abminderungskurven für die Bauteiltragfähigkeit, was aufgrund der Praktikabilität in der gegenwärtigen Normung, [R9], nicht berücksichtigt wird. Dort kann die Festlegung der Bauteilabminderung auf zweierlei Weise erfolgen:

1. Beim „allgemeinen Verfahren“ wird auf die europäischen Knickspannungslinien zurückgegriffen.
2. Beim „alternativen Verfahren“ für „gewalzte und gleichartig geschweißte Querschnitte“, das auf [78] zurückgeht, werden die europäischen Knickspannungslinien über verschiedene Beiwerte modifiziert. Damit wird einerseits die Plateaulänge ohne Bauteilabminderung auf $\bar{\lambda}_{LT,0} = 0,4$ vergrößert und andererseits der Einfluss des Biegemomentenverlaufs auf die Traglast erfasst.

$$\chi_{LT,mod} = \frac{\chi_{LT}}{f} = \frac{1}{f} \cdot \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \beta \cdot \bar{\lambda}_{LT}^2}} \quad \text{jedoch } \chi_{LT} \leq \begin{cases} 1,0 \\ 1/\bar{\lambda}_{LT}^2 \end{cases} \quad (2.42)$$

Mit

$$\Phi_{LT} = 0,5 \cdot \left[1 + \alpha_{LT} \cdot (\bar{\lambda}_{LT} - \bar{\lambda}_{LT,0}) + \beta \cdot \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] \quad (2.43)$$

$$f = 1 - 0,5 \cdot (1 - k_c) \cdot \left[1 - 2 \cdot (\bar{\lambda}_{LT} - 0,8)^2 \right] \leq 1,0 \quad (2.44)$$

$\bar{\lambda}_{LT,0} = 0,4$	als empfohlener Maximalwert bei gewalzten Profilen
$\beta = 0,75$	als empfohlener Maximalwert bei gewalzten Profilen
k_c	Korrekturwert für den Momentenverlauf nach Tabelle 6.6 in [R9]

Die entsprechende Zuordnung der unterschiedlichen Querschnittsformen nach den beiden o.g. Verfahren wird entsprechend folgender Tabelle 2.3 vorgenommen, während der Teil 1-3 des Eurocode 3, [R10], für kaltgeformte Bauteile jeglicher Querschnittsform pauschal die europäische Knickspannungslinie b fest schreibt. Die Vorgaben der *Merchant-Rankine*-Formulierung nach DIN 18800, Teil 2, [R5], werden aufgrund der aktuelleren Eurocode-Fassung nicht weiter verfolgt.

Tabelle 2.3: Knickspannungslinien für das Biegedrillknicken nach Eurocode 3, Teil 1-1

Profil	Allgemeines Verfahren		Alternatives Verfahren	
	Grenzen	KSL	Grenzen	KSL
Gewalzte I-Profile	$H/B \leq 2$	a	$H/B \leq 2$	b
	$H/B > 2$	b	$H/B > 2$	c
Geschweißte I-Profile	$H/B \leq 2$	c	$H/B \leq 2$	c
	$H/B > 2$	d	$H/B > 2$	d
Andere Querschnitte	---	d	---	k. A.

Ebenso wie für die Beanspruchung durch zentrischen Druck existiert auch hier für dickwandige C-Profile unter Biegebeanspruchung um die Hauptachse y-y keine Basis aus experimentellen Untersuchungen, die die zweifelsfreie Einstufung in die europäische Knickspannungslinie d bzw. b für kaltgeformte Bauteile belegen.

Zudem stellt sich die Frage, ob eine Biegebeanspruchung um die Profilachse z-z für baupraktische Fälle von C-Profilen im Hinblick auf eine mögliche Biegedrillnickgefährdung zu berücksichtigen ist. Gemäß [R5] ist für diesen Fall kategorisch kein Nachweis zu führen, während [R9] dazu keine Angaben macht.

Im Vergleich zu den europäischen Bauteilabminderungen wird in der amerikanischen *DSM* eine Traglastkurve verwendet, die deutlich größere Tragfähigkeiten liefert und eine Abminderung erst ab einem bezogenen Biegedrillknickschlankheitsgrad von $\bar{\lambda}_{LT} > 0,6$ vorsieht.

$$\begin{aligned}
 \chi_{LT} &= 1,0 \bar{\lambda}_{LT}^2 && \text{für } \bar{\lambda}_{LT} < 0,6 \\
 \chi_{LT} &= \frac{10}{9} \cdot \left(1 - \frac{10}{36} \cdot \bar{\lambda}_{LT}^2 \right) && \text{für } 0,6 \leq \bar{\lambda}_{LT} \leq 1,336 \\
 \chi_{LT} &= \frac{1}{\bar{\lambda}_{LT}^2} && \text{für } \bar{\lambda}_{LT} > 1,336
 \end{aligned}
 \tag{2.45}$$

Nachfolgend sind die unterschiedlichen Traglastabminderungskurven für C-Profile unter konstanter Biegebeanspruchung M_y nach europäischer und amerikanischer Normung aufgetragen. Zu Vergleichszwecken sind die Abminderungskurven des alternativen Verfahrens nach [R9] zusätzlich dargestellt. Man erkennt, dass sehr deutliche Unterschiede in den bezogenen Tragfähigkeiten je nach verwendeter Abminderungskurve auftreten können, die bei baupraktisch relevanten Schlankheiten von $\bar{\lambda}_{LT} \approx 1,10$ maximal 77% betragen können.

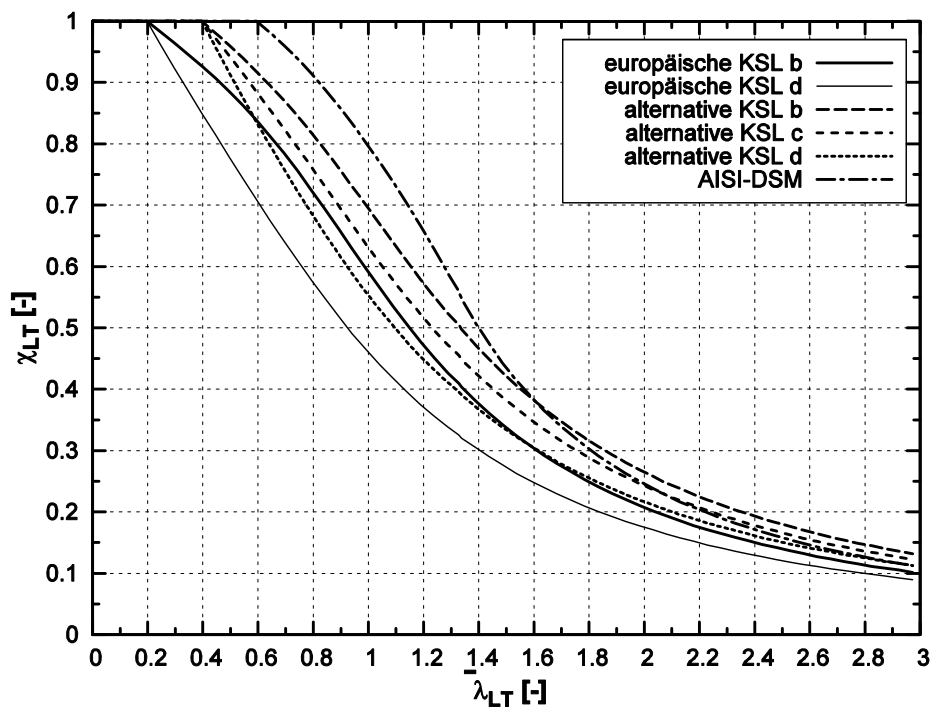


Bild 2.26: Vergleich verschiedener Traglastabminderungen infolge Biegedrillknicken

2.3.4 Kombinierte Druck- und Biegebeanspruchung

Treten Drucknormalkräfte und Biegemoment(e) in einem Bauteil kombiniert auf, ergibt sich mitunter eine Überlagerung der einzelnen o.g. Stabstabilitätsfälle Biegeknicken und Biegedrillknicken. Dabei hängen die Anteile des jeweiligen Einzelphänomens, d.h. im Allgemeinen die Verschiebungs- und Verdrehungsanteile, von den Querschnittsgrößen und den Randbedingungen bezogen auf die jeweilige Achse ab.

Das Verzweigungsproblem für eine beliebig kombinierte Druck- und Biegebeanspruchung ist nur für Sonderfälle, d.h. im Wesentlichen für doppelsymmetrische Profile, analytisch lösbar. Auf eine ausführliche Darstellung der Herleitung der Verzweigungsschnittgröße wird an dieser Stelle allerdings verzichtet und stattdessen auf z.B. [90] verwiesen. Bei einer derartigen Vorgehensweise mit Bestimmung eines Gesamtschlankheitsgrades für das Stabilitätsproblem unter kombinierter Beanspruchung stellt sich die Frage nach geeigneten Abminderungskurven, die i.A. abhängig vom Verhältnis von Biege- zu Biegedrillknicken definiert werden müssten, sodass sich eine Vielzahl unterschiedlicher Traglastabminderungen ergäbe. Diese Vorgehensweise erscheint im Rahmen eines Handrechenverfahrens zur Ermittlung der Tragfähigkeit wenig anschaulich und praktikabel, sodass in der aktuellen Normung [R9] ein abweichender Weg beschritten wird.

Dort wird für Stäbe mit Stabilitätseinfluss unter kombinierter Beanspruchung das *Ersatzstabverfahren* angewendet, bei dem einzelne Stäbe gedanklich aus dem Gesamttragwerk herausgeschnitten werden. Die Beliebtheit dieser Vorgehensweise in der Baupraxis ist im Wesentlichen dadurch begründet, dass innerhalb des betrachteten Stabes die Schnittgrößen nach Theorie I. Ordnung berücksichtigt werden, was gerade für komplexere Tragverhalten wie das Biegedrillknicken immer noch eine Handrechnung mit vergleichsweise einfacher Nachvollziehbarkeit ermöglicht.

Im *Ersatzstabverfahren* wird die Bauteiltragfähigkeit durch eine in der Interaktionsvorschrift festgelegte Kombination der Einzeltragfähigkeiten für die entsprechenden Stabilitätsformen ermittelt. Es werden also zunächst analog der Vorgehensweise in den beiden letzten Abschnitten die Bauteiltragfähigkeiten infolge der Beanspruchungen Normalkraft und Biegemoment(e) unabhängig von einander bestimmt und diese nachträglich auf Tragfähigkeitsniveau durch Interaktionsbeiwerte k_{ij} miteinander verknüpft. Für den allgemeinen Fall aus Druckkraft und Biegung um beide Hauptachsen schreibt Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], folgende beiden Nachweisgleichungen auf Bemessungsniveau vor.

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_y \cdot \frac{N_{Rk}}{\gamma_{M1}}} + k_{yy} \cdot \frac{M_{y,Ed}}{\chi_{LT} \cdot \frac{M_{y,Rk}}{\gamma_{M1}}} + k_{yz} \cdot \frac{M_{z,Ed}}{\frac{M_{z,Rk}}{\gamma_{M1}}} \leq 1,0 \quad (2.46)$$

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_z \cdot \frac{N_{Rk}}{\gamma_{M1}}} + k_{zy} \cdot \frac{M_{y,Ed}}{\chi_{LT} \cdot \frac{M_{y,Rk}}{\gamma_{M1}}} + k_{zz} \cdot \frac{M_{z,Ed}}{\frac{M_{z,Rk}}{\gamma_{M1}}} \leq 1,0 \quad (2.47)$$

Formal lassen sich die beiden Nachweisgleichungen „jeweils spezifischen Ausweichformen um die starke Achse y-y (2.46) und die schwache Achse z-z (2.47)

zuordnen, sodass sich dadurch ein gewisser physikalischer Sachverhalt ausdrückt“, [35]. Zur Ermittlung der Interaktionsbeiwerte k_{ij} werden in [R9] zwei alternative Methoden angeboten, die in den dortigen Anhängen A und B beschrieben sind.

1. Die „Methode 1“ im Anhang A des Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], geht auf [10] zurück, gilt für sog. „*advanced cases*“ und führt i.A. zu einer vergleichsweise hohen Ergebnisgenauigkeit. Allerdings ist die Methode 1 mit z.T. erheblichem Handrechenaufwand verbunden, sodass dieser Vorschlag im Hinblick auf ein einfach anzuwendendes Nachweisformat im Folgenden nicht weiter betrachtet wird.
2. „Methode 2“ im Anhang B der europäischen Norm enthält Bestimmungsgleichungen, die aus Rückrechnung numerischer Untersuchungen in [60] hergeleitet wurden. Dieses Verfahren zielt auf „*standard cases*“ ab und ist demzufolge für baupraktisch häufig anzutreffende Fälle mit ausreichender Genauigkeit und verringertem Aufwand für den praktisch tätigen Ingenieur sicherlich vorzuziehen. Jedoch ist auch hier, insbesondere bei einer Kombination aller Beanspruchungen und aller Stabilitätsfälle mit gewisser Rechenarbeit zu rechnen. Auf eine Wiedergabe der Formulierungen für die Interaktionsbeiwerte wird an dieser Stelle verzichtet und auf Anhang A dieser Arbeit verwiesen.

Beiden Methoden gemein ist, dass sie grundsätzlich für „gleichförmige Bauteile mit doppelsymmetrischen Querschnitten“, d.h. I- und Kastenprofile, hergeleitet und verifiziert wurden, z.B. [60], [35] oder [10]. In [38] wurde die Anwendung der „Methode 2“ auf einfachsymmetrische Querschnitte überprüft, jedoch wurden die Untersuchungen auf Symmetrie zur Stegebene beschränkt, wie sie bei C-Profilen nicht vorliegt. Die Anwendung letztgenannter Gleichungen auf die N-M Interaktion bei den hier untersuchten Querschnitten muss vielmehr grundsätzlich hinterfragt werden, da der Fall des isolierten Biegeknickens normal zur y - y -Achse bei C-Profilen nicht auftreten kann, vgl. Bild 2.24. Somit ist die sichere Anwendung der Nachweisgleichungen (2.46) und (2.47) für C-Profile unter Druck- und Biegebeanspruchung nicht nachgewiesen und muss überprüft werden.

Für kaltgeformte Bauteile wird im Teil 1-3 des Eurocode 3, [R10], optional zu den obigen Nachweisgleichungen im Falle von Druck- und einachsiger Biegebeanspruchung eine einfache nichtlineare Interaktionsbeziehung angegeben, die unabhängig von der Querschnittsform ist und somit auch für C-Profile gilt.

$$\left(\frac{N_{Ed}}{\chi_{\min} \cdot \frac{N_{RK}}{\gamma_{M1}}} \right)^{0,8} + \left(\frac{M_{Ed}}{\chi_{LT} \cdot \frac{M_{RK}}{\gamma_{M1}}} \right)^{0,8} \leq 1,0 \quad (2.48)$$

Darin ist χ_{\min} die kleinere Traglastabminderung der beiden Fälle Biegeknicken und Biegedrillknicken infolge Drucknormalkraft. Gleichung (2.48) stellt im Falle ohne Stabstabilität eine konservative Abschätzung der Tragfähigkeit druck- und biegebeanspruchter Bauteile dar, da selbst die elastische Querschnittsinteraktion unterschritten wird.

Das in [R9] angegebene „allgemeine Verfahren für Knick- und Biegedrillknicknachweise für Bauteile“, das auf Forschungen in [57] zurückgeht, greift konsequent auf den Einsatz numerischer Software zurück, was der Zielsetzung der vorliegenden Arbeit eines Handrechenverfahrens entgegensteht. Daher wird die Anwendung dieses Verfahrens im Weiteren nicht verfolgt.

Entsprechend den Ausführungen zur *Direct-Strength-Method* beim lokalen Stabilitätsproblem in Abschnitt 2.2.7.3 ist in [R12] keine Interaktionsvorschrift für die Kombination von Druck- und Biegebeanspruchung vorhanden, sodass eine Anwendung für den allgemeinen Fall nicht in Frage kommt.

2.3.5 Zusammenfassung

Die normativ festgeschriebenen Nachweiskonzepte zur Behandlung der Stabstabilität von Bauteilen unter Normalspannungen sind i.d.R. durch Untersuchungen an I- oder Kastenquerschnitten hergeleitet und überprüft worden. Dabei hat sich die grundsätzliche Vorgehensweise mit der konsequenten Betrachtung der Einzelphänomene und anschließender Interaktion in der Nachweisgleichung als leistungsfähig erwiesen. Die Anwendung dieser Bemessungsvorschriften auf die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten C-Profile ist jedoch nicht ohne weiteres möglich, da sich diese im Tragverhalten mitunter wesentlich von den o.g. Querschnitten unterscheiden und desweiteren verschiedene Ansätze nicht ausreichend abgesichert sind.

- Die in den Normen [R9] und [R10] angegebenen europäischen Knickspannungslinien c bzw. b zum Nachweis des Biegeknickens bei C-Profilen sind auch nach aufwändiger Recherche der entsprechenden Literaturquellen experimentell nicht abgesichert. Selbiges gilt für das Stabstabilitätsproblem Biegedrillknicken unter den Einzelbeanspruchungen Drucknormalkraft und Biegemoment.

- Es fehlt eine Formulierung zur handrechnerischen Ermittlung des ideal-kritischen Verzweigungsmoments $M_{cr,LT}$ für den Biegedrillknickfall unter Biegemoment um die Hauptachse $y-y$.
- Für den Fall kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung ist zu überprüfen, inwieweit die existierenden Nachweisgleichungen auch die Bauteiltragfähigkeit von C-Profilen wiedergeben können.
- Es ist zu überprüfen, ob die bestehenden Nachweisverfahren im Hinblick auf den Berechnungsaufwand verbessert werden können. So könnte eine Abgrenzung zwischen den einzelnen Stabilitätsfällen Biegeknicken und Biegedrillknicken erfolgen, sowie die mitunter zeitintensive Berechnung der Interaktionsbeiwerte für den Nachweis unter Druck- und Biegung vereinfacht werden.

2.4 Kombination von lokalem und globalem Stabilitätsfall

2.4.1 Allgemeines

Wird nunmehr ein aus dünnwandigen Blechen zusammengesetzter Stahlquerschnitt betrachtet, der eine hinreichend große Stabschlankheit besitzt, beeinflussen sich lokale und globale Instabilitäten auf zweierlei Weise gegenseitig, sodass ein Gesamtstabilitätsproblem vorliegt. Zum einen wird durch das Ausbeulen einzelner druckbeanspruchter Querschnittsteile die Querschnittstragfähigkeit sowie die Stabsteifigkeit herabgesetzt, wobei insbesondere letztgenanntes Phänomen das globale Stabilitätsproblem begünstigt. Zum anderen erfährt der maßgebliche Querschnitt im global ausgewichenen Zustand Zusatzbeanspruchungen durch Effekte der Theorie II. Ordnung, die den Spannungszustand in den einzelnen Querschnittsteilen in Bezug auf Größe und Verlauf verändern und daher mitunter einen Einfluss auf das lokale Plattenbeulen haben. Aus diesem Grund müssen die beiden Instabilitätserscheinungen als Gesamtstabilitätsproblem auch kombiniert betrachtet werden.

In Teilbereichen wurden Forschungen zum Tragverhalten gesamtstabilitätsgefährdeter Stahlquerschnitte bereits durchgeführt. Dabei beschränken sich die Forschungen weitgehend auf I-Profile, vgl. [77], [50], [51] oder kaltgeformte Stahlquerschnitte wie lippenverstärkte C-Profile oder Z-Profile, [100], [27]. In [108] werden Untersuchungen zum kombinierten Beul-Biegeknicken von kaltgeformten unversteiften C-Profilen durchgeführt. Dabei wird ein analytischer Bemessungsvorschlag basierend auf der *Verallgemeinerten Technischen Biegelehre* formuliert, der aufgrund des enormen Berechnungsaufwandes für ein Näherungsverfahren in der Ingenieurpraxis ausscheidet und daher im weiteren Verlauf nicht berücksichtigt wird.

In der Literatur sind die Auffassungen, ob und falls ja, in welcher Form die reduzierte Steifigkeit des ausgebeulten Querschnitts bei der Betrachtung des globalen Stabilitätsproblems zu berücksichtigen ist, äußerst unterschiedlich. Es existieren in den Normen mehrere Nachweisformate, von denen nachfolgend die wichtigsten zusammengestellt sind.

2.4.2 Q-Faktor Methode

In der europäischen Normung wurde die *Q-Faktor-Methode* in der aktuellen Normengeneration für den Nachweis sowohl lokal als auch global stabilitätsgefährdeter Stahlbauteile verankert. Dabei gliedert sich der Nachweis grundsätzlich in zwei Schritte:

1. Ermittlung der Beultragfähigkeit für den vorgegebenen Spannungszustand unter Ansatz der Fließspannung des nicht global stabilitätsgefährdeten Trägers mit Hilfe der *Methode der wirksamen Breiten* (Lokales Stabilitätsproblem). Daraus wird der Q-Faktor, d.h. das Verhältnis der durch Beulen reduzierten Querschnittstragfähigkeit zur Tragfähigkeit des Bruttoquerschnitts gebildet.

$$\begin{aligned}
 Q &= \frac{A_{\text{eff}}}{A} && \text{für Drucknormalkraftbeanspruchung} \\
 Q &= \frac{W_{\text{eff}}}{W_{\text{pl}}} && \text{für Biegemomentenbeanspruchung}
 \end{aligned} \tag{2.49}$$

2. Ermittlung der Stabtragfähigkeit χ für den lokal ausgebeulten Querschnitt auf Basis der europäischen Knickspannungslinien nach Abschnitt 2.3 unter Verwendung eines effektiven bezogenen Stabschlankheitsgrades. Bei dessen Berechnung wird die reduzierte Querschnittstragfähigkeit der ideal-kritischen Verzweigungsgröße des voll wirksamen Querschnitts gegenübergestellt.

$$\begin{aligned}
 \bar{\lambda}_{\text{K,eff}} &= \sqrt{\frac{N_{\text{eff}}}{N_{\text{cr}}}} = \sqrt{\frac{Q \cdot N_{\text{pl}}}{N_{\text{cr}}}} = \sqrt{Q} \cdot \bar{\lambda}_{\text{K}} && \text{für Biegeknicken} \\
 \bar{\lambda}_{\text{LT,eff}} &= \sqrt{\frac{M_{\text{eff}}}{M_{\text{cr,LT}}}} = \sqrt{\frac{Q \cdot M_{\text{pl}}}{M_{\text{cr,LT}}}} = \sqrt{Q} \cdot \bar{\lambda}_{\text{LT}} && \text{für Biegedrillknicken}
 \end{aligned} \tag{2.50}$$

Der Bauteilnachweis in Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], wird schlussendlich über die auf Klasse-4-Querschnitte erweiterten Gleichungen (2.46) und (2.47) geführt, die nunmehr die wirksamen Querschnitts- und Stabtragfähigkeiten beinhalten und um die Zusatzmomente $\Delta M_{\text{Ed}} = N_{\text{Ed}} \cdot e_{\text{N}}$ aus der Schwerpunktverschiebung des ausgebeulten Querschnitts infolge alleiniger Drucknormalkraft erweitert sind. In

konservativer Weise kann für kaltgeformte Bauteile auch entsprechend Gleichung (2.48) zur Beanspruchungsinteraktion angewendet werden.

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_y \cdot \frac{N_{eff,Rk}}{\gamma_{M1}}} + k_{yy} \cdot \frac{M_{y,Ed} + \Delta M_{y,Ed}}{\chi_{LT} \cdot \frac{M_{y,eff,Rk}}{\gamma_{M1}}} + k_{yz} \cdot \frac{M_{z,Ed} + \Delta M_{z,Ed}}{\gamma_{M1}} \leq 1,0 \quad (2.51)$$

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_z \cdot \frac{N_{eff,Rk}}{\gamma_{M1}}} + k_{zy} \cdot \frac{M_{y,Ed} + \Delta M_{y,Ed}}{\chi_{LT} \cdot \frac{M_{y,eff,Rk}}{\gamma_{M1}}} + k_{zz} \cdot \frac{M_{z,Ed} + \Delta M_{z,Ed}}{\gamma_{M1}} \leq 1,0 \quad (2.52)$$

Die Interaktionsfaktoren sind wiederum dem jeweiligen Anhang des Eurocode 3 , Teil 1-1, [R9], zu entnehmen. Dabei werden für Klasse-3- und Klasse-4-Querschnitte die Interaktionsfaktoren mit etwa $k_{ij} \approx 1,0$ niedriger angesetzt als bei Querschnitten mit plastischer Querschnittstragfähigkeit, sodass der Nachweis in einen Spannungsnachweis auf elastischem Niveau übergeht. Die Herleitung der Interaktionsbeiwerte k_{ij} erfolgte grundsätzlich für doppeltsymmetrische Querschnitte der Klassen 1 und 2, und der Einfluss des lokalen Beulens auf die Interaktionsvorschrift wurde nicht berücksichtigt. In [74] wird experimentell und numerisch belegt, dass mit den Gleichungen (2.51) und (2.52) für I- und Kastenquerschnitte der Klasse 4 wirtschaftliche und sichere rechnerische Tragfähigkeiten ermittelt werden können. Inwiefern dies für C-Profile gilt, ist offen.

Die grundsätzliche Anwendbarkeit der Vorgehensweise für I-Querschnitte wurde in [77] weitgehend untersucht und nachgewiesen. Jedoch wurde in [16] für druckbeanspruchte Kastenquerschnitte und insbesondere in [95] für biegebeanspruchte C-Profile gezeigt, dass die Nicht-Berücksichtigung der effektiven Steifigkeit in der Formulierung der effektiven Schlankheit zu Ergebnissen führen kann, die mitunter weit auf der unsicheren Seite liegen.

Rusch beschreibt in [77], dass der Einfluss der effektiven Biegesteifigkeit für I-Profile in der Formulierung der globalen bezogenen Schlankheit vernachlässigt werden kann. Dies stellt er allerdings am Beispiel des Biegeknickens um die starke Profilachse fest. Für Biegeknicken um die schwache Profilachse kommt er zu dem Schluss, dass die Unterschiede „einen vergrößerten wirksamen Schlankheitsgrad zur Folge“ haben. Er rechtfertigt die Nichtberücksichtigung der effektiven Biegesteifigkeit durch den „sehr großen, iterativen Rechenaufwand“. Für den Fall des Biegedrillknickens verzichtet er auf den Ansatz von effektiven Torsionssteifigkeiten, da die wirksamen Breiten ausschließlich für Normalspannungen hergeleitet wurden. Eine Berücksichtigung der Biegesteifigkeit des gedrückten Gurtes und der Verwölbung, die Normalspannungen hervorrufen, wird nicht diskutiert. Der Einfluss des Beulens auf das globale Tragverhalten wird bei *Rusch* nunmehr über eine

beuschlankkeitsabhängige Vergrößerung des Imperfektionsparameters α in Gleichung (2.32) berücksichtigt. Zwar wurden die europäischen Knickspannungslinien in fast allen Fällen auf Basis von Versuchen an warmgewalzten, kompakten Querschnitten abgeleitet. Eine allgemeine theoretische Übertragung auf beulgefährdete Querschnitte ist nicht direkt möglich, jedoch erscheint es im Sinne einer einfachen Handhabung für die Bemessungspraxis ratsam, sich auf die Verwendung der etablierten Knickspannungslinien zu beschränken.

Brune schlägt in [94] eine empirisch hergeleitete Formulierung zur Beschreibung der effektiven Steifigkeit im ausgebeulten Zustand beul- und biegeknickgefährdeter Bauteile vor, die ohne den in [77] kritisierten iterativen Berechnungsvorgang auskommt, Gleichung (2.53).

$$\beta_1 = \beta_{1,ci} = \frac{l_{\text{eff}}}{l} = \beta_{1,gi} - (\beta_{1,gi} - \beta_{1,li}) \cdot \frac{1}{0,96 + \lambda_K^2} \quad (2.53)$$

Darin bedeuten $\beta_{1,gi}$ und $\beta_{1,li}$ die jeweiligen zum Bruttoquerschnitt abgeminderten Steifigkeiten für das reine globale (**g**lobal **i**nstabilities) und das isolierte lokale Stabilitätsproblem (**l**ocal **i**nstabilities). Stellt man Gleichung (2.53) graphisch über den bezogenen Bauteilschlankheitsgrad in Bild 2.27 dar, erkennt man den typischen Verlauf der effektiven Bauteilsteifigkeit gesamtstabilitätsgefährdeter Bauteile, vgl. auch Bild 6.43.

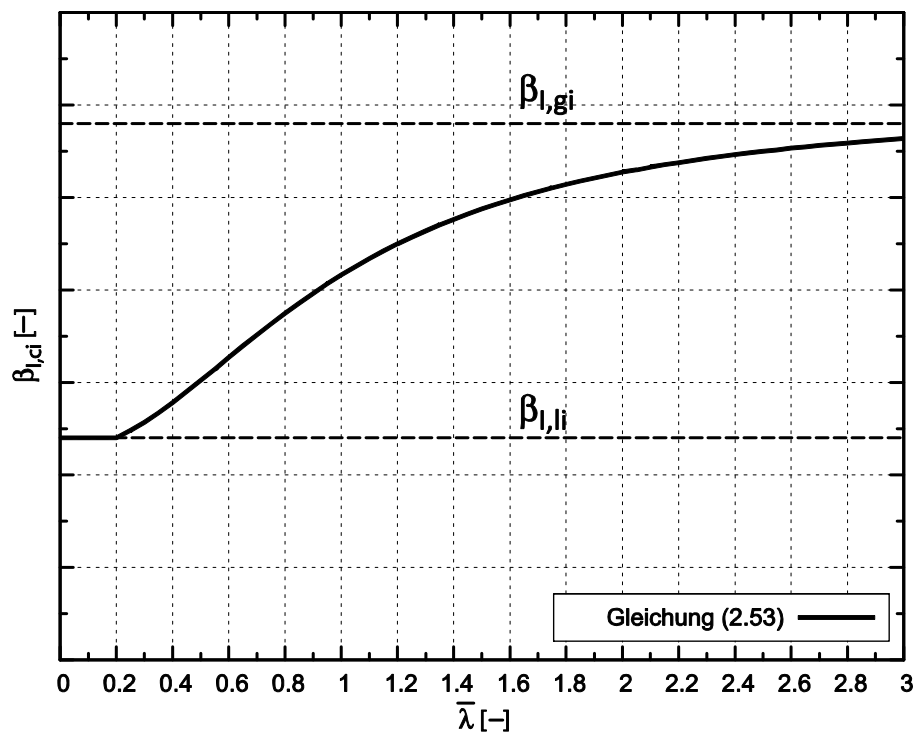


Bild 2.27: Graphische Darstellung der Interpolationsgleichung (2.53) zur Beschreibung der effektiven Steifigkeit gesamtstabilitätsgefährdeter Bauteile

Gleichung (2.53) verläuft folgerichtig zwischen den oben genannten Grenzwerten $\beta_{l,li}$ als untere Schranke und $\beta_{l,gi}$ als obere. Über die Konstante im Nenner des Bruchterms wird die Plateaulänge reguliert, ab der keine Beeinflussung durch den globalen Stabilitätsfall stattfindet. Hier führt die Wahl von 0,96 dazu, dass bis zu einem bezogenen Bauteilschlankheitsgrad von $\tilde{\lambda}_K = 0,2$ ausschließlich das lokale Stabilitätsproblem einen Einfluss auf die Stabsteifigkeit ausübt. Somit sind zum einen ein konfliktfreier Übergang zu kompakten Bauteilen und zum anderen eine problemlose Integration in die bestehende Normengeneration mit Anwendung der europäischen Knickspannungslinien gewährleistet.

Die Herleitung von Gleichung (2.53) erfolgte derart, dass die Aufteilung der in einem global stabilitätsgefährdeten Bauteil einwirkenden Beanspruchungen über die Größe des Bauteilabminderungsfaktors χ beschrieben werden kann und somit im Wesentlichen von bezogenen Schlankheitsgrad $\tilde{\lambda}$ abhängt. Dabei lassen sich die Anteile aus Grundbeanspruchung einerseits und Zusatzbeanspruchung aus Einflüssen Theorie II. Ordnung andererseits näherungsweise mit Hilfe der europäischen Knickspannungslinien angeben. Für $\chi = 1,0$ tritt kein Stabstabilitätsfall auf und es liegt ausschließlich die Grundbeanspruchung (reine Druckkraft für das Biegeknicken oder reines Biegemoment für das Biegedrillknicken) im Bauteil vor. Für $\chi \rightarrow 0$, d.h. $\tilde{\lambda} \rightarrow \infty$ tritt jedoch die auslösende Grundbeanspruchung in den Hintergrund und im Querschnitt herrscht eine Normalspannungsverteilung aus (annähernd) reiner Zusatzbeanspruchung aus dem globalen Stabilitätseinfluss. Trägt man den zuletzt gestellten Bruchterm in Gleichung (2.53) in Bild 2.28 graphisch auf, stellt man fest, dass dieser eine gute Approximation der europäischen Knickspannungslinie c darstellt.

Die vereinfachte Interpolationsgleichung (2.53) wurde in [94] für den kombinierten Beul- und Biegeknickfall hergeleitet. Die Güte der Ergebnisse wurde ausschließlich für diese Stabilitätsform anhand eigener numerischer und experimenteller Untersuchungen aus der Literatur überprüft. Eine Übertragung auf die hier betrachteten C-Profile, das Gesamtstabilitätsproblem Beulbiegedrillknicken sowie eine Verifikation über einen breiten Parameterbereich erfolgt in Abschnitt 6.3.3 dieser Arbeit.

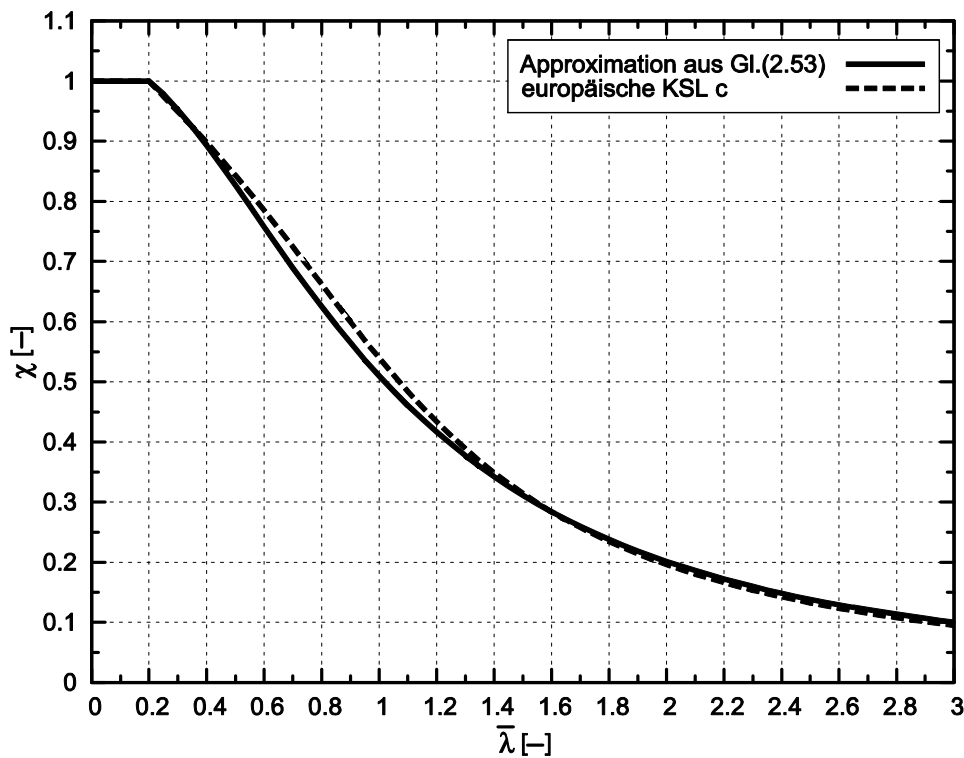


Bild 2.28: Gegenüberstellung der europäischen Knickspannungslinien mit Approximations-term aus Gleichung (2.53)

Die Vorgehensweise in der europäischen Norm Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], mit Verwendung der *Q-Faktor-Methode* erfüllt die Grundvoraussetzungen an ein allgemeingültiges Nachweisverfahren, indem es die Grenzübergänge zu den einzelnen Stabilitätsformen widerspiegeln kann. Bei kleiner Stabschlankheit wird die nur durch lokales Beulen reduzierte Querschnittstragfähigkeit $R_{\text{eff}} = Q \cdot R_k$ erreicht. Wird hingegen die Stabschlankheit hinreichend groß, stellt sich bei Verwendung der europäischen Knickspannungskurven der Übergang zur *Euler-Hyperbel* $\chi_{\text{eff}} = 1/\bar{\lambda}_{\text{eff}}^2$ ein, sodass das lokale Beulen keinen Einfluss auf die Bauteiltragfähigkeit ausübt, vgl. Gleichung (2.54). Dieses mechanisch korrekte Phänomen kann anschaulich dadurch erklärt werden, dass durch die Dominanz des globalen Stabilitätsfalls die Traglast vor einem örtlichen Beulen erreicht wird.

$$\frac{E_d}{\chi_{\text{eff}} \cdot R_{d,\text{eff}}} = \frac{E_d}{\frac{1}{\bar{\lambda}_{\text{eff}}^2} \cdot Q \cdot R_d} = \frac{E_d}{Q \cdot \bar{\lambda}^2 \cdot Q \cdot R_d} = \frac{E_d}{\bar{\lambda}^2 \cdot R_d} \leq 1,0 \quad (2.54)$$

Zudem ergibt sich durch die Verwendung der Fließspannung f_y zur Berechnung der effektiven Querschnittskenngößen sowie durch die konsequente Trennung der Beanspruchungskomponenten der große Vorteil, dass keine iterative Berechnung durchzuführen ist, was in der Bemessungspraxis ein gewichtige Rolle spielt.

2.4.3 Multiplikationsmethode

In DIN 18800, Teil 3, [R6], ist zum Nachweis von sowohl lokal als auch global stabilitätsgefährdeten Stahlbauteilen die *Multiplikationsmethode* festgeschrieben. Dort wird die Bauteiltragfähigkeit durch simple Multiplikation beider Traglastabminderungsfaktoren für Plattenbeulen und Stabstabilität reduziert.

$$\frac{E_d}{\chi_P \cdot \chi_K \cdot R_d} \leq 1,0 \quad (2.55)$$

Dabei lässt sich feststellen, dass durch die strikt getrennte Behandlung der einzelnen Stabilitätsformen ihre gegenseitige Beeinflussung nicht dargestellt werden kann, was im Sinne einer mechanischen Nachvollziehbarkeit fragwürdig erscheinen muss. In der Regel ergibt sich durch die Anwendung der *Multiplikationsmethode* ein einfaches aber weitgehend konservatives Bemessungskonzept für gesamstabilitätsgefährdete Bauteile, wie u.a. in [109] festgestellt wird. Aufgrund der fehlenden mechanischen Zusammenhänge und der konservativen Ergebnisse wird auf eine weitergehende Betrachtung dieser Bemessungsmethode verzichtet.

2.4.4 Modelle in DIN 18800, Teil 2, [R5] und DAST-Richtlinie 016, [R2]

2.4.4.1 Beul-Biegeknicken

In [R5] ist ein Nachweisverfahren zum Nachweis biegeknickgefährdeter, dünnwandiger Stahlquerschnitte angegeben, das in weiten Teilen auf [71] zurückgeht. Dort wird konsequent zur Berücksichtigung der Beultragfähigkeit auf die *Methode der wirksamen Breiten* zurückgegriffen, wobei die Herleitung des Modells und die Verifikation der Ergebnisse auf Parameterstudien anhand um die Hauptachse y-y knickgefährdeter I- und Kastenquerschnitten erfolgte.

Diese Methode wird in [33] auch am Beispiel eines unversteiften C-Profils ausführlich diskutiert. Zunächst wird festgestellt, dass die Übergänge zur reinen Beul- und Stabstabilität nicht abgebildet werden können. Desweiteren wird durch Vergleichsrechnungen belegt, dass sich bei einer Variation der Streckgrenze von C-Profilen für Querschnitte mit geringerer Fließspannung wesentlich höhere Tragfähigkeiten ergeben, was „jeder logischen Überlegung widerspricht“. Zudem ist die Berechnung mit einem „sehr großem Aufwand“ verknüpft. Daher wird dieses Modell als „nicht zufriedenstellend“ erachtet und „kann, zumindest für C-Profile nur als vorübergehende Lösung angesehen werden“. Auch in [77] kommt der Autor zu dem Schluss, dass die Vorgehensweise in DIN 18800, Teil 2, „nicht als eine allgemein gültige Nachweismethode angesehen werden kann“. Es wird gezeigt, dass im Falle einer Biegeknickgefährdung normal zur Hauptachse z-z, wie sie

bei den betrachteten C-Profilen ausschließlich auftreten kann, das Tragverhalten nicht zutreffend wiedergespiegelt wird.

2.4.4.2 Beul-Biegedrillknicken

Für den Nachweis gleichzeitig beul- und biegedrillknickgefährdeter Bauteile wird ein grundsätzlich vom Biegeknicken abweichender Weg beschritten. Für diesen Fall wird in [R5] eine Näherungsformel für die ideal-kritische Verzweigungsschnittgröße für das Biegedrillknicken von bereits ausgebeulten I-Querschnitten angegeben.

$$\text{red. } M_{cr,LT} = M_{cr,LT} \cdot \sqrt{\frac{1}{1 + \left(\frac{M_{cr,LT}}{M_{cr,P}}\right)^2}} \quad (2.56)$$

Diese Formulierung beruht auf einer kreisförmigen Interaktion nach Gleichung (2.57), d.h. die Verzweigungsschnittgröße $\text{red. } M_{cr,LT}$ wird nach oben auf das Erreichen der idealen Beulspannung begrenzt. Mit $\text{red. } M_{cr,LT}$ wird nun anhand von Gleichung (2.41) die Stabschlankheit und daraus der Abminderungsfaktor χ_{LT} mit Hilfe der in DIN 18800 verwendeten *Merchant-Rankine*-Formulierung für Biegedrillknicken bestimmt.

$$\left(\frac{\text{red. } M_{cr,LT}}{M_{cr,LT}}\right)^2 + \left(\frac{\text{red. } M_{cr,LT}}{M_{cr,P}}\right)^2 = 1 \quad (2.57)$$

Somit kann durch den Verzicht auf eine geeignete Beulkurve die überkritische Tragfähigkeit, die sowohl drei- als auch vierseitig gelagerte Platten i. A. aufweisen, nicht ausgenutzt werden. Zum anderen ist der Grenzübergang zur reinen Querschnittstragfähigkeit nicht gegeben, da die Bauteilabminderung mechanisch wenig sinnvoll nunmehr von der Beultragfähigkeit abhängt. Zudem wird in [33] durch Studien belegt, dass die rechnerische Tragfähigkeit von beulbiegedrillknickgefährdeten Bauteilen mit obigem Verfahren z. T. noch deutlich niedriger ausfällt als mit der ohnehin konservativen *Multiplikationsmethode* gemäß Abschnitt 2.4.3.

Aufgrund der oben genannten Unzulänglichkeiten und der zudem bevorstehenden Ablösung durch die harmonisierte europäische Normung wird die Vorgehensweise der DIN 18800, Teil 2, [R5], nicht weiter verfolgt.

2.4.5 Direct-Strength-Method

Die in Abschnitt 2.2.7.3 beschriebene *DSM* kann in erweiterter Form auch für gesamtstabilitätsgefährdete Querschnitte angewendet werden. Dabei wird im

Vergleich zur *Q-Faktor-Methode* der europäischen Normung in umgekehrter Reihenfolge vorgegangen.

Zunächst wird das Stabstabilitätsproblem behandelt, indem je nach Beanspruchung die reduzierte Tragspannung des Bauteils nach den Gleichungen (2.35) oder (2.45) bestimmt wird. Unter Ansatz dieser gegenüber der Streckgrenze abgeminderten Spannung wird die Reduktion der Querschnittstragfähigkeit infolge lokalen Beulens vorgenommen, indem die Bestimmungsgleichung (2.25) verwendet wird.

Wie schon in Abschnitt 2.2.7.3 erwähnt, kann die *DSM* die Querschnittstragfähigkeit von dünnwandigen Stahlquerschnitten sowohl über- als auch unterschätzen. Desweiteren ist ein kontinuierlicher Übergang zu nicht beulgefährdeten Bauteilen der Klassen 1 und 2 nicht gewährleistet. Zudem fallen druckbeanspruchte, unversteifte C-Profile nicht in den Geltungsbereich der Norm, sodass die *DSM* nicht als allgemeingültiges Nachweiskonzept gelten kann.

Für gleichzeitig beul- und biegedrillknickgefährdete C-Profile wird auf Basis experimenteller und numerischer Vergleichsrechnungen aus [95] in [20] festgestellt, dass auch hier die *DSM* über einen weiten Parameterbereich rechnerische Tragfähigkeiten liefert, die über den Versuchsergebnissen liegen.

Aufgrund der eingeschränkten Anwendbarkeit für die im Rahmen dieser Arbeit betrachteten C-Profile und dem grundsätzlich unterschiedlichen Vorgehen im Vergleich zum Eurocode 3 wird auf eine weitere Betrachtung der *DSM* verzichtet. Die Anwendung der *DSM* könnte nicht im Zuge einer Verbesserung des bestehenden Nachweisverfahrens, sondern vielmehr in einer neuen Normengeneration Anwendung finden.

2.4.6 Zusammenfassung

Vergleicht man die unterschiedlichen Bemessungsverfahren zum Nachweis gestabilitätsgefährdeter Bauteile auf ihre Anwendbarkeit auf die vorliegenden C-Querschnitte, kann gefolgert werden, dass ausschließlich die *Q-Faktor-Methode* in [R9] grundsätzlich in der Lage ist, das Tragverhalten wirklichkeitsnah abzubilden. Die wichtigsten mechanischen Phänomene werden grundsätzlich berücksichtigt, die Grenzübergänge zu den einzelnen Stabilitätsformen werden abgedeckt und die praktische Anwendbarkeit ist durch einen handhabbaren Berechnungsaufwand in den meisten Fällen gewährleistet. Bei prinzipieller Beibehaltung der Methode kann jedoch festgehalten werden, dass nicht alle Einzelkomponenten auf C-Profile zweifelsfrei und pauschal übertragbar sind, sondern vielmehr einer Überprüfung und ggf. Verbesserung bedürfen:

- Die Unzulänglichkeiten und Fragestellungen der einzelnen Stabilitätsformen, vgl. Abschnitte 2.2.10 und 2.3.5, sind zu klären und ggf. in verbesserter Form in die *Q-Faktor-Methode* zu integrieren.
- Die Nicht-Berücksichtigung der effektiven Steifigkeit des ausgebeulten Querschnitts bei der Betrachtung der Stabstabilität führt mitunter zu Ergebnissen, die in nicht unerheblichem Maße auf der unsicheren Seite liegen. Dies ist für die unterschiedlichen globalen Stabilitätsfälle Biegekicken und Biegedrillkicken durch eine geänderte Definition der bezogenen Stabschlankheit $\tilde{\lambda}_{\text{eff}}$ zu korrigieren, in der die abgeminderte Steifigkeit berücksichtigt wird. Wenn möglich sollten Bemessungshilfen und Vereinfachungen für die betrachtete Profilform entwickelt und integriert werden, um die Handhabbarkeit in der Bemessungspraxis zu gewährleisten und ggf. zu verbessern.
- Beim Bauteilnachweis ist zu überprüfen, ob die Vorgaben der Interaktionsbeiwerte k_{ij} in den Gleichungen (2.51) und (2.52) auch auf beulschlanke C-Profile angewendet werden können. Gegebenenfalls sind Vereinfachungen zu entwickeln, die den erforderlichen Rechenaufwand auf ein mögliches Minimum reduzieren.

3 Experimentelle Untersuchungen

3.1 Allgemeines

Da numerischen Berechnungen stets Annahmen bzgl. Material, Imperfektionen und ggf. Eigenspannungen zu Grunde liegen, die die realen Gegebenheiten zwar annähern, jedoch stets einer gewissen Streuung unterworfen sind, ist es zur Absicherung von Berechnungsmethoden unabdingbar, ihre Güte experimentell zu überprüfen.

In der vorhandenen Literatur finden sich zu C-Profilen vereinzelt Versuchsreihen, die allerdings nicht jede Stabilitätsform in ausreichendem Maße abdecken. So kann z.B. [101] eine Liste von weltweit durchgeführten, experimentellen Arbeiten zum Tragverhalten von C-Querschnitten entnommen werden. Diese beschränkt sich jedoch zu großen Teilen auf die alleinige Querschnittstragfähigkeit unter Druck- oder Biegebeanspruchung um die schwache Profilhauptachse sowie in Teilbereichen auf die Interaktion von lokaler und Stabstabilität unter Druckbeanspruchung. Zum Tragverhalten von um die starke Hauptachse y - y biegebeanspruchten, dünnwandigen C-Profilen liegen Versuchsergebnisse ausschließlich in [56] vor. Diese decken allerdings nur einen kleinen Parameterbereich ab. Die vorhandenen Imperfektionen sind zur zweifelsfreien Verwendung nicht ausreichend dokumentiert. Desweiteren sind einige Versuchsergebnisse, bei denen mit zunehmender Länge die Tragfähigkeit signifikant ansteigt, z.T. zweifelhaft.

Aus diesem Grunde wurden im Rahmen von [95] eigene Versuche durchgeführt, die das Ziel hatten, das Tragverhalten biegedrillknickgefährdeter, insbesondere dünnwandiger C-Profile zu studieren. Zudem dienten die Versuche ebenfalls dazu, abgesicherte numerische Modelle aufzubauen. Mit den im Versuch erzielten Traglasten können die numerisch ermittelten Ergebnisse verglichen, das FE-Modell kalibriert und ggf. angepasst werden.

Nach theoretischen Vorstudien, u. a. in [45] und [37], wurden insgesamt 23 Versuche an C-Profilen unter Variation folgender Parameter durchgeführt.

- Art der Beanspruchung (reine Biegung / Kombination Biegung und Drucknormalkraft)
- Lokale Beulschlankheiten $\tilde{\lambda}_p$ der einzelnen Querschnittsteile über Variation des Verhältnisses von Plattenbreite zur Dicke
- Globale Biegedrillknickschlankheit $\tilde{\lambda}_{LT}$ der einzelnen Träger insbesondere über die Variation der Trägerlänge
- Art der Fertigung (geschweißt / kaltgeformt)

Es wird auch die Kombination verschiedener lokaler und globaler Schlankheiten untersucht, um ein möglichst umfassendes Bild der gegenseitigen Beeinflussung zu bekommen.

3.2 Versuchsträger

3.2.1 Querschnitte

Bei der Wahl der Versuchsträger wurden die Querschnittsabmessungen bewusst derart festgelegt, dass sie sich an in der Praxis üblichen Geometrien und Stahlgüten orientieren. Das Versuchsprogramm umfasste Stäbe mit 5 unterschiedlichen Querschnittsabmessungen. Bild 3.1 gibt einen Überblick über die getesteten Profile.

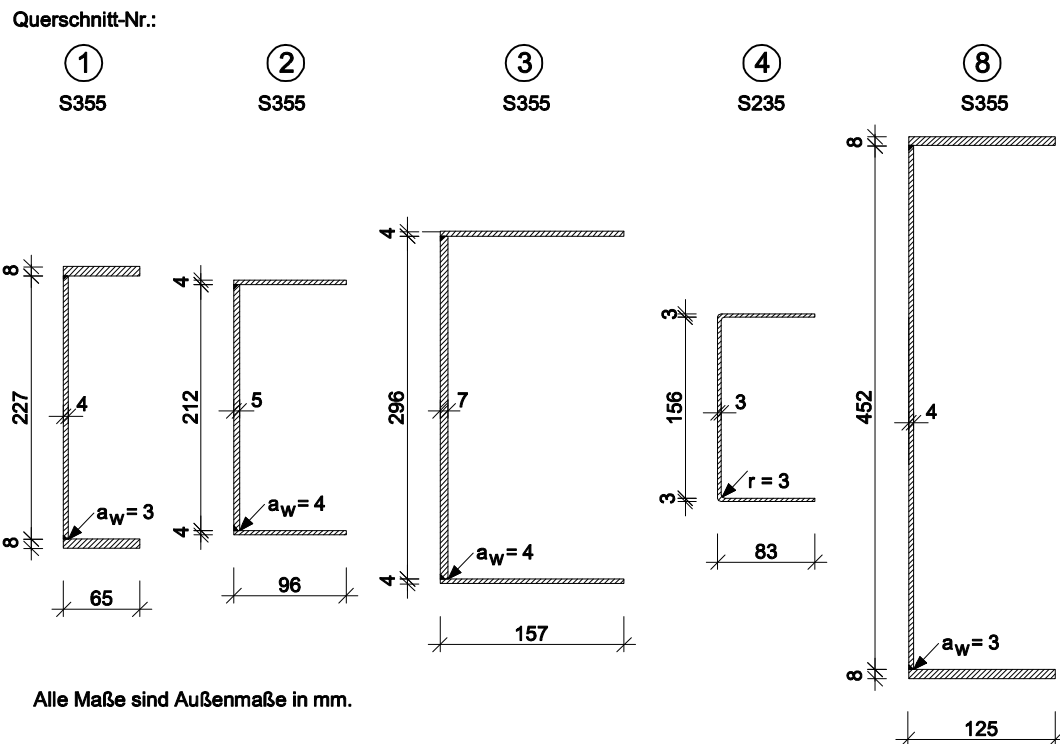


Bild 3.1: Übersicht der experimentell getesteten C-Querschnitte

Bei der Auswahl der Querschnittsgeometrien wurde besonderes Augenmerk auf die Variation der lokalen Beulschlankheiten λ_p gelegt. Die Querschnitte der Versuchsreihe 1 mit einem Breiten-Dicken-Verhältnis der Flansche von $B/T_f = 7,625$ und des Steges von $H/T_w = 56,75$ sind für den Lastfall reiner Biegung um die starke Profilachse $y-y$ gemäß Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], der Querschnittsklasse 2 zuzuordnen und somit in der Lage, den vollplastischen Querschnittswiderstand zu erreichen. Anhand dieser Querschnittsreihe sollte der Fall des reinen globalen Stabilitätsproblems analysiert werden.

Bei den anderen Querschnittsreihen war kombiniertes Stabilitätsversagen zu erwarten. Die Profiltypen 2, 3 und 4 weisen für reine Biegemomentenbeanspruchung um die starke Hauptachse ausschließlich eine Beulgefahr des Flansches auf, womit sich für den Flansch eine (Teil-) Einspannung in den Steg ergab. Zur Streuung der Parameter wurde ein bezogener Plattenschlankheitsgrad $\bar{\lambda}_p$ von 1,0 für die Reihen 2 und 4, sowie 1,5 für die Reihe 3 angestrebt. Bei der zusätzlich untersuchten Querschnittsreihe 8 stellen sich für den Lastfall reine Biegung um die Hauptachse $y-y$ theoretisch fast identische Beulverzweigungsspannungen für Flansch und den Steg ein, womit eine näherungsweise gelenkige Längsrandlagerung beider Platten bei einem angestrebten Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_p = 1,0$ simuliert werden sollte.

Obiges gilt sinngemäß für die Versuche unter kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung an den Querschnittsreihen 2, 3 und 4, wobei auch hier bei Randspannungsverhältnissen über die Stege von etwa $\psi_\sigma = -0,55$ nur die Flansche als beulgefährdet eingestuft werden.

3.2.2 Verwendete Materialien

Die Versuche wurden mit zwei unterschiedlichen Stahlsorten durchgeführt. Die geschweißten Querschnitte wurden aus Blechen der Güte S355 J2G3 zusammengesetzt, während die kaltgeformten Profile aus Blechtafeln der Güte S235 JR G2 durch Kantprozess umgeformt wurden. Alle Stahlgüten entsprachen den Vorgaben der DIN EN 10025, Teil 2, [R8], und wiesen fast ausschließlich in der Spannungs-Dehnungsbeziehung die Charakteristika von warmgewalzten Stählen mit ausgeprägtem Fließplateau auf. Da diese normativ angegebenen Werte Mindestwerte sind, die i. A. von den realen Eigenschaften abweichen, ist es für die Nachvollziehbarkeit der Versuchsergebnisse unabdingbar, die wirklich vorliegenden Materialparameter zu kennen.

Aus diesem Grund wurden im Vorfeld der Versuche Zugversuche gemäß DIN EN 10002-1, [R7], an Proben der verwendeten Blechtafeln durchgeführt. Alle Blechtafeln gleicher Dicke entstammten dabei derselben Schmelze. Es wurden proportionale Proben mit prismatischem Querschnitt nach DIN EN 10002-1 (12-2001), [R7], Anhang D, verwendet. Je verwendeter Blechdicke wurde eine Probe parallel und eine Probe quer zur Walzrichtung des Bleches getestet.

Als Ergebnisse der Zugversuche lagen damit die Spannungs-Dehnungsdiagramme vor, aus denen die obere und untere Streckgrenze R_{eH} und R_{eL} sowie die Zugfestigkeit R_m bestimmt werden konnten. Der Elastizitätsmodul wurde anschließend als Sekante im σ - ε -Diagramm zwischen dem Ursprung und dem Punkt bei einer Dehnung von $\varepsilon = 0,1\%$ ermittelt. Zusammenfassend ergaben sich reale Streckgrenzen, die in der Größenordnung vom 1,0 bis 1,4-fachen der nominellen Werte lagen.

Der für Stahl übliche Elastizitätsmodul von $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ konnte durch die obige Vorgehensweise in guter Übereinstimmung bestätigt werden.

Um bei den kaltgeformten Profilen der Querschnittsreihe 4 die erhöhten Festigkeiten im Bereich der Umformstellen quantifizieren zu können, wurden drei zusätzliche Kleinteilzugproben aus den Stellen der Profilkantungen durchgeführt. Es ergaben sich dabei keine ausgeprägten Fließplateaus, sodass die technische Streckgrenze bei 0,2% bleibender Dehnung der Messlänge zu Grunde gelegt wird. Im Mittel der drei Zugversuche wurde eine Streckgrenze von $R_{e0,2} = 463 \text{ N/mm}^2$ bestimmt.

Für eine Zusammenstellung aller realen Materialparameter wird an dieser Stelle auf [95] verwiesen.

3.3 Messtechnik

3.3.1 Allgemeines

Um die Versuchsergebnisse in der nachlaufenden Auswertung lückenlos nachvollziehen zu können, wurden die maßgeblichen Kenngrößen vor und während der Versuche aufgezeichnet. Während der Versuchsdurchführung wurden mit Hilfe einer Vielstellenmessanlage UPM 60 der Firma HBM in Zeitintervallen von 5 Sekunden die folgenden Größen gemessen:

- Globale Verformungen des Versuchsträgers
- Dehnungsverläufe an markanten Stellen der Querschnitte
- Größe der aufgebrachten Last an beiden Lasteinleitungen
- Vertikale Verformung des Lasteinleitungspunktes am Lasteinleitungsträger
- Horizontale Verformungen in Querrichtung des Lasteinleitungsträgers zur Kontrolle der Randbedingungen
- Horizontale Verformungen des Versuchsaufbaus in Längsrichtung zur Kontrolle des Gleitens aufgrund der „schwimmenden“ Lagerung

Die gemessenen Werte wurden aus der UPM 60 auf einen PC übertragen und mit der Software *CATMAN* digital zur weiteren Verarbeitung aufgezeichnet. Alle aufgezeichneten Daten wurden während der Durchführung der Versuche am Bildschirm graphisch dargestellt und überwacht.

3.3.2 Imperfektionen

Ein wesentlicher Einfluss bei der Stabilitätsbetrachtung von Bauteilen sind Imperfektionen. Selbst bei sehr genauen Herstellverfahren sind perfekte Bauteile i.d.R. nicht herstellbar. Somit sind unvermeidliche geometrische und strukturelle Imper-

fektionen zu berücksichtigen. Zu den geometrischen Imperfektionen gehören z.B. Vorkrümmungen der Stäbe, örtliche Vorverformungen des Querschnitts und ungewollte Lastausmitten, während Eigenspannungen aus der Herstellung und Fließgrenzenstreuungen den strukturellen Imperfektionen zuzuordnen sind.

Zur Deutung und Verifikation der Versuchsergebnisse, ebenso zum Vergleich der numerischen mit den experimentellen Daten, ist die qualitative und insbesondere die quantitative Kenntnis der vorhandenen Abweichungen von der Sollform und Sollage unabdingbare Voraussetzung.

3.3.2.1 Abmessungen

Die nominellen Abmessungen Länge, Breite und Höhe der Bauteile konnten bei Messungen der Genauigkeit von 0,5mm in sehr guter Näherung bestätigt werden, sodass zur Verifikation des Tragverhaltens und der Traglasten die Sollabmessungen der Träger herangezogen werden konnten.

Zusätzlich wurden die realen Blechdicken in den Viertelpunkten der Versuchsträger jeweils in Hälfte der betrachteten Blechbreite mit Hilfe eines Ultraschallmessgeräts mit einer Genauigkeit von 0,1mm aufgenommen. Dabei wurde evtl. vorhandene Walzhaut im Vorfeld entfernt. Dabei ergaben sich zur Solldicke Abweichungen von maximal 0,2 mm, die für alle Versuchskörper in [95] umfassend zusammengestellt sind.

3.3.2.2 Vorverformungen

Da bei der vorliegenden Versuchsreihe sowohl das lokale als auch das globale Stabilitätsproblem untersucht werden soll, wurden folgerichtig auch beide Arten geometrischer Imperfektionen vor Versuchsbeginn bestimmt. Unter globaler Vorverformung wird die Abweichung des Starrkörperquerschnitts von der idealen Stabachse verstanden. Die örtlichen Vorverformungen bezeichnen hingegen die Abweichungen einzelner Querschnittsteile von der Sollquerschnittsform.

Im Zuge der Vorverformungsmessung wurden an neun äquidistanten Stützpunkten über die Trägerlänge die globalen horizontalen (v) und vertikalen (w) Abweichungen von der Sollage, sowie der Winkelverzug $\delta\varphi$ des gedrückten Gurtes zum Steg hin gemessen vgl. Bild 3.2.

Dabei wurden für die globale Vorverformungsfigur alle Imperfektionsgrößen mit einer Bezugsgrade zwischen den Lagerpunkten in Relation gesetzt, die durch einen Messlauf gemäß Abschnitt 3.3.3 ermittelt wurde.

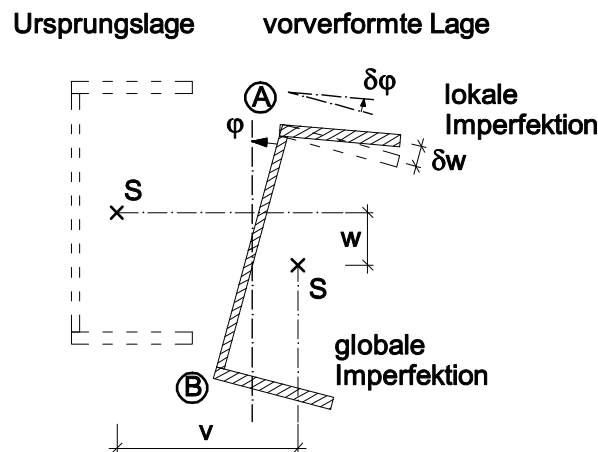


Bild 3.2: Gemessene Vorverformungen der Versuchskörper

Über die gesamten Versuchsreihen betrachtet ergaben sich gemessene, global horizontale Vorverformungen, die betragsmäßig zwischen $v_0 = L/289$ und $v_0 = L/4000$ lagen. Für die globalen vertikalen Vorverformungen konnten Werte zwischen $w_0 = L/328$ und $w_0 = L/15790$ bestimmt werden. Im Mittel lagen die globalen Vorverformungsgrößen in weiten Teilen stark unter den normativ verankerten Werten.

Die lokale Imperfektion war qualitativ dadurch gekennzeichnet, dass die imperfekte örtliche Vorverformungsfigur aufgrund des Fertigungsverfahrens mit durchgehender Längsnaht zwischen Steg und Flanschen meist eine einwellige Flanschbeule über die Trägerlänge aufwies.

3.3.2.3 Eigenspannungen

Eigenspannungen sind innere Verspannungen des Querschnitts, die durch den Herstellprozess hervorgerufen und somit vor Aufbringen der eigentlichen äußeren mechanischen oder thermischen Beanspruchung vorhanden sind. Im Regelfall ist jedes Bauteil aufgrund des Fertigungsverfahrens und der damit verbundenen Wärmeeinbringung mit einer derartigen strukturellen Imperfektion behaftet, wenn nicht aufwändige Maßnahmen zur Vermeidung getroffen werden.

Da bei kompakten, gewalzten oder geschweißten Querschnitten signifikante Druckeigenspannungen vorhanden sind, die sich bei globaler Stabilitätsgefahr mit den Druckspannungen aus äußerer Last ungünstig überlagern können, wird die Traglast derartiger Profile durch die Eigenspannungen mitunter merklich herabgesetzt. Für beulgefährdete und zugleich durch Stabstabilität gefährdete Profile nimmt sich im Vergleich zu den ebenfalls vorhandenen geometrischen Imperfektionen der Einfluss von Eigenspannungen verglichen mit kompakten Querschnitten geringer aus, [77].

Bei den normativ verankerten und in der Ingenieurpraxis üblichen Bemessungsverfahren wird der Einfluss von Eigenspannungen auf die Traglasten über die Verwendung geometrischer Ersatzimperfektionen berücksichtigt, „um den Aufwand für die praktische Arbeit erträglich zu halten“, [48]. Diese Vorgehensweise hat sich in der Praxis bewährt und führt bei numerischen Gegenrechnungen experimenteller Versuchsreihen meist zu guten und nachvollziehbaren Ergebnissen.

Zudem ist die Messung von Eigenspannungen mit teilweise enormem Aufwand behaftet und insbesondere die zerstörungsfreien Verfahren sind für dünnwandige Querschnitte wenig geeignet, [77], [87]. Aus diesem und vorgenannten Gründen wurde im Rahmen der Versuchsdurchführung auf eine Bestimmung der Eigenspannungen im Vorfeld der Versuche verzichtet.

3.3.3 Messungen der Stabverformungen im Versuch

Da im Falle des Biegedrillknickens unter Biegemomentenbeanspruchung sowohl Verschiebungen in Richtung beider Hauptachsen des Profils als auch eine Verdrehung um die Trägerlängsachse auftreten, kam der Messung der globalen Verformungen eine besondere Bedeutung zu.

Bei den durchgeführten Versuchen wurde ein einfaches und flexibles System zur globalen Verformungsmessung entwickelt, bei dem sich die Lage der C-Profile im Raum aus einfachen trigonometrischen Beziehungen direkt bestimmen lässt.

Dazu wurden Seilwegaufnehmer der Firma *ASM* verwendet, bei denen der Seilweg anhand einer Spulenabwicklung über einen Sensor in ein elektrisches Signal umgewandelt wird, das zur linearen Bewegung des Messobjektes proportional ist und somit genau den Auszugweg wiedergibt. Um die Verschiebungen in Richtung der y - und z -Achse der Profile sowie die Verdrehung um die Längsachse zu bestimmen, mussten je Messschnitt drei Wegseilmesser in einer festen Konstellation über die Abstände a , b und d zueinander angeordnet werden. Die Verformungen wurden dabei jeweils in den Viertelpunkten der Trägerlänge (Schnitte I, II und III) bestimmt, und die Seilwegaufnehmer an den Eckpunkten A und B des Profils befestigt, siehe Bild 3.3.

Die Strecken a , b , c und d waren aus der vorgegebenen geometrischen Anordnung der Wegseilmesser auf dem Stativ bekannt, und die Längen L_1 , L_2 und L_3 lagen aus den Messungen vor. Somit konnte unter einfacher Verwendung des Kosinussatzes auf die Horizontal- und Vertikalverschiebungen v und w der Profileckpunkte A und B zurückgerechnet werden, aus denen sich im Nachlauf die Längsverdrehung φ des Querschnitts ermitteln ließ. Für eine ausführliche Herleitung wird an dieser Stelle auf [95] verwiesen.

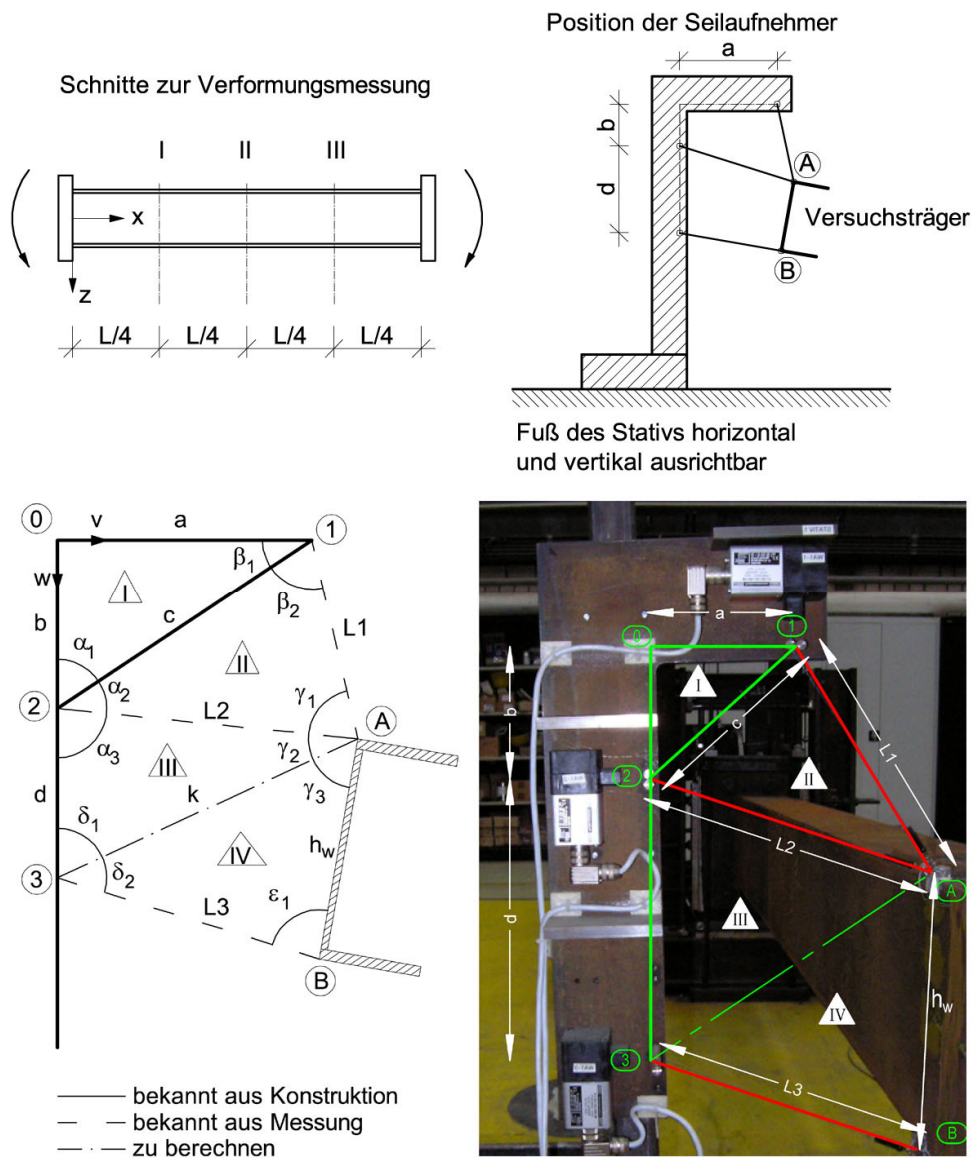


Bild 3.3: Messung der Stabverformungen während des Versuches

$$\begin{aligned} v_A &= a + L1 \cdot \sin(\beta_1 + \beta_2 - 90^\circ) \\ w_A &= L1 \cdot \cos(\beta_1 + \beta_2 - 90^\circ) \end{aligned} \quad (3.1)$$

$$\begin{aligned} v_B &= L3 \cdot \sin(180^\circ - \delta_1 - \delta_2) \\ w_A &= b + d + L3 \cdot \cos(180^\circ - \delta_1 - \delta_2) \end{aligned} \quad (3.2)$$

3.3.4 Dehnungsmessung

Um die Spannungsverläufe über den Querschnitt in den Versuchen abbilden zu können, wurden in den Viertelpunkten der Trägerlänge Dehnungsmessstreifen (DMS) appliziert. Je ein DMS wurde mittig auf dem Steg und den Gurten angebr-

racht, hinzu kamen weitere an den Rändern des gedrückten Gurtes und in der Druckzone des Steges. Durch diese Wahl der Anordnung konnten die Dehnungs- und somit auch die Spannungsverläufe im Querschnitt angenähert werden. Bild 3.4 gibt einen Überblick über die Anordnung der Dehnungsmessstreifen.

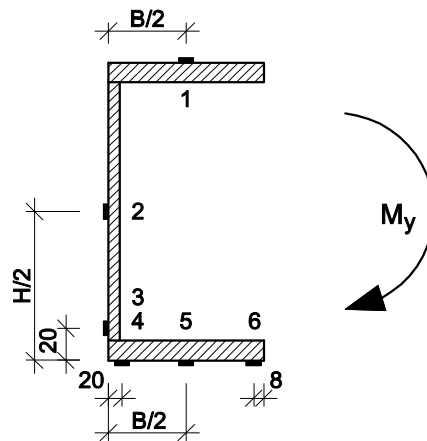


Bild 3.4: Anordnung der Dehnungsmessstreifen über den Querschnitt

3.3.5 Erfassung des Lastniveaus

Die aufgebrachte Last wurde mit Hilfe von Kraftmessdosen an den beiden Hydraulikzylindern gemessen, die mit Hilfe eines Weichenstücks an dieselbe Ölversorgung angeschlossen wurden, um beidseitig gleiche Kräfte zu gewährleisten. Diese Annahme bestätigten Kontrollmessungen im Laufe der Versuchsdurchführung als zutreffend. Den Auswertungen der Versuche liegt jeweils der Mittelwert der beiden gemessenen Kräfte zu Grunde.

3.4 Versuche unter Biegebeanspruchung

3.4.1 Versuchsträger

Es wurden insgesamt 14 Versuche an um die Hauptachse y-y biegebeanspruchten C-Profilen durchgeführt.

Neben der Beulgefahr der Querschnitte wurde über Variation der Trägerlänge das globale Stabilitätsverhalten beeinflusst. Es wurden für die Querschnittsreihen 1, 2, 3 und 4 jeweils drei und für den Querschnitt 8 zwei Träger mit unterschiedlichen Längen getestet. Damit wurden bezogene Biegedrillknickschlankheitsgrade $\bar{\lambda}_{LT}$ von 0,35 (Bezeichnung A), 0,80 (B) und 1,20 (C) angestrebt, die aus baupraktischer Sicht als üblich anzusehen sind. Dafür wurden in Vorstudien die entsprechenden Längen zur Realisierung der gewünschten Schlankheitsgrade durch FE-Berechnungen ermittelt. Der Schlankheitsgrad von $\bar{\lambda}_{LT} = 0,35$ diente dabei insbesondere dazu festzustellen, ob für C-Profile die alternativen Biegedrillknickabminderungskurven nach Eurocode 3 anwendbar sind, die eine Abminderung der

Tragfähigkeit ab einem bezogenen Schlankheitsgrad von $\bar{\lambda}_{LT} = 0,4$ vorsehen, vgl. Abschnitt 2.3.3.

Tabelle 3.1 fasst das Versuchsprogramm für C-Profile unter reiner Biegebeanspruchung zusammen. Die angestrebten Biegedrillknickschlankheitsgrade wurden auf die vollplastische Momententragfähigkeit bezogen, um bei den unterschiedlichen Beulgefährdungen eine Vergleichbarkeit untereinander zu gewährleisten.

Tabelle 3.1: Zusammenstellung der Versuchsträger unter reiner Biegebeanspruchung

Querschnitt	Nr.	L	$\bar{\lambda}_{LT}$
		[mm]	[-]
1	A	1100	0,35
1	B	2750	0,80
1	C	4400	1,20
2	A	1600	0,35
2	B	3950	0,80
2	C	6250	1,20
3	A	2400	0,35
3	B	6000	0,80
3	C	8000	1,00
4	A	1800	0,35
4	B	4300	0,80
4	C	6850	1,20
8	B	5100	0,80
8	C	7900	1,20

3.4.2 Versuchsaufbau

Um eine lückenlose Verifikation der Versuchsergebnisse anhand theoretischer Überlegungen und numerischer Berechnungen zu gewährleisten, müssen eindeutige Randbedingungen bzgl. Lagerung und Lasteinleitung geschaffen werden.

Daher wurde ein Versuchsstand konzipiert, bei dem gegengleiche Endmomente eingeleitet wurden, um so den Einfluss von Schubspannungen ausschließen zu können. Dadurch konnte auch auf eine technisch aufwendige Lasteinleitung verzichtet werden, die der räumlichen Verformungsfigur der Versuchsträger folgen muss, um die Lasten richtungstreu einzuleiten, wie dies z.B. in [52], [53] und [88] der Fall war.

Zudem wurden über die Realisierung einer vollen Biege- und Wölbeinspannung für die Versuchsträger zweifelsfreie Lagerungsbedingungen geschaffen, die eine umfassende Reproduktion der Ergebnisse ermöglichten. Dies geschah über annähernd starre Lasteinleitungsträger, die durch Kopfplattenstöße mit den Versuchskörpern verschraubt wurden. Ein wesentlicher Punkt, den es dabei zu berücksich-

3.4 Versuche unter Biegebeanspruchung

tigen galt, war die Vermeidung eines Versatzes der Schwerlinien zwischen Last-einleitungs- und Versuchsträger, damit planmäßig keine Querbiegemomente M_z in die Versuchskörper eingeleitet wurden. Daher wurden die C-Profile derart versetzt auf die Kopfplatten geschweißt, dass deren Schwerlinien ohne Versatz ineinander übergingen.

Somit ergab sich für den Versuchsstand und die Versuchsträger das in Bild 3.5 dargestellte statische System.

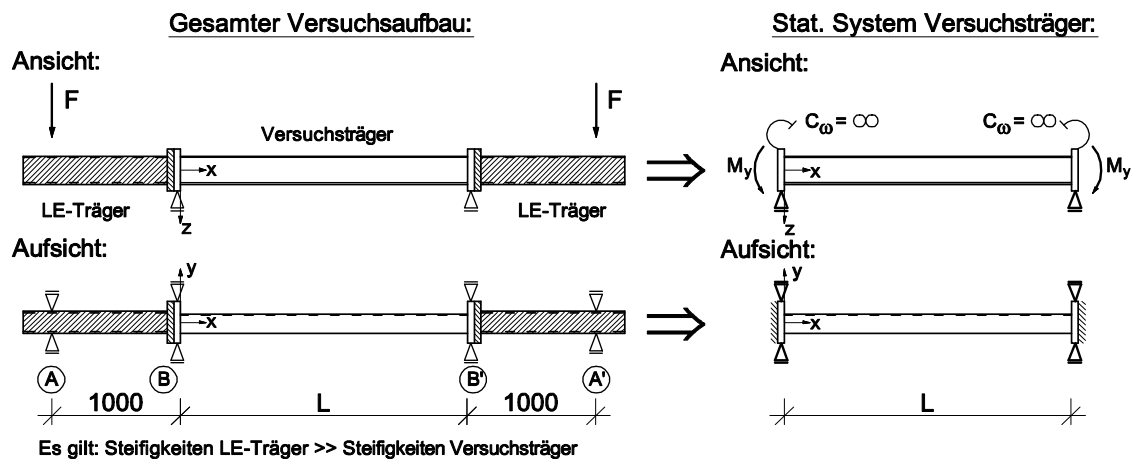


Bild 3.5: Statisches System des Versuchsstandes und der Versuchsträger für die Versuchsreihe unter reiner Biegemomentenbeanspruchung

Eine umfassende Beschreibung des Versuchsstandes ist [95] zu entnehmen.

3.4.3 Ergebnisse und Versuchsbeobachtungen

Alle Versuche wurden weggeregelt unter kontinuierlicher Erhöhung der Beanspruchung bis in den Nachtraglastbereich gefahren, um den abfallenden Ast der Last-Verformungskurve abbilden zu können. Die Traglast ist wie üblich dadurch definiert, dass bei gleichbleibendem (oder abfallendem) Lastniveau die Verformungen stark überproportional zunehmen.

Das Traglastmoment $M_{u,exp}$ setzte sich aus folgenden Anteilen zusammen:

- M_m durch Pressenkraft eingebrachtes Moment; errechnet aus dem Mittelwert der gemessenen Pressenkräfte multipliziert mit dem Hebelarm von 1,0 m
- M_0 Eigengewicht des Versuchsträgers; wirkt entgegen der aufgebrauchten Beanspruchung
- M_{LE} eingetragenes Moment durch das Eigengewicht der Lasteinleitungskragarme; ergab sich zu konstant 177 kNcm

Tabelle 3.2 fasst die Tragmomente der Versuchsreihe unter Biegebeanspruchung zusammen.

Tabelle 3.2: Zusammenstellung der Tragmomente für Versuche unter reiner Biegebeanspruchung

Versuch	M_m	M_0	M_{LE}	$M_{u,exp}$
	[kNcm]	[kNcm]	[kNcm]	[kNcm]
1A	6020	-3	177	6194
1B	4100	-18	177	4259
1C	2885	-46	177	3016
2A	3605	-5	177	3777
2B	3245	-28	177	3394
2C	2575	-70	177	2682
3A	8845	-19	177	9003
3B	8275	-118	177	8334
3C	4575	-209	177	4543
4A	870	-3	177	1044
4B	715	-18	177	874
4C	525	-53	177	649
8B	17855	-97	177	17935
8C	10980	-212	177	10945

In allen Versuchen war das Bauteilversagen durch globales Biegedrillknicken gekennzeichnet, bei den Querschnittsgeometrien 2, 3, 4 und 8 in Kombination mit lokalem Beulen.

Bei der Versuchsreihe 1 trat die laterale seitliche Verformung in allen Fällen in Richtung des Steges, d.h. positiver y -Richtung auf, wobei das Tragverhalten als vergleichsweise gutmütig charakterisiert werden kann. Nach Erreichen des Tragmoments fiel die Last langsam stetig unter Zugewinn an horizontaler und vertikaler Verformung ab. Dafür beispielhaft ist in Bild 3.6 die gemessene Last-Verformungskurve des Versuchs 1C dargestellt.

Bei den beulgefährdeten Querschnittsreihen 2, 3, 4 und 8 zeigte sich eine eindeutige Abhängigkeit des Tragverhaltens von der globalen horizontalen Ausweichrichtung. Bei allen Versuchskörpern begannen die Flansche auf der Biegedruckseite der Versuchskörper schon bei geringen Laststufen meist in mehreren Halbwellen sichtbar zu beulen, jedoch konnte die Beanspruchung weiter gesteigert werden. Mit eintretenden horizontalen Verformungen durch das seitliche Ausweichen infolge Biegedrillknickens stellten sich jedoch grundlegende Unterschiede im Tragverhalten ein.

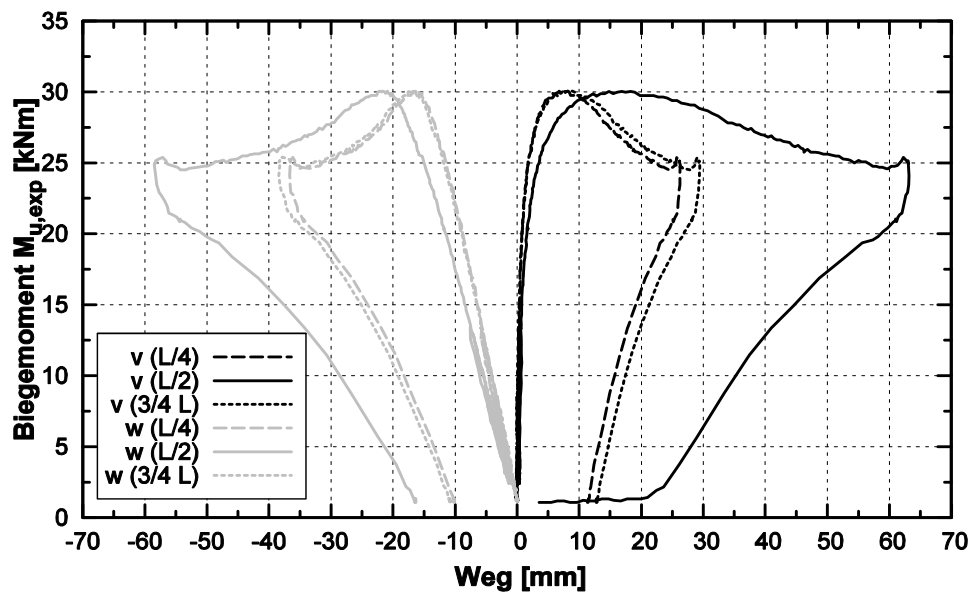


Bild 3.6: Last-Verformungsdiagramm des Versuchs 1C

Bei den Versuchen 3B, 4B und 8B trat die globale Biegedrillknickverformung in Richtung der offenen Profilseite (negative y -Richtung) auf. Mit anwachsender seitlicher Verschiebung vergrößerten sich in Auflagernähe die Beulverformungen des gedrückten Gurtes stark, was auf die eingeprägte Gegenkrümmung infolge der Biegeeinspannung um die Profilhauptachse z - z zurück zu führen ist, vgl. Bild 3.7.



Bild 3.7: Lokale Beulverformung in Auflagernähe am Beispiel des Versuchskörpers 4B

Im Gegensatz dazu ging die lokale Verformung des Biegedruckgurts in Trägermitte zurück, weil aufgrund der seitlichen Auslenkung Zugspannungen am freien Flanschrand auftraten. Dies führte zu einem wesentlich günstigeren Randspan-

nungsverhältnis ψ_{σ} über die Flanschbreite und somit zu einer signifikant verringerten Beulgefahr des Biegedruckgurtes. Daraus resultierte ein verhältnismäßig gutmütiges Tragverhalten, das geprägt war durch ein deutliches Plateau bei Erreichen der Traglast ohne rapiden Lastabfall. Beispielhaft wird dies durch die Last-Verformungskurve des Versuchskörpers 3B in Bild 3.8 belegt.

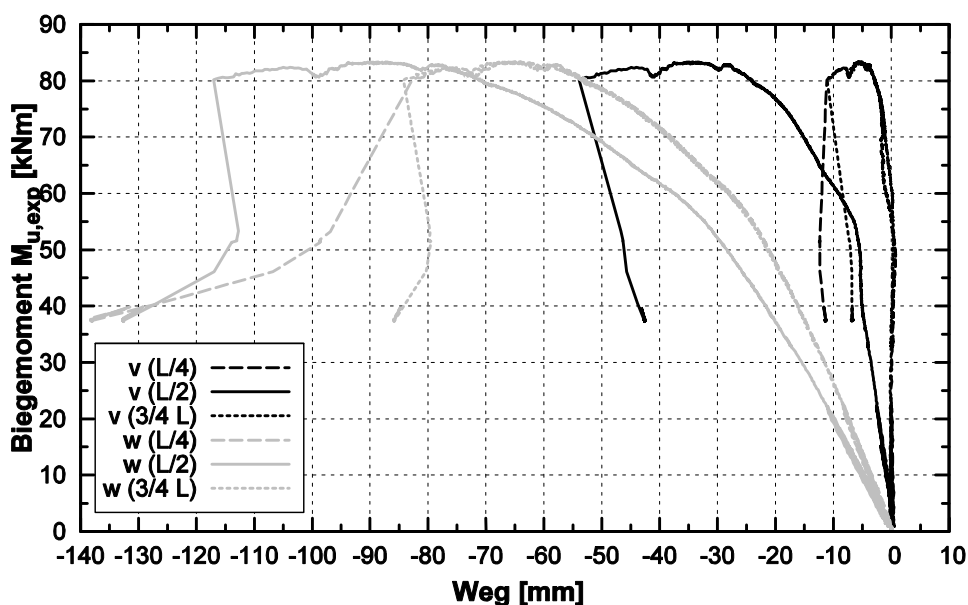


Bild 3.8: Last-Verformungsdiagramm des Versuchs 3B

Alle anderen Versuchsträger wichen horizontal in die Richtung des Steges aus, d.h. in positive Richtung der Hauptachse $y-y$. Hier unterschied sich das Tragverhalten im Vergleich zu den voran genannten Versuchskörpern deutlich. Zunächst war augenscheinlich auch hier ein mehrwelliges lokales Ausbeulen des Biegedruckgurtes zu erkennen, dem sich die Vergrößerung einer Halbwelle zumeist in Feldmitte anschloss. Kaum war dieses Phänomen zu erkennen, stellte sich ein schlagartiges horizontales Ausweichen mit Verdrehung um die Stablängsachse ein. Dies fand teilweise noch im linear ansteigenden Ast der Last-Verformungskurve statt und war mit einem anschließenden rapiden Lastabfall von bis zu 50% der Traglast verbunden. Im Nachtraglastbereich fand i.d.R. eine Zunahme der Verformungen auf einem annähernd konstanten Lastniveau statt. Beispielhaft ist im folgenden Bild 3.9 die Last-Verformungskurve für den Versuchskörper 2C abgebildet.

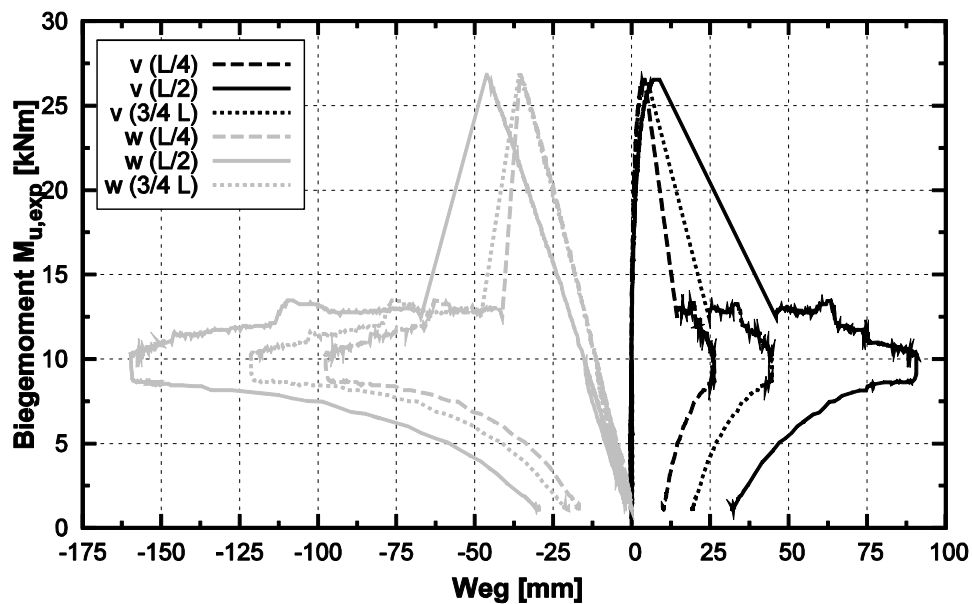


Bild 3.9: Last-Verformungsdiagramm des Versuchs 2C

Von der Sichtung der ersten Beulverformung bis zum plötzlichen Versagen vergingen bei einem Großteil der Versuche nur wenige Sekunden. Nach dem Ausweichen war nunmehr ausschließlich eine Halbwellenform mit vergleichsweise kurzer Länge im gedrückten Gurt an der Stelle der maximalen horizontalen Verformung erkennbar, die sich bei fortschreitendem Wegvorschub der Hydraulikpresse plastisch weiter verformte, vgl. Bild 3.10.

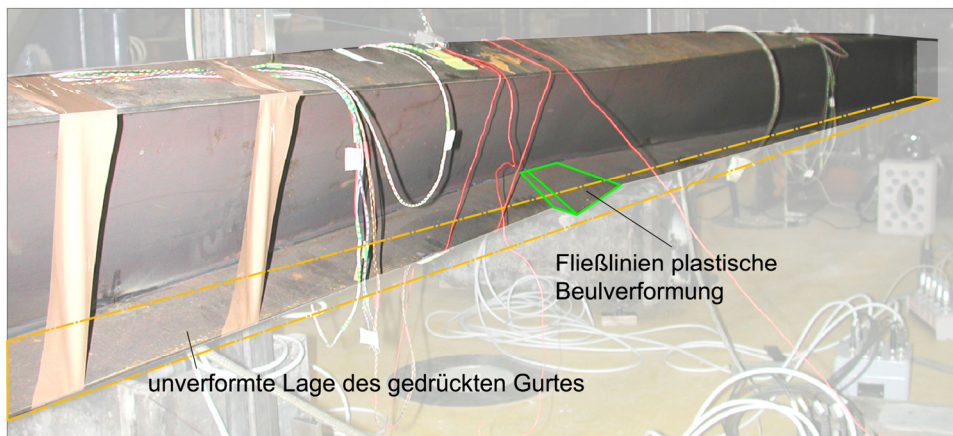


Bild 3.10: Versuchsträger 2C im Nachtraglastbereich

Diese signifikanten Unterschiede im Tragverhalten je nach horizontaler Ausweichrichtung im Biegedrillknickfall lassen sich anschaulich dadurch erklären, wenn man das Biegedrillknicken des Gesamtbauteils als Biegeknicken des gedrückten Flansches auffasst. Beim schlagartigen Versagensfall reduziert sich beim Auftreten der Beulverformungen im Biegedruckgurt die Quersteifigkeit des Bauteils. Dadurch

wird die globale Versagensform Biegedrillknicken eingeleitet, was bei den auftretenden Verformungen in Richtung der geschlossenen Profilstärke zusätzliche Druckspannungen am freien Rand des gedrückten Gurtes hervorruft. Somit verstärken sich wiederum die lokalen Beuleffekte, was schließlich zu dem plötzlichen Ausweichen führt.

Im Gegensatz dazu überlagern sich bei horizontalem Ausweichen in Richtung der offenen Profilstärke die Effekte aus lokalem Plattenbeulen und globalem Biegedrillknicken günstig, indem durch das globale seitliche Ausweichen die Druckspannung am freien Rand des gedrückten Gurtes herabgesetzt wird. Dadurch werden die lokalen Beulerscheinungen derart positiv beeinflusst, sodass die Querbiegesteifigkeit des Biegedruckgurtes in weiten Teilen erhalten bleibt.

Mit den Unterschieden im Tragverhalten sind folgerichtig auch deutliche Differenzen in den Versuchstraglasten verbunden. Während bei ungünstiger Ausweichrichtung eine deutliche Beeinflussung von lokalem und globalem Stabilitätsproblem zu erkennen ist, können im anderen Fall annähernd die durch Biegedrillknicken abgeminderten Bauteiltragfähigkeiten von Klasse 3-Querschnitten erreicht werden. Bild 3.11 stellt die Zusammenhänge der Ausweichrichtung mit dem Tragverhalten anschaulich dar.

Die zu erwartende globale horizontale Ausweichrichtung hängt dabei wie erwartet in starkem Maße von der Richtung der horizontalen Vorverformung des gedrückten Gurtes ab. Wie [95] zu entnehmen ist, wiesen mit Ausnahme der Träger 3B, 3C und 8B alle eingebauten Testkörper am Querschnittseckpunkt B eine maximale horizontale Vorverformung $v_{0,B}$ in positiver y -Richtung auf. In den Versuchen zeigte sich außer bei den Trägern 3B, 4B und 8B stets eine globale Verformung, die dieser Imperfektionsrichtung entsprach. Dass der Versuchsträger 3C während des Versuchs eine von der Vorverformungsfigur abweichende, horizontale Ausweichrichtung zeigte, lässt sich durch den vergleichsweise geringen Maximalstich erklären. In den FE-Berechnungen wurde im Nachlauf bestätigt, dass sich bei günstigen Imperfektionen etwa ab einem Maximalstich von $v_0 \leq L/800$ trotzdem ein Umschlagen in die ungünstige Ausweichrichtung zur Stegseite mit wesentlich geringerer Traglast stattfindet.

Bild 3.12 gibt einen zusammengefassten Überblick über die Biegedrillknickverformungen mit der maximalen horizontalen Verschiebung des Querschnittspunktes B v_B [mm], siehe Bild 3.3, im Traglastzustand für die Versuchsreihe unter reiner Biegebeanspruchung.

3.4 Versuche unter Biegebeanspruchung

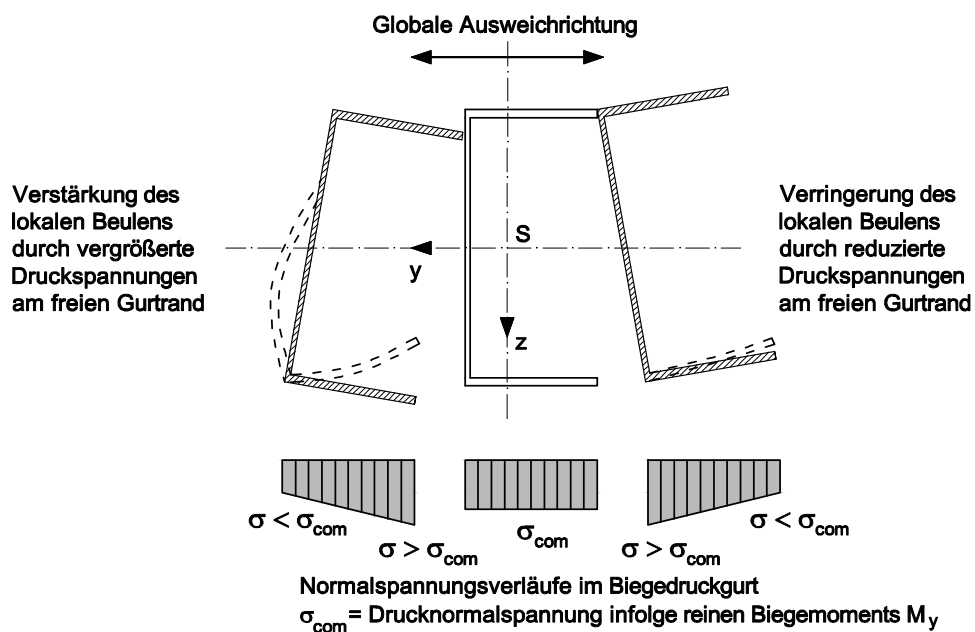


Bild 3.11: Unterschiedliches Tragverhalten von beulgefährdeten C-Profilen unter Biegebeanspruchung um die Hauptachse y-y

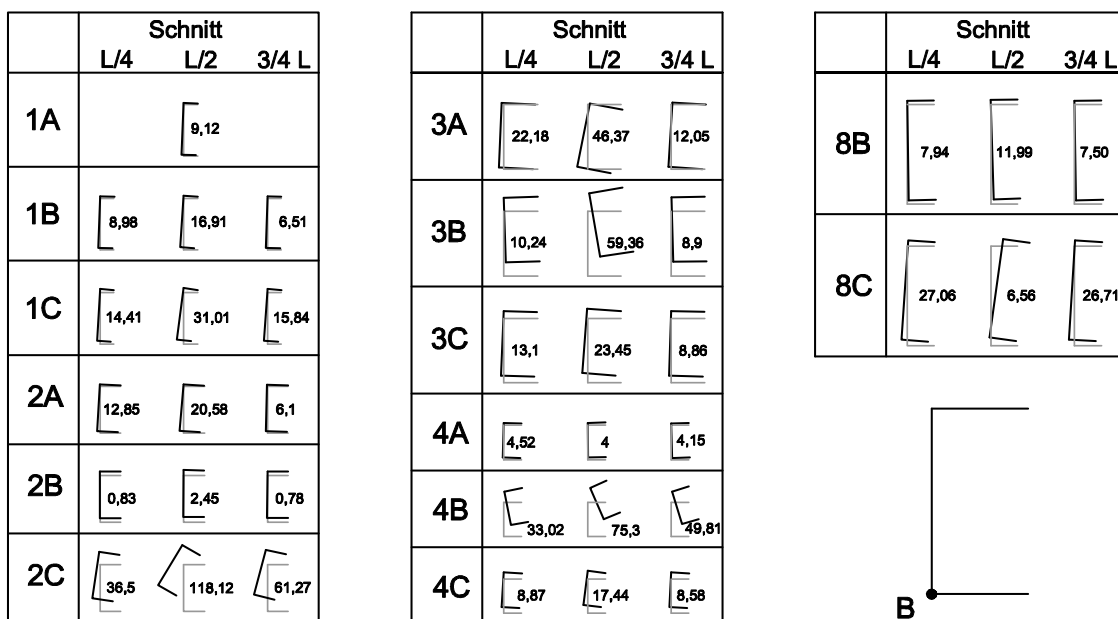


Bild 3.12: Maßstäbliche Übersicht über die Verformungsfiguren bei Erreichen der Traglast der Versuchsreihe unter reiner Biegebeanspruchung

Eine detaillierte Auswertung der Versuche unter Biegebeanspruchung mit Angabe aller Abmessungen, Materialkennwerten, Imperfektionen, Last-Verformungskurven und Dehnungsverläufe ist [95] zu entnehmen.

3.5 Versuche unter Beanspruchung durch Druck- und Biegung

3.5.1 Versuchsträger

Für die im Rahmen von [95] ebenfalls durchgeführte Versuchsreihe unter Druck- und Biegebeanspruchung wurden insgesamt 9 Versuchskörper getestet. Dabei wurden identische Querschnittsgeometrien (vgl. Bild 3.1) und Trägerlängen wie bei den Tests unter reiner Biegung verwendet, um den Einfluss der Drucknormalkraft auf Tragverhalten und -lasten quantifizieren zu können.

Zur Erzeugung des Biegemomentes wurden die Normalkräfte exzentrisch in die Versuchskörper eingeleitet. Die planmäßige Lastausmitte e_0 in Richtung der Hauptachse z-z wurde bei allen Versuchen derart bestimmt, dass eine lineare Interaktion der vollplastischen Querschnittstragfähigkeiten in Gleichung (3.3) mit dem Verhältnis $N/N_{pl,Rk} = 0,25$ erfüllt war.

$$\frac{N}{N_{pl,Rk}} + \frac{N \cdot e_0}{M_{pl,y,Rk}} = 1,0 \quad (3.3)$$

Tabelle 3.3: Zusammenstellung der Kenndaten für Versuche unter kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung

Querschnitt	Nr.	L	e_0	$\Psi_{\sigma,w}$
		[mm]	[mm]	[-]
2	D	1600	-228,3	-0,548
	E	3950		
	F	6250		
3	D	2400	-308,0	-0,555
	E	6000		
	F	8000		
4	D	1800	-179,6	-0,536
	E	4300		
	F	6850		

Daher stellte sich über die Steghöhe bei jedem Querschnitt ein Spannungsverhältnis $\psi_{\sigma,w} \approx 0,55$ ein, sodass sich für die Stege immer mindestens die Einstufung in Querschnittsklasse 3 ergab. Für die Biegedruckgurte ergab sich im Vergleich zu den Versuchen unter reiner Biegung keine veränderte Spannungsverteilung. Somit waren diese entsprechend beulgefährdet. Die Kenndaten der Versuchsreihe unter Druck- und Biegebeanspruchung sind in Tabelle 3.3 zusammengestellt.

3.5.2 Versuchsaufbau

Es wurde das gleiche statische System wie bei den Versuchen unter Biegebeanspruchung angestrebt, wobei aus versuchstechnischen Gründen die exzentrisch

angreifende Drucknormalkraft ein positiv wirkendes Biegemoment um die Hauptachse y - y hervorrief. Somit waren hier die Obergurte der Versuchsträger planmäßig gedrückt, weshalb zur Verifikation der Längsdehnungen die drei Dehnungsmessstreifen nach Bild 3.4 nun entsprechend auf dem Obergurt appliziert wurden.

Das statische System und die Lagerungsbedingungen ergaben sich analog zu den Versuchen unter reiner Biegebeanspruchung und sind in Bild 3.13 skizziert.

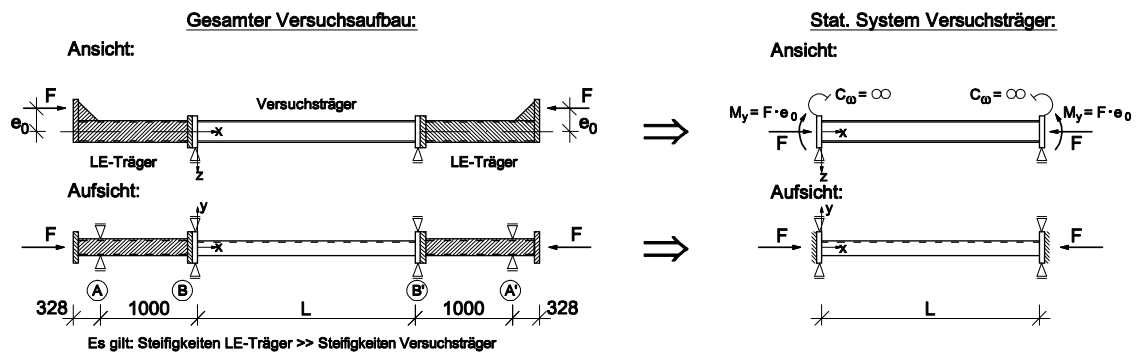


Bild 3.13: Statisches System des Versuchsstandes und der Versuchsträger für die Versuchsreihe unter kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung

Bei der Erfassung des vorhandenen Lastniveaus ergab sich jedoch aufgrund der Schiefstellung des Kragträgers zur Lasteinleitung ein zusätzlich abtreibend wirkendes Biegemoment, das zu berücksichtigen war. Durch die Verformungen des Versuchsträgers erfolgt die Krafteinleitung in den Lasteinleitungsträger unter einem Winkel zur Horizontalen. Das in den Träger eingeleitete Moment errechnet sich daher nicht mehr aus dem planmäßig eingestellten Hebelarm e_0 , sondern aus dem Hebelarm am verformten System e_1 multipliziert mit der eingetragenen Pressenkraft F . Zur genauen Erläuterung und Herleitung der Hebelarmgröße e_1 wird auf [95] verwiesen.

3.5.3 Ergebnisse und Versuchsbeobachtungen

Die Grenzbeanspruchbarkeiten der Versuchsreihe unter Druck- und Biegebeanspruchung setzten sich wie folgt zusammen:

- N_u gemessene einwirkende Normalkraft; errechnet aus dem Mittelwert der gemessenen Pressenkraften
- M_m eingetragenes Moment aus planmäßig exzentrischer Normalkraft; errechnet aus N_u multipliziert mit eingestelltem Hebelarm e_0
- M^* eingetragenes Moment aus Schiefstellung des Versuchsaufbaus

- M_0 Eigengewicht des Versuchsträgers
- M_{LE} eingetragenes Moment aus Eigengewicht der Lasteinleitungs-kragarme

In Tabelle 3.4 sind die im Versuch gemessenen Bauteilbeanspruchbarkeiten der Versuche unter Druck- und Biegebeanspruchung zusammengefasst.

Tabelle 3.4: Zusammenstellung der Tragmomente für Versuche unter kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung

Versuch	N_u	M_m	M^*	M_0	M_{LE}	$M_{u,exp}$
	[kN]	[kNcm]	[kNcm]	[kNcm]	[kNcm]	[kNcm]
2D	118,3	2701	544	5	-177	3073
2E	74,1	1691	357	28	-177	1899
2F	64,1	1462	480	70	-177	1815
3D	177,1	5455	1094	19	-177	6390
3E	86,0	2647	319	118	-177	2907
3F	98,1	3020	510	209	-177	3562
4D	41,7	749	110	3	-177	685
4E	31,3	562	184	18	-177	587
4F	28,4	509	150	53	-177	535

Bei allen durchgeführten Versuchen unter Druck- und Biegebeanspruchung trat im Versagenszustand eine Kombination von lokalem Plattenbeulen des Biegedruckgurtes und globalem Biegedrillknicken des Bauteils auf.

Grundsätzlich muss auch hier zwischen den möglichen horizontalen Ausweichrichtungen im Biegedrillknickfall unterschieden werden, da sich analog zur rein momentenbeanspruchten Versuchsreihe signifikante Unterschiede in Tragverhalten und -lasten einstellten, vgl. Abschnitt 3.4.3. Die Versuchsbauteile 2D, 2E, 3D, 3E, 3F und 4D wichen in Richtung der geschlossenen Profelseite aus, während die anderen Versuche mit seitlicher Translation in negative y-Richtung versagten. Es konnte im erstgenannten Fall wiederum ein schlagartiges Versagen mit sprunghaftem Lastabfall nach Erreichen der Traglast und gleichzeitig rapider Zunahme der Verformungen beobachtet werden. Beispielhaft dafür ist in Bild 3.14 die Last-Verformungskurve des Versuchskörpers 2E aufgetragen. Grundsätzlich lassen sich die unterschiedlichen Traglasten und Tragverhalten analog zu den Beobachtungen bei rein momentenbeanspruchten Trägern erklären, vgl. Abschnitt 3.4.3 und Bild 3.11, wobei folgerichtig die geänderte Lage des Biegedruckgurtes zu beachten ist.

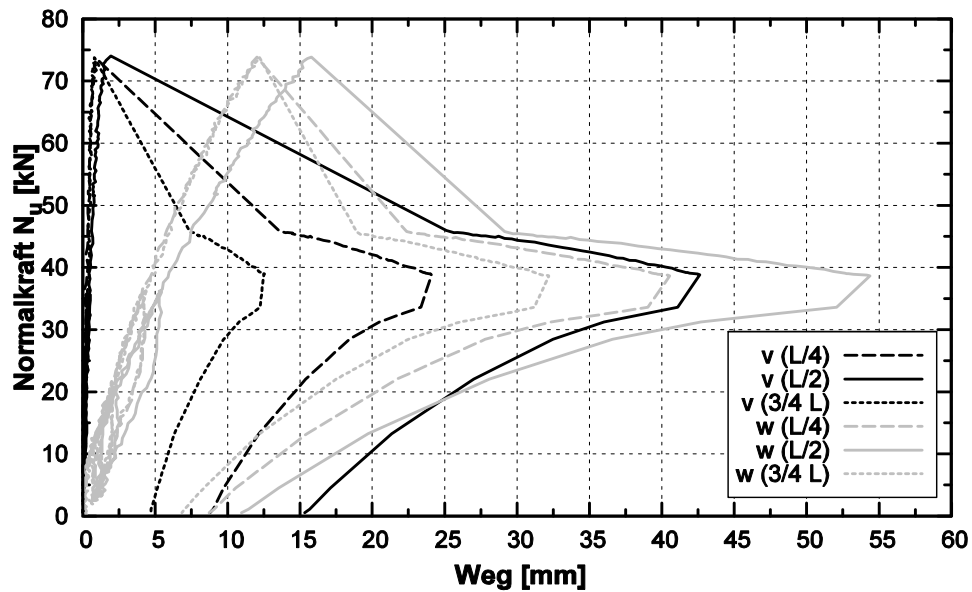


Bild 3.14: Last-Verformungsdiagramm des Versuchs 2E

Dass die Traglast des Versuchs 3F trotz gleichgerichteter Ausweichrichtung im Vergleich zum kürzeren Träger 3E eine höhere Traglast aufweist, lässt sich auf zwei Effekte zurückführen. Zum einen musste der Versuch 3E in der Versuchsdurchführung bei einem Lastniveau von etwa 80kN aufgrund versuchstechnischer Unregelmäßigkeiten gänzlich entlastet werden. Bei anschließender Wiederbelastung hatte dies zur Folge, dass sich bereits plastizierte Zonen ergeben hatten. Daher war der Träger derart strukturell und geometrisch vorverformt und konnte keine wesentlich höhere Traglast mehr erreichen. Zum anderen trat die maximale Biegedrillknickverformung nicht ungünstig in Trägermitte auf, sondern etwa bei einem Viertel der Trägerlänge.

	Schnitt		
	L/4	L/2	3/4 L
2D	7,19	1,15	0,71
2E	0,84	1,19	0,41
2F	4,29	10,92	7,05

	Schnitt		
	L/4	L/2	3/4 L
3D	14,8	13,94	2,83
3E	6,5	13,43	6,54
3F	44,68	23,37	1,76

	Schnitt		
	L/4	L/2	3/4 L
4D	4,31	2,07	0,22
4E	1,29	0,71	0,71
4F	2,11	4,28	2,60

Bild 3.15: Maßstäbliche Übersicht über die Verformungsfiguren bei Erreichen der Traglast der Versuchsreihe unter Druck- und Biegebeanspruchung

Bild 3.15 zeigt eine Zusammenstellung der globalen Bauteilverformungen im Traglastzustand mit Angabe der horizontalen Verschiebung des Profileckpunktes A (siehe Bild 3.2) am Biegedruckgurt. Für eine detaillierte Auswertung der Versuchsreihe unter Druck- und Biegebeanspruchung wird auf [95] verwiesen.

3.6 Zusammenfassung

Im Rahmen von [95] wurden insgesamt 23 Traglastversuche an druck- und biegebeanspruchten C-Profilen durchgeführt. Neben den in Abschnitt 4 beschriebenen numerischen Untersuchungen stellt dies eine wichtige Basis zur Überprüfung der Bemessungskonzepte darstellen. Da numerischen Berechnungen immer Annahmen des Anwenders bezüglich Materialien sowie geometrischen und strukturellen Imperfektionen zu Grunde liegen, ist es begleitend notwendig, reale Bauteilversuche durchzuführen, die nicht zuletzt der Kalibration des FE-Modells dienen.

In den experimentellen Versuchsreihen wurden die wichtigsten Einflussparameter variiert, um ein im Rahmen einer wirtschaftlichen experimentellen Untersuchung möglichst umfassendes Bild des Tragverhaltens von C-Profilen zu bekommen:

- Beanspruchung (14 Versuche mit reiner Biegung um die Hauptachse y - / 9 Versuche unter Druck und Biegung)
- Lokale Beulschlankheiten durch Variation des B/T -Verhältnisses der Querschnittsteile, insbesondere der Biegedruckgurte
- Globale Stabschlankheit durch Variation der Trägerlänge
- Art der Fertigung (17 Versuche an geschweißten Trägern / 6 Versuche an kaltgeformten Profilen)

In [45] wurde ein Versuchsstand mit der Maßgabe entwickelt, durch Schaffung eindeutiger Randbedingungen den Deutungspielraum der Ergebnisse minimal zu halten. So wurden starre Einspannungen bezüglich Biegung um die Hauptachse z - z sowie der Verwölbung der Bauteilenden realisiert, was sich bei der Auswertung und numerischen Gegenrechnung der Versuche als zielführend herausstellte.

Ebenso wurden umfangreiche Messungen vor und während der Versuche durchgeführt, um auch für die weitere Verwendung der experimentellen Ergebnisse eine lückenlose Reproduktion auch durch Dritte zu erlauben. So wurden im Vorfeld der Versuche die Materialeigenschaften sowie insbesondere die geometrischen Abweichungen von der Sollform aufgenommen, die einen besonderen Einfluss auf das Tragverhalten ausüben. Während der Versuche wurden die maßgeblichen Kraft- und Weggrößen aufgezeichnet, wobei zur Erfassung der in den Versuchen auftretenden Verschiebungen entlang der beiden Profilhauptachse in Kombination mit der Verdrehung um die Stablängsachse ein spezielles Messsystem entwickelt wurde.

Bei der Auswertung der Versuche ließen sich zwei unterschiedliche Muster im Tragverhalten ausmachen, die in starkem Maße von der globalen Ausweichrichtung des Bauteils und somit von der vorhandenen Vorverformung abhängen. Trat eine horizontale Verschiebung in Richtung der Stegseite des Profils auf, war das Tragverhalten durch ein plötzliches Bauteilversagen in Kombination mit rapidem und signifikantem Abfall des Lastniveaus gekennzeichnet. Bei entgegen gerichtetem horizontalem Ausweichen ergaben sich deutlich höhere Tragfähigkeiten bei vergleichsweise gutmütigem Verhalten. Beide Arten des Lastabtrags konnten durch die ungünstige bzw. günstige Überlagerung der lokalen und globalen Imperfektionen theoretisch erklärt und belegt werden.

Somit steht durch die in diesem Abschnitt beschriebenen Versuchsreihen eine wichtige Basis zur Verifikation des Tragverhaltens zur Verfügung, anhand derer Ergebnisse die Bemessungsverfahren in Abschnitt 6 überprüft werden können.

4 Numerische Untersuchungen

4.1 Allgemeines

Ergänzend zu den experimentellen Arbeiten wurden numerische Untersuchungen durchgeführt, um das Tragverhalten von C-Profilen im Hinblick auf ausgewählte Einflussparameter gezielt zu untersuchen. Im Wesentlichen werden dabei zwei Ziele verfolgt:

1. Für den perfekten Träger können ideal-kritische Verzweigungslasten auf Basis der Elastizitätstheorie berechnet werden. Dadurch kann zum einen der Einfluss der Teileinspannung in benachbarte Querschnittsteile auf das lokale Beulen untersucht werden, wie in Abschnitt 2.2.5.3 beschrieben. Zum anderen existiert keine geschlossen analytische Lösung des Verzweigungsproblems für biegedrillknickgefährdete C-Profile, was in Abschnitt 2.3.3 dargelegt ist.
2. An imperfekten Bauteilen werden geometrisch und physikalisch nichtlineare Traglastanalysen durchgeführt, um gezielt den Einfluss der traglastbestimmenden Parameter zu erfassen. Desweiteren besteht damit die Möglichkeit, das Bemessungsverfahren an einer breiteren Datenbasis neben den wenigen, kostenintensiven Versuchen überprüfen und kalibrieren zu können.

Die Berechnungen wurden in großen Teilen mit Hilfe des Software-Paketes *ANSYS 11.x*, [S1], durchgeführt, das auf dem allgemeinen Weggrößenverfahren aufbaut. Es lassen sich damit sowohl geometrische und physikalische Nichtlinearitäten berücksichtigen als auch Berechnungen mit großen Verformungen durchführen. Als Berechnungsmethode wurde im Rahmen der Traglastanalysen das *Bogenlängenverfahren* verwendet, das den Kurvenverfolgungsalgorithmen zuzuordnen ist. Der große Vorteil dieser Methode gegenüber klassischen Lösungssteuerungen, wie z.B. der *Newton-Raphson-Methode*, liegt darin, dass der Nachtraglastbereich des untersuchten Bauteils abgebildet werden kann, indem die aufgebrachten Verformungen auch bei abfallendem Lastniveau gesteigert werden können. Insbesondere bei den im Rahmen dieser Arbeit untersuchten C-Profilen mit dem teils schlagartigen Versagen ist dies von besonderer Bedeutung, um Aussagen über die Duktilität des Bauteils treffen zu können.

Es wurde ein Berechnungsmakro erstellt, mit dem Verzweigungs- und Traglastberechnungen an unversteiften C-Profilen durchgeführt werden können. Das Berechnungsmakro ist unterteilt in Unterprogramme, die zur Eingabe der Parameter, zur Erstellung der Struktur sowie zum Aufruf der einzelnen Rechenschritte dienen. Alle freien Parameter können im Eingabemakro definiert werden. Der

Ablauf der Berechnung erfolgt dann weitestgehend automatisch für die jeweilige Simulationsreihe.

Im Einzelnen können die folgenden Parameter variiert werden:

- Geometrie, d. h. Breiten, Höhen und Dicken der Querschnitte sowie Trägerlängen
- Beanspruchung, d. h. Druck- und/oder Biegemomentenbeanspruchung um die starke Profilhauptachse, sowie isolierte Biegemomentenbeanspruchung um die schwache Hauptachse
- Art, Form, Richtung und Größe der geometrischen Ersatzimperfektionen
- Lagerungsbedingungen der Träger, d. h. mögliche Wölb- und Biegeeinspannungen

4.2 Modellierung

4.2.1 Allgemeine Vorgaben

Bei der Wahl der Berechnungsart muss im Rahmen der numerischen Berechnungen zwischen zwei Fällen unterschieden werden. Für die Eigenwert- oder Verzweigungslastanalysen wurde definitionsgemäß die Elastizitätstheorie mit uneingeschränkter Gültigkeit des *Hooke'schen Gesetzes* bei idealer Sollform des betrachteten Bauteils zu Grunde gelegt. Bei der numerischen Bestimmung der Traglast von Bauteilen, die real mit geometrischen und physikalischen Nichtlinearitäten behaftet sind, würde dieser Ansatz jedoch zu keinen aussagekräftigen und meist falschen Ergebnissen führen. Daher müssen die in Wirklichkeit vorhandenen Nichtlinearitäten auch im numerischen Modell erfasst werden. Zur Berücksichtigung der physikalischen (stofflichen) Nichtlinearität wurde das Materialverhalten des ausschließlich betrachteten Kohlenstoffstahls gemäß den Vorgaben des Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], Annex C, linear-elastisch, ideal-plastisch gewählt, wobei zur Vermeidung von numerischen Konvergenzproblemen das Fließplateau mit einer minimalen Steigung von $1/10000$ des E-Moduls angesetzt wurde, vgl. Bild 4.1.

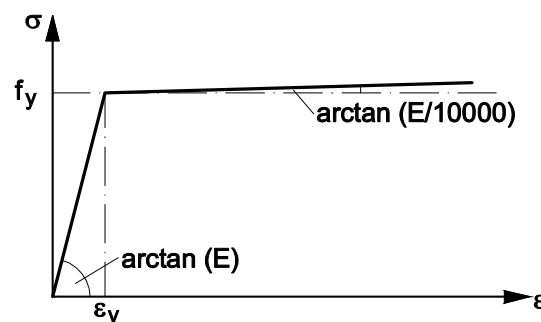


Bild 4.1: Modellierung des Materialverhaltens in den numerischen Untersuchungen

Die erforderliche geometrische Nichtlinearität besteht zum einen darin, dass ein Stab mit C-förmigem Querschnitt streng genommen ein aus flächigen Elementen zusammengesetztes Bauteil darstellt, das die Beanspruchungen i.d.R. durch Scheiben- und Plattenwirkung der einzelnen Querschnittsteile abträgt. Weisen die einzelnen Querschnittsteile eine derart gedrungene Geometrie auf, dass lokales Plattenbeulen ausgeschlossen werden kann, verhält sich der Querschnitt mindestens bis zum Erreichen der Traglast formtreu. Werden bei der Querschnittswahl hingegen dünnwandige Bleche verwendet, sodass unter Druckspannungen mitunter eine Beulgefahr für Gurte und/oder Steg vorliegt, muss die daraus resultierende Verzerrung der Querschnittsform im FE-Modell abgebildet werden können. Zum anderen ergibt sich die geometrische Nichtlinearität nicht zuletzt daraus, dass ein Bauteil i.d.R. nicht die ideale Sollgeometrie aufweist. Unter realen Bedingungen ergeben sich generell Abweichungen in Form von geometrischen Imperfektionen, die zur Erzielung der geforderten Ergebnisgenauigkeit sowie zur Abbildung des wirklichen Tragverhaltens eines Bauteils im numerischen Modell berücksichtigt werden müssen. Dies geschieht für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten FE-Untersuchungen einerseits durch entsprechende Modellierung eben dieser Vorverformungen und andererseits dadurch, dass im Rahmen der Berechnungsalgorithmen im Softwarepaket *ANSYS 11.x* die Steifigkeitsmatrizen nichtlinear am verformten System aufgestellt werden.

4.2.2 Modellierung der C-Profile

Alle numerischen Modellierungen der C-Profile erfolgten prismatisch als auf die Blechmittelebene reduzierter Querschnitt, d.h. einerseits wurden bei kompakten, gewalzten Querschnitten die Walzradien außer Acht gelassen und andererseits wurden bei kaltgeformten Bauteilen die Kantradien nicht abgebildet. Im Vorfeld durchgeführte Vergleichsrechnungen, z.B. in [95], [45], [37] und [92], haben gezeigt, dass eine entsprechende Berücksichtigung der realen Querschnittsgeometrien nur einen marginalen Einfluss auf die Ergebnisgenauigkeit ausübt. Aufgrund des unverhältnismäßig großen zusätzlichen Modellierungs- und nicht zuletzt Rechenaufwand im Vergleich zu der möglichen Verbesserung der numerischen Ergebnisse wurde im Rahmen der umfangreichen parametrischen Studien auf eine Modellierung der Walz- und Kantrundungen verzichtet. Zudem waren bei den kaltgeformten Profilen der Versuchskörper der Querschnittsreihe 4 die Kantradien mit $r \leq 3\text{mm}$ verhältnismäßig klein. Ebenso ergaben die numerischen Gegenrechnungen der Traglastversuche in Abschnitt 4.3.3 auch ohne Modellierung der real abgerundeten Querschnittsecken eine ausnehmend gute Übereinstimmung. Aus diesem Grund erscheint die Vereinfachung in der Modellierung im Hinblick auf die Bauteiltragfähigkeit ausreichend genau. Daher erfolgten die Gegenrechnungen mit Hilfe der Bemessungsverfahren in den Abschnitten

4.3.2 und 4.3.3 zur Vergleichbarkeit der Ergebnisse ebenfalls unter Zugrundelegung eines dünnwandigen, scharfkantigen Querschnitts.

Da wie oben beschrieben bei der Betrachtung lokal beulgefährdeter Querschnitte neben Starrkörperverschiebungen und -verdrehungen des Bauteils ebenso die auftretenden Querschnittsverzerrungen abgebildet werden müssen, scheidet die Verwendung von Balkenelementen aus. Somit wurden für die numerischen Untersuchungen vierknotige Schalenelemente des Typs *SHELL 181* verwendet, die je Knoten jeweils 3 Verschiebungs- und 3 Verdrehungsfreiheitsgrade besitzen. Dabei entsprach die Schalenmittelebene der Mittellinie des entsprechenden Querschnittsteils.

Im Vorfeld der Untersuchungen wurden umfangreiche Konvergenzstudien z.B. in [95], [45], [37] und [92] durchgeführt, um den Grad der Vernetzung derart anzupassen, dass sich ein Optimum zwischen Ergebnisgenauigkeit und Rechenaufwand realisieren ließ. Daraus ergaben sich Elementgeometrien mit Breiten von 25-50mm und einem Länge-Breitenverhältnis von $L_E/B_E = 1,0 - 1,5$.

Bei der Modellierung eines Bauteils mit Schalenelementen entsteht allerdings die Schwierigkeit, die ideale Lagerung des Stabes in einem Punkt auf ein Faltnetz aus Flächenelementen zu übertragen. Ziel war es, zunächst das FE-Modell anhand der Versuchsergebnisse zu kalibrieren, um die Eignung der getroffenen Annahmen zu bestätigen. Daher wurden in einem ersten Schritt die Versuche aus Abschnitt 3 numerisch simuliert.

Es wurden an den Trägerenden die versuchsseitig vorhandenen Kopfplatten zur Reproduktion der gleichen Randbedingungen ebenfalls modelliert. In erschöpfenden Voruntersuchungen wurde in [37] festgestellt, dass eine zusätzliche Abbildung der Lasteinleitungsträger keine signifikanten Unterschiede in den Ergebnissen mit sich bringt, weshalb auf eine Modellierung des Versuchsstandes verzichtet wurde.

Die Beanspruchungen wurden an beiden Stabenden symmetrisch eingeleitet. Zur Wahrung der kinematischen Unverschieblichkeit in Trägerlängsrichtung wurde das entsprechende Längsfestlager in der Hälfte der Trägerlänge realisiert. Das Aufbringen der Beanspruchung erfolgte über Knotenkräfte an den Knoten der Randelemente, die aus dem gewünschten Spannungsverlauf über den Querschnitt zurückgerechnet wurden. Die Gültigkeit dieser Vorgehensweise wurde anhand von Vergleichsrechnungen überprüft und verifiziert, indem die angestrebten und tatsächlich eingebrachten Spannungsverläufe miteinander verglichen wurden. Dabei wurden maximale Abweichungen von 3,5% festgestellt, die in die numerisch ermittelten Ergebnisse mit einbezogen wurden.

Um eine spätere Variation der Lagerungsbedingungen im Rahmen der Parameterstudien zu erlauben, konnten über eine entsprechende Sperrung von Verschiebungen und/oder Verdrehungen an den maßgeblichen Knoten mögliche Einspannungen oder gelenkige Lagerungen des Stabes realisiert werden. Bild 4.2 zeigt exemplarisch den Auflagerquerschnitt eines gelenkig gelagerten C-Profils unter reiner Biegebeanspruchung.

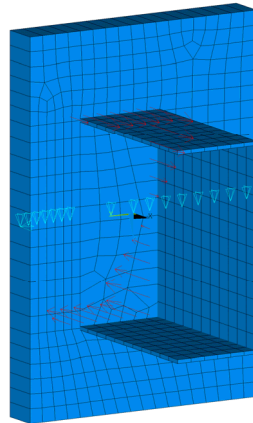


Bild 4.2: Gelenkig gelagertes C-Profil unter Biegebeanspruchung als numerisches Modell aus Schalenelementen

Durch die Verwendung von Kopfplatten ergibt sich für die untersuchten Bauteile in jedem Fall eine Wölbeinspannung, die die Biegedrillknicktragfähigkeit mitunter deutlich beeinflusst. Der Grad der Wölbeinspannung hängt dabei im Wesentlichen von der Kopfplattendicke ab. Dabei ergab sich in Vorstudien im Rahmen von [37], dass die im Versuch eingesetzten Dicken von $T_p = 40\text{-}50\text{ mm}$ eine idealisierte, volle Wölbeinspannung abbilden können. Daher wurden diese Bauteile für die numerischen Untersuchungen an den Stabenden gänzlich eingespannter Träger mit modelliert.

Eine Gabellagerung, d.h. freie Verdrehung um beide Querschnittshauptachsen, sowie eine Verdrehbehinderung um die Bauteillängsachse bei freier möglicher Verwölbung des Querschnitts, wie sie zur Verifikation des Einflusses der Bauteilrandbedingungen auf die Tragfähigkeit realisiert werden sollte, kann mit derartigen Kopfplatten jedoch nicht abgebildet werden. Hier musste das numerische Modell angepasst werden. Dies geschah durch die Anordnung von Balkenelementen *BEAM4* über die Querschnitte an den Bauteilenden, denen die uneingeschränkte Gültigkeit des *Hooke'schen Gesetzes* als Materialgesetz zu Grunde liegt. Diese mussten zur Gewährleistung der freien Verwölbung des Endquerschnitts bei gleichzeitiger Vermeidung lokaler, numerischer Lasteinleitungsprobleme in ihren mechanischen Eigenschaften angepasst werden. Die Torsions- und Dehnsteifigkeit der Balkenelemente wurde über entsprechende Anpassung des Schubmoduls und

der Querschnittsfläche sehr gering gehalten, während zur gleichmäßigen Lasteinleitung eine große Biegesteifigkeit über einen Elastizitätsmodul von $E = 10^{15} \text{ N/mm}^2$ realisiert wurde, Bild 4.3a.

Bei der Modellierung kompakter C-Querschnitte, wie sie z.B. im Falle der gewalzten UPE-Reihe mit parallelen Flanschen nach DIN 1026-2, [R3], vorliegen, treten mindestens bis zum Erreichen der Traglast keine nennenswerten Querschnittsverzerrungen auf. Diese Art von C-Querschnitten wurden im Rahmen dieser Arbeit numerisch untersucht, um ihr Verhalten unter ausschließlichem Auftreten von globaler Stabstabilität studieren zu können. Damit sicher gestellt werden kann, dass im numerischen Modell dieses Tragverhalten unter Ausschluss etwaiger Querschnittsverzerrungen simuliert werden kann, wurden in jedem Stabquerschnitt alle Knoten über den Freiheitsgrad der Längsverdrehung miteinander gekoppelt, Bild 4.3b). Dies hatte zur Folge, dass in keinem Querschnitt ein Knickwinkel zwischen zwei benachbarten Schalenelementen auftreten konnte und somit die Querschnittstreue gewahrt blieb.

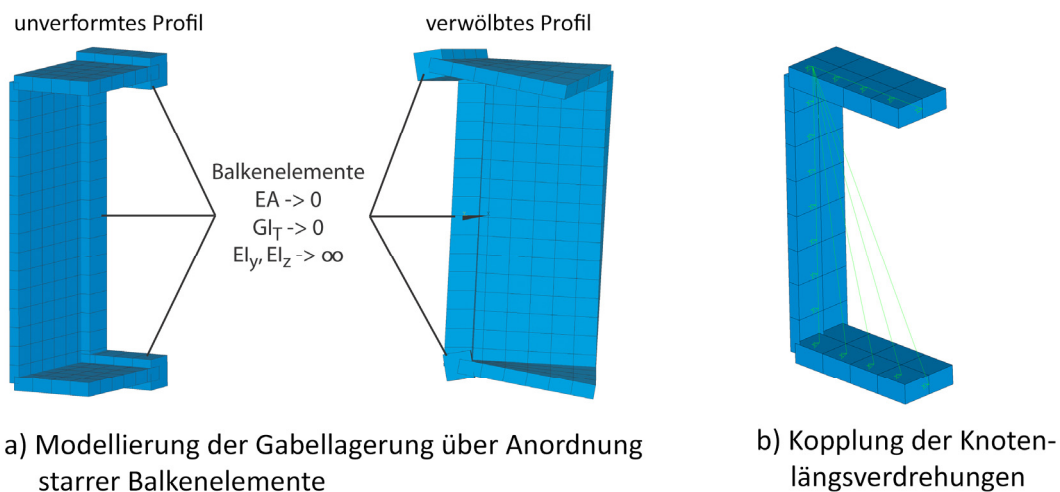


Bild 4.3: a) Realisierte Gabel Lagerung über starre Balkenelemente und b) Kopplung der Knotenlängsverdrehungen im FE-Modell

Wichtig beim Aufbau des numerischen Modells war es, eindeutige Randbedingungen zu schaffen, d.h. entweder volle gelenkige Lagerung oder volle Einspannung des Bauteils. Dies ist notwendig, um die numerischen Ergebnisse zweifelsfrei nachvollziehen, interpretieren und reproduzieren zu können und nicht durch Randbedingungen, die mit theoretischen und numerischen Unschärfen behaftet sind, eine Beeinträchtigung der Ergebnisse zu erhalten. Die Forderung nach eindeutigen Randbedingungen gilt gleichermaßen für die Lagerung des Stabes und für die Lagerung der einzelnen Querschnittsteile. Per Definition sind analog zur wirklichen Struktur die Kopfplatte und der Träger in allen Freiheitsgrade miteinander gekoppelt. Für die Untersuchung des reinen lokalen Stabilitätsproblems

wurde daher die Modellierung derart erweitert, dass eine gelenkige Lagerung der Plattenquerränder am Übergang zu den Kopfplatten gewährleistet wird. Dies wurde damit realisiert, dass zwei deckungsgleiche Knoten an der Kopfplatten-Träger-Verbindung definiert wurden, bei denen alle Freiheitsgrade bis auf die Verdrehung um die Schalenmittelebene miteinander gekoppelt wurden, vgl. Bild 4.4.

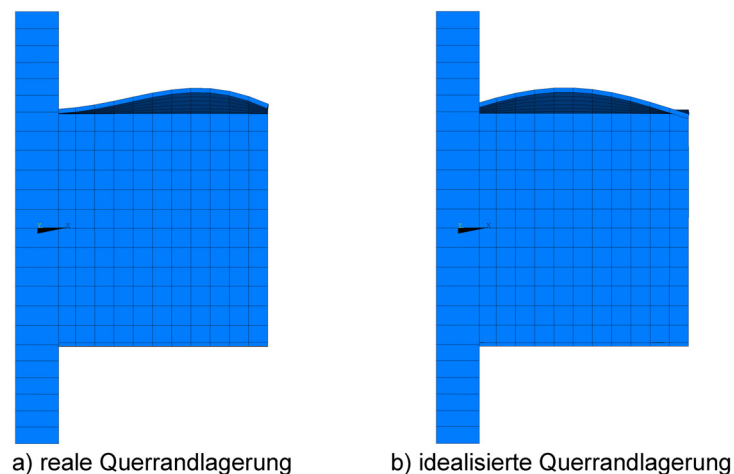


Bild 4.4: Im numerischen Modell realisierte gelenkige Querrandlagerung

4.3 Kalibration des Modells

4.3.1 Allgemeines

Um sicher zu stellen, dass das FE-Modell und somit die numerisch ermittelten Ergebnisse das reale Tragverhalten einer Struktur abbilden kann, ist eine Kalibration der Ergebnisse anhand theoretischer und experimenteller Vergleichsrechnungen notwendig.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit erfolgte die Verifikation auf zwei unterschiedliche Arten:

- Es wurden die Verzweigungslasten des lokalen und globalen Stabilitätsproblems der untersuchten Versuchsträger aus Abschnitt 3.2 mit Hilfe des numerischen Modells getrennt ermittelt und zum Vergleich den Ergebnissen der Software CUFSM, [S3], für das reine Plattenbeulen und FE-BGDK, [S2], für das reine Biegedrillknicken gegenübergestellt.
- Es wurden die Traglasten der in Abschnitt 3 aufgeführten Versuche mit Hilfe des FE-Modells unter Ansatz der gemessenen Materialkenngrößen, Profilabmessungen und Imperfektionen ermittelt und anschließend mit den experimentellen Aufzeichnungen verglichen.

4.3.2 Verzweigungsanalysen

4.3.2.1 Lokales Plattenbeulen

Die frei erhältliche Software *CUFSM*, die von *Schafer* an der John Hopkins University in Baltimore/USA entwickelt wurde, basiert auf der *Finite-Streifen-Methode* und ist zur Bestimmung von Verzweigungslasten dünnwandiger Stahlquerschnitte geeignet, was in zahlreichen Forschungen, u. a. [82], nachgewiesen wurde.

Da im Nachweisverfahren nach Gleichung (2.26) eine Trennung nach Beanspruchungskomponenten erfolgt, wurde auch hier das lokale Stabilitätsproblem separat jeweils für die Einzelschnittgrößen N , M_y und M_z betrachtet. Die zur minimalen Verzweigungslast von zusammengesetzten Querschnitten gehörige Beulhalbwellenlänge $L_{cr,P}$ ist i. A. nicht im Vorfeld der FE-Analyse bekannt. Daher wurde zunächst die Verzweigungsanalyse mit Hilfe von *CUFSM*, [S3], durchgeführt, die als Ergebnis die gesuchte Beulwellenlänge hatte. Anschließend wurden an einem entsprechend lang modellierten Träger die Verzweigungslasten mit Hilfe des FE-Modells bestimmt.

Tabelle 4.1 stellt die ermittelten Ergebnisse der Verzweigungsanalyse der beulgefährdeten Querschnitte dar. Dabei liegen den angegebenen Werten die nominalen Querschnittsabmessungen zu Grunde.

Tabelle 4.1: Vergleich der Verzweigungsschnittgrößen $S_{cr,P}$ für das lokale Plattenbeulen

QS	Last	CUFSM			ANSYS		$\frac{\bar{\lambda}_{P,CUFS}}{\bar{\lambda}_{P,ANSYS}}$
		$L_{cr,P}$	$S_{cr,P}$	$\bar{\lambda}_P$	$S_{cr,P}$	$\bar{\lambda}_P$	
		[mm]	[kN] [kNcm]	[-]	[kN] [kNcm]	[-]	
2	N	250	532,2	1,104	522,3	1,115	0,990
	M_y	200	4285,1	0,987	4259,0	0,989	0,998
	$-M_z$	200	1022,1	0,84	1017,0	0,843	0,998
3	N	300	485,9	1,559	486,9	1,558	1,001
	M_y	300	4377,5	1,521	4356	1,525	0,997
	$-M_z$	275	1135,6	1,321	1132,0	1,323	0,998
4	N	200	184,4	1,110	182,4	1,115	0,996
	M_y	200	1220,9	0,987	1,217	0,988	0,999
	$-M_z$	200	379,2	0,827	378,2	0,828	0,999
8	N	325	352,8	1,957	329,4	2,025	0,966
	M_y	500	23551	0,938	23428	0,940	0,998
	$-M_z$	400	5079,0	0,683	5043,0	0,685	0,997

Bei der Auswertung der verglichenen bezogenen Beulschlankheiten $\bar{\lambda}_P$ ergibt sich ein Mittelwert von $m = 0,995$ bei einer Standardabweichung von $s = 0,009$, was

die sehr gute Übereinstimmung der Ergebnisse ohne nennenswerte Streuungen belegt.

Somit kann davon ausgegangen werden, dass das FE-Modell in der Lage ist, das lokale Plattenbeulen auf Verzweigungsebene realitätsnah abzubilden.

4.3.2.2 Biegedrillknicken unter Momentenbeanspruchung

Für die Bestimmung des idealkritischen Verzweigungsmoments $M_{cr,LT}$ von C-Profilen unter Biegebeanspruchung liegen in der Literatur keine geschlossen analytischen Lösungen vor, vgl. Abschnitt 2.3.3. Daher muss zur Verifikation der eigenen FE-Berechnungen auf geeignete Software-Lösungen zurückgegriffen werden, wie z.B. dem Programm *FE-BGDK* der Firma *Dlubal*, [S2], das auf der FE-Methode unter der Verwendung von Balkenelementen basiert.

Für den Vergleich der Ergebnisse wurden das statische System der Versuchsreihe unter Biegebeanspruchung und die nominellen Querschnittswerte zu Grunde gelegt. In Tabelle 4.2 sind die Ergebnisse der Verzweigungslastanalysen für reines Biegedrillknicken zusammengestellt, wobei der bezogene Biegedrillknickschlankheitsgrad $\bar{\lambda}_{LT}$ auf die vollplastische Querschnittstragfähigkeit bezogen ist.

Tabelle 4.2: Vergleich ideal-kritischer Biegedrillknickmomente für die Versuchsreihe unter reiner Biegebeanspruchung

Versuch	FE-BGDK		ANSYS		$\frac{\bar{\lambda}_{LT,BDK}}{\bar{\lambda}_{LT,ANSYS}}$
	$M_{cr,LT}$	$\bar{\lambda}_{LT}$	$M_{cr,LT}$	$\bar{\lambda}_{LT}$	
	[kNcm]	[-]	[kNcm]	[-]	
1A	56100	0,332	55686	0,333	0,997
1B	9810	0,792	9771	0,794	0,997
1C	4380	1,187	4388	1,186	1,001
2A	44900	0,332	42431	0,341	0,974
2B	7850	0,793	7871	0,792	1,001
2C	3450	1,196	3474	1,192	1,003
3A	124500	0,312	128779	0,307	1,016
3B	21400	0,753	21680	0,748	1,007
3C	12600	0,981	12793	0,974	1,007
4A	11550	0,343	11323	0,346	0,991
4B	2175	0,791	2184	0,789	1,003
4C	948	1,197	953	1,194	1,003
8B	37100	0,797	38144	0,786	1,014
8C	16250	1,205	16660	1,190	1,013

Auch hier ergibt sich beim Vergleich der Ergebnisse mit einem Mittelwert von $m = 1,002$ und einer Standardabweichung von $s = 0,011$ eine sehr gute Überein-

stimmung, die den Schluss zulässt, dass ebenso der Verzweigungsfall für die Stabilität realitätsnah abgebildet werden kann.

4.3.3 Traglastanalysen

4.3.3.1 Allgemeines

Um die Einflussparameter auf das Tragverhalten von global und lokal stabilitätsgefährdeten C-Profilen unter Druck- und/oder Biegebeanspruchung in einer Parameterstudie untersuchen zu können, muss eine Kalibration des FE-Modells zusätzlich zu den Verzweigungslastberechnungen ebenfalls auf Traglastebene erfolgen. Dafür werden die beiden experimentellen Versuchsreihen aus Abschnitt 3 numerisch simuliert und anschließend die Tragfähigkeiten, die Versagensarten und die Verformungen mit den Testergebnissen verglichen.

Die Versuchsträger wurden unter Ansatz der gemessenen Blechdicken jedoch mit den nominellen Querschnittsabmessungen modelliert, da letztere sich nur marginal von den gemessenen unterschieden, vgl. Abschnitt 3.3.2.1. Das Materialgesetz wurde entsprechend Bild 4.1 bilinear vorgegeben, wobei als Fließspannung die obere gemessene Streckgrenze R_{eH} und als Elastizitätsmodul die Werte gemäß Abschnitt 3.2.2 in Ansatz gebracht wurden.

Die globalen Imperfektionen wurden als eine horizontal gerichtete sinusförmige Halbwelle aufgebracht. Dabei entsprachen Stichmaß, Lage und Richtung den Messwerten aus der Vorverformungserfassung während der Versuchsdurchführung. Da unter Biegebeanspruchung in allen Fällen die Beulgefahr der Gurte überwog, wurde als lokaler Imperfektionsansatz die erste Beuleigenform auf einen Maximalstich von $1/125$ der Gurtbreite B skaliert und anschließend mit der globalen Vorverformung überlagert.

4.3.3.2 Versuche unter Biegebeanspruchung

Für die Gegenrechnung der Versuchsreihe unter Biegebeanspruchung aus Abschnitt 3.4 wurden die Randbedingungen entsprechend des Versuchsaufbaus modelliert, d. h. als statisches System ergab sich ein Einfeldträger mit einer starren Wölbeinspannung sowie einer Biegeeinspannung um die schwache Profilhauptachse an den Auflagern. Die „schwimmende“ Lagerung des Versuchsaufbaus konnte numerisch nicht abgebildet werden, da für den Lösungsalgorithmus das System in dieser Form kinematisch war. Um jedoch auch im FE-Modell eine zwingungsfreie Lagerung zu gewährleisten, wurde ein horizontales Festlager im mittleren Stegknoten auf der Hälfte der Trägerlänge angeordnet. Das resultierende statische System ist in Bild 4.5 dargestellt.

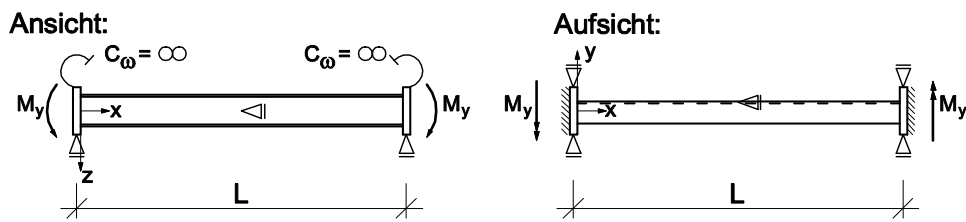


Bild 4.5: Statisches System zur Gegenrechnung der Versuchsreihe unter Biegebeanspruchung

Tabelle 4.3 fasst die so ermittelten Traglasten der numerischen Gegenrechnungen zusammen und stellt diese den experimentell ermittelten Tragfähigkeiten gegenüber.

Tabelle 4.3: Vergleich der numerischen und experimentellen Tragmomente für die Versuchsreihe unter reiner Biegebeanspruchung

Versuch	$M_{u,exp}$	$M_{u,FEM}$	$\frac{M_{u,exp}}{M_{u,FEM}}$
	[kNcm]	[kNcm]	
1A	6194	5969	1,037
1B	4259	4585	0,929
1C	3016	3120	0,967
2A	3777	3886	0,972
2B	3394	3479	0,976
2C	2682	2484	1,079
3A	9003	9045	0,995
3B	8334	7447	1,120
3C	4543	4369	1,040
4A	1044	1112	0,939
4B	874	901	0,970
4C	649	616	1,054
8B	17935	17862	1,004
8C	10945	10976	0,997
Mittelwert m:			1,006
Standardabweichung s:			0,054

Man erkennt eine sehr gute Übereinstimmung in den Ergebnissen, was auf eine realitätsnahe Modellierung der FE-Struktur, sowie eine sorgfältige Durchführung der experimentellen Versuche schließen lässt. Die resultierenden Unterschiede ergeben sich aus möglichen Materialverfestigungen oder aus von der Sinushalbwellen abweichenden Vorverformungsfiguren, was in den numerischen Berechnungen nicht mit vertretbarem Aufwand berücksichtigt werden konnte.

Jedoch konnten nicht nur die Tragfähigkeiten sondern auch die Versagensarten aus den experimentellen Untersuchungen mit den numerischen Analysen wirklichkeitsnah nachvollzogen werden. Alle numerisch simulierte Träger versagten in Analogie zum entsprechenden experimentell durchgeführten Versuch. Bei Versagen durch Gesamtinstabilität wurde analog zu den Versuchen ebenfalls die ausgeprägte Abhängigkeit des Tragverhaltens von der horizontalen Ausweichrichtung festgestellt.

Wichen die Bauteile infolge Biegedrillknickens in Richtung der offenen Profilseite aus, stellte sich das in den Versuchen beobachtete gutmütige Tragverhalten ein, während bei entgegengesetzter Ausweichrichtung das Bauteil schlagartig versagte. In beiden Fällen war zunächst das charakteristische mehrwellige Beulen des Biegedruckgurtes zu erkennen. Mit zunehmender seitlicher Verformung bildeten sich an den Stellen der größten Druckspannungen am freien Flanschrand anschließend einzelne in ihrer Amplitude vergrößerte Halbwellen aus. Dieses Verhalten in der numerischen Analyse konnte in gleicher Weise in den durchgeführten Bauteilversuchen beobachtet werden. In Bild 4.6 sind diese Vorgänge für beide möglichen horizontalen Ausweichrichtungen exemplarisch anhand der numerischen Gegenrechnungen der Versuche 4B und 2B dargestellt.

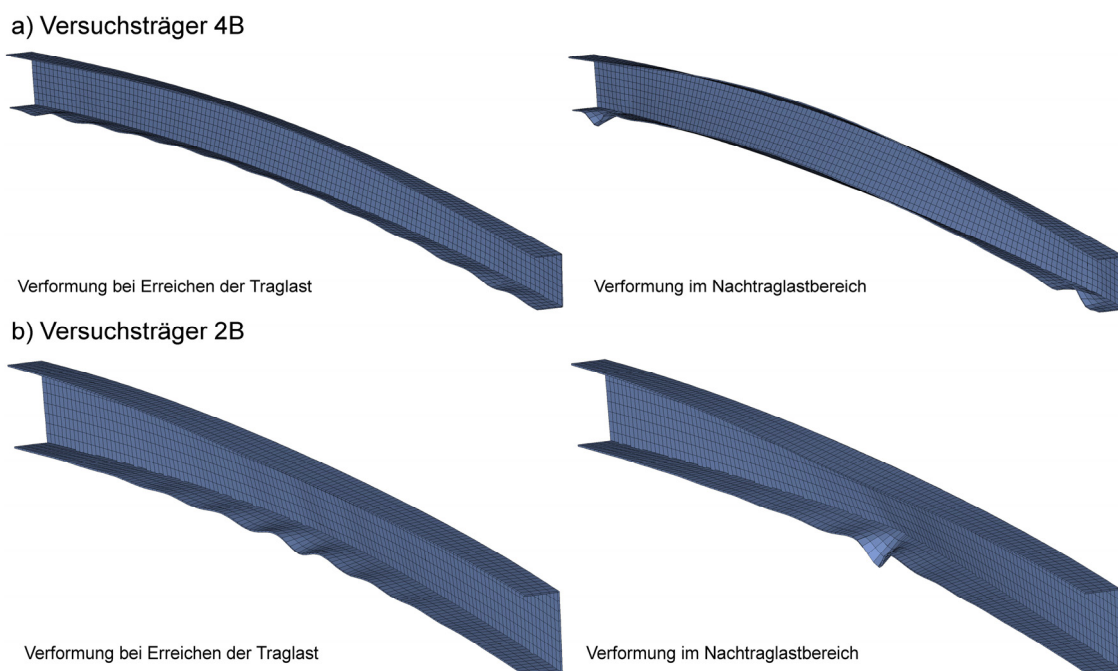


Bild 4.6: Verformungsstudien der numerisch simulierten Versuche 4B und 2B

Zur Kalibration des FE-Modells wurden neben den Tragfähigkeiten und den Versagensarten zusätzlich die Lastverformungskurven zwischen den experimentellen und den numerischen Untersuchungen verglichen. Auch hier wurden gute Übereinstimmungen in den Verläufen und Werten festgestellt. Es war sowohl der

mögliche abrupte Lastabfall bei Ausweichen in Richtung des Steges (Bild 4.7) als auch das duktilere Bauteilverhalten bei entgegengesetzter Ausweichrichtung (Bild 4.8) zu erkennen.

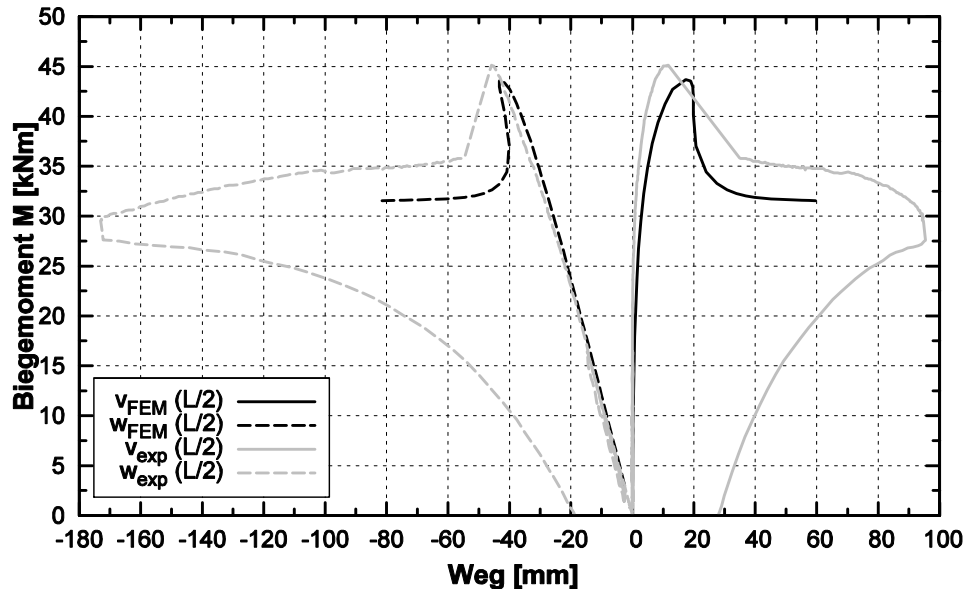


Bild 4.7: Vergleich der numerisch und experimentell ermittelten Last-Verformungskurven des Versuchs 3C

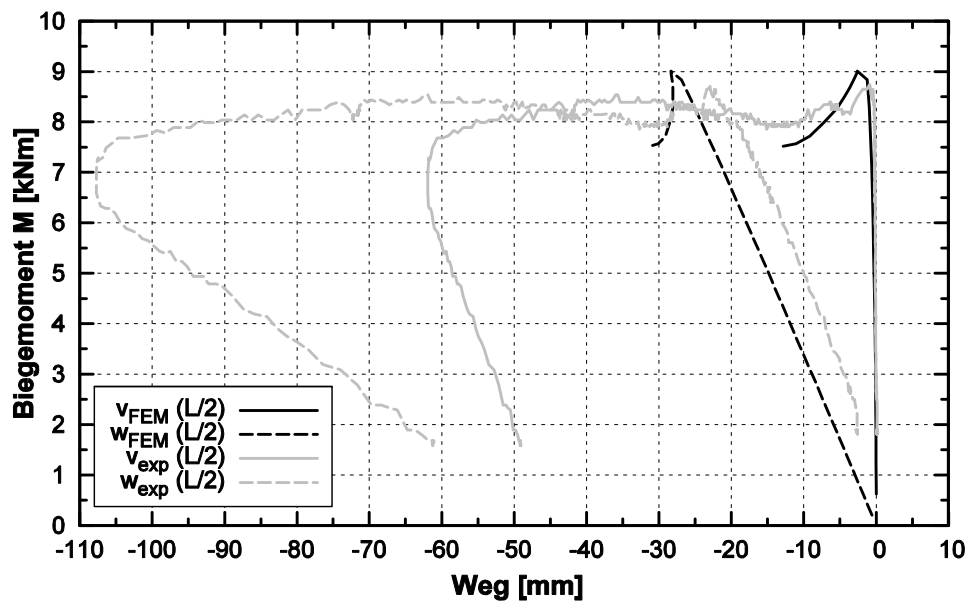


Bild 4.8: Vergleich der numerisch und experimentell ermittelten Last-Verformungskurven des Versuchs 4B

Für die nicht beulgefährdeten Bauteile mit dem Querschnitt 1 können die guten Übereinstimmungen zwischen Versuch und numerischer Simulation ebenso bestätigt werden. Auf einen weiterführenden detaillierten Vergleich wird an dieser Stelle verzichtet, sondern auf [95] verwiesen, dem für alle Versuche unter reiner

Biegebeanspruchung der Vergleich zwischen den Last-Verformungskurven in Versuch und FE-Analyse zu entnehmen ist.

Aufgrund der durchgängig sehr guten Übereinstimmungen bei dem Vergleich der experimentellen und numerischen Tragfähigkeiten, Versagensarten und Last-Verformungskurven kann davon ausgegangen werden, dass die numerische Modellierung in der Lage ist, das Tragverhalten von C-Profilen unter Biegung wirklichkeitsnah darzustellen und insofern zur Durchführung von Parameterstudien herangezogen werden kann.

4.3.3.3 Versuche unter Druck- und Biegebeanspruchung

Für die Gegenrechnung der Versuche unter kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung wurde das FE-Modell gemäß [37] mit Modellierung der Lasteinleitungsträger verwendet. Dadurch konnten zum einen die Vergrößerung der Knicklänge des Versuchsträgers und zum anderen die zusätzlichen Momente infolge der Schrägstellung des Versuchsaufbaus näherungsweise berücksichtigt werden.

Tabelle 4.4 fasst die Tragfähigkeiten der FE-Berechnungen zusammen und stellt diese den experimentell ermittelten Werten gegenüber. Die Gegenüberstellung erfolgt in Form der Normalkräfte, da im FE-Modell bei dem aufgebracht Lastniveau keine Aufteilung in die einzelnen Anteile der Momentenbeanspruchung erfolgen kann.

Tabelle 4.4: Vergleich der numerischen und experimentellen Traglasten für die Versuchsreihe unter Druck- und Biegebeanspruchung

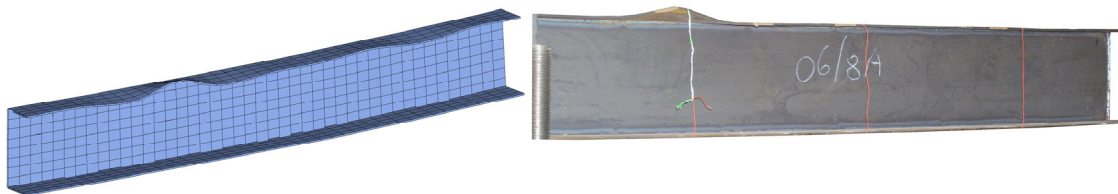
Versuch	$N_{u,exp}$	$N_{u,FEM}$	$\frac{N_{u,exp}}{N_{u,FEM}}$
	[kN]	[kN]	
2D	118,3	124,2	0,952
2E	74,1	74,5	0,994
2F	64,1	60,6	1,057
3D	177,1	187,0	0,947
3E*	85,9	99,2	0,866
3F	98,1	96,2	1,019
4D	41,7	45,8	0,910
4E	31,3	31,8	0,984
4F*	28,4	24,4	1,164
Mittelwert m:			0,988 (0,980)
Standardabweichung s:			0,087 (0,049)

Bei Betrachtung des Mittelwertes und der Standardabweichung über die gesamte Versuchsreihe zeigt der Vergleich der Traglasten eine gute Übereinstimmung. Die Klammerwerte hingegen wurden ohne Berücksichtigung der stärker abweichenden

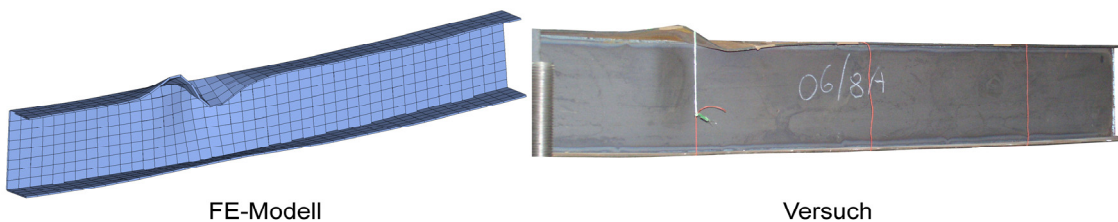
den, mit * indizierten Versuche 3E und 4F ermittelt, in denen versuchstechnische Sonderfälle auftraten, siehe dazu Abschnitt 6.3.3.4.2 und [95]. Werden diese Versuche in der statistischen Auswertung nicht berücksichtigt, ergibt sich eine deutlich verringerte Streuung der Ergebnisse.

Analog zu der Versuchsreihe unter reiner Biegebeanspruchung konnte in den numerischen Analysen der C-Profile unter exzentrischer Normalkraft das Tragverhalten der experimentellen Untersuchungen realitätsnah abgebildet werden. Es zeigte sich ebenfalls die ausgeprägte Abhängigkeit des Tragverhaltens von der horizontalen Ausweichrichtung der Träger. Die Verformungen im Verlauf der numerischen Untersuchungen stellten sich gemäß den Ausführungen zu den rein biegebeanspruchten Versuchen ein, vgl. Abschnitt 4.3.3.2. Bis zum Erreichen der Tragfähigkeit trat zunächst mehrwelliges Beulen im gedrückten Gurt auf, das je nach Richtung des horizontalen Ausweichens in einzelne vergrößerte Beulen in Feldmitte bzw. in Auflagernähe umschlug. Der Ansatz der zu den gemessenen Vorverformungen affinen globalen Imperfektionen führte in den FE-Berechnungen zu Verformungsfiguren, die sehr gut mit den Test übereinstimmten. In Bild 4.9 ist dies am Beispiel des Versuchsträgers 2D exemplarisch dargestellt.

a) Trägerverformung im Bereich der Traglast



b) Trägerverformung nach Erreichen der Traglast



FE-Modell

Versuch

Bild 4.9: Vergleich der numerischen und experimentellen Bauteilverformungen am Beispiel des Versuchs 2D

Ein detaillierter Vergleich der Last-Verformungskurven war für die Versuchsreihe unter kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung nicht möglich, da bei den numerischen Berechnungen in [37] ausschließlich die Grenzlaster und die zugehörige Trägerverformung dokumentiert wurden. Die Daten der Zwischenlastschritte waren nicht reproduzierbar.

Jedoch kann aufgrund der guten Übereinstimmungen aus dem Vergleich der Tragfähigkeiten und des Tragverhaltens zwischen den Versuchen und numerischen Untersuchungen davon ausgegangen werden, dass das vorgestellte FE-Modell das Tragverhalten von C-Profilen auch unter Druck- und Biegebeanspruchung wirklichkeitsnah abbilden kann.

4.4 Parameterstudien

4.4.1 Allgemeines

Die aus den experimentellen Versuchsreihen vorliegende Datenbasis wurde aus zwei Gründen durch numerisch durchgeführte Parameterstudien erweitert:

1. Die die Traglast wesentlich beeinflussenden Parameter können im Rahmen einer numerischen Studie deutlich einfacher als im Versuch variiert werden, um ihre Auswirkungen auf Tragverhalten und Tragfähigkeit des betrachteten Bauteils qualitativ und quantitativ beurteilen zu können. So stellen z.B. die Vorverformungen im Versuch eine statistisch verteilte Größe dar und können nicht wie im FE-Modell gezielt gesteuert werden.
2. Die Ergebnisse des hergeleiteten Bemessungsvorschlags müssen über einen baupraktisch möglichst großen Bereich abgesichert werden. Dies ist im Vergleich zu kostenintensiven Versuchen durch Berechnungen unter Anwendung der Methode der finiten Elemente deutlich einfacher zu bewerkstelligen.

Im vorangegangenen Abschnitt wurde nachgewiesen, dass das generierte FE-Modell in der Lage ist, das Tragverhalten von normalspannungsbeanspruchten C-Profilen wirklichkeitsnah abzubilden. Aufgrund dessen wird das vorliegende Modell ebenfalls für die parametrischen Untersuchungen unter Variation größerer baupraktischer Einflussfaktoren weiterhin verwendet.

Dabei wurde die FE-Struktur ausschließlich ohne Modellierung der Lasteinleitungsträger benutzt, d. h. die aus den gewünschten Spannungsverläufen über den Querschnitt zurückgerechneten Knotenlasten wurden an der trägerseitigen Kopfplatte aufgebracht. Dies hat zur Folge, dass eindeutige Randbedingungen an den Auflagern geschaffen werden konnten, ohne etwaige Einflüsse aus Schiefstellungen der lasteinleitenden Bauteile, vgl. Abschnitt 3.5.2. Untersucht wurden sowohl die versuchstechnisch realisierte Kombination aus voller Biege- und Wölbeinspannung als auch eine Gabellagerung der betrachteten Bauteile. Die Angabe, welche Lagerungsbedingungen der durchgeführten Analyse zu Grunde liegen, erfolgt in dem jeweiligen Abschnitt.

4.4.2 Variierte Parameter

4.4.2.1 Variation kompakter Querschnitte

Zur Analyse der reinen Bauteiltragfähigkeit ohne Einfluss lokalen Beulens wurde auf die weithin verbreiteten gewalzten Profile der UPE-Reihe nach DIN 1026-2, [R3], der Stahlgüte S355 zurückgegriffen. Diese wurden denen der UPN-Reihe vorgezogen, da hier durch die Ausführung paralleler Flansche eine einfachere numerische Modellierung unter Verwendung finiter Schalen- und Balkenelemente (vgl. Abschnitt 4.2.2) erfolgen konnte. Alle Profile der o.g. Reihe sind unter der ungünstigsten Bedingung konstanter Drucknormalkraft bei Ansatz der Fließspannung der Querschnittsklasse 1 nach Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], zuzuordnen und somit in der Lage, ihre vollplastische Querschnittstragfähigkeit zu erreichen. Zudem lässt die Spanne des H/B-Verhältnisses von 1,5 bis 3,5 die Verwendung derartiger Querschnitte über einen weiten Einsatzbereich als Träger oder Stütze zu.

Die Modellierung der Querschnitte erfolgte unter Verwendung der Abmessungen der Profilmittellinien ohne Ansatz von Walzausrundungen, deren Einfluss auf die Bauteiltragfähigkeit bei kompakten Querschnitten i.d.R. gering ist. Die Trägerlängen wurden derart variiert, dass die auf die vollplastische Querschnittstragfähigkeit bezogenen Bauteilschlankheiten $\bar{\lambda}_z$ und $\bar{\lambda}_{LT}$ einen baupraktischen Bereich von etwa 0,2 bis 2,0 abdeckten. Die Beanspruchungskombinationen wurden derart erweitert, dass neben den experimentell untersuchten Lasten zusätzliche Kombinationen von Druck- und Biegung bis hin zur reinen Normalkraft aufgebracht wurden. Dabei wurden die resultierenden Exzentrizitäten $e_{0,z}$ analog zur Vorgehensweise bei den Versuchen über eine lineare plastische Querschnittsinteraktion $N / N_{pl} + (N \cdot e_{0,z}) / M_{pl} \leq 1,0$ mit vorgegebenen Verhältnissen N/N_{pl} von 0,25, 0,50, 0,75 und 1,0 bestimmt.

4.4.2.2 Variation dünnwandiger Querschnitte

Für die parametrischen Untersuchungen an dünnwandigen C-Profilen wurde auf die Querschnitte der experimentellen Versuchsreihen zurückgegriffen, da diese im Hinblick auf die Beulgefahr einen repräsentativen Bereich abdecken. Auch hier wurden neben einer reinen Momentenbeanspruchung auch die im vorangegangenen Abschnitt definierten Kombinationen von Drucknormalkraft und Biegemoment M_y untersucht. Mit zunehmender Druckbeanspruchung ergaben sich bei der Wahl der Querschnitte für die Stege, die in den experimentellen Untersuchungen nicht beulgefährdet waren, teilweise Plattenschlankheitsgrade, die die Einstufung in die Querschnittsklasse 4 gemäß Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], nach sich zogen. In Tabelle 4.5 sind die untersuchten Querschnitte mit Beanspruchungskombinationen und bezogenen Beulschlankheitsgraden unter Annahme einer gelenkigen Längsrandlagerung zusammengestellt.

4.4 Parameterstudien

Tabelle 4.5: Zusammenstellung der untersuchten dünnwandigen Querschnitte für die Parameterstudie

QS	N/N_{pl}	$M_y/M_{pl,y}$	$e_{0,z}$	$\psi_{\sigma,w}$	$\tilde{\lambda}_{P,f,gel.}$	$\tilde{\lambda}_{P,w,gel.}$
	[-]	[-]	[mm]	[-]	[-]	[-]
1	0	1,0	---	-1,0	0,522	0,520
	0,25	0,75	-267,55	-0,528		0,683
	0,50	0,50	-89,18	-0,038		0,894
	0,75	0,25	-29,73	0,471		1,090
	1,0	0	0	1,0		1,270
2	0	1,0	---	-1,0	1,551	0,382
	0,25	0,75	-228,32	-0,548		0,496
	0,50	0,50	-76,11	-0,066		0,650
	0,75	0,25	-25,37	0,449		0,799
	1,0	0	0	1,0		0,934
3	0	1,0	---	-1,0	2,546	0,380
	0,25	0,75	-308,05	-0,555		0,490
	0,50	0,50	-102,68	-0,076		0,642
	0,75	0,25	-34,23	0,440		0,790
	1,0	0	0	1,0		0,927
4	0	1,0	---	-1,0	1,466	0,382
	0,25	0,75	-179,64	-0,535		0,500
	0,50	0,50	-59,88	-0,048		0,656
	0,75	0,25	-19,96	0,463		0,804
	1,0	0	0	1,0		0,935
8	0	1,0	---	-1,0	1,020	1,018
	0,25	0,75	-523,35	-0,535		1,330
	0,50	0,50	-174,45	-0,047		1,745
	0,75	0,25	-58,15	0,464		2,140
	1,0	0	0	1,0		2,490

Man erkennt, dass durch die Auswahl der in Tabelle 4.5 zusammengestellten Querschnitte ein großer Teil an Kombinationen von Flansch- und Stegslankheiten abgebildet wird. Zu beachten ist allerdings, dass die obigen Werte unter Annahme einer gelenkigen Längsrandlagerung ermittelt sind. Der Einfluss der drehfederelastischen Einspannung in das benachbarte Querschnitelement und die daraus resultierenden realen bezogenen Plattenschlankheitsgrade wird in Abschnitt 5.2.2 untersucht.

Die globalen Stabschlankheitsgrade wurden über Anpassung der Trägerlänge derart variiert, dass der baupraktisch relevante Bereich von $\tilde{\lambda}_{global} = 0,2 - 2,0$ abgedeckt werden konnte. Um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse unabhängig

vom bezogenen Beulschlankheitsgrad $\bar{\lambda}_p$ gewährleisten zu können, wurden die Biegeknick- und Biegedrillknickschlankheitsgrade $\bar{\lambda}_{\text{global}}$ jeweils auf die vollplastischen Querschnittstragfähigkeiten N_{pl} bzw. $M_{\text{pl},y}$ bezogen.

Auf eine gesonderte Betrachtung der Beanspruchungskombination Druck und Biegemoment M_z wurde verzichtet, da sich bei dünnwandigen C-Querschnitten unter Druckbeanspruchung stets eine Schwerpunktverschiebung e_{Ny} vom Brutto- zum Nettoquerschnitt einstellt, die ein Biegemoment um die Hauptachse z-z hervorruft, vgl. Bild 2.11. Somit ist diese Beanspruchungskombination bei einwirkender Drucknormalkraft ohnehin grundsätzlich vorhanden.

Daher liegt der Parameterstudie ein Spektrum an untersuchten Bauteilen zu Grunde, das durch die Variation der lokalen und globalen Stabilitätsgefährdung einerseits und die Untersuchung der Grenzübergänge zu den isolierten Stabilitätsfällen andererseits ein umfassendes Bild zur Analyse der Tragfähigkeit von C-Profilen unter Normalspannungsbeanspruchung liefert.

4.4.3 Studien zum Einfluss der Ersatzimperfektionen

4.4.3.1 Allgemeines

Da sich in der Baupraxis der ideale Sollzustand einer Tragstruktur nicht realisieren lässt, ist der Einfluss der Größe und Form der Imperfektionen auf die Tragfähigkeit von entscheidender Bedeutung. Gerade im Falle der im Rahmen dieses Forschungsberichtes untersuchten C-Profile wurde in den vorherigen Kapiteln aufgezeigt, dass die Richtung der horizontalen geometrischen Vorverformung und damit die Richtung des Trägersausweichens im Verlauf der Traglastberechnung das Tragverhalten maßgeblich bestimmt.

Zur Untersuchung des Einflusses von Imperfektionen bietet die Numerik gegenüber dem Versuch einen entscheidenden Vorteil: In Experimenten stellen Imperfektionen in jedem Fall eine statistisch verteilte Größe dar. Diese kann zwar unter verhältnismäßig großem Aufwand im Vorfeld der Versuchsdurchführung aufgenommen werden (Abschnitt 3.3.2), praktisch ist es jedoch annähernd unmöglich, deren Form und Größe im Fertigungsprozess gezielt zu steuern. In der Numerik hingegen müssen die Imperfektionen durch den Nutzer im Vorgriff definiert und beim Aufbau des Modells abgebildet werden, sodass sie im Rahmen einer Parameterstudie gezielt beeinflusst werden können.

Um die in der Baupraxis möglich auftretenden Einflüsse sicher abdecken zu können und somit ein allgemeingültiges Ergebnis zu erzielen, ist es notwendig, diejenige Vorverformungsgröße anzusetzen, die unter der Wahrscheinlichkeit eines realen Auftretens die kleinste Bauteiltraglast liefert. Daraus folgt theoretisch, dass unendlich viele unterschiedliche Vorverformungsfiguren existieren. In der Litera-

tur und der Normung wird davon ausgegangen, dass eine zur ersten Eigenform des Bauteils affine Imperfektion den ungünstigsten Fall darstellt. Bei sowohl lokal als auch global stabilitätsgefährdeten Bauteilen stellt sich im Rahmen einer numerischen Verzweigungslastanalyse i.d.R. jedoch keine Verformungsfigur ein, die beide Stabilitätsfälle beinhaltet. Dies hat zur Folge, dass diese Vorgehensweise für gesamtstabilitätsgefährdete Bauteile ausscheidet, was unabhängig von der verwendeten numerischen Methode der finiten Streifen oder finiten Elemente gilt.

Daher wurden die lokalen und globalen geometrischen Imperfektionen unabhängig voneinander ermittelt und anschließend miteinander überlagert. Mögliche Eigenspannungen über den Querschnitt wurden nicht in Ansatz gebracht, sondern die wesentlich praxisfreundlichere Methode des Ansatzes vergrößerter geometrischer Ersatzimperfektionen angewendet. Dies entspricht ebenfalls der Vorgehensweise, die europäischen Knickspannungslinien anzuwenden, die unter Ansatz der geometrischen Ersatzimperfektionen hergeleitet wurden. Für durch Kantprozess kaltumgeformte C-Profile mit beulgefährdeten Querschnittsteilen wurde zudem in [101] gezeigt, dass der Einfluss von Eigenspannungen auf die Tragfähigkeit derartiger Bauteile vernachlässigbar gering ausfällt.

Somit wurde u. a. in [37] im Vorfeld der Traglastanalysen der Einfluss der Größe und Richtung der lokalen und globalen Imperfektionsansätze überprüft, um Aussagen über die Auswirkungen auf die Tragfähigkeit von C-Querschnitten treffen zu können.

4.4.3.2 Normative Vorgaben

In den gegenwärtig anzuwendenden Normen Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], und DIN 18800, Teil 2, [R5], werden Imperfektionen für den aus dem Gesamtsystem herausgelösten Ersatzstab angesetzt. Dabei geben beide wie oben dargestellt einen der Eigenform angepassten Verlauf vor. Ersatzweise darf für das Biegeknicken nach beiden Normen eine sinusförmige horizontale Vorkrümmung des Trägers normal zur betrachteten Biegeachse angesetzt werden. Dabei wird zur korrekten Reproduzierbarkeit der europäischen Knickspannungslinien der maximale Stich $e_{0,d}$ derart bestimmt, dass das Moment nach Elastizitätstheorie II. Ordnung unter Berücksichtigung der Vorverformung in eine geeignete Interaktionsbeziehung eingesetzt wird, sodass der Bauteilnachweis gerade erfüllt ist. Daraus resultiert, dass $e_{0,d}$ von Querschnittsform, Bauteilschlankheit und Imperfektionsempfindlichkeit abhängig ist. Wird dabei eine lineare Interaktion der plastischen Beanspruchbarkeiten vorausgesetzt und das einzuhaltende Sicherheitsniveau zu 1,0 gesetzt, ergibt sich dafür Gleichung (4.1).

$$e_{0,d} = \alpha \cdot (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) \cdot \frac{M_{pl,Rk}}{N_{Rk}} \quad (4.1)$$

Darin bedeuten:

- α Imperfektionsbeiwert nach Tabelle 2.2 in Abhängigkeit der verwendeten Knickspannungslinie
- $\bar{\lambda}$ Bauteilschlankheit
- $\bar{\lambda}_0$ Anfangsschlankheit, ab der eine Abminderung vorzunehmen ist, i.A. 0,2
- $M_{pl,Rk}$ plastische Querschnittstragfähigkeit für ein einwirkendes Biegemoment um die jeweilige Profilachse
- N_{Rk} plastische Normalkrafttragfähigkeit

Als untere Grenzen von Gleichung (4.1), die die traglastbeeinflussenden Parameter auf der sicheren Seite liegend abdecken, werden in den oben zitierten Normen abhängig vom Nachweisverfahren die Werte in Tabelle 4.6 angegeben.

Tabelle 4.6: Maximal anzusetzende geometrische Ersatzimperfectionen für Biegeknicken unter zentrischem Druck

Knicklinie	Eurocode 3-1-1		DIN 18800	
	$e_{0,d}$		$e_{0,d}$	
	Plastisch	Elastisch	Plastisch	Elastisch
a_0	L/300	L/350	k.A.	k.A.
a	L/250	L/300	L/300	L/450
b	L/200	L/250	L/250	L/375
c	L/150	L/200	L/200	L/300
d	L/100	L/150	L/150	L/225

Obige Werte gelten für den Fall des Biegeknickens unter konstanter Druckbeanspruchung. Im Falle des Biegedrillknickens werden nach EC3-1-1, [R9], ebenfalls die europäischen Knickspannungslinien zur Traglastabminderung des Bauteils angesetzt, die genau genommen jedoch nicht dafür hergeleitet wurden. Für diesen Fall ist in beiden Normen eine horizontale Vorkrümmung normal zur Hauptachse z-z anzusetzen, bei der die unteren Grenzwerte gemäß Tabelle 4.6 auf $v_0 = 0,5 \cdot e_{0,d}$ halbiert werden dürfen. Eine Torsionsimperfection, d.h. eine Vordrillung um die Stablängsachse ist i. A. nicht zu berücksichtigen, was u.a. durch Untersuchungen in [8] belegt wird. Für den Fall des Biegedrillknickens unter kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung werden keine Angaben gemacht.

Für den Ansatz von lokalen geometrischen Vorverformungen zur Erfassung des Plattenbeulens sind den oben zitierten Normen keine verbindlichen Vorschriften zu entnehmen.

Eurocode 3 empfiehlt bei der Form der lokalen Ersatzimperfektion wiederum die Verwendung der zugehörigen Eigenform aus der Verzweigungslastanalyse. Jedoch werden im Hauptteil 1-1, [R9], keine Angaben über den Maximalstich der lokalen Ersatzimperfektion gemacht. Der rein informative Anhang C des Teils 1-5, [R11], empfiehlt für allseitig gestützte Platten einen Maximalstich von 80 % der Herstellungstoleranz oder $1/200$ der kleineren Plattenabmessung, d.h. i.A. der Beulfeldbreite anzusetzen. In DIN 18800 Teil 3, [R6], wird ebenfalls nur der Höchstwert für Herstellungsungenauigkeiten von allseitig gestützten Beulfeldern angegeben, der hier allerdings $w_0 = B/250$ beträgt. Über die Form, insbesondere auch von dreiseitig gestützten Platten, wird in beiden Regelwerken keine Angabe gemacht.

Ist das untersuchte Bauteil nunmehr lokal und global instabilitätsgefährdet, wird im oben zitierten Anhang C des Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], vorgeschlagen, eine Leitimperfektion zu wählen und die andere Begleitimperfektion in ihrer Größe auf 70% der Maximalwerte abzumindern. Dies hat zur Folge, dass für jeden Fall zwei Imperfektionsansätze zu untersuchen sind, da im Vorfeld der Analyse nicht allgemeingültig vorausgesagt werden kann, welche Imperfektion als Leit- und welche als Begleitgröße zu betrachten ist und die geringste Beanspruchbarkeit liefert.

4.4.3.3 Untersuchte Imperfektionsansätze

Aus den normativen Vorgaben wurden u.a. im Rahmen von [37] 4 globale und 14 lokale Vorverformungsfiguren sowie deren Kombinationen untereinander untersucht, die zusammenfassend in Bild 4.10 dargestellt sind. Ist in den Piktogrammen für die lokale Imperfektion nur ein Flansch angegeben, bezieht sich diese Angabe auf den Biegedruckgurt.

Die einzelnen Imperfektionsansätze wurden derart kombiniert, dass zunächst die globale Imperfektion aufgebracht wurde, und diese im Anschluss mit der auf das entsprechende Stichmaß skalierten, lokalen Form überlagert wurde. Die für die Ansätze (1) benötigten Eigenformen gemäß Bild 4.10 wurden im Vorfeld der Traglastanalysen am identischen numerischen Modell unter Zugrundelegung der Elastizitätstheorie ermittelt.

Die Größen der maximalen Stichmaße wurden auf Grundlage der normativen Vorgaben im Hinblick auf baupraktische Relevanz variiert. Grundsätzlich wurden für alle Beanspruchungskombinationen zur Berücksichtigung der Stabstabilität zweierlei Stichmaße untersucht. Zum einen wurde die schlankheitsabhängige Definition gemäß Gleichung (4.1) und zum anderen die Maximalwerte nach Tabelle 4.6 der Stichmaße $e_{0,d}$ angesetzt. Bei der Untersuchung des Biegedrillknickens

wurde bei quer zur Hauptachse z-z eingespannten Stäben auf den Ansatz der Halbierung auf $v_0 = 0,5 \cdot e_{0,d}$ verzichtet, da diese aus baupraktischer Sicht zu kleine Vorverformungen zur Folge gehabt hätte. Im Falle einer Gabellagerung wurde die Halbierung jedoch vorgenommen.

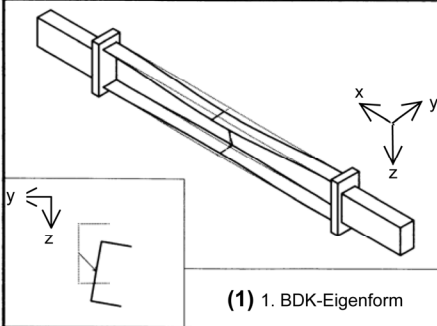
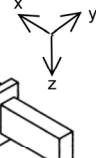
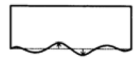
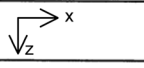



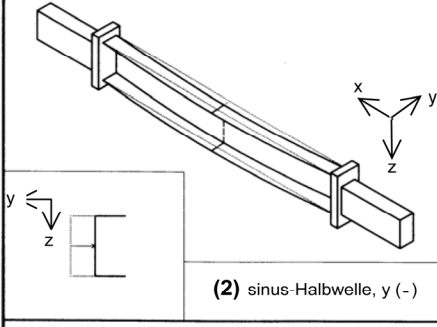
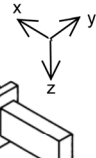
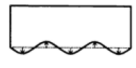

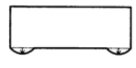

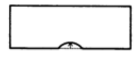
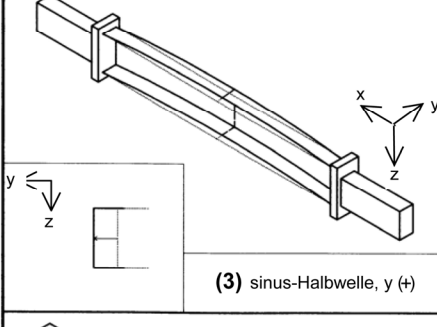
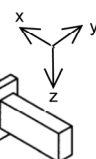
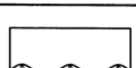
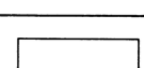
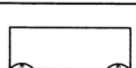
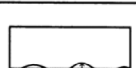
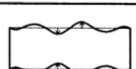
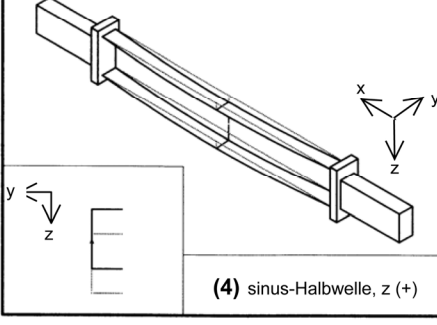
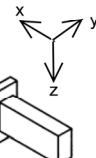
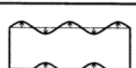
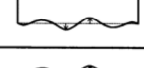
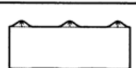
globale Imperfektion		lokale Imperfektion	
 <p>(1) 1. BDK-Eigenform</p>		 <p>(A) 1. Beuleigenform</p>	
		 <p>(B) Untergurt, 1 Welle</p>	
		 <p>(C) Untergurt, 2 Wellen</p>	
		 <p>(D) Untergurt, 1 lokale Welle (mitte)</p>	
 <p>(2) sinus-Halbwellen, y (-)</p>		 <p>(E) Untergurt, Wellen ganze Länge</p>	
		 <p>(F) Untergurt, lokale Wellen (außen)</p>	
		 <p>(G) (B) negativ</p>	
		 <p>(H) (D) negativ</p>	
 <p>(3) sinus-Halbwellen, y (+)</p>		 <p>(I) (E) negativ</p>	
		 <p>(J) (F) negativ</p>	
		 <p>(K) (A) negativ</p>	
		 <p>(L) 1. Beuleigenform</p>	
 <p>(4) sinus-Halbwellen, z (+)</p>		 <p>(M) wie (E), jedoch Ober-, Untergurt</p>	
		 <p>(N) lokale Wellen (außen und mitte)</p>	

Bild 4.10: Übersicht über die im Rahmen der numerischen Parameterstudie angesetzten Vorverformungsfiguren, [37]

Bei der schrittweisen Erhöhung des Normalkraftanteils wurde für die schlankheitsabhängige Definition das Stichmaß aus dem Maximum der Werte verwendet, die sich unter Ansatz der bezogenen Biegedrillknick- oder Biegeknickschlankheit ergaben.

Um einen kontinuierlichen Übergang zwischen dem Ansatz der Imperfektionen für Biegedrillknicken infolge Normalkraft und reinem Biegeknicken zu gewährleisten, wurden die festen Stichmaße von L/400 im Falle reinen Biegemomentes bis L/200 im Falle reiner Normalkraft mit zunehmender Druckbeanspruchung linear abgestuft. Die lokalen Beulverformungen der einzelnen Querschnittsteile wurden für einseitig gestützte Platten mit B/125 und für zweiseitige Platten mit H/250 angesetzt. Daraus ergaben sich die untersuchten Stichmaße in Tabelle 4.7.

Tabelle 4.7: *Untersuchte Stichmaße der Imperfektionsfiguren der numerischen Parameterstudie*

N/N _{pl}	M/M _{pl}	Global		Lokal	
		e _{0,d}		w _{0,p}	
		Gleichung (4.1)	Fix	Gurt	Steg
0	1,0	$\tilde{\lambda}_{LT}$	L/400	B/125	H/250
0,25	0,75	Min. ($\tilde{\lambda}_{TF}, \tilde{\lambda}_z$)	L/350		
0,50	0,50	Min. ($\tilde{\lambda}_{TF}, \tilde{\lambda}_z$)	L/300		
0,75	0,25	Min. ($\tilde{\lambda}_{TF}, \tilde{\lambda}_z$)	L/250		
1,0	0	Min. ($\tilde{\lambda}_{TF}, \tilde{\lambda}_z$)	L/200		

Somit liegt der Parameterstudie eine Vielzahl untersuchter Vorverformungsansätze zu Grunde, deren Auswertung eine grundsätzliche Aussage über den Einfluss geometrischer Ersatzimperfektionen auf das Tragverhalten von normalspannungsbeanspruchten C-Profilen erlaubt. Insgesamt umfassen die Untersuchungen eine numerische Datenbasis von etwa 5000 Rechnungen.

4.5 Auswertung der Parameterstudie und Studium des Tragverhaltens

4.5.1 Allgemeines

Alle numerischen Untersuchungen wurden im Nachlauf der eigentlichen Berechnung graphisch und tabellarisch ausgewertet. Dafür wurde ein Unterprogramm entwickelt, das für jedes untersuchte Bauteil eine Ergebnisgraphik bereitstellt, aus der sowohl alle wesentlichen Ein- und Ausgabeparameter hervorgehen, als auch die Spannungs- und Dehnungsverläufe über den Querschnitt. Ebenso sind die Verformungsfiguren im Traglastzustand graphisch abgebildet. Zusätzlich sind die Last-Verformungsfiguren bis in den Nachtraglastbereich aufgetragen, um eine

Aussage über das Tragverhalten von druck- und/oder biegebeanspruchten C-Profilen treffen zu können. In Bild 4.11 ist eine Ausgabegraphik exemplarisch für ein Profil UPE 240 unter reiner Biegebeanspruchung M_y dargestellt.

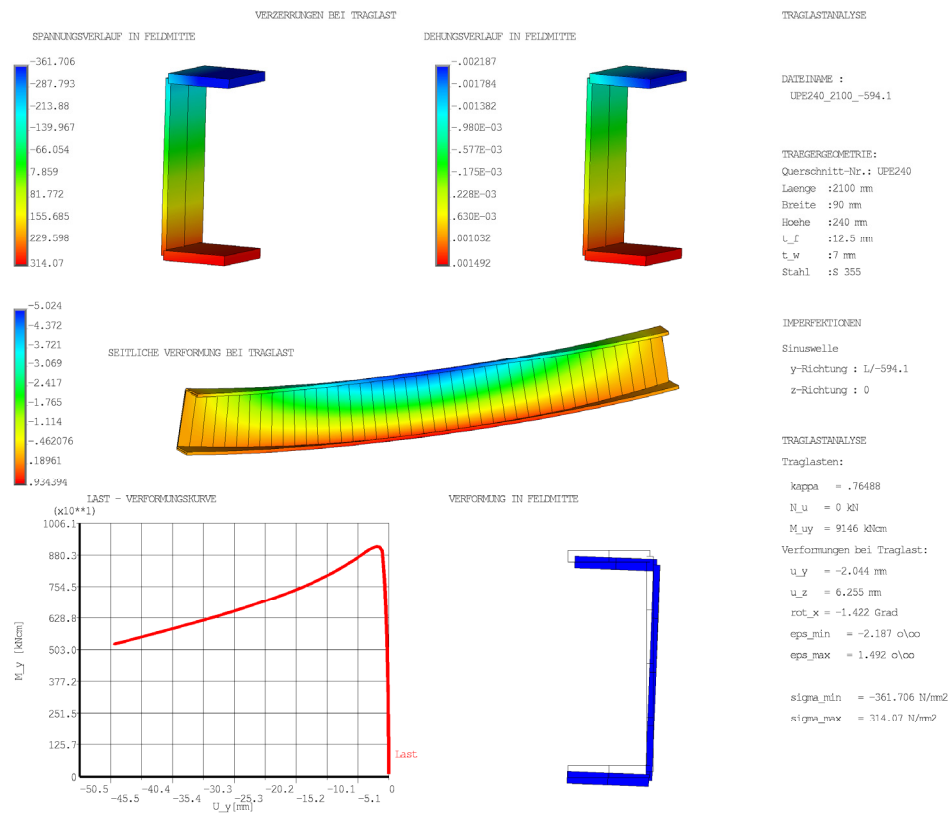


Bild 4.11: Beispielhafte Ergebnisgraphik zur Auswertung der numerischen Berechnungen

Bei der Auswertung der Ergebnisse wird im Folgenden zwischen kompakten und beulgefährdeten Querschnitten unterschieden, um zwischen den Einflüssen der globalen und lokalen Imperfektionen auf das Tragverhalten und die Tragfähigkeit differenzieren zu können. Die Bezeichnungen der globalen (1) bis (4) und lokalen Imperfektionsansätze (A) bis (N) beziehen sich dabei auf die in Bild 4.10 festgelegten Formen.

4.5.2 Kompakte C-Querschnitte

4.5.2.1 Biegebeanspruchung M_y um die starke Profilachse

Bei alleiniger Biegebeanspruchung M_y tritt bei hinreichend großer Bauteilschlankheit λ_{LT} in jedem Fall Biegedrillknicken auf, wobei sich ein signifikanter Einfluss der angesetzten Ersatzimperfektionen auf das Tragverhalten erkennen lässt. Während die Ansätze mit aufgebrachtener Biegedrillknickenform (1) und horizontaler Verschiebung in Richtung der offenen Profilseite (2) annähernd gleiche Bau-

teiltragfähigkeit liefern, sinkt diese bei Ansatz einer Verschiebung in Richtung der Stegseite (3) deutlich ab. In Bild 4.12 ist der Vergleich der bezogenen Tragfähigkeiten in Abhängigkeit unterschiedlicher Imperfektionsformen und Stichmaße am Beispiel eines UPE 80-Profiles unter Biegebeanspruchung dargestellt.

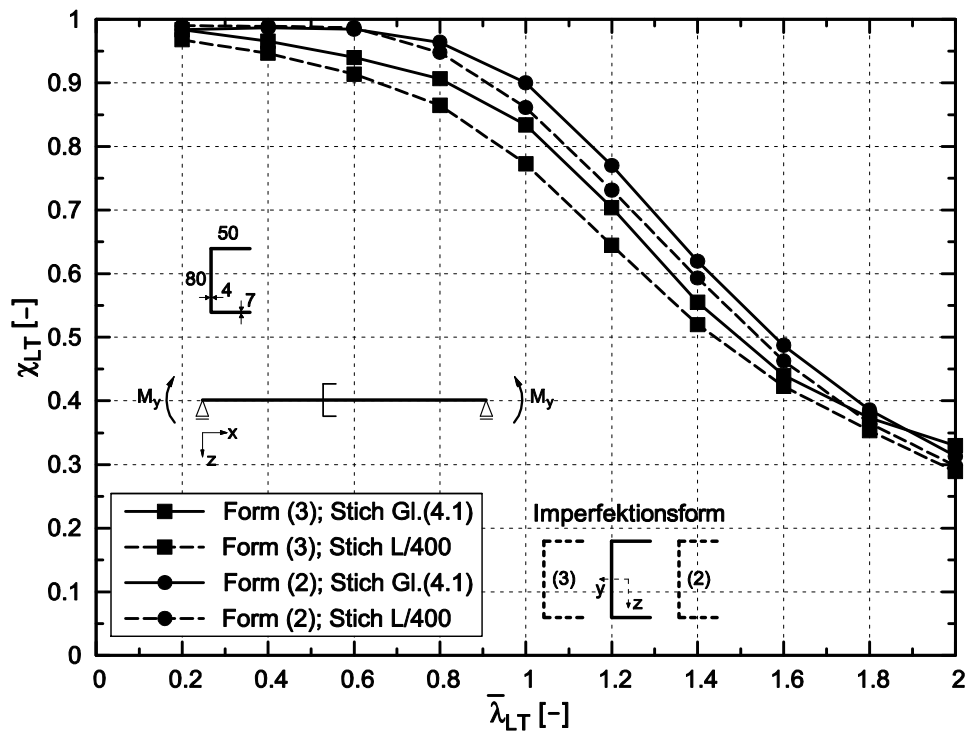


Bild 4.12: Vergleich der Tragfähigkeiten für ein UPE 80 unter Biegebeanspruchung M_y bei Ansatz unterschiedlicher Bauteilimperfektionen

Insbesondere im Bereich mittlerer Bauteilschlankheiten $\bar{\lambda}_{LT}$ erkennt man deutliche Unterschiede in den auf die vollplastische Momententragfähigkeit bezogenen Tragfähigkeiten χ_{LT} , die für das vergleichsweise gedrungene UPE 80 mit maximal etwa 12% eine signifikante Größenordnung annehmen. Für die Imperfektionsform (2) tritt eine bemerkenswerte Abminderung der vollplastischen Momententragfähigkeit $M_{pl,y}$ erst ab einem bezogenen Schlankheitsgrad von $\bar{\lambda}_{LT} \approx 0,7$ ein, während für die entgegengerichtete Imperfektionsform die Tragfähigkeitsabminderungskurve bereits ab $\bar{\lambda}_{LT} \approx 0,2$ abfällt. Die auftretenden Differenzen in den Tragfähigkeiten für die verschiedenen Imperfektionsformen sind dabei annähernd unabhängig vom angesetzten Maximalstich in Bauteilmitte.

Die oben beschriebenen Unterschiede in den bezogenen Tragfähigkeiten sind umso ausgeprägter je größer das H/B-Verhältnis des betrachteten Querschnitts ist, wie vergleichend in Bild 4.13 am Beispiel eines UPE 400-Profiles zu ersehen ist.

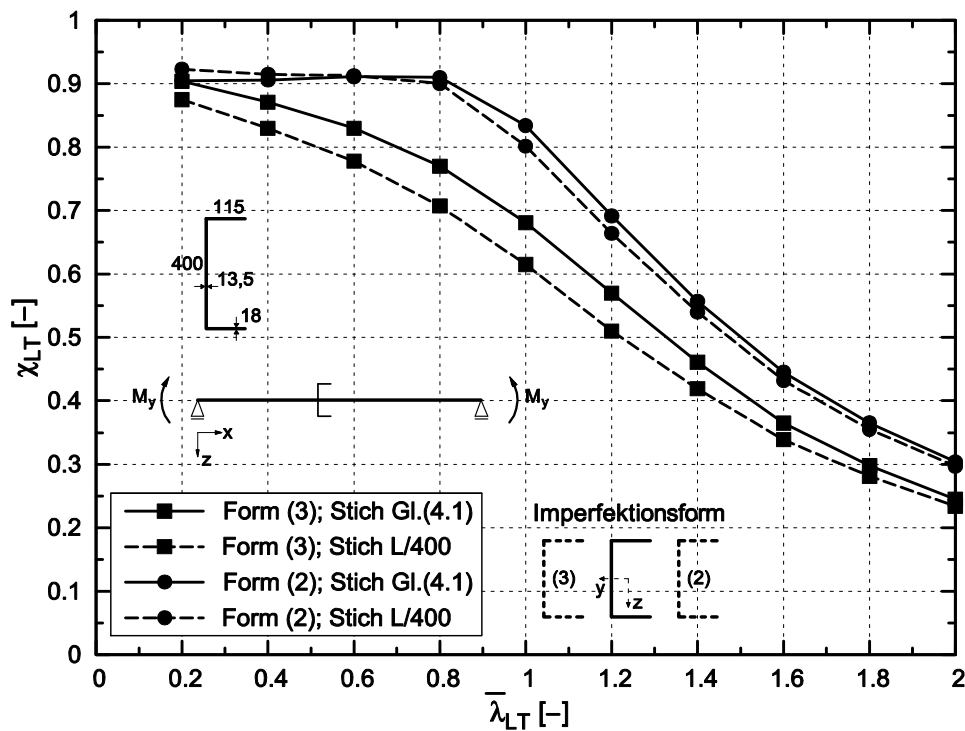


Bild 4.13: Vergleich der Tragfähigkeiten für ein UPE 400 unter Biegebeanspruchung M_y bei Ansatz unterschiedlicher Bauteilimperfectionen

Die Kurven verlaufen grundsätzlich affin zum vorgenannten Profil, jedoch sind hier die Bauteilabminderungen im Vergleich zum UPE 80 über den gesamten Schlankheitsbereich höher. Im Bereich mittlerer bezogener Biegedrillknickschlankheiten ergeben sich um bis zu 30% unterschiedliche Bauteiltragfähigkeiten in Abhängigkeit der angesetzten Imperfektionsform.

Die ausgeprägte Abhängigkeit der Tragfähigkeit von der Imperfektionsform liegt darin begründet, dass die jeweilige Richtung der Vorverformung i. d. R. eine Verformungsfigur im Versagenszustand erzwingt, die der Richtung der Imperfektionsform gleichgerichtet ist. Durch den seitlichen Versatz zwischen Schwerpunkt S und Schubmittelpunkt M ist somit auch der resultierende Drehsinn um die Stablängsachse vorgegeben. Im Falle der Imperfektionsform (3) mit einer seitlichen Verschiebung in Richtung des Steges ergibt sich ausnahmslos eine positive Torsionsverdrehung φ , während unter Ansatz der entgegengerichteten Vorverformungsfigur (2) das Profil sich in negativer Richtung um seine Längsachse verdreht, Bild 4.14.

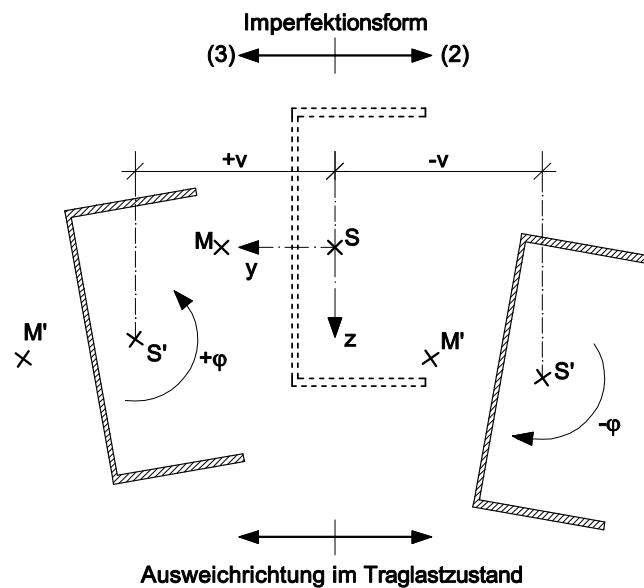


Bild 4.14: Abhängigkeit der Verformungsfiguren im Traglastzustand von der Imperfektionsform bei biegebeanspruchten C-Profilen

Für ein im Traglastzustand ausgelenktes Bauteil im Biegedrillknickfall setzt sich die resultierende Dehnungs- und Spannungsverteilung über den Querschnitt aus den Einzelbeanspruchungen infolge der Biegemomente M_y , M_z und des Wölbmoments M_ω zusammen. Für die hier betrachteten C-Profile ergibt sich bei einem Ausweichen in Richtung des Steges eine ungünstige Überlagerung der Beanspruchungen am freien Rand des Biegedruckgurtes. Durch die ungünstige Kombination von positiven Momenten M_y und M_ω mit einem negativem M_z erfährt diese Stelle für jede der drei einzelnen Beanspruchungskomponenten die größte Längsdehnung. Somit tritt hier das erstmalige Erreichen der Fließdehnung ein, was im weiteren Verlauf zu einer zunehmenden Plastizierung dieses Bereichs führt. Im Falle einer seitlich entgegengerichteten Verformungsfigur überlagern sich an den maßgeblichen Stellen des Querschnitts die Längsspannungen σ_x aus den einzelnen Momentenkomponenten günstig, sodass ein zum obigen Fall verzögertes Erreichen der Fließdehnung eintritt. Die Spannungsverläufe für die einzelnen Momentenbeanspruchungskomponenten für ein biegedrillknickgefährdetes C-Profil sind in Bild 4.15 qualitativ dargestellt.

Untersuchungen zum Verzweigungsproblem von kompakten, biegebeanspruchten C-Profilen ergeben als maßgebliche Biegedrillknick-Eigenform ausschließlich Verformungsfiguren, die durch negative Verdrehungen um die Stablängsachse und negative seitliche Verformungen v gekennzeichnet sind. Grund dafür ist, dass durch die Längsverdrehung um den außerhalb des Profils liegenden Schubmittelpunkt im Falle einer negativen Verdrehung die primäre Biegeverformung um die Hauptachse $y-y$ verstärkt wird. Im Vergleich zu einer entgegengerichteten Ver-

schiebung und Verdrehung resultiert dies in einem niedrigerem energetischen Potential und somit einer geringeren Verzweigungsspannung, Bild 4.16.

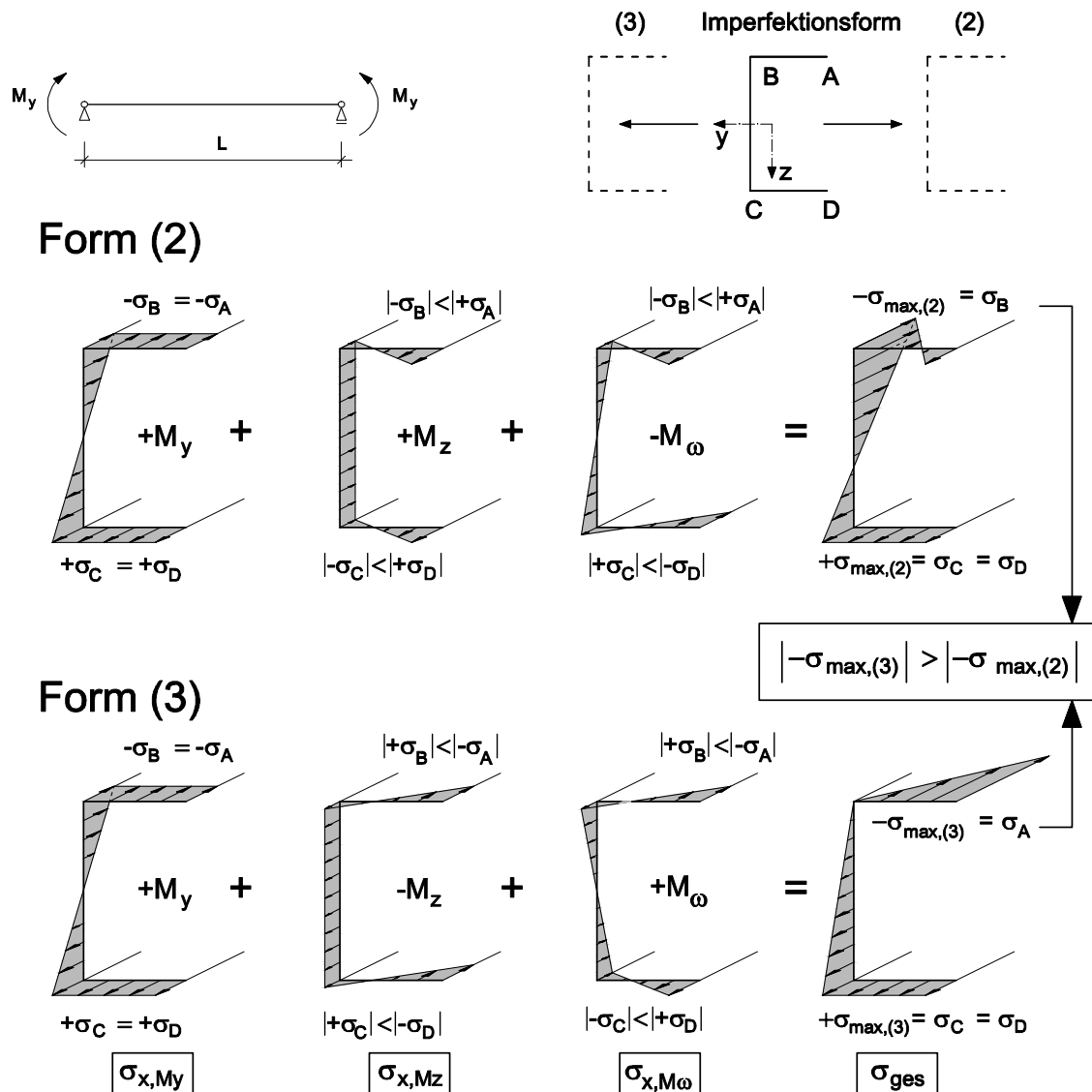


Bild 4.15: Überlagerung der Längsspannungen σ_x für biegebeanspruchte, biegedrillknickgefährdete C-Profile

Aus diesem Grund führt der Vorverformungsansatz der korrespondierenden Eigenform (1) im Rahmen der Traglastuntersuchungen zu Bauteilverformungen, die im Wesentlichen dem Ansatz der Imperfektionsform (2) entsprechen. Dies resultiert in bezogenen Tragfähigkeiten χ_{LT} , die in etwa denen der Imperfektionsform (2) gleichkommen und somit durchgängig über denen bei Ansatz der Form (3) liegen. Daher führt der normative, in [R9] und [R5] empfohlene Ansatz der Eigenform als Imperfektionsansatz für den hier vorliegenden Fall von biegebeanspruchten C-Profilen i.d.R. nicht zu den geringsten Bauteilbeanspruchbarkeiten.

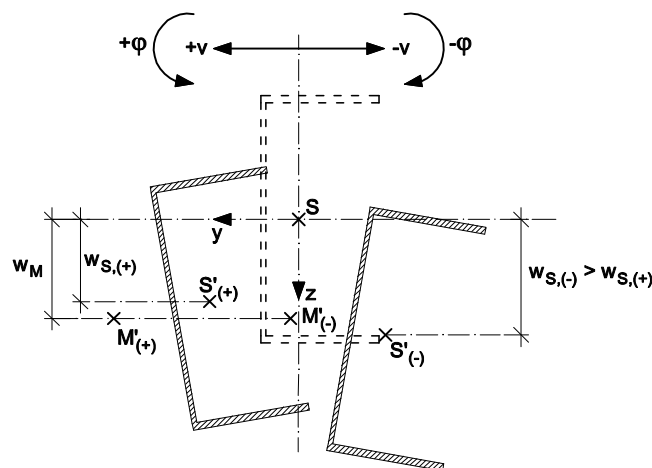


Bild 4.16: Vergleich der Weggrößen bei unterschiedlichen möglichen Eigenformen für das Biegedrillknicken von C-Profilen

4.5.2.2 Beanspruchung durch Drucknormalkraft

Im Falle reiner Druckbeanspruchung muss bei kompakten C-Querschnitten zwischen Biegedrillknicken und Biegeknicken unterschieden werden. In den numerischen Traglastberechnungen trat im Falle der aufgetragenen Imperfektionsformen (2) und (3) ausschließlich Biegeknicken normal zur Hauptachse z-z auf, da keine Abtriebskräfte geweckt werden, die eine Verdrehung des Querschnitts hervorrufen. Da Biegeknicken senkrecht zur Hauptachse y-y ohne gleichzeitige Verdrehung um die Längsachse aufgrund des Versatzes zwischen Schwer- und Schubmittelpunkt bei C-Profilen nicht vorkommen kann, vgl. Bild 2.24, erzwang eine vertikale geometrische Imperfektion in jedem Fall ein Bauteilversagen infolge Biegedrillknicken. Die Biegeknick-Eigenform verläuft nahezu identisch mit den sinusförmigen, seitlich verschobenen Imperfektionsformen (2) und (3). Daher wurde diese nicht gesondert im Rahmen der Traglastberechnungen betrachtet, sondern die Verzweigungsfigur ausschließlich für den Biegedrillknickfall verwendet. Für diese ergeben sich in guter Näherung identische Tragfähigkeiten zum Ansatz der vertikalen Vorverformung (4), vgl. auch [95], [37].

Die maßgebende Versagensart mit der niedrigsten Traglast hängt in wesentlichem Maße von den Randbedingungen im statischen System sowie dem H/B-Verhältnis der Querschnitte ab. Während unter Druckbeanspruchung das Biegedrillknicken maßgeblich von der Einspannung um die starke Profilachse y-y sowie den Lagerungsbedingungen für die Verwölbung beeinflusst wird, ist im Falle reinen Biegeknickens ausschließlich die Biegeeinspannung um die andere Hauptachse z-z bestimmend.

Setzt man als Lagerungsbedingung des betrachteten Bauteils eine Gabellagerung als Vollgelenk um beide Profilhauptachsen ohne Behinderung der Verwölbung

voraus, wird der Biegedrillknickfall für die gesamte Bandbreite der betrachteten UPE-Reihe mit baupraktischen H/B-Verhältnissen von 1,5 bis 3,5 in keinem Fall maßgebend. Für diese Lagerungsbedingung sind in Bild 4.17 die auf die vollplastische Querschnittstragfähigkeit N_{pl} bezogenen Tragfähigkeiten χ in Abhängigkeit der Vorverformung des Bauteils am Beispiel eines UPE 80-Profils aufgetragen. Da zu einem betrachteten Bauteil unterschiedliche bezogene Schlankheitsgrade für Biegeknicken $\bar{\lambda}_z$ und Biegedrillknicken $\bar{\lambda}_{TF}$ korrespondieren, erfolgt die Darstellung über die Trägerlänge. Zum Vergleich ist zusätzlich die zugehörige Biegeknickschlankheit $\bar{\lambda}_z$ auf der zweiten Abszisse angegeben.

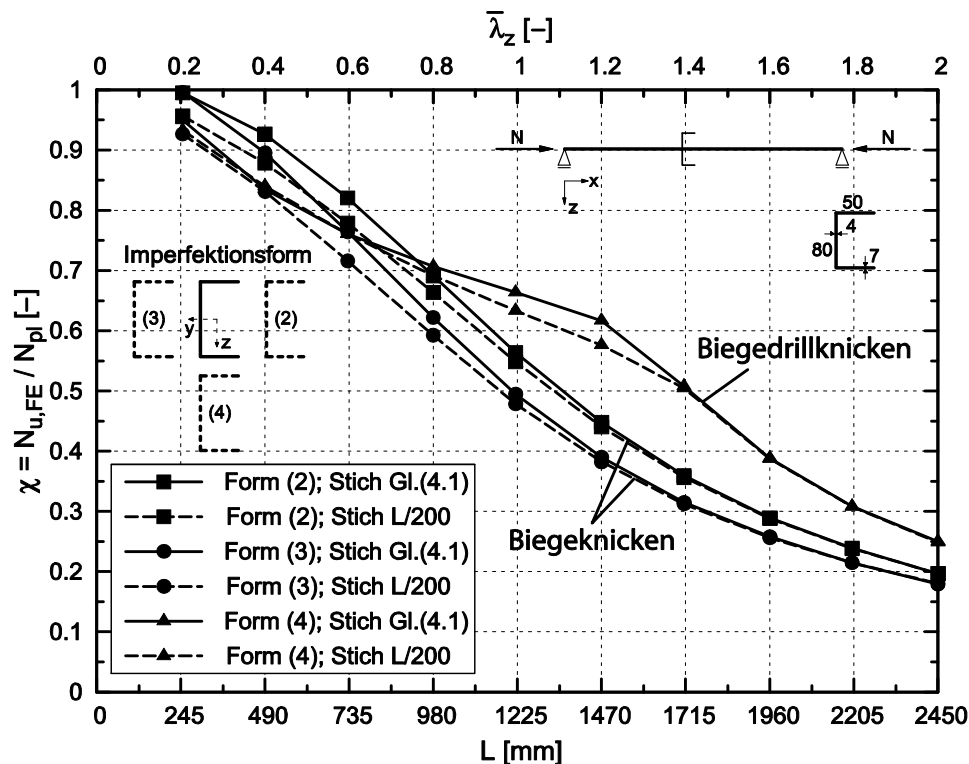


Bild 4.17: Vergleich der Tragfähigkeiten für ein gabelgelagertes UPE 80 unter Druckbeanspruchung bei Ansatz unterschiedlicher Bauteilimperfektionen

Man erkennt, dass die bezogenen Tragfähigkeiten für Biege- und Biegedrillknicken im gedrunenen Schlankheitsbereich annähernd identisch sind, während im schlankeren Bereich die Biegedrillknicktragfähigkeit deutlich über der für Biegeknickversagen liegt. Dies liegt darin begründet, dass bei geringen Bauteillängen die beiden bezogenen Schlankheitsgrade $\bar{\lambda}_z$ und $\bar{\lambda}_{TF}$ annähernd gleiche Größenordnungen annehmen, wohingegen die bezogene Biegedrillknickschlankheit mit größer werdender Stablänge L unterproportional ansteigt, vgl. Abschnitt 5.3, und somit unter Voraussetzung annähernd identischer Traglastabminderungskurven geringere aufnehmbare Normalkräfte liefert.

Zusätzlich lässt sich beobachten, dass im Vergleich der einzelnen Biegeknickimperfektionen durchgängig der Ansatz der seitlichen Vorverformung in Richtung der Stegseite (3) des Profils maßgebend wird. Im mittelschlanken Bereich ergeben sich aufnehmbare Drucknormalkräfte, die um bis zu 13% unter denen der Imperfektionsfigur (2) liegen. In Analogie zu den Beobachtungen bei reiner Biegebeanspruchung M_y beruht die ausgeprägte Abhängigkeit der Tragfähigkeit von der aufgetragenen Imperfektionsform bei druckbeanspruchten C-Profilen im Wesentlichen ebenfalls auf der günstigen oder ungünstigen Überlagerung der Normalspannungsanteile, hier aus den einzelnen Beanspruchungskomponenten N und M_z . Im Falle der angesetzten Imperfektionsform (3) addieren sich die maximalen Druckspannungen aus Druck- und Biegebeanspruchung am freien Flanschrand, sodass hier im Vergleich zur Vorverformung (2) die Fließdehnung ε_y mit beginnender Plastizierung dieses Bereichs deutlich früher erreicht wird, Bild 4.18.

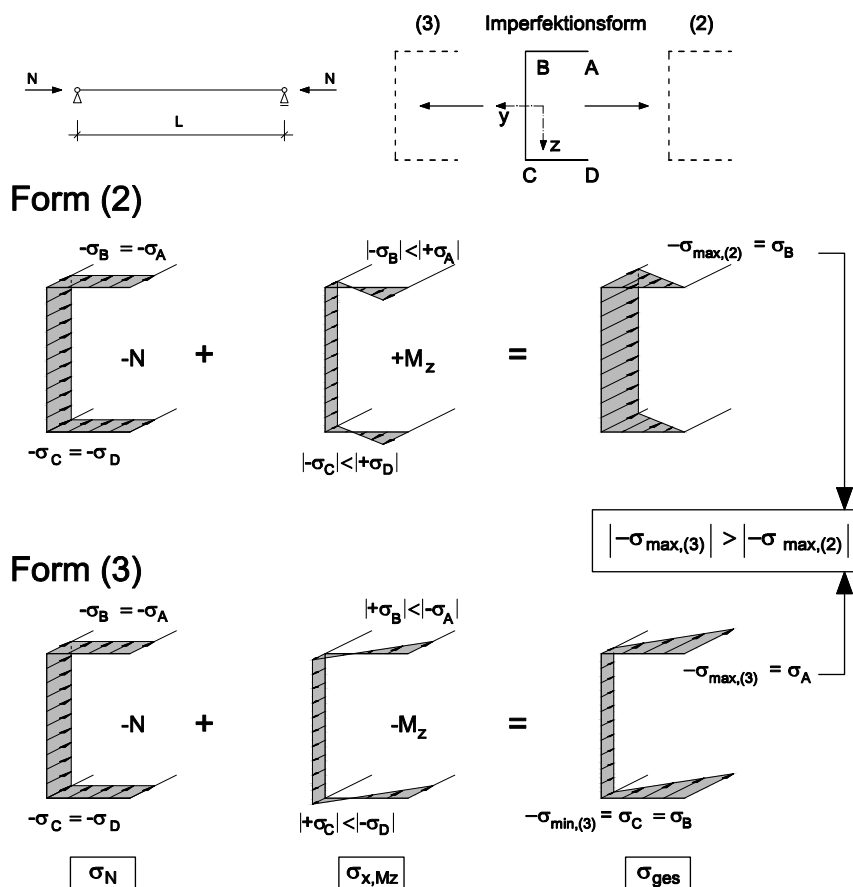


Bild 4.18: Überlagerung der Längsspannungen σ_x für druckbeanspruchte, biegeknickgefährdete C-Profile

Im Übergang zum teil- und vollplastischen Spannungszustand über den Querschnitt folgt daraus die vorzeichenabhängige Interaktion der Beanspruchungen N und M_z , die im Falle einer Drucknormalkraft und einem negativ gerichteten Bie-

gemoment aus der Imperfektionsform (3) signifikant konservativer ausfällt als bei Einzelbeanspruchungen mit unterschiedlichem Vorzeichen, vgl. Abschnitt 6.2.2.6.

Die Unterschiede in den Tragfähigkeiten unter Ansatz verschiedener Vorverformungsfiguren werden umso signifikanter, je größer das H/B-Verhältnis des untersuchten Querschnitts ist. Dies wird am nachfolgend abgebildeten Beispiel eines gabelgelagerten UPE 300 mit $H/B = 3,0$ im Vergleich zu dem oben betrachteten UPE 80 mit $H/B = 1,5$ deutlich, Bild 4.19.

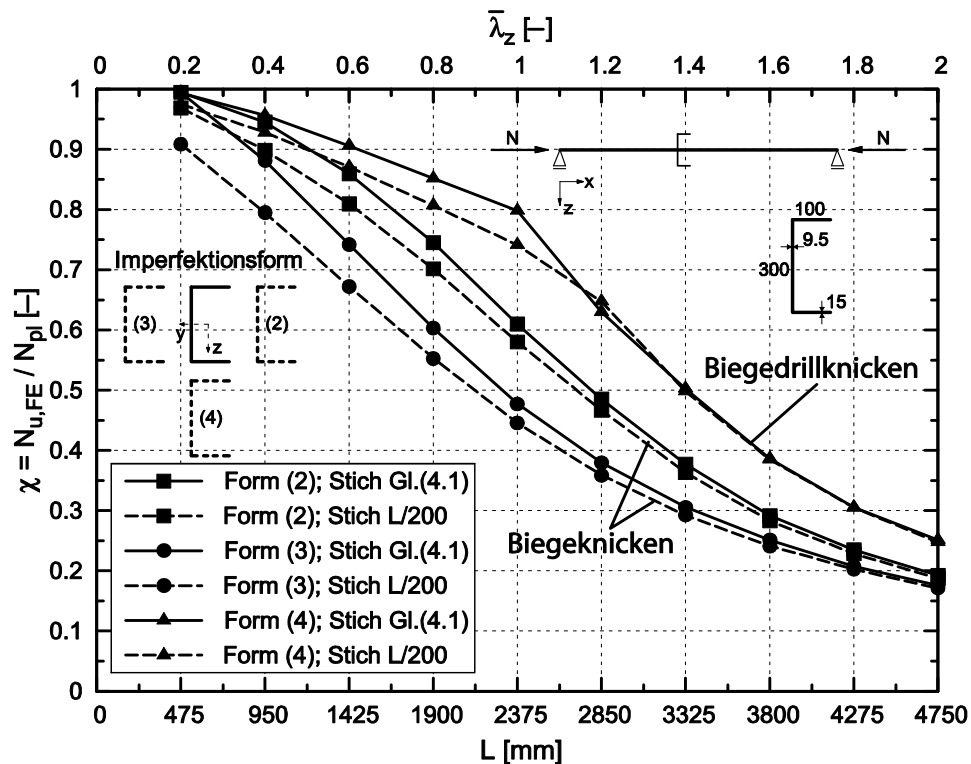


Bild 4.19: Vergleich der Tragfähigkeiten für ein gabelgelagertes UPE 300 unter Druckbeanspruchung bei Ansatz unterschiedlicher Bauteilimperfektionen

Biegedrillknicken wird über den gesamten untersuchten Bereich in keinem Fall maßgeblich für die Bemessung und liegt im mittleren Stabschlankheitsbereich mitunter um bis zu 78% deutlich über denen der Biegeknickimperfektion (3). Dies ist darin begründet, dass für das hier betrachtete UPE 300 die bezogenen Biegedrillknickschlankheiten $\bar{\lambda}_{TF}$ durchgängig die Werte der Biegeknickschlankheit $\bar{\lambda}_z$ unterschreiten. In Bild 4.20 sind für alle untersuchten Profile der UPE-Reihe die Unterschiede zwischen den Biegeknick- und Biegedrillknicktragfähigkeiten für den Fall einer beidseitigen Gabelagerung bei einem konstanten Maximalstich der Bauteilimperfektion von $L/200$ aufgetragen.

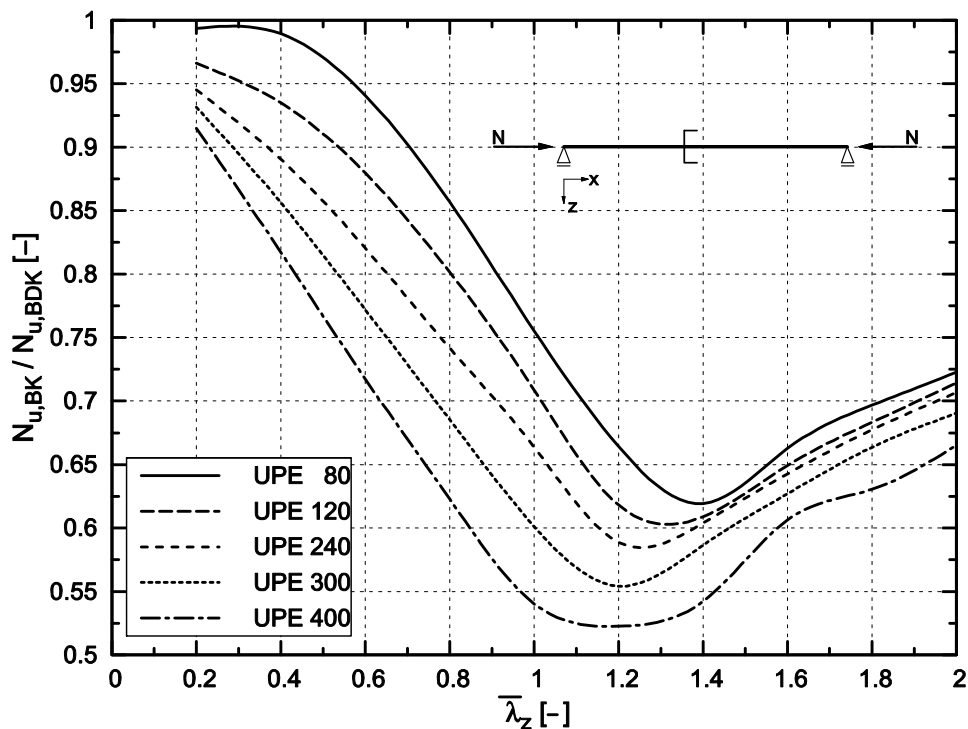


Bild 4.20: Vergleich der Biegeknick- und Biegedrillknicktragfähigkeiten für gabelgelagerte Profile der UPE-Reihe unter Druckbeanspruchung

Man erkennt deutlich, dass mit wachsendem H/B-Verhältnis des Querschnitts die Unterschiede in den Bauteiltragfähigkeiten für die beiden Stabilitätsfälle deutlich signifikanter werden. Insbesondere im mittelschlanken Bereich ergeben sich für den Extremfall eines UPE 400 in etwa nur halb so große Biegeknicktragfähigkeiten im Vergleich zum Biegedrillknicken.

Ebenso wachsen im reinem Biegeknickfall für den gesamten untersuchten Schlankheitsbereich die Unterschiede in den bezogenen Tragfähigkeiten χ zwischen den einzelnen Imperfektionsformen (2) und (3) mit zunehmendem H/B-Verhältnis an. Gleichzeitig nimmt die auf die Querschnittstragfähigkeit bezogene Bauteilbeanspruchbarkeit χ um bis zu 10% bei einem UPE 400 verglichen mit einem UPE 80 und einer bezogenen Knickschlankheit von $\bar{\lambda}_z = 0,8$ ab. In Bild 4.21 erkennt man, dass unter Ansatz der ungünstigen Vorverformung (3) im mittleren Schlankheitsbereich bei einem UPE 400 bis zu 25% geringere bezogene Tragfähigkeiten erreicht werden als bei Aufbringen der günstigen Imperfektion (2). Für ein verhältnismäßig gedrungenes Profil UPE 80 beträgt dieser Unterschied hingegen nur etwa 13%. Im Bereich kleiner und insbesondere großer Stablängen, d.h. geringer und großer Anteile des Momentes M_z^{II} aus Effekten der Theorie II. Ordnung, nimmt der Einfluss des H/B-Verhältnisses auf die Tragfähigkeitsunterschiede ab. Dies lässt sich folgerichtig bei Betrachtung der vollplastischen Interaktionsbezie-

hungen in Abschnitt 6.2.2.6 erklären, wo bei nahezu alleiniger Wirkung einer Schnittgrößenkomponente die Profilgeometrie nahezu keinen Einfluss auf die Querschnittstragfähigkeit hat.

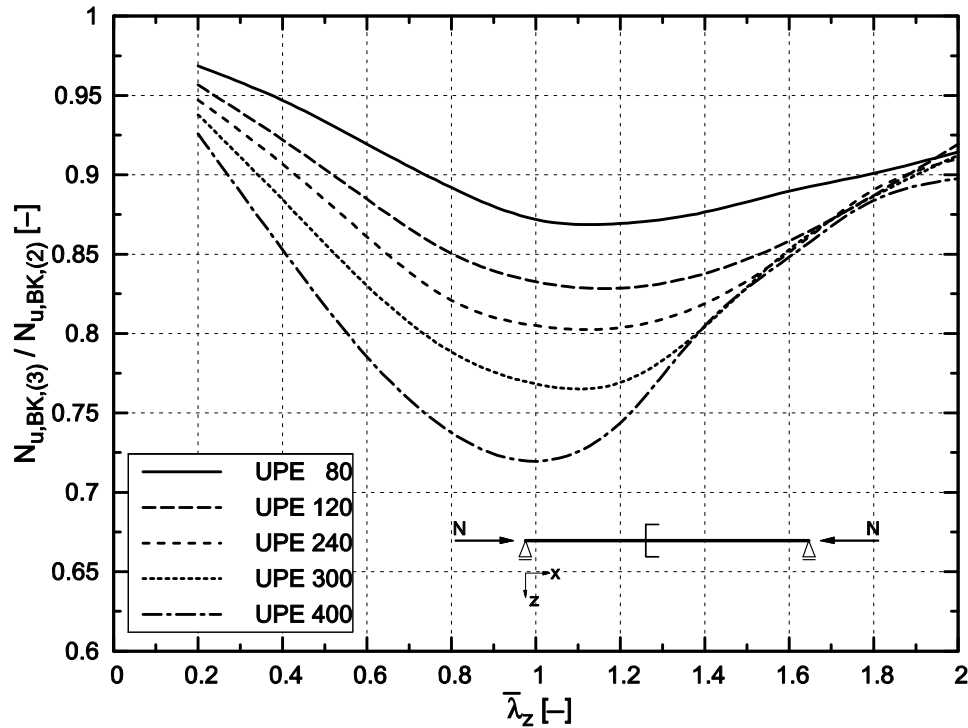


Bild 4.21: Vergleich der Biegeknicktragfähigkeiten für gabelgelagerte Profile der UPE-Reihe unter Druckbeanspruchung bei unterschiedlichen Imperfektionsansätzen

Im Bereich mittlerer Stabschlankheiten $\bar{\lambda}_z$ hingegen, in dem beide Beanspruchungskomponenten N und M_z in ähnlicher Größenordnung auftreten, stellt sich eine ausgeprägte Abhängigkeit der Tragfähigkeitsunterschiede vom H/B -Verhältnis ein, was sich ebenfalls mit den vollplastischen Interaktionsbeziehungen von C-Profilen erklären lässt. Während bei gedrunenen Querschnittsgeometrien mit geringem H/B -Verhältnis die Interaktionskurven unabhängig vom Vorzeichen des Biegemomentes M_z stark von der konservativen, linearen Beanspruchungsinteraktion abweichen, ist dies bei wachsendem H/B -Verhältnis und negativem Biegemoment nicht gleich ausgeprägt, vgl. Abschnitt 6.2.2.6.

Im Falle von der Gabellagerung abweichender Lagerung ergeben sich teilweise Unterschiede im Tragverhalten zu den obigen Ausführungen. Während der Stabilitätsfall Biegeknicken bei druckbeanspruchten C-Profilen im Wesentlichen von der Lagerungsbedingung um die Hauptachse z - z -Achse abhängig ist, ist für das Biegedrillknicken die Lagerungsbedingung bezüglich der Verdrehung um die y -Achse sowie der Verwölbung von entscheidender Bedeutung. Dies kann ebenfalls bei

Betrachtung der Bestimmungsgleichungen (2.27) und (2.36) für den Verzweigungsfall erschlossen werden.

Betrachtet man nunmehr einen beidseitig um die schwache Profilachse eingespannten Stab, wird die Biegeknickgefahr vermindert, wobei die Biegedrillknickgefahr davon unberührt bleibt. Im Folgenden wird ausschließlich der Fall einer zusätzlich vollständig behinderten Verwölbung des Lagerquerschnitts untersucht, wie sie in der Baupraxis durch die Verwendung vergleichsweise steifer Kopfplatten häufig anzutreffen ist. Zwar würde der Fall einer freien Verwölbung bei gleichzeitiger Biegeeinspannung um die Hauptachse z-z den Stabilitätsfall Biegedrillknicken noch weiter begünstigen, doch ist diese Lagerungsbedingung nur theoretisch denkbar und in realen Baukonstruktionen so gut wie nicht zu realisieren.

Für diese Bauteillagerung ist in Bild 4.22 der Vergleich der bezogenen Tragfähigkeiten χ in Abhängigkeit der unterschiedlichen Imperfektionsformen für ein UPE 80 dargestellt.

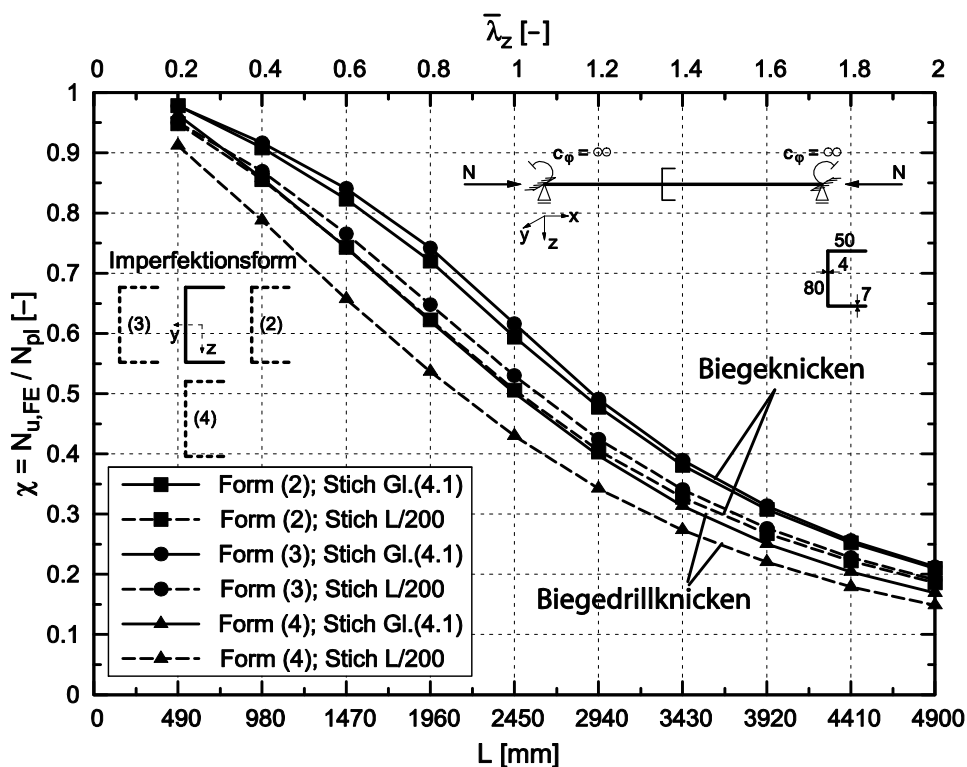


Bild 4.22: Vergleich der Tragfähigkeiten für ein beidseitig eingespanntes UPE 80 unter Druckbeanspruchung bei Ansatz unterschiedlicher Bauteilimperfektionen

Man erkennt, dass bei dieser Lagerung der Stabenden zur Erzielung der angestrebten Biegeknickschlankheiten $\bar{\lambda}_z$ definitionsgemäß die doppelte Stablänge L im Vergleich zu Bild 4.17 notwendig ist. Zudem liegen die Biegedrillknicktragfähigkeiten über den gesamten Bereich unter denen für das Biegeknicken. Dabei betragen die Unterschiede im Maximalfall etwa 25%. Dieses Verhalten ändert sich

mit zunehmendem H/B-Verhältnis der untersuchten C-Querschnitte und schlägt ab $H/B \approx 2,0$ in das Gegenteil um, sodass in Analogie zur Gabellagerung durchgängig die Biegeknickimperfectionen geringere Tragfähigkeiten liefern, Bild 4.23.

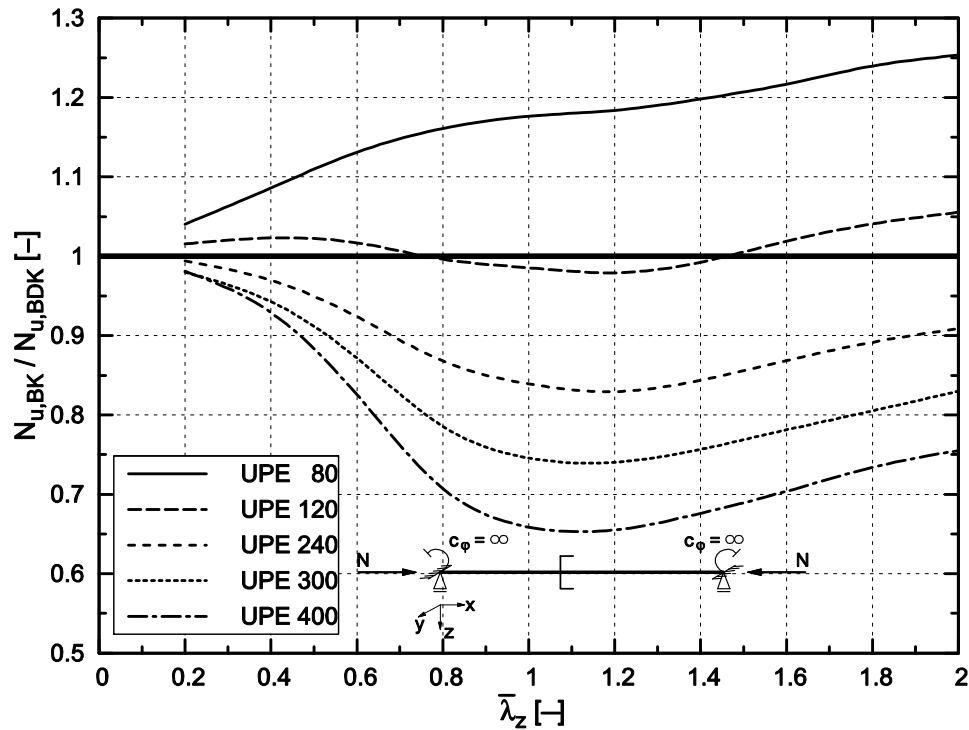


Bild 4.23: Vergleich der Biegeknick- und Biegedrillknicktragfähigkeiten für eingespannte Profile der UPE-Reihe unter Druckbeanspruchung

Dieses Verhalten begründet sich im Wesentlichen durch zwei Faktoren:

1. Mit wachsendem H/B-Verhältnis steigt über den Verhältnisswert I_{ω}/I_y der Drehradius um die y-Achse c_y überproportional an, was schlussendlich dazu führt, dass die Biegedrillknickschlankheiten $\bar{\lambda}_{TF}$ unter den Biegeknickschlankheiten $\bar{\lambda}_z$ liegen. Eine genauere Betrachtung der Verzweigungslasten für die beiden Stabilitätsfälle erfolgt in Abschnitt 5.3.2.
2. Desweiteren tritt beim Biegedrillknicken infolge Normalkraft die seitliche Verschiebung des Querschnitts v durchgängig in Richtung der offenen Profelseite in Kombination mit einer negativen Verdrillung auf. Dies hat zur Folge, dass entsprechend der Darstellung in Bild 4.15 eine günstigere Beanspruchungsinteraktion vorliegt, die mit wachsendem H/B-Verhältnis im Vergleich zu einer entgegen gerichteten horizontalen Verschiebung umso ausgeprägter ist, vgl. Abschnitt 6.2.2.6.

Beim Vergleich der Biegeknickimperfectionen (2) und (3) untereinander fällt auf, dass diese entgegen dem Verhalten bei gabelgelagerten Bauteilen annähernd gleich große Tragfähigkeiten zur Folge haben, Bild 4.24.

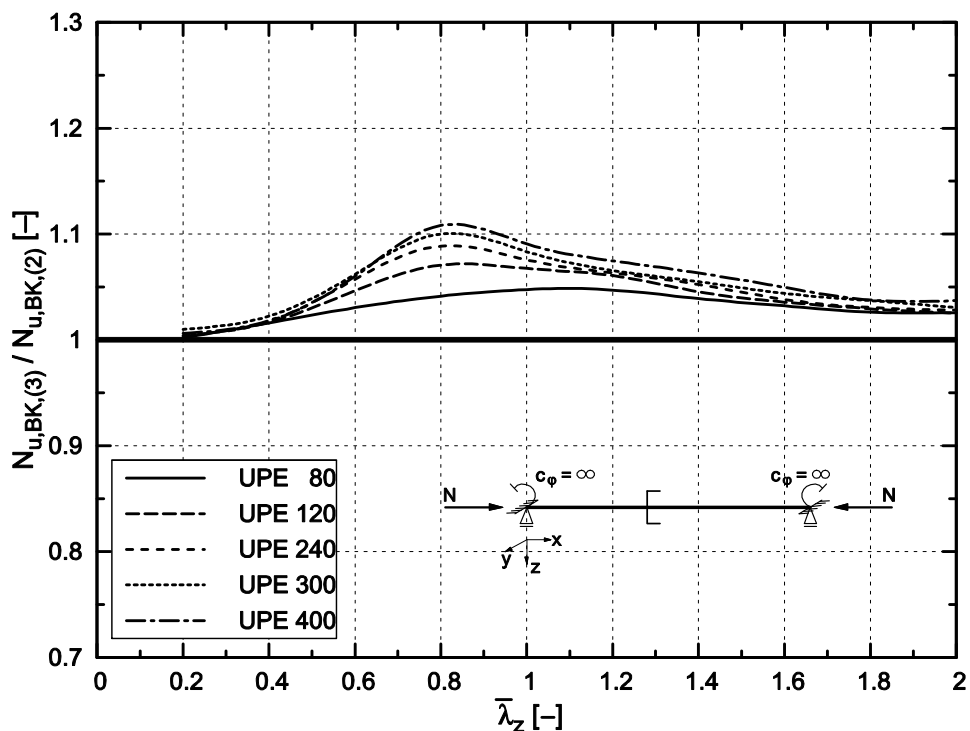


Bild 4.24: Vergleich der Biegeknicktragfähigkeiten für eingespannte Profile der UPE-Reihe unter Druckbeanspruchung bei unterschiedlichen Imperfektionsansätzen

Es ist sogar eine leicht gegenläufige Tendenz zur Gabellagerung zu erkennen, bei der die Tragfähigkeiten unter Ansatz der Imperfektionsform (2) im Extremfall eines mittelschlanken UPE 400-Profiles um bis zu 10% unter denen der Imperfektionsform (3) liegen. Dies lässt sich dadurch erklären, dass bei einem um die Hauptachse z-z biegeeingespannten Bauteil im ausgelenkten Zustand Einspannmomente M_z auftreten. Diese sind je nach Ansatz einer mit der zur Krümmung der Verformungsfigur v'' korrespondierenden Abtriebslast mitunter größer als die Momentenbeanspruchung in Feldmitte, Bild 4.25.

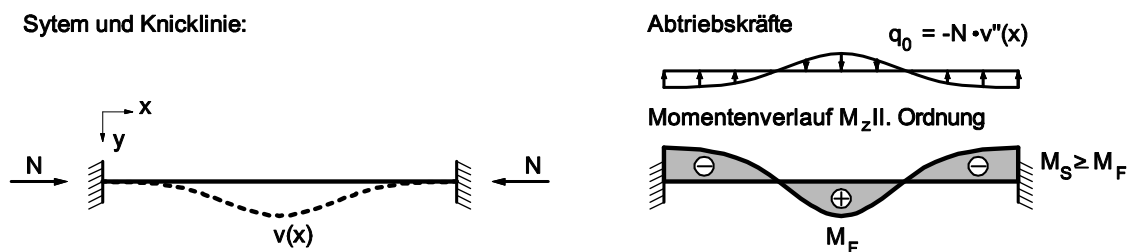


Bild 4.25: Qualitativer Verlauf des Biegemoments M_z II. Ordnung eines beidseitig eingespannten Knickstabes

Berücksichtigt man die unterschiedlichen elastischen und plastischen Interaktionsbedingungen für Biegemomente M_z unterschiedlichen Vorzeichens aus Theorie II. Ordnung, Abschnitt 6.2.2.6, wird immer derjenige Querschnitt maßgeblich,

der zusätzlich zur Drucknormalkraft das maximale negative Biegemoment M_z erfährt. Somit kommt es bei einer zur offenen Profیلseite gerichteten horizontalen Vorverformung (2) nicht zum Versagen des Querschnitts in Bauteilmitte wie bei Imperfektionsform (3), sondern der Auflagerquerschnitt wird maßgebend. Dies wird durch einen Vergleich der Längsdehnungen und -spannungen aus der FE-Analyse deutlich. In Bild 4.26 sind die numerisch ermittelten Verläufe der oben genannten Größen am Beispiel eines eingespannten UPE 120 Profils mit $\bar{\lambda}_z = 1,0$ im Feld und am Auflager abgebildet.

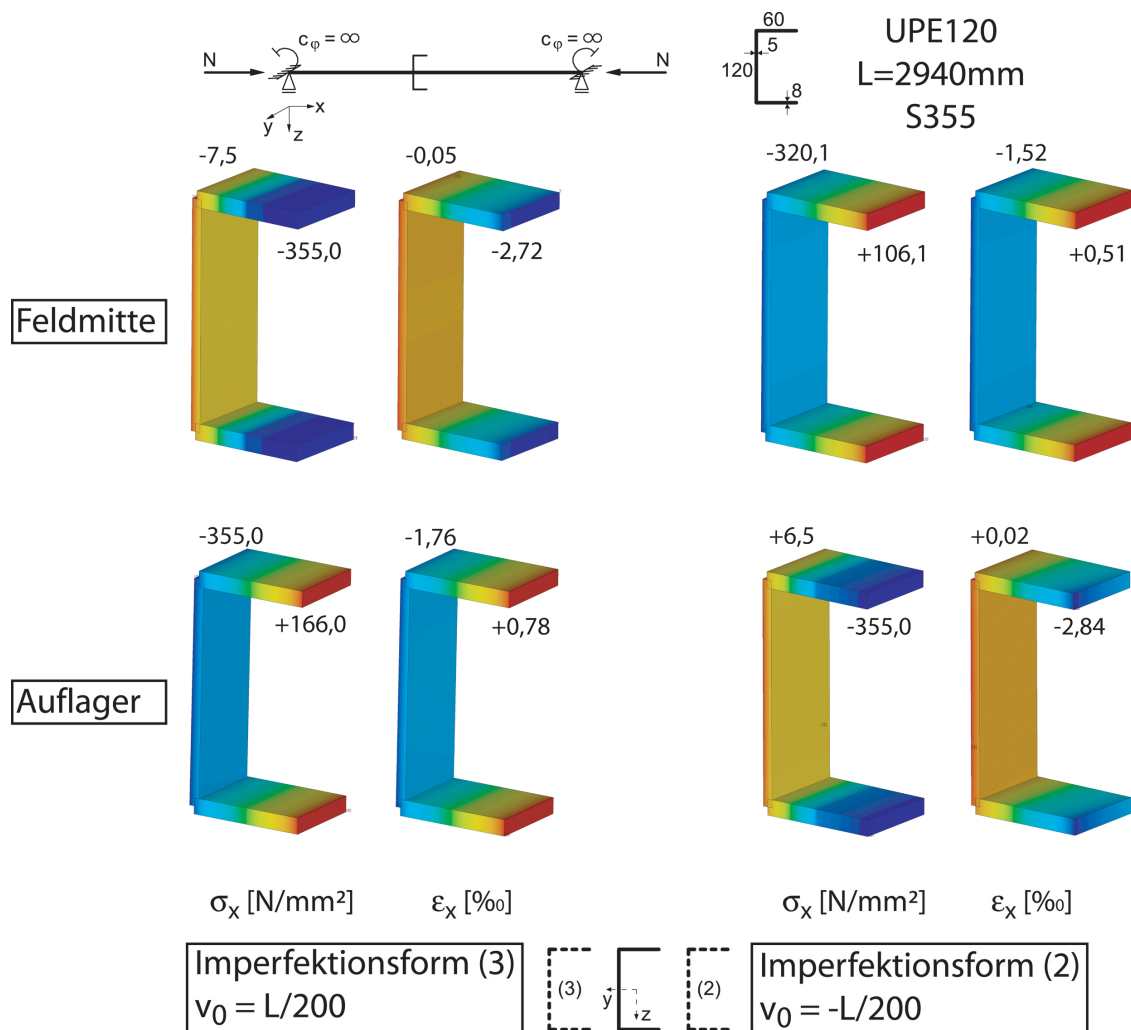


Bild 4.26: Dehnungs- und Spannungsvergleich eines eingespannten, druckbeanspruchten UPE 120 Profils mit $L = 2940$ mm bei unterschiedlicher Ausweichrichtung

Man erkennt, dass die Längsdehnungen und -spannungen bei den unterschiedlichen Ausweichrichtungen mit denen im jeweils anderen Querschnitt in guter Näherung übereinstimmen. Die geringfügigen Unterschiede mit i.d.R. größeren Beanspruchungen am Auflager lassen sich dadurch erklären, dass die Imperfektionsfigur auch für die beidseitig eingespannten Bauteile als eine Sinuswelle über

die Stablänge aufgebracht wurde, vgl. Bild 4.10. Dies führt mit der korrespondierenden Abtriebslast zu höheren Einspannmomenten $M_{z,S}^{II}$ und somit daraus resultierenden größeren Dehnungs- und Spannungsgradienten über die Querschnittsbreite B . Dies erklärt die mitunter um maximal 10% geringeren bezogenen Bauteiltragfähigkeiten χ infolge des Ansatzes der Imperfektionsform (2) im Vergleich zur Vorverformungsfigur (3), Bild 4.24. Die Unterschiede sind i.A. jedoch aus baupraktischer Sicht eher gering einzustufen, sodass auch für beidseitig eingespannte Bauteile in guter Näherung die zur geschlossenen Profilstärke gerichtete horizontale Vorverformung (3) als bemessungsrelevant angenommen werden kann.

4.5.2.3 Kombinierte Druck- und Biegebeanspruchung

Treten die beiden vorgenannten Beanspruchungen Drucknormalkraft und Biegemoment um die Hauptachse $y-y$ in Kombination auf, führen alle untersuchten Ansätze der Stabvorverformungen zu einem Versagen infolge Biegedrillknickens, d.h. es tritt generell im Traglastzustand eine Verdrehung um die Stablängsachse φ auf. Dabei liefert der Ansatz einer horizontalen Vorverformung in Richtung der geschlossenen Profilstärke (3) generell die geringsten bezogenen Bauteiltragfähigkeiten χ wie Bild 4.27 am Beispiel eines gabelgelagerten UPE80 und einer Normalkraftbeanspruchung von $N/N_{pl} = 0,50$ zeigt. Dabei wird χ auf eine lineare Interaktion der plastischen Querschnittsbeanspruchbarkeiten $N/N_{pl} + M_y/M_{pl,y} = 1,0$ bezogen.

Die Begründung dafür liegt dabei folgerichtig in einer Überlagerung der Effekte aus den Einzelbeanspruchungen Drucknormalkraft N und Biegemoment M_y , bei denen jeweils die horizontale Vorverformungsfigur (3) gleichsam die geringsten Bauteiltragfähigkeiten zur Folge hatte. Dies wurde in den vorigen Abschnitten mechanisch hergeleitet und begründet, Bild 4.15 und Bild 4.18. Somit ist es einleuchtend, dass für eine Beanspruchungskombination aus N und M_y ebenso eine horizontale Imperfektion in positiver y -Richtung den maßgebenden Bemessungsfall darstellt. Diese grundsätzliche Aussage behält auch bei von der Gabellagerung abweichenden Randbedingungen Gültigkeit. Bei einer vollen Biege- und Wölbbeanspruchung der Bauteile liefert unter kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung ebenso der Vorverformungsansatz (3) die geringsten bezogenen Tragfähigkeiten.

Desweiteren werden die grundsätzlichen Erkenntnisse der vorangegangenen Abschnitte zu den Einzelbeanspruchungen auch bei kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung bestätigt. Mit zunehmendem H/B -Verhältnis des Querschnitts nehmen die Unterschiede zwischen den Tragfähigkeiten infolge der unterschiedlichen Imperfektionsansätze zu. Während sich beispielsweise für einen

Normalkraftanteil von $N/N_{pl} = 0,75$ bei einem UPE80 die Tragfähigkeiten der Vorverformungen (2) und (3) um maximal 10% unterscheiden, liegt für ein UPE400 die größte Differenz im Bereich mittlerer Stabschlankheiten bei etwa 25%, Bild 4.28. Der Grund dafür liegt, wie im vorangegangenen Abschnitt beschrieben, in der Abhängigkeit der Interaktionskurven N/M_z vom H/B -Verhältnis des Querschnitts. Je größer die Bauhöhe der UPE-Profile, desto signifikanter sind die Unterschiede in den Schnittgrößeninteraktionskurven in Bezug auf die Drehrichtung des Momentes M_z , das im Stabilitätsfall aus Effekten der Theorie II. Ordnung auf das Bauteil einwirkt, vgl. Abschnitt 6.2.2.6.

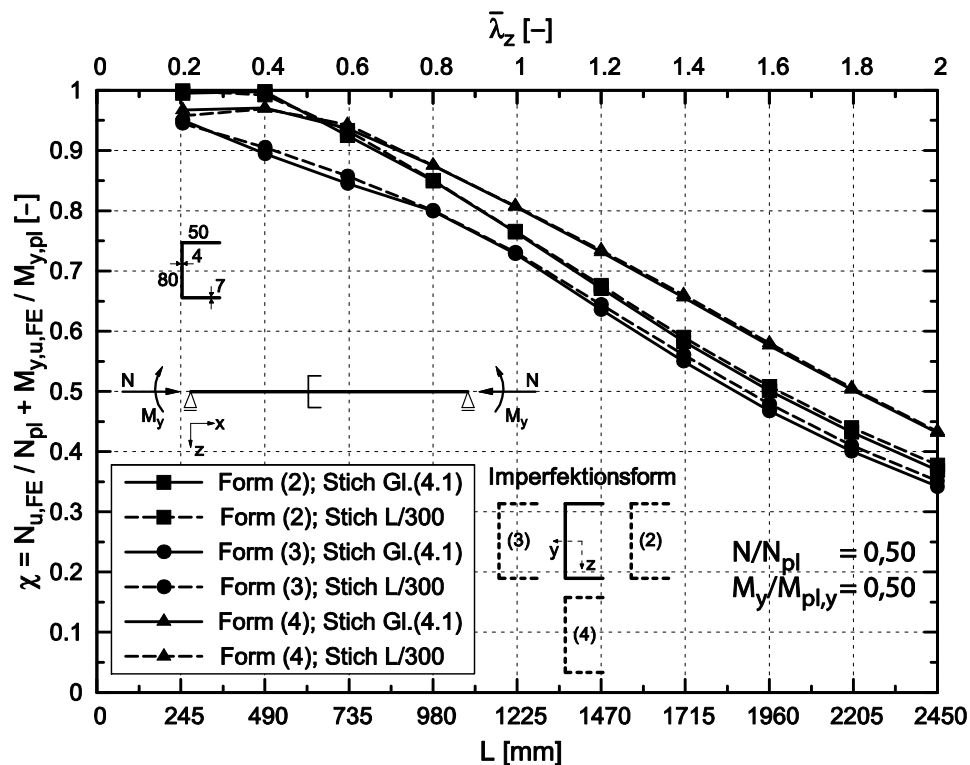


Bild 4.27: Vergleich der Tragfähigkeiten für ein gabelgelagertes UPE 80 unter Druck- und Biegebeanspruchung bei Ansatz unterschiedlicher Bauteilimperfectionen

Mit zunehmender Druckbeanspruchung findet erwartungsgemäß ein stetiger Übergang vom Biegedrillknicken zum reinen Biegeknicken statt. Die horizontale Verformung v tritt im Vergleich zur vertikalen Durchbiegung w und der Verdrehung um die Stablängsachse φ in den Vordergrund, bis im Falle reiner Normalkraft ausschließlich eine seitliche Verschiebung des Querschnitts auftritt. Dabei hängt das Verhältnis der vertikalen zur horizontalen Verformung sowie die Verdrehung neben der Beanspruchung und der Imperfectionsform auch von der Querschnittsgeometrie und der Stabschlankheit ab. In Tabelle 4.8 sind die Weggrößen in Feldmitte im Traglastzustand an beispielhaft für zwei numerisch untersuchte,

gabelgelagerte UPE-Bauteile unter Ansatz der horizontalen Vorverformungsfiguren (2) und (3) zusammengefasst.

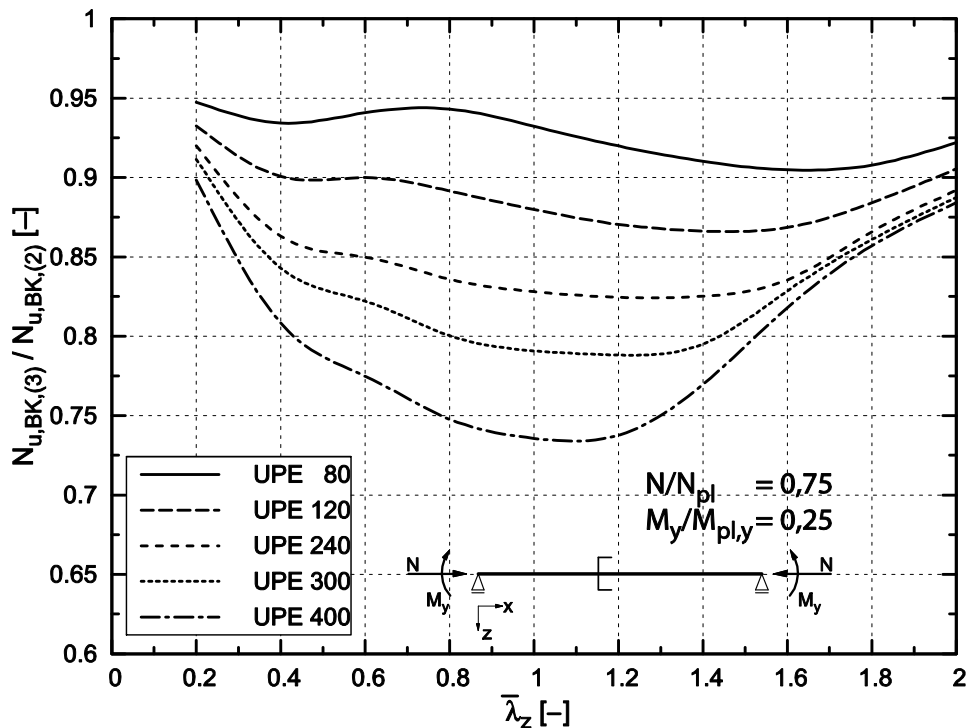


Bild 4.28: Vergleich der Tragfähigkeiten für gabelgelagerte Profile der UPE-Reihe unter Druck- und Biegebeanspruchung bei den Imperfektionsansätzen (2) und (3)

Tabelle 4.8: Vergleich der Bauteilverformungen in Feldmitte im Traglastzustand für zwei gabelgelagerte UPE-Profile unter Druck- und Biegebeanspruchung

Bauteil	N/N _{pl}	M/M _{pl}	v [mm]		w [mm]		φ [°]	
			(2)	(3)	(2)	(3)	(2)	(3)
UPE80 S355 λ _z =0,8	0,25	0,75	-3,3	1,3	8,6	3,8	-5,1	1,1
	0,50	0,50	-3,4	2,2	5,7	2,5	-4,1	1,0
	0,75	0,25	-3,6	3,4	3,0	1,2	-2,5	1,0
	1,0	0	-4,1	4,2	~0	~0	~0	~0
UPE300 S355 λ _z =1,2	0,25	0,75	-19,7	7,4	16,3	5,3	-6,6	2,4
	0,50	0,50	-21,0	11,2	11,4	3,2	-5,2	2,3
	0,75	0,25	-25,6	15,1	6,3	1,4	-3,1	1,6
	1,0	0	-32,6	21,0	~0	~0	~0	~0

Deutlich lässt sich bei anwachsendem Normalkraftanteil eine Zunahme der Horizontalverformungen v ablesen, während die vertikalen Verschiebungen w und Verdrehungen um die Stablängsachse φ zurückgehen. Das UPE80-Profil weist mit H/B = 1,52 gegenüber dem UPE300 einen deutlich gedrungeneren Querschnitt und somit ein kleineres Verhältnis der Hauptträgheitsmomente I_y/I_z auf. Daher

ergeben sich für das UPE80 folgerichtig betragsmäßig größere Vertikal- als Horizontalverformungen, wohingegen die Tendenz beim UPE300 mit $H/B = 3,0$ gegenläufig ist.

Ferner ist aus Tabelle 4.8 ersichtlich, dass bei der Vorverformungsfigur (2) insbesondere beim Querschnitt UPE300 im Traglastzustand deutlich größere Horizontalverformungen auftreten als bei der entgegengerichteten horizontalen Imperfektion (3). Dieser Umstand lässt darauf schließen, dass zum Erreichen des Versagenszustandes, d.h. Überschreiten der Querschnittstragfähigkeit im ungünstigsten Schnitt, bei Ausweichen in Richtung der offenen Profilseite signifikant größere, positive Biegemomente M_z aufgenommen werden können als bei umgedrehter Horizontalverformung. Dies unterstreicht und bestätigt ebenfalls die Ergebnisse, dass infolge der Imperfektionsform (3) deutlich geringere Bauteiltragfähigkeiten erzielt werden als bei Vorverformung (2).

4.5.3 C-Profile aus dünnwandigen Querschnittsteilen

4.5.3.1 Allgemeines

Die Studie der Ersatzimperfektionen für C-Profile mit dünnwandigen, beulgefährdeten Blechen wurde an den Querschnitten 2, 3, 4 und 8 der Versuchsreihe in Abschnitt 3.2.1 durchgeführt. Im Gegensatz zu den kompakten C-Querschnitten hängt bei dünnwandigen Profilen die maßgebliche Imperfektionsform mit der niedrigsten Bauteiltragfähigkeit auch von der Beulschlankheit $\bar{\lambda}_p$ der einzelnen Querschnittsteile Steg und Flansch ab. Dabei konnte in den numerischen Berechnungen das experimentell festgestellte Tragverhalten zutreffend wiedergegeben werden.

Zur eindeutigen Identifikation der angesetzten Vorverformungsfiguren werden im Folgenden wiederum die Bezeichnungen gemäß Bild 4.10 verwendet. Die globalen Imperfektionen werden gemäß dem vorangegangenen Abschnitt mit Zahlen (1) bis (4) und die lokalen Vorverformungen mit Buchstaben (A) bis (N) beschrieben. Im Folgenden wird die Auswertung der numerischen Imperfektionsstudie zusammenfassend dargestellt. Eine umfassend detaillierte Analyse kann [37] entnommen werden.

4.5.3.2 Einfluss der lokalen Beulimperfektionen

Die lokalen Beulimperfektionen (A) bis (N) haben bei dünnwandigen C-Profilen einen signifikanten Einfluss auf die Bauteiltragfähigkeit. Dabei hängt die Wahl der ungünstigsten lokalen Vorverformung neben der offensichtlichen Größe des Maximalstichs $w_{p,0}$ ebenso von der Wellenlänge, der Form sowie der Lage in Kombination mit der globalen Imperfektionsform ab.

Generell kann festgestellt werden, dass die Richtung der aufgetragenen lokalen Beulimperfection keinen großen Einfluss auf die Bauteiltragfähigkeit ausübt. Die Ansätze mit zum Profilinneren gerichteten Halbbeulwellen (G), (H) und (J) führen zu jeweils nahezu identischen Traglasten wie die zur Profilaußenseite orientierten Beulfiguren (B), (D) und (F). Der Unterschied beträgt im ungünstigsten Fall maximal 3% und ist somit vernachlässigbar.

Erwartungsgemäß liefern die kurzwelligen Beulvorverformungen wie z.B. die Beuleigenform (A) generell die geringsten Tragfähigkeiten, da sie aufgrund der größeren eingepprägten lokalen Blechkrümmungen im Vergleich zu den langwelligen Imperfektionsformen (B), (C) und (G) erhöhte lokale Biegemomente normal zur Blechmittelebene hervorrufen. Damit verbunden ist ein früheres Erreichen der Fließspannung an der Blechaußenseite und somit ein Plastizieren über die Blechdicke, was zu einem Herabsetzen der Querschnittssteifigkeit in dem betrachteten Bereich führt, Bild 4.29.

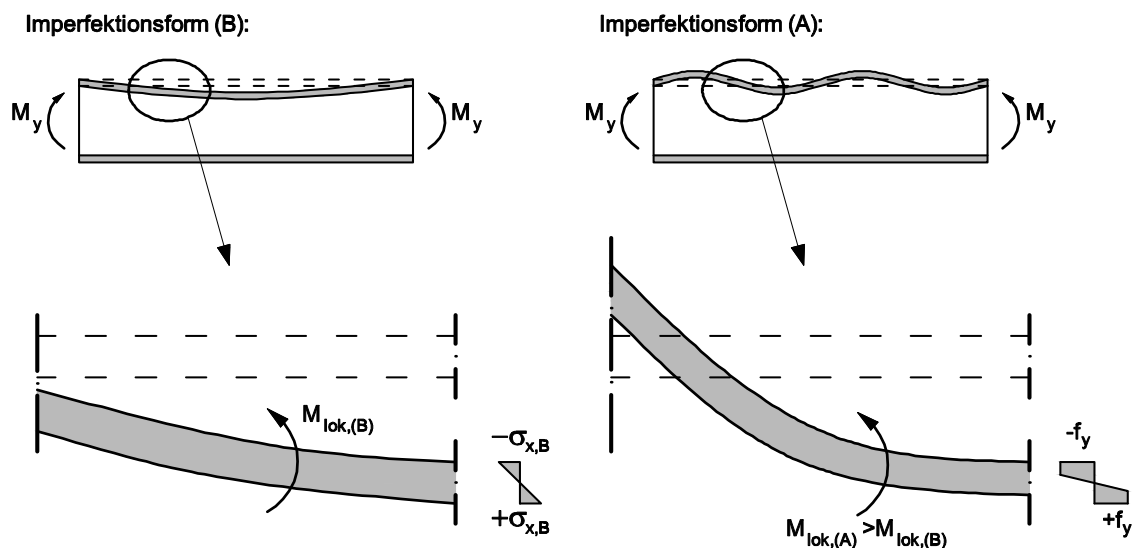


Bild 4.29: Blechkrümmungen und resultierende Plattenbiegemomente infolge unterschiedlicher lokaler Imperfektionsansätze

Wird anstelle einer stetigen lokalen Vorverformung der gedrückten Querschnittsteile mit durchgängig sinusförmigem Verlauf eine einzelne Halbwellenform mit unstetigem Übergang lokal eingepprägt (Formen (D), (F), (H), (J) und (N)), stellen sich bei Querschnitten mit großen Plattenschlankheitsgraden $\bar{\lambda}_p$ mitunter Tragfähigkeiten ein, die unter denen liegen, die aus einem stetig differenzierbaren Verlauf der Vorverformungsfigur resultieren. Der Grund dafür liegt in der offensichtlichen örtlichen Störung des Kräfteflusses, der an der „Knickstelle“ Umlenkkräfte hervorruft, die zu einer Zusatzbeanspruchung des Bleches führen, Bild 4.30. Im Vergleich zur Beuleigenform (A) können sich so im ungünstigsten Fall Tragfähigkeitsunterschiede von 11% ergeben. Eine derartige lokale Unstetigkeitsstelle ist jedoch in

der Baupraxis nur durch eine mechanische Beschädigung zu erwarten und ist i.A. nicht durch den Fertigungsprozess bedingt. Es wird davon ausgegangen, dass diese im Zuge der Bauteilinspektion im Rahmen der Qualitätssicherung erkannt und ausgebessert wird. Somit wird diese extrem ungünstige, jedoch zugleich auch unwahrscheinliche Beulimperfection im weiteren Verlauf zur Verifikation des Bemessungsmodells nicht herangezogen.

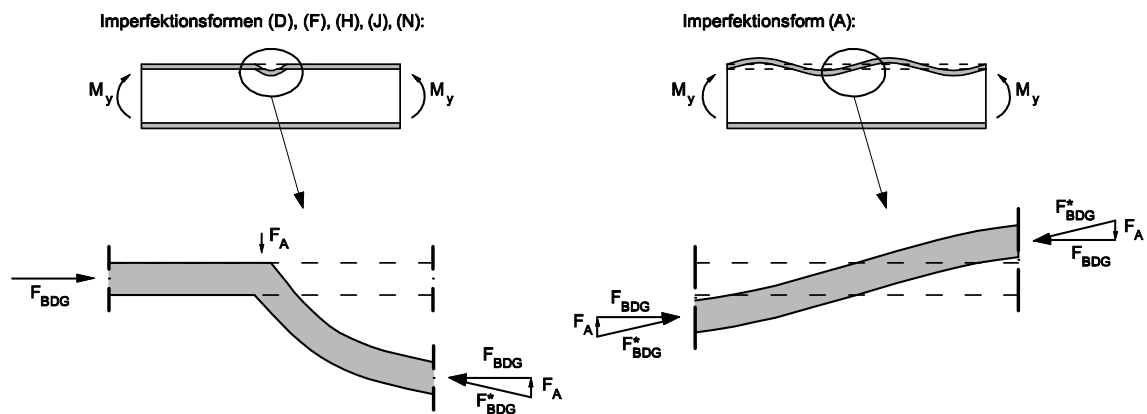


Bild 4.30: Kräfteverlauf im Druckgurt bei den Beulimperfectionen (D), (F), (H), (J), (N)

Von besonderer Bedeutung im Hinblick auf die Bauteiltragfähigkeit ist die Lage der maximalen Beulvorverformung in Kombination mit der globalen Verformungsfigur. Maßgebend ist hier in Analogie zu den Beobachtungen bei den experimentellen Versuchsreihen der Fall, der die größten Druckspannungen am freien Flanschrand hervorruft, sodass die lokalen Beuleffekte verstärkt werden, Bild 3.11. Während bei gabelgelagerten Bauteilen somit die größte lokale Imperfektion in Feldmitte anzusetzen ist, muss im Falle von C-Profilen mit Einspannung um die Hauptachse $z-z$ bei horizontalem Ausweichen in Richtung der offenen Profilseite, d.h. der globalen Vorverformung (2), die maximale Beulverformung in Auflager- oder Einspannungsnähe (Ansätze (F) und (J)) aufgebracht werden. Dies korrespondiert in vollem Maße mit dem in den Versuchen beobachteten Verhalten, vgl. Bild 3.7.

Schließt man die oben genannten Imperfektionsformen mit unstetigem Verlauf aus, ergibt sich generell die jeweils geringste Bauteiltragfähigkeit bei Ansatz der 1. Beuleigenform (A) für die lokale Vorverformung, [37]. Deshalb wird ausschließlich dieser lokale Ansatz im Folgenden weiter untersucht.

4.5.3.3 Einfluss der globalen Bauteilimperfektion

In Analogie zu den Untersuchungen bei kompakten Querschnitten in Abschnitt 4.5.2 führt der Ansatz einer vertikalen Vorverformung in z -Richtung (4) in keinem Fall zu bemessungsrelevanten Bauteiltragfähigkeiten. Im Falle biegebeanspruchter Stäbe mit C-förmigem Profil, bei denen im Versagenszustand grundsätzlich Biegedrillknicken auftritt, liefert der Ansatz der Biegedrillknickeigenform (1) als glo-

bale Vorverformungsfigur ebenso Traglasten, die mitunter deutlich über denen bei Vorgabe horizontaler Imperfektionen liegen. Somit kann die normative Empfehlung in [R5] und [R9], die Vorverformungsfiguren affin zur Verzweigungsform anzusetzen, im Falle der vorliegenden C-Profile nicht aufrecht erhalten werden. Aus diesem Grund werden im Folgenden nur die horizontalen Vorverformungsfiguren (2) und (3) zur Überprüfung des Bemessungsvorschlags herangezogen.

Generell ist bei dünnwandigen C-Profilen für die Wahl der zur niedrigsten Traglast korrespondierenden globalen, horizontalen Bauteilvorverformung die Beulgefährdung der einzelnen druckbeanspruchten Querschnittsteile von Belang. Als Grundsatz gilt, dass für die niedrigste Traglast diejenige horizontale Vorverformung anzunehmen ist, für die sich infolge des seitlichen Ausweichens im am stärksten beulgefährdeten Querschnittsteil zusätzliche Druckbeanspruchungen ergeben. Konkret bedeutet dies, dass bei mindestens gleich großem bezogenen Plattenschlankheitsgrad $\tilde{\lambda}_p$ des Gurtes im Vergleich zum Steg das Ausweichen in Richtung des Steges mit zugehöriger Vorverformung (3) maßgebend wird. Dies gilt für die untersuchten Querschnitte 2, 3 und 4 unter allen Beanspruchungen und den Querschnitt 8 unter reiner Biegebeanspruchung M_y . Übersteigt jedoch die Beulgefährdung des Steges die des Flansches, verstärken sich bei Ausweichen in Richtung der offenen Profilseite mit der Imperfektionsform (2) die Druckbeanspruchungen und damit verbunden die Beuleffekte des Steges, was in diesem Fall zu geringeren Bauteiltragfähigkeiten führt. Im Falle der untersuchten Bauteile trat dieser Wechsel der maßgebenden globalen Vorverformungsfigur ausschließlich beim Querschnitt 8 ab einer Druckbeanspruchung von $N/N_{pl} \geq 0,25$ ein.

4.5.3.4 Auswertung für Biegebeanspruchung M_y um die starke Profilachse

Vergleicht man graphisch die im Rahmen der Parameterstudie untersuchten Imperfektionsansätze (2) bis (4) für reine Biegebeanspruchung M_y um die Hauptachse $y-y$, bestätigen sich die Feststellungen der vorangegangenen Abschnitte. In Bild 4.31 erfolgt die Auswertung exemplarisch anhand des Querschnitts 2. Auf der Ordinate ist hier analog zur Vorgehensweise bei den kompakten Querschnitten die auf das vollplastische Tragmoment M_{pl} bezogene Bauteiltragfähigkeit χ_{LT} aufgetragen. Selbiges gilt für die Bezeichnung der Abszisse, auf der die auf M_{pl} bezogene Biegedrillknickschlankheit $\tilde{\lambda}_{LT}$ angegeben ist. Gemäß Eurocode 3, Teil 1-5, Annex C, [R11], wurden einmal die lokale und einmal die globale Vorverformung als Leitimperfektion in ihrer vollen Größe angesetzt, während das Stichmaß der jeweils anderen auf 70% abgemindert wurde. Das Diagramm stellt die maßgebliche, geringere Tragfähigkeit dieser beiden Vorverformungsansätze dar.

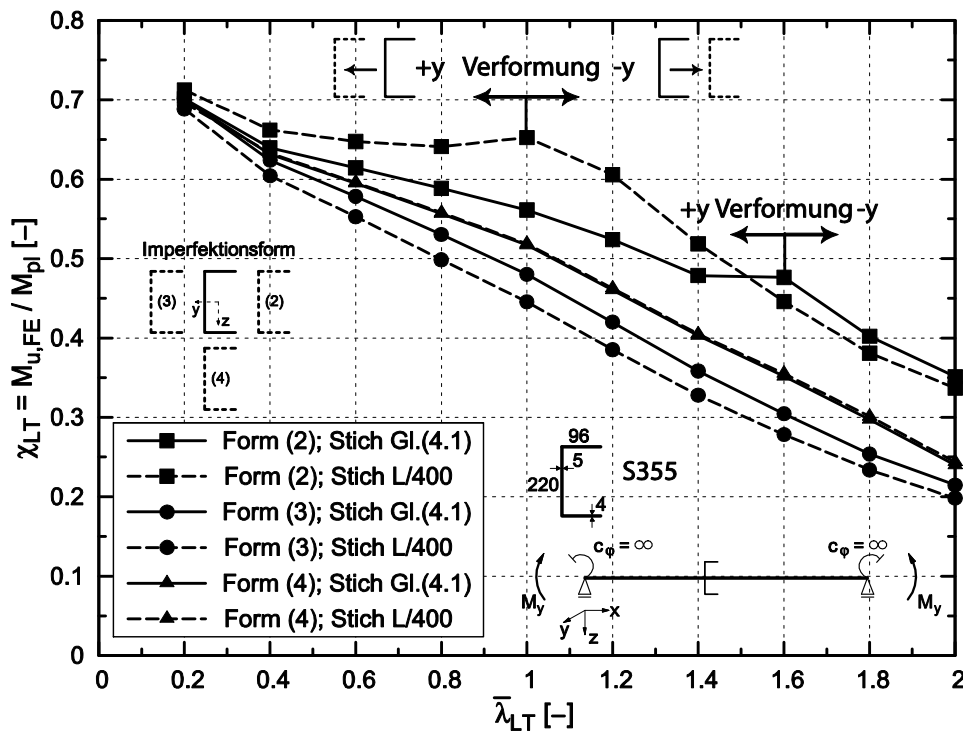


Bild 4.31: Vergleich der Tragfähigkeiten für den Querschnitt 2 unter Biegebeanspruchung M_y bei Ansatz unterschiedlicher Bauteilimperfectionen

Man erkennt deutlich, dass, korrespondierend zu den experimentellen Beobachtungen, über den gesamten Bereich die horizontale Vorkrümmung des Bauteils in Richtung des Steges (3) die niedrigsten Tragfähigkeiten liefert. Dabei ergeben sich erwartungsgemäß im Bereich geringer Stabschlankheiten $\bar{\lambda}_{LT}$ sehr geringe Unterschiede, die für lange Bauteile auf bis zu 100% anwachsen können. In Bild 4.31 erscheint auf den ersten Blick ungewöhnlich, dass unter Ansatz der zur offenen Profilstärke gerichteten Imperfektionsform (2), die bezogenen Bauteiltragfähigkeiten bei einem Stich von $e_{0,d} = L/400$ im vorderen Schlankheitsbereich über denen liegen, die sich bei einem generell geringeren Maximalstich gemäß Gleichung (4.1) ergeben. Die Erklärung dafür ist jedoch, dass bei kleinen Stichmaßen $e_{0,d}$ auch bei der günstigen horizontalen Vorkrümmung (2) im Traglastzustand die Horizontalverformung in Richtung des Steges umschlug. Erst bei vergleichsweise großen Bauteillängen und damit vergrößerten Maximalstichen folgt das Tragverhalten und die Ausweichrichtung der Vorgabe durch die Imperfektionsfigur. Für diesen Fall erkennt man in Bild 4.31, dass sich das erwartete Tragverhalten mit geringeren Traglasten bei größeren Maximalstichen $e_{0,d}$ der globalen Imperfektion einstellt.

Für alle untersuchten dünnwandigen C-Profile ergeben sich grundsätzlich ähnliche Verläufe der Traglastabminderungskurven, wobei die Streuung der Ergebnisse mit

zunehmender Beulschlankheit $\bar{\lambda}_p$ für den Querschnitt 3 deutlich abnimmt, Bild 4.32. Hier tritt aufgrund der sehr großen Beulschlankheit des Biegedruckgurtes, vgl. auch Tabelle 4.5, die globale Stabvorverformung in den Hintergrund, und die lokale Imperfektion der Querschnittsteile wird maßgebend für die Bauteiltragfähigkeit. Durch das frühe lokale Beulen und dem damit verbundenen Verlust an Querbiegesteifigkeit des Biegedruckgurtes, die für den Biegedrillknickfall den führenden Einflussparameter darstellt, wird nahezu unabhängig von der horizontalen Vorkrümmung generell das horizontale Ausweichen in Richtung der Stegseite erzwungen.

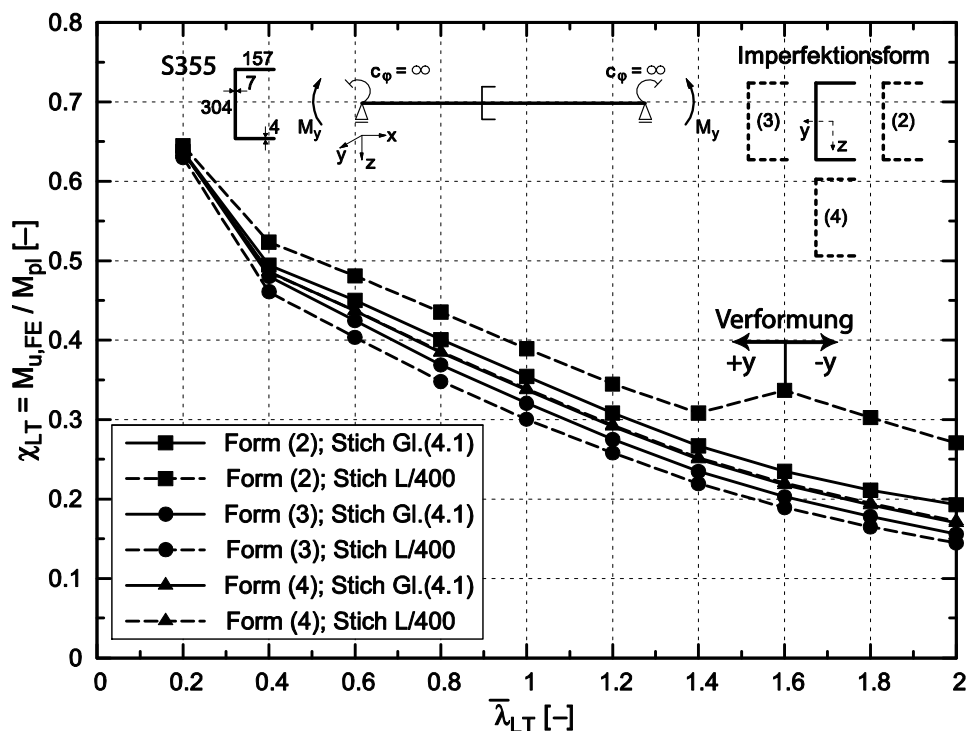


Bild 4.32: Vergleich der Tragfähigkeiten für den Querschnitt 3 unter Biegebeanspruchung M_y bei Ansatz unterschiedlicher Bauteilimperfectionen

Gemäß Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], Annex C, wird eine Einteilung der Vorverformungen in Leit- und Begleitimperfectionen gefordert, bei der die erstgenannte voll und die zweitgenannte mit 70% des geforderten maximalen Stichmaßes aufzubringen ist. Im Vergleich ergibt sich für den vorliegenden Fall der biegebeanspruchten, dünnwandigen C-Profile, dass für die niedrigsten Tragfähigkeiten durchgängig die lokale Beulimperfektion als Leitwert zu wählen ist. Für die grundsätzlich maßgebliche globale Vorverformung (3) ist in Bild 4.33 ein Vergleich der Tragmomente bei obigen Imperfectionsansätzen für die untersuchten C-Querschnitte unter Biegebeanspruchung dargestellt. Da gemäß obiger Ausführungen die untersuchten Bauteile einen baupraktischen Bereich sowohl im Bezug auf

lokale und globale Stabilitätsgefahr abdecken, kann davon ausgegangen werden, dass prinzipiell die lokale Beulvorverformung als Leitimperfection zu wählen ist.

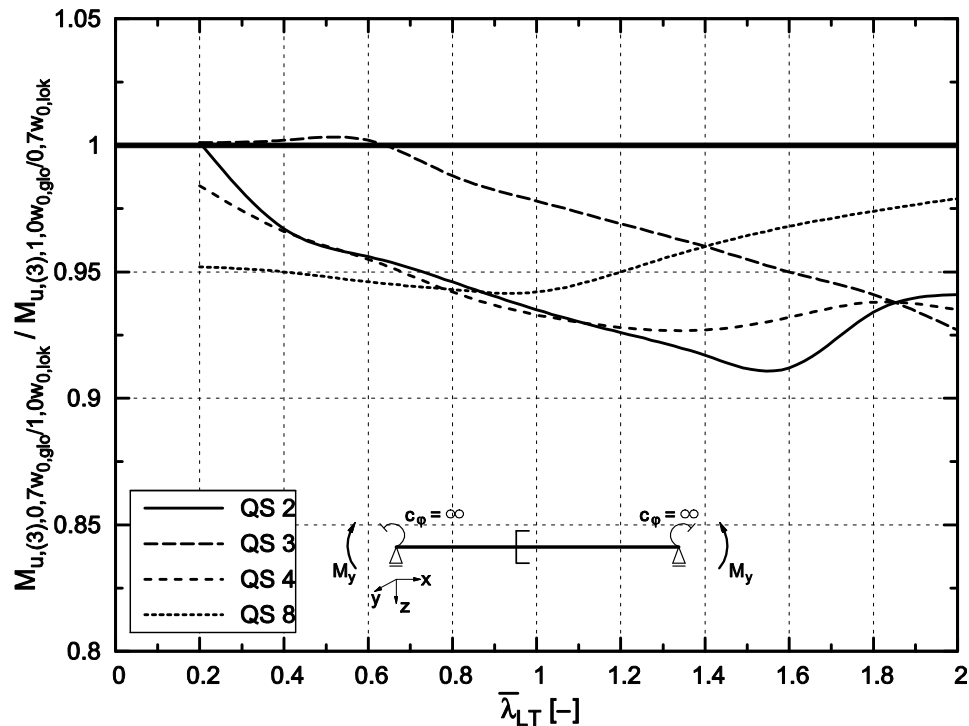


Bild 4.33: Vergleich der Tragfähigkeiten für dünnwandige C-Profile unter Biegebeanspruchung bei unterschiedlichen Ansätzen der Leitimperfection

4.5.3.5 Auswertung für reine Druckbeanspruchung

Bei dünnwandigen C-Profilen unter Druckbeanspruchung muss in Analogie zu den kompakten Querschnitten zwischen den Stabstabilitätsformen Biegeknicken und Biegedrillknicken unterschieden werden. Für die im Rahmen dieser Arbeit und [95] untersuchten dünnwandigen Querschnitte mit minimalem Verhältnis $H/B = 1,95$ liegen die Biegeknicktragfähigkeiten infolge der horizontalen Vorkrümmungen (2) und (3) durchgängig unter denen für Biegedrillknicken, das durch die Biegedrillknickeigenform (1) oder die vertikale Imperfectionsfigur (4) hervorgerufen wird, Bild 4.34. Dabei ergeben sich in den Traglasten deutliche Unterschiede von bis zu 40%. Dies gilt sowohl für die bezüglich der z-z-Achse gelenkige Lagerung an den Bauteilenden als auch für eine Volleinspannung.

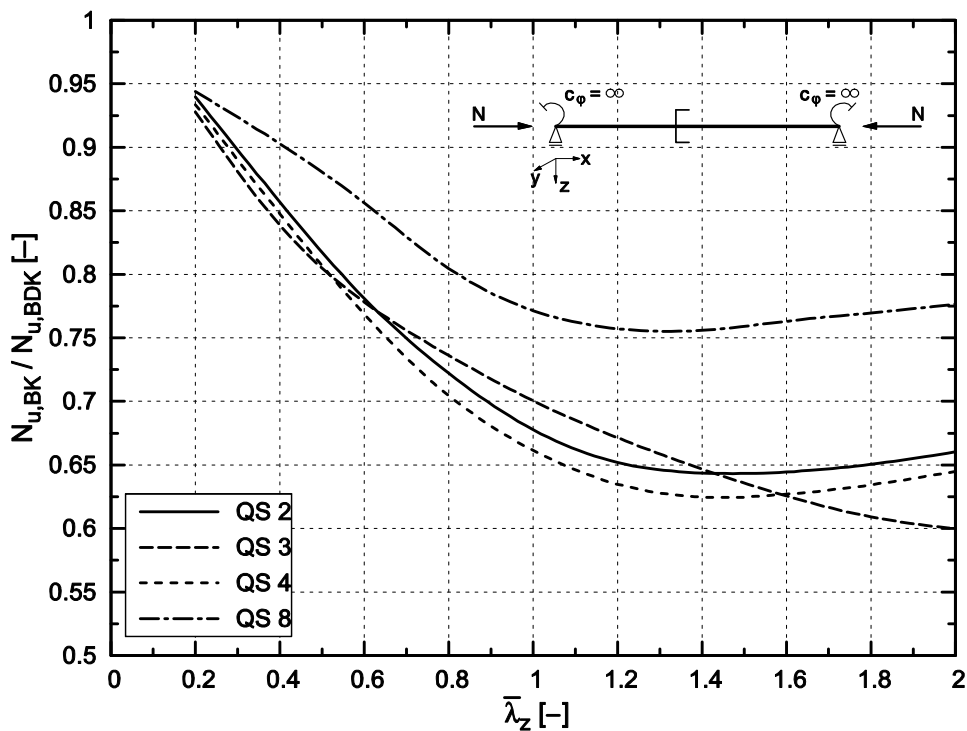


Bild 4.34: Vergleich der numerischen Biegeknick- und Biegedrillknicktragfähigkeiten für gelenkig gelagerte dünnwandige Profile unter Druckbeanspruchung

In Bild 4.35 werden die unterschiedlichen Imperfektionsansätze am Beispiel des gelenkig gelagerten Querschnitts 4 im Detail verglichen, um die grundsätzliche Abhängigkeit der Tragfähigkeit und des Tragverhaltens von der Bauteilvorverformung zu verdeutlichen. Dabei sind analog zur Vorgehensweise bei reiner Biegebeanspruchung M_y die Biegeknickschlankheiten $\bar{\lambda}_z$ sowie wie Bauteiltragfähigkeit χ auf die vollplastische Grenzschnittgröße N_{pl} bezogen.

Für den Querschnitt 4 liegt im Falle reiner Druckbeanspruchung eine signifikant größere Beulgefahr des Flansches als des Steges vor. Somit ist in Analogie zu den Beobachtungen bei reiner Biegung um die Hauptachse $y-y$ die Vorkrümmung in Richtung des Steges (3) in jedem Fall maßgebend für die Bemessung. Hier erfährt der freie Flanschrand durch die im Knickfall einwirkende negative Biegemomentenbeanspruchung M_z zusätzliche Druckspannungen, was wiederum das lokale Beulen verstärkt. Damit verbunden ist ein merklicher Verlust an Biegesteifigkeit um die Profilachse $z-z$, die für das Biegeknicken den maßgeblichen Einflussparameter darstellt. Somit werden der Knickfall und damit auch die Biegebeanspruchung weiter verstärkt, sodass sich anschaulich eine Art „Kettenreaktion“ einstellt.

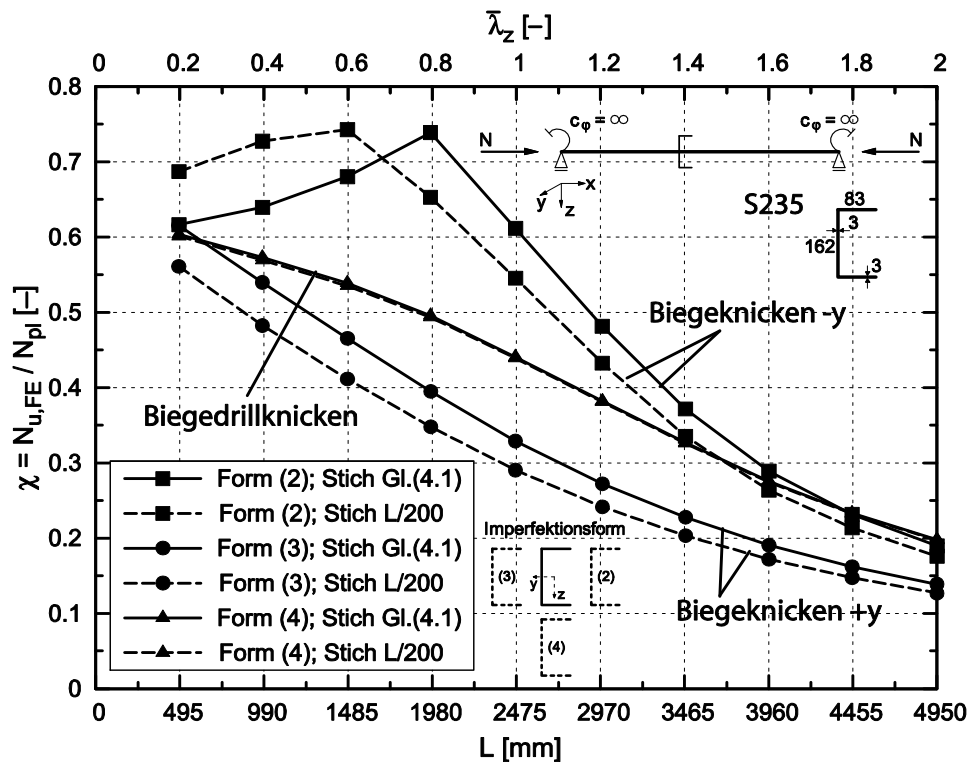


Bild 4.35: Vergleich der numerischen Tragfähigkeiten für den Querschnitt 4 unter Druckbeanspruchung bei Ansatz unterschiedlicher Bauteilimperfectionen

Auffällig bei der Betrachtung von Bild 4.35 ist, dass für die Imperfektionsform (2) mit zunehmender Stablänge die Bauteiltragfähigkeit zunächst ansteigt, bis sie ab einem Wert von $\bar{\lambda}_z \approx 0,8$ abfällt und im großen Schlankheitsbereich gegen die Werte der ungünstigen Vorverformung (3) strebt. Die Erklärung für dieses Verhalten liegt im mit anwachsender Stabschlankheit zunehmenden Verhältnis des positiven Biegemomentes M_z zur einwirkenden Normalkraft aufgrund von Effekten der Theorie II. Ordnung, die sich beim seitlichen Ausweichen des Stabes infolge Biegeknicken einstellen. Dies hat durch die Änderung des Spannungsgradienten über die Profildbreite mit Druckspannung am gelagerten Längsrand einen positiven Einfluss auf die lokale Beulgefahr zur Folge. Im Bereich geringer Stabschlankheiten steht somit die Querschnittstragfähigkeit unter Berücksichtigung des lokalen Beulens im Vordergrund, bis ab dem mittleren Schlankheitsbereich die Bauteiltragfähigkeit im Wesentlichen durch das globale Biegeknicken ohne Beuleffekte bestimmt wird, Bild 4.36.

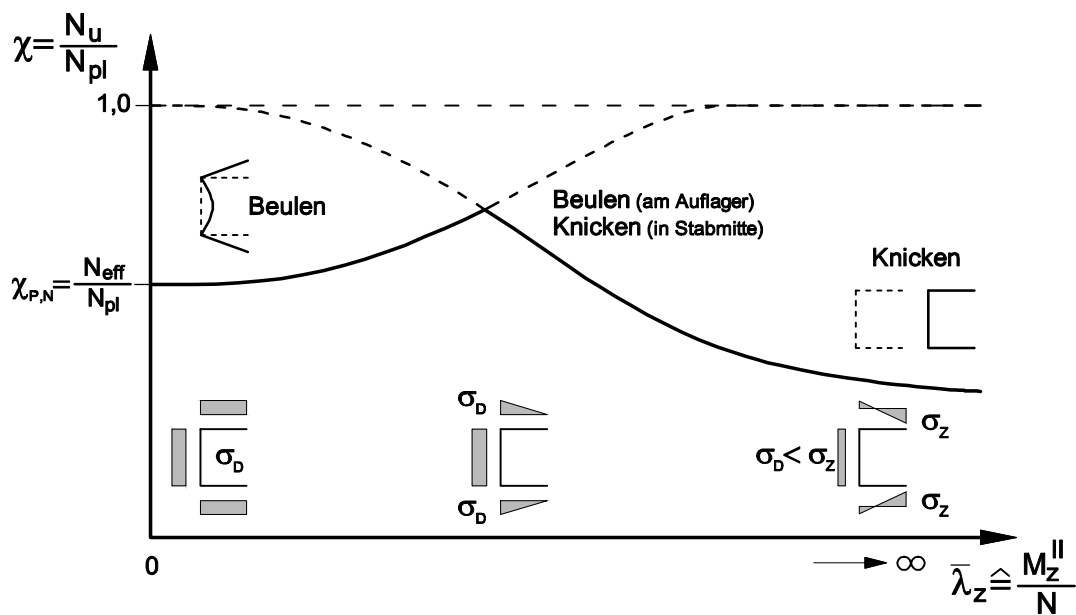


Bild 4.36: Überlagerung der einzelnen Stabilitätsformen bei dünnwandigen, druckbeanspruchten C-Profilen und Ausweichrichtung zur offenen Profilstärke

Selbige Ergebnisse und Schlussfolgerungen konnten ebenso für die Querschnitte 2 und 3 bestätigt werden, bei denen die Beulschlankheit $\bar{\lambda}_{p,f}$ des Flansches die des Steges $\bar{\lambda}_{p,w}$ überschreitet. Besonders ausgeprägt lässt sich das in Bild 4.36 dargestellte Tragverhalten bei der graphischen Auswertung der numerischen Berechnungen für den Querschnitt 3 beobachten. Hier wird im Bereich kleiner und mittlerer Stabschlankheiten $\bar{\lambda}_z$ die Bauteiltragfähigkeit dadurch bestimmt, dass in Auflagernähe, d.h. unter annähernd reiner Druckbeanspruchung, die Beultragfähigkeit des Querschnitts erreicht wird, Bild 4.37a, während in der Bauteilmitte die Beulen in den Flanschen „herausgezogen“ werden und nur die Biegeknickverformung im Vordergrund steht. Hingegen tritt bei anwachsenden Bauteillängen und somit herabgesetzter Druckbeanspruchung zu Gunsten von Biegung fast ausschließlich Biegeknicken ohne erkennbare Beulverformung auf, Bild 4.37b.

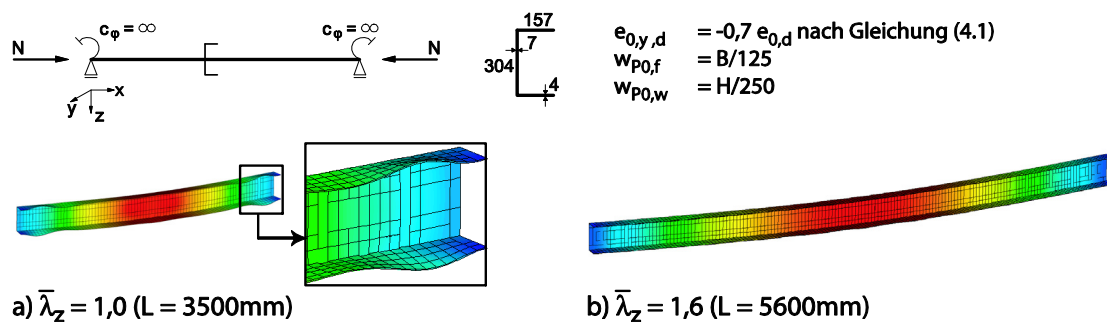


Bild 4.37: Numerisch ermittelte Verformungsfiguren im Traglastzustand für den Querschnitt 3 unter Druckbeanspruchung bei Imperfektionsform (2)

Für den Querschnitt 8, bei dem unter Einwirkung konstanter Druckbeanspruchung der Steg eine wesentlich größere lokale Plattenschlankheit aufweist als der Flansch, vgl. Tabelle 4.5, erweist sich erwartungsgemäß die zur offenen Profilseite orientierte horizontale Vorkrümmung des Bauteils (2) als maßgeblich, Bild 4.38.

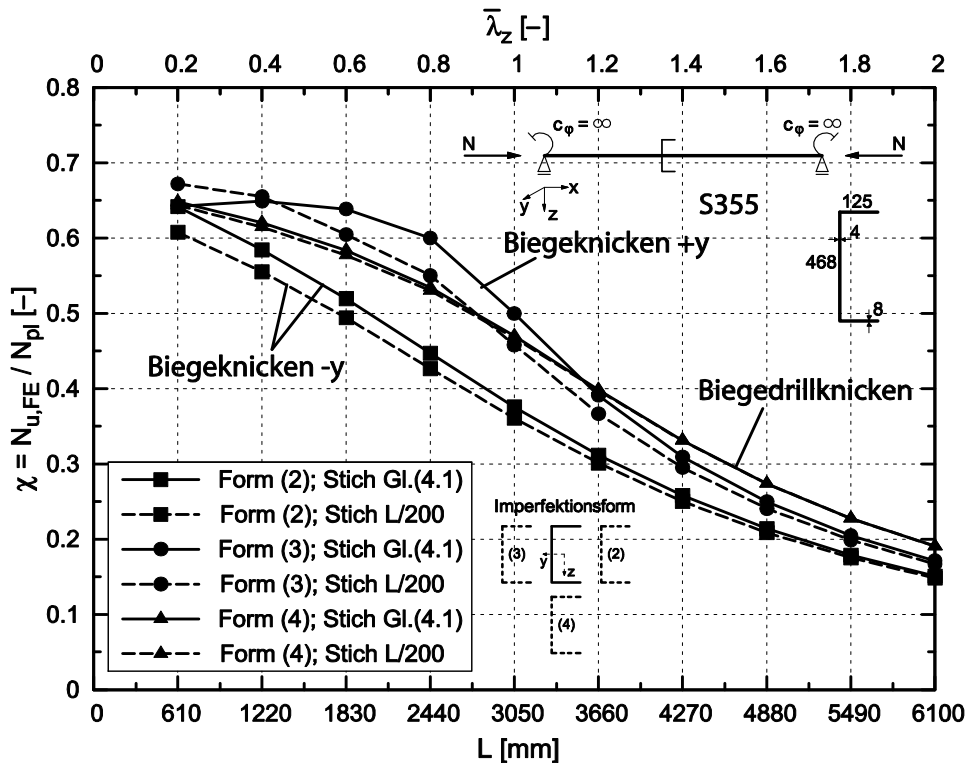


Bild 4.38: Vergleich der numerischen Tragfähigkeiten für den Querschnitt 8 unter Druckbeanspruchung bei Ansatz unterschiedlicher Bauteilimperfectionen

Auch hier lässt sich zur Erklärung der grundsätzliche Gedanke anwenden, dass diejenige Imperfectionsform, die den größten Verlust an Querschnittsfläche und Stabsteifigkeit hervorruft, zur geringsten Bauteiltragfähigkeit führt. Für den hier betrachteten Querschnitt 8 verstärkt das horizontale Ausweichen in Richtung der offenen Profilseite die einwirkende Druckspannung im ohnehin stark beulgefährdeten Steg. Der damit verbundene vergrößerte lokale Beuleffekt, verschiebt den Profilschwerpunkt in Richtung der Flanschmitte und ruft somit durch die vergrößerte Exzentrizität der einwirkenden Normalkraft zum ursprünglichen Schwerpunkt des Bruttoquerschnitts wiederum ein zum äußeren gleichgerichtetes inneres Biegemoment ΔM_z hervor, dass obigen Effekt weiter verstärkt.

Die Unterschiede in den numerischen Tragfähigkeiten unter Ansatz der unterschiedlichen Biegeknickimperfectionen (2) und (3) über alle untersuchten dünnwandigen Querschnitte sind in folgendem Bild 4.39 dargestellt.

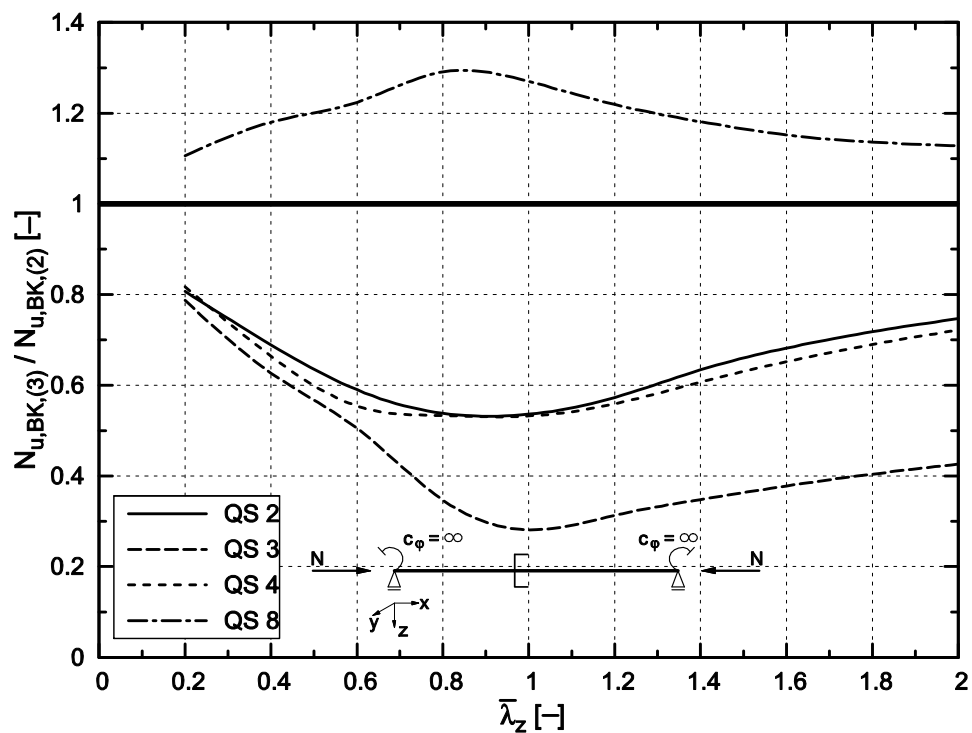


Bild 4.39: Vergleich der Biegeknicktragfähigkeiten für die untersuchten dünnwandigen Profile unter Druckbeanspruchung bei unterschiedlichen Imperfektionsansätzen

Man erkennt deutlich die weite Streuung der Ergebnisse, die sich bei Ansatz der horizontalen Vorkrümmungen (2) und (3) für dünnwandige C-Profile unter Druckbeanspruchung ergeben können. Während einerseits der Imperfektionsansatz in Richtung der Stegseite für den Querschnitt 3 die Tragfähigkeit bei einer entgegengerichteten Vorkrümmung um etwa 70% unterschreitet, ist andererseits für den Querschnitt 8 eine Überschreitung von bis zu 30% möglich.

Analog zu den numerischen Imperfektionsstudien für rein biegebeanspruchte dünnwandige C-Profile in Abschnitt 4.5.3.4, führt unter reiner Druckbeanspruchung ebenfalls der Ansatz mit der Beulvorverformung als Leitimperfektion und einer auf 70% des Maximalstichs skalierten globalen Begleitimperfektion durchgängig zu den geringeren Tragfähigkeiten. In Bild 4.40 ist das Verhältnis der Tragfähigkeit infolge der lokalen Leitimperfektion zu der unter Ansatz der globalen Leitimperfektion über die Bauteilschlankheit aufgetragen.

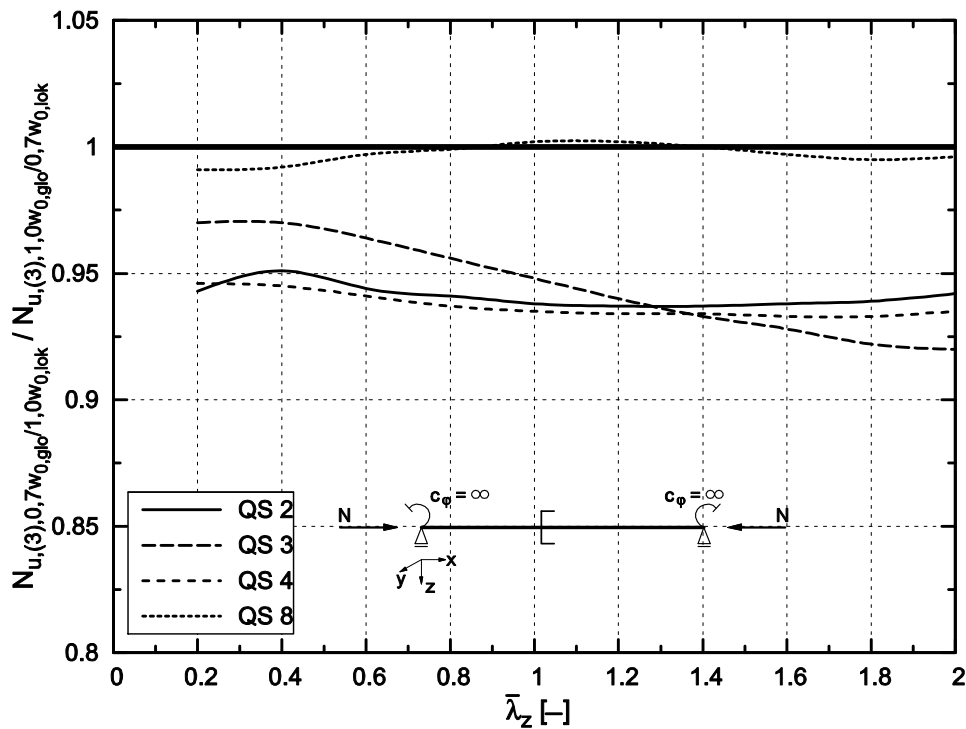


Bild 4.40: Vergleich der Tragfähigkeiten für dünnwandige C-Profile unter Druckbeanspruchung bei unterschiedlichen Ansätzen der Leitimperfection

4.5.3.6 Auswertung für kombinierte Druck- und Biegebeanspruchung

Entsprechend dem Verhalten der kompakten C-Querschnitte ist der Traglastzustand bei dünnwandigen Profilen unter Druck- und Biegebeanspruchung durch Bauteilverformungen in Richtung beider Hauptachsen mit einer Verdrehung um die Stablängsachse φ gekennzeichnet. Die Anteile der Horizontal- und Vertikalverschiebungen sowie der Verdrillung hängen dabei wesentlich von der Beanspruchungskombination ab. Während bei großem Biegemoment die Vertikalverformung mit gleichzeitiger Verdrehung dominiert, tritt mit zunehmender Normalkraft die Horizontalverschiebung in den Vordergrund, bis diese im Falle reiner Druckbeanspruchung ausschließlich auftritt, vgl. auch Tabelle 4.8.

Ebenso sind die grundsätzlichen Erkenntnisse der beiden vorangegangenen Abschnitte bezüglich der ungünstigsten Imperfektionsform zu den jeweils isoliert betrachteten Beanspruchungen M_y und N erwartungsgemäß auch bei einer Kombination von beiden anwendbar. So führt für die Querschnitte 2, 3 und 4 mit überwiegender Beulgefahr des Flansches im Verhältnis zum Steg jeweils die horizontale Vorkrümmung in positive y -Richtung (3) zur niedrigsten und damit bemessungsrelevanten numerischen Tragfähigkeit. Auch haben für alle untersuchten C-Querschnitte der Ansatz der Biegedrillknickform (1) und der vertikalen Vorverformung (4) im Vergleich zu den horizontalen Imperfektionen generell größere

bezogene Tragfähigkeiten zur Folge. Beispielhaft für die beiden obigen Ausführungen sind in Bild 4.41 die auf eine lineare Interaktion der vollplastischen Grenzschnittgrößen $N/N_{pl} + M_y/M_{pl,y} = 1,0$ bezogenen numerischen Tragfähigkeiten für den Querschnitt 2 unter der Druckbeanspruchung $N/N_{pl} = 0,50$ dargestellt.

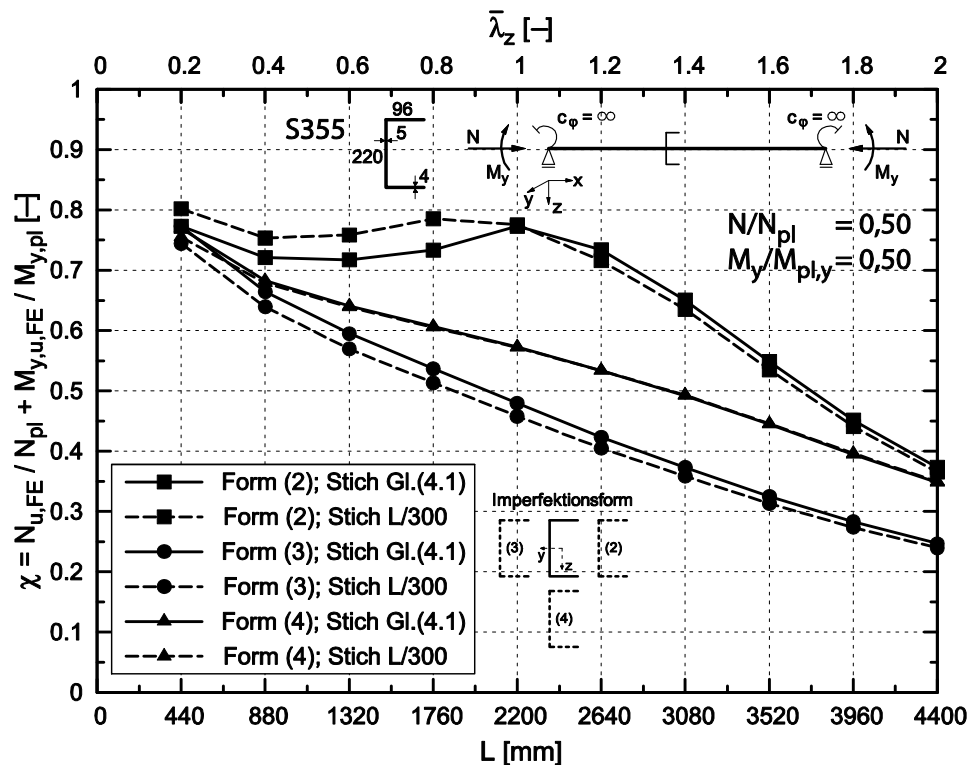


Bild 4.41: Vergleich der numerischen Tragfähigkeiten für den Querschnitt 2 unter Druck- und Biegebeanspruchung bei Ansatz unterschiedlicher Bauteilimperfectionen

Die Begründung für das ungünstige Tragverhalten bei Ansatz der horizontalen Vorkrümmung (3) auch unter kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung ist offensichtlich die Überlagerung der beiden ungünstigen Einflüsse der einzeln betrachteten Beanspruchungen. Hier wird jeweils bei Ansatz der Imperfektionsform (3) die Beulgefahr des Flansches vergrößert und damit die Stabsteifigkeit signifikant herabgesetzt wird, was zu einer Verstärkung der Stabstabilitätsgefährdung führt. Aufgrund der umfänglichen Ausführungen zu diesem Tragverhalten in den voran gegangenen Abschnitten wird an dieser Stelle auf eine weitere Erläuterung verzichtet.

Für den Querschnitt 8 unter kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung überschreitet die bezogene Plattenschlankheit des Steges $\bar{\lambda}_{p,w}$ unter Annahme einer gelenkigen Plattenlängsrandlagerung die des Flansches $\bar{\lambda}_{p,f}$. Während die Unterschiede in den Beulschlankheiten für eine geringe Druckbeanspruchung von $N/N_{pl} \leq 0,25$ noch vergleichsweise gering ausfallen, wird die Stegenschlankheit mit zunehmender Normalkraft signifikant größer, Tabelle 4.5. Dies führt dazu, dass ab

einer bezogenen Druckbeanspruchung von $N/N_{pl} = 0,50$ ein Wechsel der ungünstigsten horizontalen Vorverformung von Imperfektionsform (3) zu (2) stattfindet, Bild 4.42.

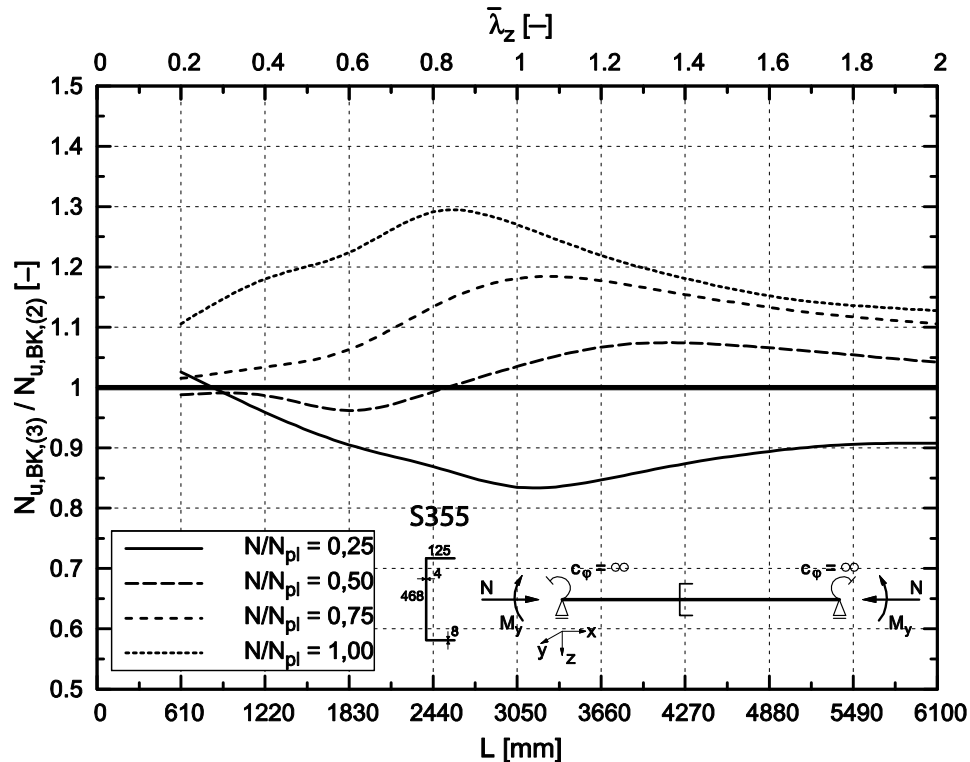


Bild 4.42: Vergleich der numerischen Bauteiltragfähigkeiten für Querschnitt 8 unter Druck- und Biegebeanspruchung bei unterschiedlichen Imperfektionen (2) und (3)

Generell sinken die auf die vollplastische Tragfähigkeit bezogenen Bauteiltragfähigkeiten χ mit anwachsendem Normalkraftanteil, Bild 4.43. Grund dafür ist offensichtlich die zunehmende Beulgefahr aller Querschnittsteile. Während unter reiner Biegebeanspruchung ausschließlich der Biegedruckgurt ausbeult, ist dies im Falle reiner Druckbeanspruchung für alle Querschnittsteile der Fall. Dadurch sinkt zum einen die Querschnittstragfähigkeit und zum anderen die Stabsteifigkeit, die zusätzlich die globale Bauteilinstabilität begünstigt. Zudem stellt sich mit zunehmender Biegebeanspruchung M_y immer mehr der Biegedrillknickfall ein, der wie in den obigen Abschnitten gezeigt, im Vergleich zum Biegeknicken bei C-Profilen den günstigeren Stabstabilitätsfall darstellt.

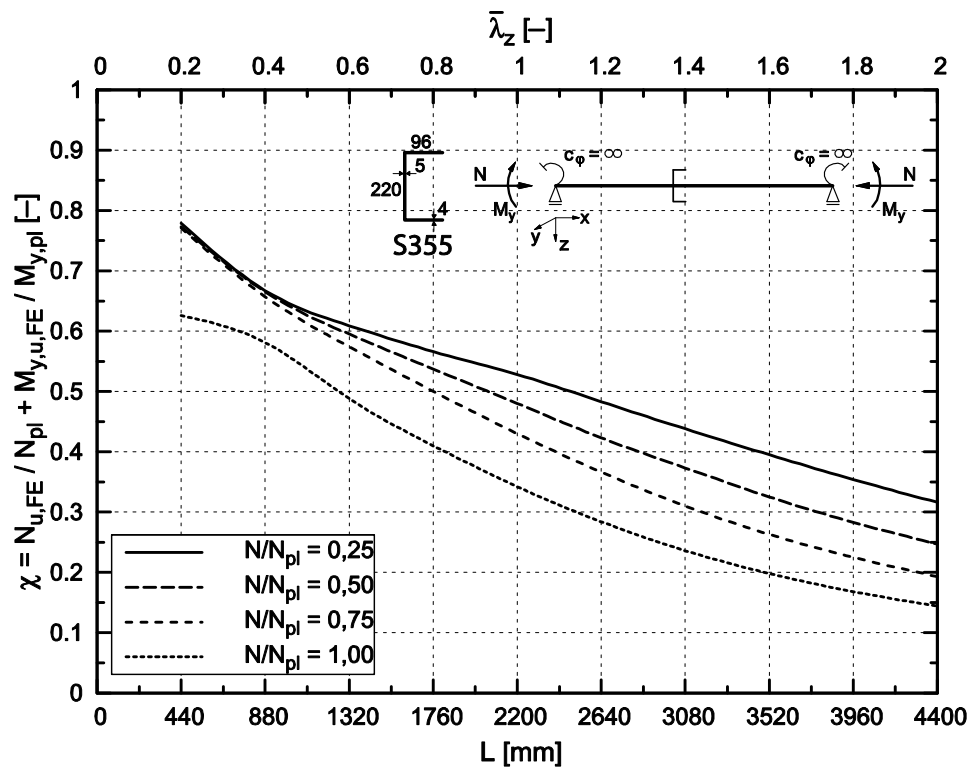


Bild 4.43: Vergleich der minimalen numerischen Bauteiltragfähigkeiten χ für den Querschnitt 2 bei unterschiedlichen Kombinationen von druck- und Biegebeanspruchung

Bezüglich des Einflusses unterschiedlicher Leitimperfectionen auf die Tragfähigkeit gilt das in vorangegangenen Abschnitten Gesagte zu den einzeln aufgebrachten Beanspruchungskomponenten, bei denen jeweils die Wahl der lokalen Vorverformung in voller Größe die geringsten Tragfähigkeiten liefert.

4.6 Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurden numerische Modelle auf Basis der *Finite-Elemente-Methode* für das Programmsystem *ANSYS 11.x* entwickelt, die es erlauben, das Tragverhalten baupraktisch dimensionierter, beanspruchter und gelagerter Bauteile mit C-förmigem Querschnitt wirklichkeitsnah wiederzugeben. Es sind sowohl Verzweigungslastanalysen nach der Elastizitätstheorie als insbesondere auch physikalisch und geometrisch nichtlineare Traglastberechnungen lokal, global und gesamtstabilitätsgefährdeter C-Profile unter Druck- und/oder Biegebeanspruchung möglich. Die Eingabemasken wurden derart variabel gehalten, dass die numerischen Modelle auch für Bauteile in einfacher Art und Weise verwendet werden können, die über die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Querschnitte hinausgehen.

Die Qualität des generierten Modells wurde anhand von Eigenwertberechnungen mit anderer Software, jedoch insbesondere durch Vergleichsberechnungen mit den in Abschnitt 3 experimentell untersuchten Versuchskörpern kalibriert. Beim Vergleich der Ergebnisse ergaben sich sehr gute Übereinstimmungen, sodass zweifelsfrei davon ausgegangen werden kann, dass das FE-Modell in der Lage ist, das Tragverhalten von C-Profilen realitätsnah abzubilden. Zudem lässt die lückenlose numerische Reproduktion der experimentellen Ergebnisse auf eine sorgfältige Durchführung der Versuche schließen, sodass es gerechtfertigt erscheint, die auf beide Arten ermittelten Bauteiltragfähigkeiten zur Verifikation der Bemessungsmodelle heranzuziehen.

Es wurden umfangreiche numerische Studien durchgeführt, in denen über ein breites Spektrum die Einflüsse einzelner Parameter untersucht und ausgewertet wurden. Im Einzelnen wurden folgende Eingangswerte variiert:

- Globale Bauteilschlankheiten über die Trägerlängen;
- Lokale Beulschlankheiten über das Breite/Dicke-Verhältnis der einzelnen Querschnittsteile;
- Querschnittsgeometrien über H/B-Verhältnis der Profile
- Beanspruchungsarten (Druck und/oder Biegung um die starke Profilhauptachse y-y)
- Lagerungsarten (Gabellager, Biege- und Wölbeinspannungen)
- Lokale und globale Vorverformungen in Größe und Form

Somit konnte eine etwa 5000 Traglastberechnungen umfassende Datenbasis aufgebaut werden, anhand derer in den folgenden Abschnitten die Bemessungsvorschläge überprüft und kalibriert werden.

Bei der Auswertung der Parameterstudie wurde festgestellt, dass neben den offensichtlichen Eingangswerten, wie z.B. der Querschnittsgeometrie oder der Beanspruchung, insbesondere die Imperfektionen einen signifikanten Einfluss auf die Tragfähigkeit von C-Profilen ausüben. So konnte aus der Vielzahl an Berechnungen herausgearbeitet und ebenso theoretisch begründet werden, dass für die untersuchten C-Querschnitte in jedem Fall eine horizontale Vorkrümmung in Richtung der y-Achse zu den niedrigsten Bauteiltragfähigkeiten führt. Dabei wird fast ausnahmslos eine Vorverformung in Richtung der Stegseite des Profils maßgebend. Lediglich im Falle dünnwandiger Profile und einer im Vergleich zum Flansch signifikant höheren Beulschlankheit $\tilde{\lambda}_{p,w}$ des Steges ist zur Erzielung der minimalen Tragfähigkeit eine zur offenen Profilstirn entgegengerichtete horizontale Vorkrümmung des Bauteils aufzubringen.

Dies kann auch im Sonderfall kompakter C-Querschnitte unter Druckbeanspruchung in Kombination mit einer um die Hauptachse z-z eingespannten Bauteillaagerung, insbesondere für Profile mit großem H/B-Verhältnis, Tragfähigkeiten ergeben, die unter denen der ansonsten maßgeblichen Imperfektionsform in positiver y-Richtung liegen. Der Unterschied liegt jedoch im Extremfall bei maximal 10%, sodass auch unter Wahrung eines ausreichenden Sicherheitsniveaus auf eine gesonderte Differenzierung verzichtet werden kann.

Weiterhin ist bemerkenswert, dass die normative Vorgabe einer zur Eigenform affinen globalen Bauteilimperfektion für C-Profile im Vergleich zur maßgeblichen horizontalen Vorkrümmung durchgängig zu mitunter deutlich höheren Bauteiltragfähigkeiten führt und daher nicht den ungünstigsten Fall abdeckt. Somit kann diese Vorgehensweise für die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten C-Profile nicht empfohlen werden.

Für C-förmige Querschnitte unter Druckbeanspruchung kann im Gegensatz zu doppelsymmetrischen Bauteilen neben dem Biegeknicken auch Biegedrillknicken auftreten. Es konnte jedoch gezeigt werden, dass dieser Fall nur für Bauteile mit kompaktem Querschnitt und $H/B < 2$, die um die Hauptachse z-z starr eingespannt sind, zu bemessungsrelevanten Tragfähigkeiten führt. Daher kann dieser Fall für einen Großteil der baupraktischen Anwendungsfälle ausgeschlossen werden, sodass dieser im Rahmen eines Bauteilnachweises nicht zu untersuchen ist.

Alle im Rahmen der numerischen Untersuchungen herausgearbeiteten Beobachtungen und Erkenntnisse konnten im Nachgang theoretisch hergeleitet und im mechanischen Sinne begründet werden. Zum einen ist so das Tragverhalten druck- und biegebeanspruchter C-Profile lückenlos erklärbar und zum anderen liegt eine zusätzliche Absicherung der numerischen Ergebnisse vor.

5 Verzweigungsproblem

5.1 Allgemeines

Für Baukonstruktionen liegt ein Verzweigungsproblem vor, wenn für ein verformbares Bauteil neben der offensichtlichen unverformten Ursprungslage bei einem bestimmten Lastniveau P_{cr} eine infinitesimal benachbarte, aber verformte Gleichgewichtslage existiert. Im Last-Verformungsdiagramm verzweigt das Gleichgewicht bei Erreichen der kritischen Spannung σ_{cr} , und bei einem Stabtragwerk bewirkt jede marginale Lastzunahme (theoretisch) unendlich anwachsende Verformungen. Man spricht i. A. von einem Übergang vom stabilen zum instabilen Gleichgewicht. Dabei kann eine Instabilität sowohl für das Bauteil als Ganzes ohne Verzerrungen der Querschnittsform, d.h. Knicken oder Biegedrillknicken, als auch für ein oder mehrere Querschnittsteile (Platten- oder Schalenbeulen) oder als Kombination von Beidem eintreten.

Allen Stabilitätsformen gemein ist bei Anwendung der linearen Stabilitätstheorie die Zugrundelegung folgender Voraussetzungen:

- Ideale Geometrie des Stabes und des Querschnitts
- Ideale Lasteinleitung
- Unbeschränkte Gültigkeit des *Hooke'schen Gesetzes*, d.h. ideal-elastischer, isotroper Werkstoff
- Unbeschränkte Gültigkeit der *Bernoulli-Hypothese* vom Ebenbleiben des Querschnitts
- Gültigkeit der Theorie der „kleinen“ Verformungen

Unstrittig ist, dass die Verzweigungsproblematik unter oben genannten Voraussetzungen in keiner Weise das Verhalten realer Baukonstruktionen wirklichkeitsnah wiedergeben kann. Jedoch liefert die Lösung des Verzweigungsproblems eine vergleichsweise einfache aber wertvolle Charakterisierung der einzelnen Stabilitätsprobleme. So hat es sich im Gegenteil zu früheren Normen als besonders zielführend erwiesen, einen auf die Materialfestigkeit bezogenen Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}$ zu definieren, der für alle Stabilitätsfälle anwendbar ist, Gleichung (5.1).

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} \quad (5.1)$$

Im Verzweigungsfall können auch die oben genannten einzelnen globalen und lokalen Stabilitätsformen in Kombination untereinander auftreten. Die Lösung derartiger Verzweigungsprobleme kann unter Anwendung einer verschärften

Theorie wie der *verallgemeinerten technischen Biegelehre (VTB)*, [84], oder unter Zuhilfenahme numerischer Methoden erfolgen. Jedoch ist aus reiner Betrachtung der Eigenform und der zugehörigen Verzweigungsschnittgrößen keine aussagekräftige Wichtung der einzelnen Stabilitätsformen möglich, insbesondere wenn diese auf ähnlichem Lastniveau auftreten. Es können sehr komplexe Eigenformen auftreten, die es dem, ohnehin durch die Vielzahl einzelner Stabilitätsformen im Stahlbau geforderten, in der Praxis tätigen Ingenieur schwierig machen, eine zweifelsfreie Einschätzung des Tragverhaltens der untersuchten Struktur zu finden. Selbiges gilt für die richtige Anwendung etwaiger Software, für die mitunter ein profunder Kenntnisstand auf dem Gebiet der Stabilitätstheorie notwendig ist, um auch die Ergebnisse sicher einschätzen, interpretieren und anwenden zu können. Auch ist die rechnerische Ermittlung der Gesamtstabilitätsverzweigung mit Hilfe der *VTB* mit z.T. erheblichem Aufwand verknüpft, sodass grundsätzlich konstatiert werden muss, dass diese Vorgehensweise für die breite Praxis nicht geeignet erscheint.

Zudem stellt sich beim Übergang auf das Tragfähigkeitsniveau die Frage nach einer geeigneten Traglastabminderungskurve, die das reale Verhalten der gesamtstabilitätsgefährdeten Konstruktion unter Berücksichtigung real existierender geometrischer und struktureller Imperfektionen sowie des nichtlinearen Materialverhaltens beschreibt. Insbesondere gilt dies für die Unterscheidung zwischen lokalem Plattenbeulen und globaler Stabstabilität, die grundsätzlich unterschiedliche Charakteristiken im Tragverhalten aufweisen. So ist für globale Instabilitätsfälle die Stabtragfähigkeit nach oben im Wesentlichen durch die Verzweigungsspannung begrenzt, während für beulgefährdete, plattenartige Bauteile insbesondere im Bereich großer Plattenschlankheiten ein „überkritisches Tragverhalten“ genutzt werden kann.

Aus diesen Gründen wird die in der z. Zt. aktuellen Normengeneration verankerte Vorgehensweise weiter verfolgt, die eine strikte Trennung der einzelnen Stabilitätsprobleme auf Verzweigungsniveau vorsieht. Auch wird bei kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung die dort praktizierte Methode der Aufteilung in die einzelnen Grundbeanspruchungsarten Normalkraft und Biegemoment(e) sowohl beim lokalen als auch beim globalen Stabilitätsfall adaptiert, um so eine für die Ingenieurpraxis wenig sinnvolle, iterative Bestimmung der Bauteiltragfähigkeiten zu vermeiden.

5.2 Lokales Plattenbeulen

5.2.1 Verzweigungsproblem von Rechteckplatten

Beim Verzweigungsproblem des lokalen Plattenbeulens werden i.d.R. die druckbeanspruchten Bleche isoliert betrachtet. Die Lösung der entsprechenden Differentialgleichung nach der linearen Beultheorie liefert für die Beulverzweigungsspannung $\sigma_{cr,p}$ die allgemeingültige Gleichung (5.2).

$$\sigma_{cr,p} = k_{\sigma} \cdot \frac{E \cdot \pi^2}{12 \cdot (1 - \mu^2)} \cdot \left(\frac{T}{B}\right)^2 \approx k_{\sigma} \cdot 189800 \cdot \left(\frac{T}{B}\right)^2 \text{ in N/mm}^2 \quad (5.2)$$

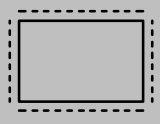
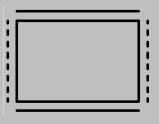
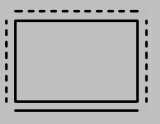
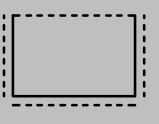
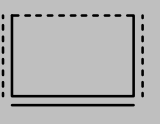
Darin wird der Vorfaktor k_{σ} in der Literatur üblicherweise als *Beulwert* bezeichnet. Dieser ist von der Plattengeometrie, der Lagerungsart und der Beanspruchung abhängig. Für einfache Fälle lassen sich geschlossene Lösungen angeben, wie z.B. Gleichung (5.3) für Rechteckplatten unter konstanter Druckbeanspruchung, [46].

$$k_{\sigma} = p + q \cdot \left(\frac{\alpha}{m}\right)^2 + \left(\frac{m}{\alpha}\right)^2 \quad (5.3)$$

Darin bedeuten

- $\alpha =$ Seitenverhältnis der Platte L/B
- $m =$ Anzahl der Halbwellen in Längsrichtung der Beulfigur
- $p, q =$ Beiwerte nach Tabelle 5.1, [46]

Tabelle 5.1: Beulwerte für konstant druckbeanspruchte Rechteckplatten

Lagerung					
p	2	2,5	2,27	0,425	0,57
q	1	5	2,45	0	0,125
$k_{\sigma,min}$	4	6,97	5,40	0,425	1,28
$\alpha (k_{\sigma,min})$	1/m	0,67/m	0,80/m	∞	1,68/m

Die graphische Auswertung der Gleichung (5.3) für verschiedene Ansätze der Halbwellenzahl m führt zu den in der Beulliteratur bekannten *Girlandenkurven*, Bild 2.15. Maßgebend ist dabei die untere Einhüllende, wobei sich für jede Wahl von $m = 1, 2, 3 \dots$ der gleiche minimale Beulwert ergibt. Dieser und die zugehörige Halbwellenlänge können anhand der Gleichungen (5.4) und (5.5) ermittelt werden.

$$k_{\sigma, \min} = p + 2 \cdot \sqrt{q} \quad (5.4)$$

$$\alpha(k_{\sigma, \min}) = m \cdot \sqrt[4]{\frac{1}{q}} \quad (5.5)$$

Aus Gleichung (5.4) folgt, dass der Anstieg zwischen den Minima von k_{σ} mit zunehmender Plattenlänge immer geringer wird. Da die einzelnen Platten überwiegend Querschnittselemente eines Bauteils sind, dessen Länge wesentlich größer als die Plattenbreite ist, liegen i.d.R. für reale Konstruktionen große Seitenverhältnisse α vor. Daher ist es gerechtfertigt, den Beulwert k_{σ} stets als Minimum gemäß Tabelle 5.1 anzunehmen. Damit ergibt sich für das lokale Plattenbeulen im Gegensatz zur Stabstabilität eine Verzweigungsspannung $\sigma_{cr,p}$ die in baupraktischer Näherung unabhängig von der Bauteillänge ist. Dies gilt in ähnlicher Weise für dreiseitig gelagerte Platten, die generell in größerer Halbwellenlänge ausbeulen, wobei der Grenzfall der ideal gelenkig gelagerten Platte unter konstanter Druckbeanspruchung seinen minimalen Beulwert für Seitenverhältnisse $\alpha \rightarrow \infty$ erreicht, vgl. Bild 2.15.

Die in diesem Abschnitt getroffenen Aussagen beziehen sich bisher auf den Fall konstanter Druckspannung über die Breite der betrachteten Platte. Ein Spannungsgradient über die Plattenbreite beeinflusst das Beulverhalten offensichtlich positiv. Zum einen wird die Spannungsintensität vermindert und zum anderen wird bei durchschlagendem Spannungsverlauf ein Teil der Platte sogar auf Zug beansprucht, was in diesem Bereich a priori keine Beulgefahr nach sich zieht und die Gesamtplatte sogar stabilisiert.

In der üblicherweise angewandten Verzweigungstheorie wird, wie im vorangegangenen Abschnitt 5.1 beschrieben, eine unbeschränkte Gültigkeit des *Hooke'schen Gesetzes* vorausgesetzt. Daher ist hier das Verhältnis der Randspannungen ψ_{σ} mit dem der Randdehnungen ψ_{ε} identisch, Gleichung (5.6). Erst beim Übergang auf das Tragfähigkeitsniveau, bei dem evtl. Plastizierungen des Querschnitts auftreten können, ist es sinnvoll und mitunter notwendig, ausschließlich das Verhältnis der Randdehnungen zu verwenden.

$$\psi_{\sigma} = \frac{\sigma}{\max. \sigma_{\text{Druck}}} = \frac{\varepsilon}{\max. \varepsilon_{\text{Druck}}} \cdot \frac{E}{E} = \psi_{\varepsilon} \quad (5.6)$$

Für die Grenzfälle der Längsrandlagerung, d.h. ideal gelenkig oder starr eingespannt, können Näherungsgleichungen für die Beulwerte von drei- und vierseitig gestützten Platten unter Spannungsgradienten über die Plattenbreite angegeben werden, Gleichungen (5.7) bis (5.12).

Vierseitig gelenkig gelagerte Platten:

$$k_{\sigma} = \frac{8,2}{\psi_{\sigma} + 1,05} \quad \text{für } 1 \geq \psi_{\sigma} \geq 0$$

$$k_{\sigma} = 7,81 - 6,29 \cdot \psi_{\sigma} + 9,78 \cdot \psi_{\sigma}^2 \quad \text{für } 0 \geq \psi_{\sigma} \geq -1$$
(5.7)

Vierseitig starr eingespannte Platten:

$$k_{\sigma} = \frac{14,3}{\psi_{\sigma} + 1,05} \quad \text{für } 1 \geq \psi_{\sigma} \geq 0$$

$$k_{\sigma} = 13,56 - 12,0 \cdot \psi_{\sigma} + 14,0 \cdot \psi_{\sigma}^2 \quad \text{für } 0 \geq \psi_{\sigma} \geq -1$$
(5.8)

Dreieitig gelenkig gelagerte Platten (max. Druck am gelagerten Längsrand):

$$k_{\sigma} = \frac{1,7}{1 + 3 \cdot \psi_{\sigma}} \quad \text{für } 1 \geq \psi_{\sigma} \geq 0$$

$$k_{\sigma} = 1,7 - 5,0 \cdot \psi_{\sigma} + 17,1 \cdot \psi_{\sigma}^2 \quad \text{für } 0 \geq \psi_{\sigma} \geq -1$$

$$k_{\sigma} = 5,98 \cdot (1 - \psi_{\sigma}) \quad \text{für } -1 \geq \psi_{\sigma}$$
(5.9)

Dreieitig gelenkig gelagerte Platten (max. Druck am freien Längsrand):

$$k_{\sigma} = \frac{1,7}{3 + \psi_{\sigma}} \quad \text{für } 1 \geq \psi_{\sigma} \geq -2$$
(5.10)

Dreieitig starr eingespannte Platten (max. Druck am gelagerten Längsrand):

$$k_{\sigma} = \frac{5,9}{1 + 3,6 \cdot \psi_{\sigma}} \quad \text{für } 1 \geq \psi_{\sigma} \geq 0$$

$$k_{\sigma} = 5,9 - 19,2 \cdot \psi_{\sigma} + 14,6 \cdot \psi_{\sigma}^2 \quad \text{für } 0 \geq \psi_{\sigma} \geq -1$$
(5.11)

Dreieitig starr eingespannte Platten (max. Druck am freien Längsrand):

$$k_{\sigma} = 1,64 - 0,43 \cdot \psi_{\sigma} + 0,07 \cdot \psi_{\sigma}^2 \quad \text{für } 1 \geq \psi_{\sigma} \geq -1$$
(5.12)

In Bild 5.1 ist die graphische Auswertung obiger Gleichungen für einen Bereich von Randspannungsverhältnissen $1 \geq \psi_{\sigma} \geq -1$ dargestellt. Man erkennt deutlich die ausgeprägten Unterschiede für dreieitige Platten bei Druckbeanspruchung am freien oder gelagerten Rand, wo sich bei letztgenanntem Fall das Tragverhalten bei zunehmendem Spannungsgradienten dem von vierseitig gelagerten Platten annähert. Der zugbeanspruchte Teil der Platte kann somit anschaulich als Auflager aufgefasst werden.

Verzichtet man für die isoliert betrachteten Platten auf die Forderung nach einer ideal gelenkigen oder starr eingespannten Lagerung an den Längsrändern, wie sie in der Baupraxis i.d.R. nicht existiert, ist das Verzweigungsproblem für das Plattenbeulen im allgemeinen Fall nicht mehr analytisch geschlossen lösbar. Es muss dann auf theoretisch oder empirisch hergeleitete Näherungslösungen zurückgegriffen werden.

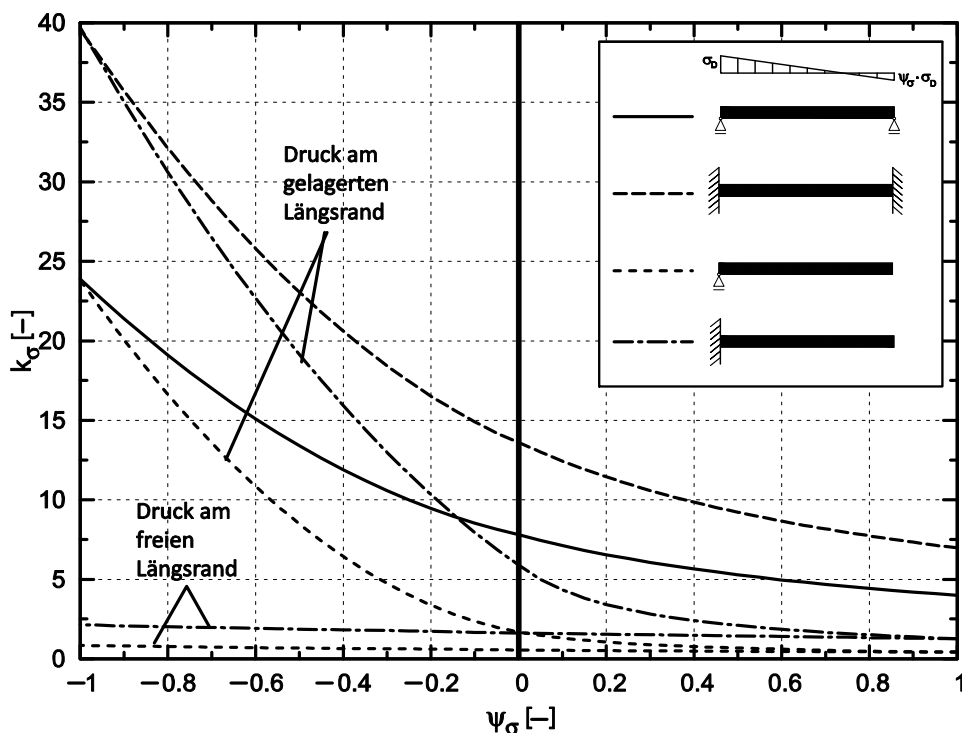


Bild 5.1: Beulwerte k_σ in Abhängigkeit des Randspannungsverhältnisses ψ_σ

In [9] wurden die Beiwerte p und q in Gleichung (5.3) für an den Plattenlängsrändern elastisch eingespannte Rechteckplatten erweitert. Dabei wird ein Einspannkoeffizient ξ eingeführt, der zwischen 0 (Volleinspannung) und ∞ (gelenkige Lagerung) variiert. Durch grafische Auswertung ergeben sich für dreiseitig gelagerte Platten somit folgende Näherungsgleichungen (5.13) und (5.14).

$$p = 0,425 + \frac{0,016}{0,025 + \xi} \tag{5.13}$$

$$q = \frac{0,061}{0,43 + \xi} \tag{5.14}$$

Zwar ergibt sich so eine vergleichsweise einfache Möglichkeit der Berücksichtigung der elastischen Einspannung an den Plattenlängsrändern, jedoch ist bei genauerer Betrachtung im Vergleich zu den analytisch hergeleiteten Beiwerten p und q in Tabelle 5.1 ein korrekter Übergang zum Grenzfall der Volleinspannung

nicht gegeben. Zudem gelten obige Gleichungen nur für konstant druckbeanspruchte Platten. Damit sind die ebenso baupraktisch bedeutenden Fälle eines Spannungsgradienten über die Plattenbreite durch obige Gleichungen nicht abgedeckt. Daher ist die Vorgehensweise gemäß [9] nicht für alle Anwendungsfälle gültig und wird daher nicht weiter verfolgt.

In [55] wurden Näherungslösungen zur direkten Berechnung der Beulwerte k_{σ} von am Längsrand elastisch eingespannten Platten angegeben. Diese berücksichtigen nunmehr auch vom konstanten Druck abweichende Spannungsverhältnisse. Aufgrund des Umfangs der Näherungslösungen wird an dieser Stelle auf eine Wiedergabe verzichtet. Zudem geht in die Bestimmungsgleichungen die Plattenlänge als zusätzliche Unbekannte mit ein, was eine iterative Berechnung notwendig werden lässt. Im Sinne eines für die Ingenieurpraxis anwendbaren Näherungsverfahrens erscheint diese Vorgehensweise wenig praktikabel, sodass auch hier von einer näheren Betrachtung abgesehen wird.

5.2.2 Verzweigungsspannung des Gesamtquerschnitts

5.2.2.1 Allgemeines

In der aktuellen Normung (z.B. [R11], [R6]) werden Bauteile mit prismatischem Querschnitt gedanklich in die einzelnen Querschnittsteile zerteilt. Dabei wird vereinfachend von einer gelenkigen Lagerung der Blechränder ausgegangen. Dies bedeutet, dass sich die einzelnen Querschnittsteile unabhängig von einander verformen können. Dies entspricht i. A. jedoch nicht dem realen Verhalten. Durch Kontinuitätsbedingungen an den Längsrändern liegt vielmehr eine gegenseitige Beeinflussung der Bleche vor. So erzwingt das Ausbeulen des einen Querschnittsteils in jedem Fall eine Reaktion im benachbarten Element, das sich entsprechend an der Koppelstelle mit verdrehen muss, vgl. Bild 5.2.

Das steifere Element bietet dem beulschlankeren Querschnittsteil eine drehfederelastische Einspannung, während es zusätzlich durch die Verdrehung eine zusätzliche Momentenbeanspruchung um die Blechmittelebene erfährt, Bild 2.14. Zudem ist die Annahme einer gelenkigen Längsrandlagerung bei dreiseitig gelagerten Platten, d.h. den Flanschen, mit der Voraussetzung verknüpft, dass sich der minimale Beulwert k_{σ} bei einer unendlich großen Halbwellenlänge einstellt. Durch die Kopplung mit dem vierseitig gestützten Steg, der i.d.R. mit einer wesentlich kleineren Halbwellenlänge $\alpha \approx 1,0$ ausbeult, wird der Flansch jedoch in eine kurzwelligere Verformungsfigur gezwungen, was den Beulwert mitunter deutlich anheben kann, vgl. Bild 2.15.

Daher stellt die Annahme einer gelenkigen Längsrandlagerung eine in jedem Fall konservative Abschätzung der Verzweigungsspannung $\sigma_{cr,P}$ dar, die ebenso kon-

servative Tragfähigkeiten zur Folge haben kann. Somit erscheint es im Sinne einer wirtschaftlichen Bemessung sinnvoll, die realen Lagerungsbedingungen der Plattenlängsränder zu berücksichtigen.

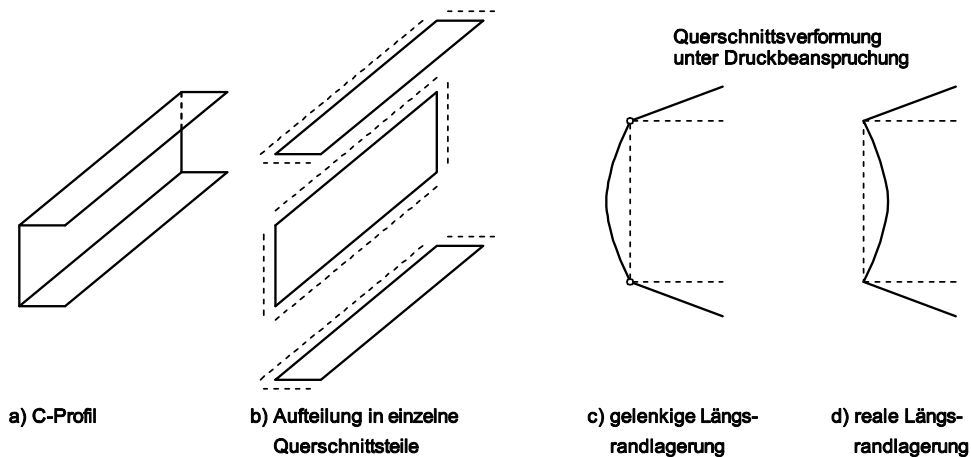


Bild 5.2: Zerlegung eines C-Profiles in einzelne Platten mit vereinfachter und realer Verformungsfigur

Wie in Abschnitt 2.2.5 gezeigt, kann dies entweder mit Hilfe numerischer Lösungen oder durch adäquate Näherungsverfahren erfolgen. Im Folgenden wird beides im Hinblick auf die im Rahmen dieser Arbeit betrachteten C-Profile vorgenommen.

5.2.2.2 Theoretische und analytische Untersuchungen

5.2.2.2.1 Allgemeines

Zur Bestimmung der idealen Beulverzweigungsspannung $\sigma_{cr,P}$ von rein druckbeanspruchten Querschnitten wird in [11] ein Näherungsverfahren vorgestellt, das die wesentlichen Parameter der gegenseitigen Beeinflussung der Querschnittsteile berücksichtigt. Es wurde theoretisch hergeleitet und besitzt Gültigkeit für alle prismatischen Querschnittsformen, Bild 2.16.

Nachfolgend wird das Näherungsverfahren aus [11] für die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten C-Profile aufgearbeitet und um die zusätzlichen Lastfälle aus Biegebeanspruchung um die beiden Profilhauptachsen ergänzt. Dafür werden zunächst zur Vereinfachung bezogene Querschnittsabmessungen θ und ζ eingeführt, die eine vereinfachte Formeldarstellung erlauben, Gleichungen (5.15) und (5.16).

$$\theta = \frac{H}{B} \tag{5.15}$$

$$\zeta = \frac{T_f}{T_w} \quad (5.16)$$

Zunächst muss über einen Vergleich der idealen Beulverzweigungsspannungen bei Annahme einer gelenkigen Längsrandlagerung die maßgebliche, d.h. das Beulen einleitende Platte ermittelt werden. Für diese wird ein erhöhter Beulwert $k_{1,e}$ bestimmt, während für den stützenden Querschnittsteil aufgrund der zusätzlichen Plattenbiegemomente der Beulwert $k_{2,red}$ gegenüber der gelenkigen Lagerung reduziert wird. Diese Abgrenzung ist ausschließlich vom Beulwert und der Querschnittsgeometrie abhängig. Somit lässt sich ein Wichtungsfaktor γ einführen, der das Verhältnis der Verzweigungsspannungen beschreibt, Gleichung (5.17).

$$\gamma = \frac{\sigma_{cr,P,f,gel}}{\sigma_{cr,P,w,gel}} = \frac{k_{\sigma,f,gel} \cdot \left(\frac{T_f}{B}\right)^2}{k_{\sigma,w,gel} \cdot \left(\frac{T_w}{H}\right)^2} = \frac{k_{\sigma,f,gel}}{k_{\sigma,w,gel}} \cdot \theta^2 \cdot \zeta^2 \quad (5.17)$$

Hierüber kann eine vergleichsweise einfache Abgrenzung zwischen den einzelnen Querschnittsteilen vorgenommen werden. Für Werte $\gamma < 1,0$ wird der Flansch unter Stützung des Steges maßgebend, während für $\gamma > 1,0$ der umgekehrte Fall eintritt. Für den Sonderfall $\gamma = 1,0$ liegt somit eine gelenkige Lagerung aller Querschnittsteile vor, sodass keine gegenseitige Beeinflussung auftritt. Dieser Fall ist allerdings ausschließlich theoretischer Natur. In baupraktischen Konstruktionen lässt sich dieses Verhalten nicht realisieren, weil die Beulwellenlängen von drei- ($\alpha = \infty$) und vierseitig ($\alpha = 1$) gelenkig gestützten Platten nicht verträglich sind. Da dieser Parameter im Vergleich zur Querschnittsgeometrie und den damit verbundenen drehfederelastischen Einspannungen der Längsränder i.d.R. einen untergeordneten Einfluss ausübt, wird im Folgenden Gleichung (5.17) weiterhin angewendet.

Im etablierten Nachweisverfahren für die Kombination verschiedener Einwirkungen gemäß Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], wird konsequent zwischen den Grundbeanspruchungen Axialkraft und Biegemomenten unterschieden, um eine berechnungsintensive, iterative Bemessung zu vermeiden. Im Sinne einer praktikablen Nachweismethode wird dieser Grundgedanke im Rahmen der vorliegenden Arbeit stetig weiter verfolgt. Auch obwohl eine derartige Vorgehensweise streng genommen im mechanischen Sinne nicht exakt ist, überwiegt die Forderung nach der Handhabbarkeit in der Ingenieurpraxis. Daher wird aus Gründen der Übersichtlichkeit im Folgenden konsequent zwischen den einzelnen Beanspruchungskomponenten unterschieden. Dabei wird auf eine ausführliche Herleitung der Einzelkomponenten bewusst verzichtet, da diese in [11] umfassend abgehandelt sind.

Es werden nur die zur Erweiterung auf andere Beanspruchungskomponenten notwendigen Änderungen beschrieben. Der Berechnungsweg als solcher erfolgt dann analog zu [11].

5.2.2.2 Beanspruchung durch Drucknormalkraft

Betrachtet man die Beuleigenform eines rein druckbeanspruchten C-Profils, stellt sich bei der niedrigsten Verzweigungsspannung folgerichtig für beide Flansche eine gegensinnige Verformung ein, sodass ein zusätzlicher Wendepunkt in der Verformungsfigur des Steges wie in der zweiten Beuleigenform vermieden wird, vgl. Bild 5.3b. Ein solches Verhalten stellt sich unabhängig davon ein, welche Platte die höhere Beulgefahr aufweist. Daher wird zur Bestimmung der Plattensteifigkeiten gemäß der Vorgehensweise nach [11] der Steg als beidseits gelenkiger Stab mit Beanspruchung durch gegengleiche Endmomente aufgefasst, Bild 5.3.

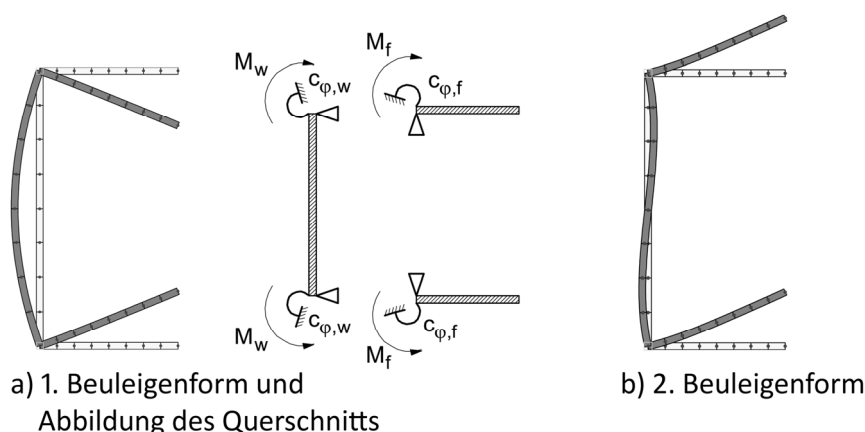


Bild 5.3: Numerisch ermittelte Beuleigenformen und Diskretisierung des Querschnitts zur Ermittlung der Plattensteifigkeiten für reine Druckbeanspruchung

Werden nunmehr die aus der Literatur bekannten Beulwerte $k_{\sigma, \text{gel}}$ für drei- und vierseitig gestützte Platten unter konstanter Druckbeanspruchung in die Bestimmungsgleichung (5.17) für den Wichtungsfaktor γ eingesetzt, lässt sich die Abgrenzung zwischen der Maßgeblichkeit von Flansch oder Steg wie folgt angeben:

$$\gamma = \frac{0,425}{4,0} \cdot \theta^2 \cdot \zeta^2 = \frac{17}{160} \cdot \theta^2 \cdot \zeta^2 \approx 0,106 \cdot \theta^2 \cdot \zeta^2$$

$$\Rightarrow \theta < \frac{3,068}{\zeta} \quad \text{Flansch maßgebend} \quad (5.18)$$

$$\Rightarrow \theta > \frac{3,068}{\zeta} \quad \text{Steg maßgebend}$$

Für kaltgeformte Profile gleicher Wanddicke ergibt sich somit, dass bis zu einem Verhältnis von $H/B \approx 3,0$ der Flansch die für das Beulen maßgebliche Platte darstellt, die durch den Steg elastisch gestützt wird. Dieser Bereich beinhaltet einen Großteil der baupraktisch relevanten Fälle, da sich bei größeren θ -Verhältnissen deutliche Unterschiede in den Hauptachsenbiegesteifigkeiten einstellen. Dies würde das bei reiner Druckbeanspruchung stets zu beachtende Biegeknicken normal zur Hauptachse z-z stark begünstigen, was oftmals einer wirtschaftlichen Bemessung entgegensteht.

In Analogie zu [11] wird ein dimensionsloser Einspanngrad $0 \leq f_e \leq 1,0$ definiert, der im Wesentlichen von den Drehfedersteifigkeiten der einzelnen Querschnittsteile $c_{\phi,f}$ und $c_{\phi,w}$ abhängt. Deren Herleitung kann für reine Druckbeanspruchung [11] entnommen werden, sodass auf eine ausführliche Wiedergabe verzichtet wird. Als Ergebnis lassen sich direkt Bestimmungsgleichungen für die Beulwerte k_{σ} der Querschnittsteile von druckbeanspruchten C-Profilen angeben, die ausschließlich von der Querschnittsgeometrie abhängen, Gleichungen (5.19) bis (5.22). Darin bezeichnet der zusätzliche Index „e“, dass es sich um einen gegenüber der gelenkigen Längsrandlagerung erhöhten Beulwert handelt, während der Index „red“ die Reduktion durch die zusätzlich wirkenden Plattenbiegemomente kennzeichnet.

Flansch maßgebend ($\gamma < 1,0$):

$$\begin{aligned}
 k_{\sigma,f,e} &= 0,425 + 0,855 \cdot f_e = 0,425 + 0,855 \cdot \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{3 \cdot \zeta^3 \cdot \theta}{1 - \gamma}}} \\
 &\approx 0,425 + 0,855 \cdot \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{3 \cdot \zeta^3 \cdot \theta}{1 - 0,106 \cdot \zeta^2 \cdot \theta^2}}}
 \end{aligned} \tag{5.19}$$

$$\begin{aligned}
 k_{\sigma,w,red} &= 2 \cdot \left(1 + \frac{1}{\sqrt{1 + 0,838 \cdot \left(\frac{1}{\gamma} - 1 \right)}} \right) \\
 &\approx 2 \cdot \left(1 + \frac{1}{\sqrt{1 + 0,838 \cdot \left(\frac{1}{0,106 \cdot \zeta^2 \cdot \theta^2} - 1 \right)}} \right) \approx 2 + 0,66 \cdot \zeta \cdot \theta
 \end{aligned} \tag{5.20}$$

Steg maßgebend ($\gamma > 1,0$):

$$\begin{aligned}
 k_{\sigma,w,e} &= 4,0 + 2,97 \cdot f_e = 2 + \frac{2}{\sqrt{1 - \frac{0,838}{1 + \frac{3}{\theta \cdot \zeta^3 \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right)}}}}} \\
 &\approx 2 + \frac{2}{\sqrt{1 - \frac{0,838}{1 + \frac{3}{\theta \cdot \zeta^3 \cdot \left(1 - \frac{1}{0,106 \cdot \zeta^2 \cdot \theta^2}\right)}}}}}
 \end{aligned} \tag{5.21}$$

$$\begin{aligned}
 k_{\sigma,f,red} &= \frac{0,425}{\gamma} + \frac{1}{\theta^2 \cdot \sqrt{1 - \frac{0,838}{1 + \frac{3}{\theta \cdot \zeta^3 \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right)}}}}} \\
 &\approx \frac{4}{\zeta^2 \cdot \theta^2} + \frac{1}{\theta^2 \cdot \sqrt{1 - \frac{0,838}{1 + \frac{3}{\theta \cdot \zeta^3 \cdot \left(1 - \frac{1}{0,106 \cdot \zeta^2 \cdot \theta^2}\right)}}}}}
 \end{aligned} \tag{5.22}$$

Trägt man die obigen Bestimmungsgleichungen für unterschiedliche, baupraktisch relevante Blechdickenverhältnisse $0,5 \leq \zeta \leq 2,0$ über den Parameter θ im Bereich $0 \leq \theta \leq 4,0$ auf, ergeben sich die in Bild 5.4 und Bild 5.5 abgebildeten Kurvenscharen.

Man erkennt deutlich den zweigeteilten Verlauf der Kurven in Abhängigkeit davon, ob das betrachtete Querschnittsteil einspannend oder (teil-)eingespannt ist. Per Definition erfolgt der Übergang bei Erreichen des Beulwertes bei gelenkiger Längsrandlagerung $k_{\sigma, gel}$. Insbesondere bei der dreiseitig gestützten Platte können im baupraktischen Bereich von Dickenverhältnissen $\zeta = 1,0 - 2,0$ deutliche Zugewinne der idealen Verzweigungsspannung $\sigma_{cr,p,f}$ ausgenutzt werden, die mitunter den Faktor 2,0 im Vergleich zur gelenkigen Längsrandlagerung erreichen.

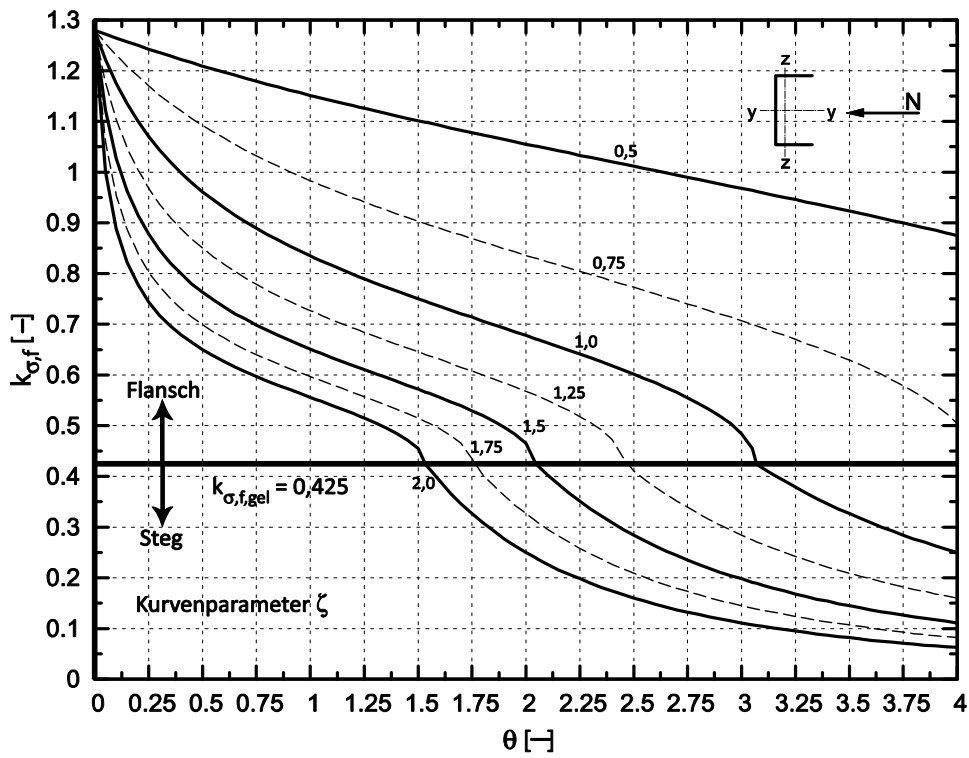


Bild 5.4: Beulwerte $k_{\sigma,f}$ für die Flanche druckbeanspruchter C-Profile

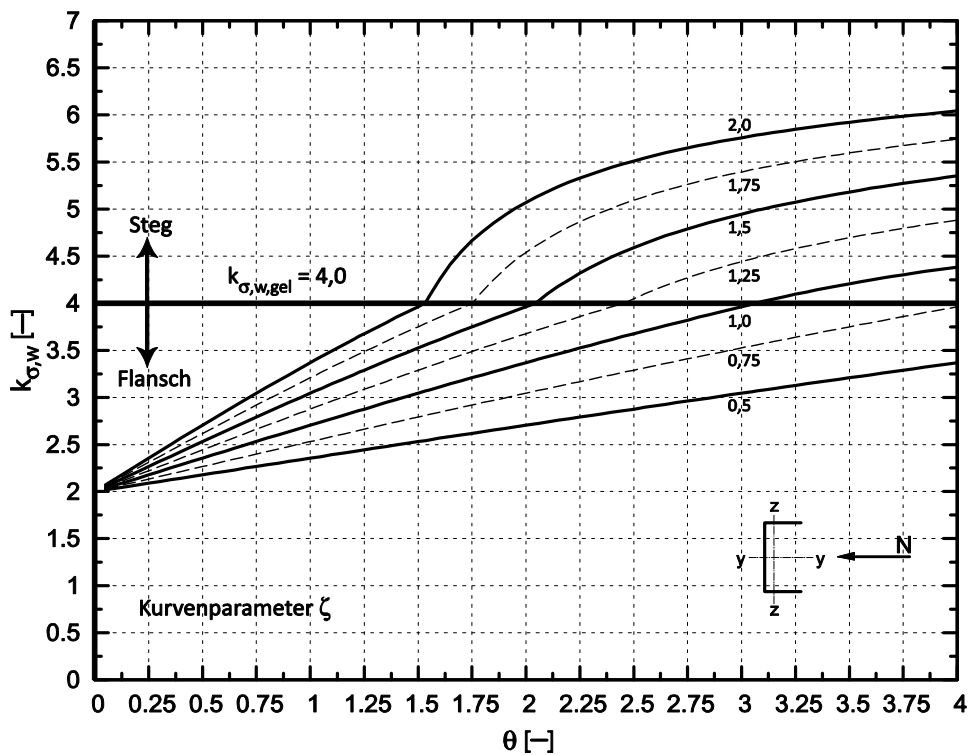


Bild 5.5: Beulwerte $k_{\sigma,w}$ für den Steg druckbeanspruchter C-Profile

Das untersuchte Federmodell ist zudem in der Lage, die Forderung zur korrekten Abbildung der Grenzfälle zu erfüllen. Betrachtet man die Beulwerte des Flansches in Bild 5.4, lässt sich ersehen, dass bei gegen Null tendierender Steghöhe der Wert der Volleinspannung $k_{\sigma,f} = 1,28$ (theoretisch) erreicht wird, da die Biegesteifigkeit des Steges unendlich ansteigt und dieser somit den Flansch starr einspannt. Ebenso streben die Kurven für die Beulwerte des Steges in Bild 5.5 mit konvexem Verlauf gegen den eingespannten Grenzwert $k_{\sigma,w} = 6,97$, der erst bei einer gegen Null laufenden Profildicke und damit einem unendlich großen Verhältnis θ erreicht wird.

5.2.2.2.3 Beanspruchung durch Biegemoment M_y

Wird das C-Profil anstatt einer Druckbeanspruchung nun durch ein Biegemoment um die Hauptachse y-y beansprucht, ist der Formelapparat aus [11] nicht direkt anwendbar, da dessen dortige Herleitung ausschließlich für reine Druckbeanspruchung erfolgte. Zwar ergibt sich für die Biegesteifigkeit des gedrückten Flansches im Verfahren nach [11] kein Unterschied zum vorangegangenen Abschnitt, da im Druckflansch sowohl der Verlauf als auch die Größe der Druckspannungen identisch sind. Jedoch ist der Zugflansch natürlich nicht selbst beulgefährdet und erfährt so gut wie keine Verformung, vgl. Bild 5.6a). Zudem stellt sich für den Steg ein Spannungsgradient von $\psi_\sigma = -1,0$ ein, der einerseits die Einspannwirkung für den Flansch und andererseits dessen eigene Beulgefahr positiv beeinflusst. Wird auch hier die Vorgehensweise nach [11] zur Ermittlung der Drehfedersteifigkeit $c_{\varphi,w}$ des Steges angewendet, muss der Spannungsverlauf über die Steghöhe Berücksichtigung finden.

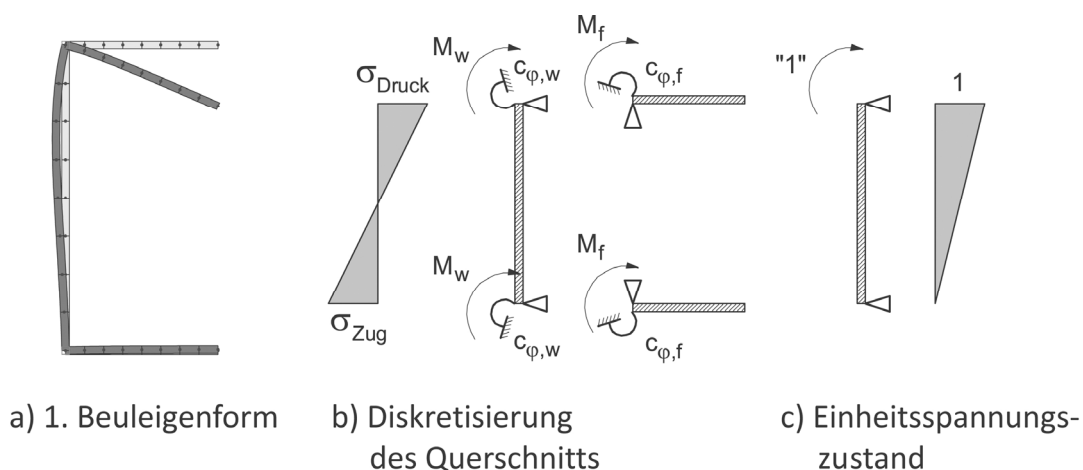


Bild 5.6: Numerisch ermittelte Beuleigenform und Diskretisierung des Querschnitts zur Ermittlung der Plattensteifigkeiten für reine Biegebeanspruchung M_y

Im Falle reiner Biegebeanspruchung M_y ergibt sich für den Steg unter Annahme einer gelenkigen Längsrandlagerung mit $k_{\sigma,w,gel} = 23,88$ ein gegenüber reiner

Druckbeanspruchung signifikant erhöhter Beulwert, sodass hier über den gesamten baupraktischen Bereich der Flansch als maßgebende Platte einzustufen ist, Gleichung (5.23). Selbst bei einem Verhältnis $\zeta = T_f/T_w = 2,0$ muss die Profilhöhe etwa den vierfachen Wert der Breite annehmen, damit die Beulgefahr des Steges die des Flansches übersteigt.

$$\gamma = \frac{0,425}{23,88} \cdot \theta^2 \cdot \zeta^2 = \frac{85}{4776} \cdot \theta^2 \cdot \zeta^2 \approx 0,0178 \cdot \theta^2 \cdot \zeta^2$$

$$\Rightarrow \theta < \frac{7,519}{\zeta} \quad \text{Flansch maßgebend} \quad (5.23)$$

$$\Rightarrow \theta > \frac{7,519}{\zeta} \quad \text{Steg maßgebend}$$

Nachfolgend wird das Rechenverfahren aus [11] auf den Lastfall reiner Biegebeanspruchung um die starke Profilhauptachse y-y bei C-Profilen erweitert. Dabei wird die Notation aus [11] weiter verwendet. Eine ausführliche Herleitung erfolgt ausschließlich für den baupraktisch relevanten Fall eines für das Beulen maßgebenden Flansches mit Stützung durch den Steg. Wie einleitend erwähnt, ergibt sich für die Federsteifigkeit des Flansches $c_{\varphi,f}$ keine Veränderung, sodass diese analog zur Formulierung in [11] mit Gleichung (5.28) angegeben werden kann.

$$c_{\varphi,f} = \frac{E \cdot T_f^3}{18 \cdot B} \quad (5.24)$$

Aus der Momentenüberlagerung von Lastspannungs- (Bild 5.6b)) und Einheitsspannungszustand des Steges (Bild 5.6c)) lässt sich dessen Drehfeder $c_{\varphi,w}$ entsprechend Gleichung (5.25) ermitteln. Dabei muss folgerichtig auch die Beulgefahr des stützenden Steges selber Berücksichtigung finden. Dafür wird in Analogie zu [11] der Wichtungsfaktor γ gemäß Gleichung (5.17) aus dem Verhältnis der Beulverzweigungsspannungen unter Annahme einer gelenkigen Plattenlängsrandlagerung integriert.

$$c_{\varphi,w} = \frac{E \cdot T_w^3}{2 \cdot H} \cdot \left(1 - \frac{\sigma_{cr,p,f,gel}}{\sigma_{cr,p,w,gel}} \right) = \frac{E \cdot T_w^3}{2 \cdot H} \cdot (1 - \gamma) \quad (5.25)$$

Somit ergibt sich im Vergleich zur reinen Druckbeanspruchung eine dreimal größere Stegbiegesteifigkeit, die zu einer bezogenen Federsteifigkeit gemäß Gleichung (5.26) führt.

$$\bar{c}_{\varphi} = \frac{c_{\varphi,f}}{c_{\varphi,w}} = \frac{\zeta^3 \cdot \theta}{9 \cdot (1 - \gamma)} = \frac{\zeta^3 \cdot \theta}{9 \cdot (1 - 0,0178 \cdot \zeta^2 \cdot \theta^2)} \quad (5.26)$$

Der Einspannkoeffizienten f_e für den Flansch lässt sich nunmehr analog zu [11] wie folgt definieren.

$$f_e = \frac{1}{\sqrt{1+9 \cdot \bar{c}_\varphi}} = \frac{1}{\sqrt{1+\frac{\zeta^3 \cdot \theta}{1-0,0178 \cdot \zeta^2 \cdot \theta^2}}} \quad (5.27)$$

Im Falle des hier behandelten maßgebenden Flansches lässt sich der erhöhte Beulwert für den Flansch $k_{\sigma,f,e}$ durch lineare Interpolation zwischen dem gelenkigen $k_{\sigma,f,gel}$ und starr eingespannten Grenzwert $k_{\sigma,f,starr}$ mit Gleichung (5.28) bestimmen.

$$\begin{aligned} k_{\sigma,f,e} &= k_{\sigma,f,gel} + (k_{\sigma,f,starr} - k_{\sigma,f,gel}) \cdot f_e = 0,425 + (1,28 - 0,425) \cdot f_e \\ &= 0,425 + \frac{0,855}{\sqrt{1+\frac{\zeta^3 \cdot \theta}{1-\gamma}}} \approx 0,425 + \frac{0,855}{\sqrt{1+\frac{\zeta^3 \cdot \theta}{1-0,0178 \cdot \zeta^2 \cdot \theta^2}}} \end{aligned} \quad (5.28)$$

Der reduzierte Beulwert des Steges $k_{\sigma,w,red}$ errechnet sich unter Anpassung der Vorgehensweise nach [11] auf den linearen Spannungsverlauf im Steg zu Gleichung (5.29).

$$\begin{aligned} k_{\sigma,w,red} &= 0,75 \cdot k_{\sigma,w,gel} \cdot \left(1 + \frac{1}{3 \cdot \sqrt{1+0,838 \cdot \left(\frac{1}{\gamma} - 1 \right)}} \right) \\ &\approx 17,91 \cdot \left(1 + \frac{0,333}{\sqrt{1+0,838 \cdot \left(\frac{1}{0,0178 \cdot \zeta^2 \cdot \theta^2} - 1 \right)}} \right) \\ &\approx 17,91 + 0,85 \cdot \zeta \cdot \theta \end{aligned} \quad (5.29)$$

Für den Fall eines maßgebenden Steges erfolgt die Herleitung in analoger Weise gemäß [11]. Nachfolgend sind die Bestimmungsgleichungen der Vollständigkeit halber aufgeführt, auch wenn die Relevanz nur für einen engen Grenzbereich der Baupraxis gegeben ist. Die relevanten Federsteifigkeiten lassen sich gemäß obiger Überlegungen analog ermitteln. Einzige Änderung ist die Aufnahme des Zusatzterms γ in die Formulierung für den Flansch.

$$c_{\varphi,f} = \frac{E \cdot T_f^3}{18 \cdot B} \cdot \left(1 - \frac{\sigma_{cr,P,f}}{\sigma_{cr,P,w}} \right) = \frac{E \cdot T_f^3}{18 \cdot B} \cdot (1 - \gamma) \quad (5.30)$$

$$c_{\varphi,w} = \frac{E \cdot T_w^3}{2 \cdot H} \quad (5.31)$$

Daraus lassen sich die bezogene Federsteifigkeit sowie der Einspannkoeffizient wie folgt errechnen:

$$\bar{c}_{\varphi} = \frac{c_{\varphi,w}}{c_{\varphi,f}} = \frac{9}{\zeta^3 \cdot \theta \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right)} = \frac{9}{\zeta^3 \cdot \theta \cdot \left(1 - \frac{1}{0,0178 \cdot \zeta^2 \cdot \theta^2}\right)} \quad (5.32)$$

$$f_e = 0,674 \cdot \left(\frac{1}{\sqrt{1 - \frac{0,838}{1 + \bar{c}_{\varphi}}}} - 1 \right) = 0,674 \cdot \left(\frac{1}{\sqrt{1 - \frac{0,838}{1 + \frac{9}{\zeta^3 \cdot \theta \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right)}}}} - 1 \right) \quad (5.33)$$

Auch hier wird der durch Teileinspannung in den Flansch erhöhte Beulwert des Steges durch Interpolation zwischen dem gelenkigen $k_{\sigma,w,gel}$ und dem starr eingespannten Grenzwert $k_{\sigma,w,starr}$ bestimmt, Gleichung (5.34).

$$\begin{aligned} k_{\sigma,w,e} &= k_{\sigma,w,gel} + (k_{\sigma,w,starr} - k_{\sigma,w,gel}) \cdot f_e = 23,88 + (39,6 - 23,88) \cdot f_e \\ &= 23,88 + 15,68 \cdot f_e = 13,31 + \frac{10,57}{\sqrt{1 - \frac{0,838}{1 + \frac{9}{\theta \cdot \zeta^3 \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right)}}}}} \\ &\approx 13,31 + \frac{10,57}{\sqrt{1 - \frac{0,838}{1 + \frac{9}{\theta \cdot \zeta^3 \cdot \left(1 - \frac{1}{0,0178 \cdot \zeta^2 \cdot \theta^2}\right)}}}}} \end{aligned} \quad (5.34)$$

Der reduzierte Beulwert des Flansches ergibt sich gemäß der Definition in [11] zu Gleichung (5.35).

$$\begin{aligned}
 k_{\sigma,f,red} &= \frac{0,425}{\gamma} + \frac{1}{\theta^2 \cdot \sqrt{1 - \frac{0,838}{9 \cdot \left(1 + \frac{1}{\theta \cdot \zeta^3 \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right)}\right)}}} \\
 &\approx \frac{23,88}{\zeta^2 \cdot \theta^2} + \frac{1}{\theta^2 \cdot \sqrt{1 - \frac{0,838}{9 \cdot \left(1 + \frac{1}{\theta \cdot \zeta^3 \cdot \left(1 - \frac{1}{0,0178 \cdot \zeta^2 \cdot \theta^2}\right)}\right)}}}
 \end{aligned}
 \tag{5.35}$$

Somit kann auch für reine Biegebeanspruchung M_y eine graphische Auswertung der Beulwerte der einzelnen Querschnittsteile gemäß obiger Gleichungen in Nogrammform erfolgen, Bild 5.7 und Bild 5.8.

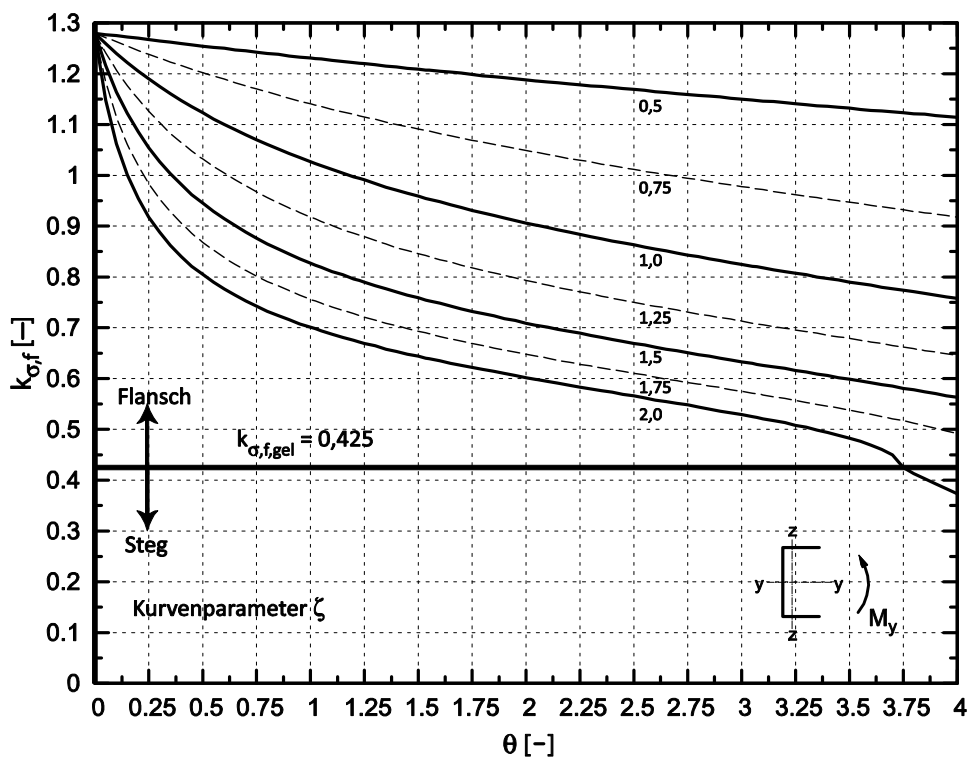


Bild 5.7: Beulwerte $k_{\sigma,f}$ für die Druckflansch durch M_y biegebeanspruchter C-Profile

Durch die im Vergleich zur reinen Druckbeanspruchung wesentlich größere Stegsteifigkeit ergeben sich für den Biegedruckgurt auch für geringe Blechdickenverhältnisse ζ Beulwerte $k_{\sigma,f}$, die deutlich über denen der gelenkigen Längsrandlagerung liegen. Selbst bei extremen Abmessungsverhältnissen von $\theta = 4,0$ ist für kaltgeformte Bauteile mit gleicher Blechdicke für Steg und Flansch eine Steigerung

von etwa 75% möglich. Es lässt sich erkennen, dass das oben hergeleitete analytische Berechnungsverfahren in der Lage ist, die Grenzzustände rechnerisch zu erfassen, indem jegliche Kurven in Bild 5.7 für ein Höhe-Breite-Verhältnis $\theta = 0$ gegen den Beulwert für starr eingespannte, dreiseitig gestützte Platten $k_{\sigma,f,\text{starr}} = 1,28$ streben.

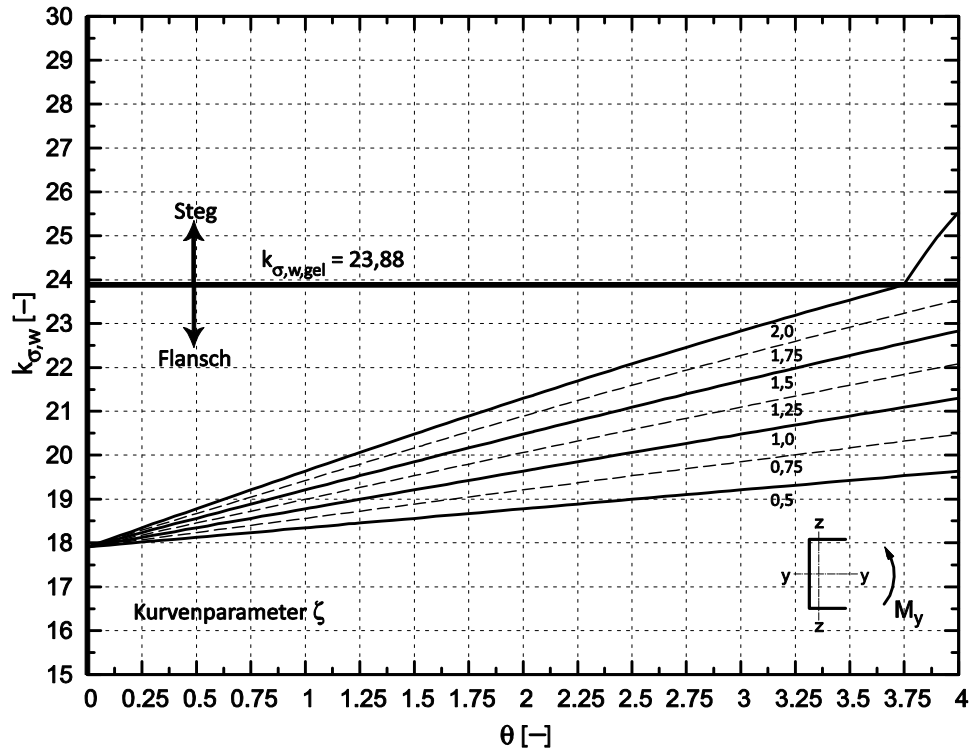


Bild 5.8: Beulwerte $k_{\sigma,w}$ für den Steg durch M_y biegebeanspruchter C-Profile

5.2.2.2.4 Beanspruchung durch positives Biegemoment $+M_z$

Bei Einwirkung eines positiven Biegemomentes um die Hauptachse z-z stehen unter Voraussetzung des Koordinatensystems in Bild 1.2 der Steg und der gelagerte Flanschrand unter Druckspannungen, während der freie Flanschrand stabilisierende Zugspannungen erfährt. Das entsprechende Randspannungsverhältnis im Flansch $\psi_{\sigma,Mz+}$ lässt sich auf einfache Weise mit Hilfe der dimensionslosen Geometrieparameter θ und ζ durch Gleichung (5.36) ausdrücken.

$$\psi_{\sigma,Mz+} = -\left(1 + \frac{\theta}{\zeta}\right) \quad (5.36)$$

Bei Auswertung der letztgenannten Gleichung ergibt sich, dass für konstruktiv übliche Querschnittsgeometrien $0,5 \leq \zeta \leq 2,0$ sowie $1,0 \leq \theta \leq 4,0$ sich das Randspannungsverhältnis zwischen den Grenzwerten $-9,0 \leq \psi_{\sigma,Mz+} \leq -1,5$ bewegt. Setzt man für diese Fälle auf der sicheren Seite liegend für den Flansch eine gelenkige

Längsrandlagerung voraus, lässt sich durch Einsetzen der Gleichung (5.36) in (5.9) der zugehörige Beulwert $k_{\sigma,f,ge1}$ des Flansches wie folgt angeben.

$$k_{\sigma,f,ge1} = 5,98 \cdot \left(2 + \frac{\theta}{\zeta} \right)^2 \quad (5.37)$$

Die Grenzsclankheit wird mit $\bar{\lambda}_{p,f,0} = 0,75$ bei Anwendung der verbesserten Beulabminderungskurve nach Gleichung (2.7) festgelegt, wobei in die Schlankheitsdefinition die gegenüber der Fließspannung abgeminderte Druckspannung am Steg $\max. \sigma_{Druck}$ eingesetzt wird, Gleichung (5.38).

$$\bar{\lambda}_{p,Mz+} = \sqrt{\frac{\max. \sigma_{Druck}}{\sigma_{cr,P,f}}} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,P,f} \cdot (-\Psi_{\sigma,Mz+})}} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,P,f} \cdot \left(1 + \frac{\theta}{\zeta} \right)}} \quad (5.38)$$

Unter der baupraktisch ungünstigsten Voraussetzung mit $\Psi_{\sigma,Mz+} = -1,5$ lassen sich für den Flansch Abmessungsverhältnisse B/T_f in Abhängigkeit der Streckgrenze definieren, unter denen lokales Beulen nicht zu berücksichtigen ist, Gleichung (5.39).

$$\text{grenz} \left(\frac{B}{T_f} \right) = 159,6 \cdot \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (5.39)$$

Bei Auswertung der Gleichung (5.39) stellt man fest, dass bei baupraktisch üblichen Abmessungen des Flansches, selbst bei Verwendung hochfester Stahlsorten, für eine positive Biegebeanspruchung um die Hauptachse z-z keine Beulgefahr des Flansches vorliegt. Somit bleibt für diese Einwirkung ausschließlich die Betrachtung des gedrückten Steges.

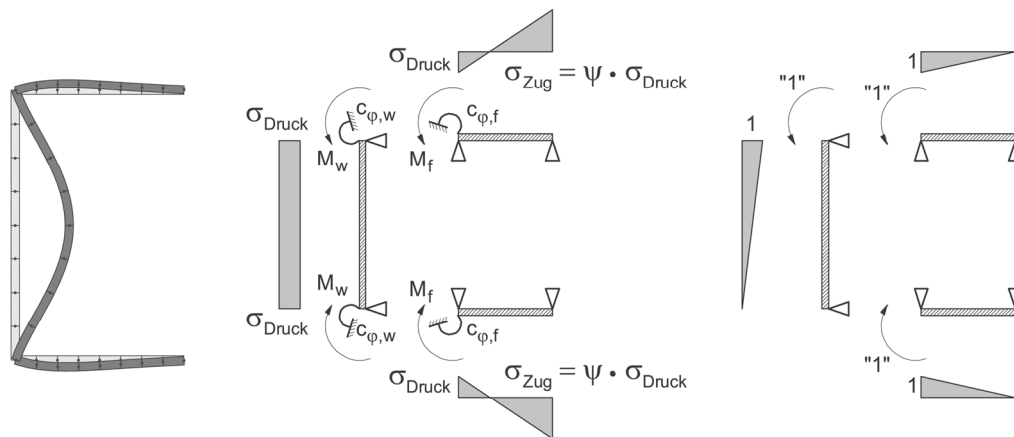
Wird die vorgenannte Vorgehensweise in analoger Weise auf den vierseitig gelenkig gelagerten Steg unter konstanter Druckbeanspruchung mit gegenüber der Fließgrenze abgeminderter Spannung $\max. \sigma_{Druck}$ angewendet, ergibt sich eine Bestimmungsgleichung für die maximalen Abmessungsverhältnisse, die nunmehr vom Spannungsgradienten über den Flansch abhängt.

$$\text{grenz} \left(\frac{H}{T_w} \right) = 38,25 \cdot \sqrt{\frac{235 \cdot \left(1 + \frac{\theta}{\zeta} \right)}{f_y}} \quad (5.40)$$

Überschreitet die geometrische Schlankheit H/T_w des Steges den Grenzwert aus Gleichung (5.40), muss eine genaue Beuluntersuchung durchgeführt werden. Hier ist aus wirtschaftlicher Sicht eine Berücksichtigung der Teileinspannung des Steges

in den Flansch anzustreben. Für diesen Lastfall wird die prinzipielle Vorgehensweise nach [11] um die Integration eines Spannungsgradienten über den Flansch ψ_{σ, Mz^+} im Formelapparat erweitert.

Für die dreiseitig gestützte Platte stellt sich ein Spannungsgradient von $\psi_{\sigma} \leq -1,0$ ein, bei dem die Zugspannungen am freien Rand denselben stabilisieren. Daher können die Flansche wie vierseitig gelagerte Platten behandelt werden, Bild 5.9b. Belegt wird dies durch einen Vergleich der Beulwerte in Bild 5.1 sowie durch die Beuleigenform, bei der beobachtet werden kann, dass sich der freie, zugebeanspruchte Flanschrand nicht verschiebt, Bild 5.9a.



a) 1. Beuleigenform b) Diskretisierung des Querschnitts c) Einheitsspannungszustände

Bild 5.9: Numerisch ermittelte Beuleigenform und Diskretisierung des Querschnitts zur Ermittlung der Plattensteifigkeiten für reine Biegebeanspruchung $+M_z$

Vorteilhaft an der Behandlung des Flansches als vierseitig gelagerte Platte ist, dass die mit konservativen Annahmen behaftete Bestimmung der Drehfedersteifigkeit $c_{\varphi, f}$ von dreiseitig gestützten Platten aus [11] hier obsolet wird und stattdessen ein mechanisch genaueres Stabmodell verwendet werden kann. Aus der Überlagerung der realen Beanspruchungszustände (Bild 5.9b)) mit den zugehörigen Einheitsspannungszuständen (Bild 5.9c)) lassen sich gemäß einfacher Stabwerksmodelle die Federsteifigkeiten der Flansche und des Steges gemäß folgender Gleichungen (5.41) und (5.42) errechnen. Da der Flansch, wie oben hergeleitet, unter realen Abmessungsverhältnissen nicht beult, gilt im Vergleich der idealen Beulverzweigungsspannungen unter Annahme gelenkiger Lagerung für den Wichtungsfaktor $\gamma = \infty$, was aus Betrachtung der Gleichung (5.17) deutlich wird. Somit sind die Formulierungen unabhängig vom Verhältnis der Beulverzweigungsspannungen zwischen maßgeblicher und stützender Platte.

$$c_{\varphi,f} = \frac{E \cdot T_f^3}{2 \cdot (2 - \psi_{\sigma, Mz+}) \cdot B} \cdot \left(1 - \frac{\sigma_{cr, P, w, gel}}{\sigma_{cr, P, f, gel}} \right) = \frac{E \cdot T_f^3}{2 \cdot (2 - \psi_{\sigma, Mz+}) \cdot B} \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma} \right) \quad (5.41)$$

$$= \frac{E \cdot T_f^3}{2 \cdot (2 - \psi_{\sigma, Mz+}) \cdot B}$$

$$c_{\varphi,w} = \frac{E \cdot T_w^3}{6 \cdot H} \quad (5.42)$$

Daraus lassen sich die bezogene Federsteifigkeit c_φ sowie der Einspannkoeffizient f_e in Analogie zu den Gleichungen (5.32) und (5.33) wie folgt errechnen:

$$\bar{c}_\varphi = \frac{c_{\varphi,w}}{c_{\varphi,f}} = \frac{2 - \psi_{\sigma, Mz+}}{3 \cdot \zeta^3 \cdot \theta} = \frac{3 + \frac{\theta}{\zeta}}{3 \cdot \zeta^3 \cdot \theta} \quad (5.43)$$

$$f_e = 0,674 \cdot \left(\frac{1}{\sqrt{1 - \frac{0,838}{1 + \bar{c}_\varphi}}} - 1 \right) = 0,674 \cdot \left(\frac{1}{\sqrt{1 - \frac{0,838}{1 + \frac{3 + \frac{\theta}{\zeta}}{3 \cdot \zeta^3 \cdot \theta}}}} - 1 \right) \quad (5.44)$$

Folgerichtig geht der Spannungsgradient über die Profilbreite $\psi_{\sigma, Mz+}$ in die Formulierung des Einspanngrades f_e ein, der die Plattensteifigkeit des Flansches $c_{\varphi,f}$ im Vergleich zur einer konstanten Druckbeanspruchung deutlich anhebt. Entsprechend der Vorgehensweise der vorangegangenen Abschnitte lässt sich somit auch hier der Beulwert $k_{\sigma,w}$ eines in die Flansche (teil-)eingespannten Steges direkt in Abhängigkeit der Querschnittsgeometrie angeben, Gleichung (5.45).

$$k_{\sigma,w,e} = k_{\sigma,w, gel} + (k_{\sigma,w, starr} - k_{\sigma,w, gel}) \cdot f_e = 4,0 + (6,97 - 4,0) \cdot f_e$$

$$= 4,0 + 2,97 \cdot f_e = 2 + \frac{2}{\sqrt{1 - \frac{0,838}{1 + \frac{3 + \frac{\theta}{\zeta}}{3 \cdot \theta \cdot \zeta^3}}}}} \quad (5.45)$$

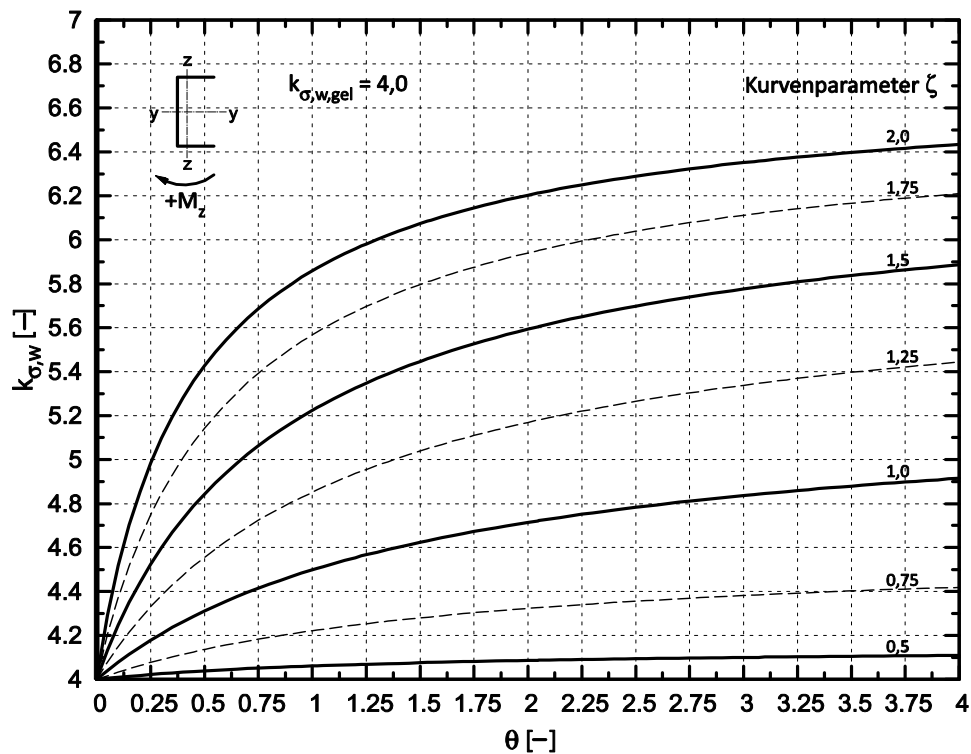


Bild 5.10: Beulwerte $k_{\sigma,w}$ für den Steg durch $+M_z$ biegebeanspruchter C-Profile

Auch hier zeigt die graphische Auswertung obiger Gleichung in Bild 5.10 das erwartete Verhalten. Die Kurven für die Beulwerte $k_{\sigma,w}$ des Steges starten folgerichtig alle bei dem rein gelenkigen Beulwert $k_{\sigma,w, \text{gel}} = 4,0$ und streben für $\theta \rightarrow \infty$ asymptotisch gegen eine obere Schranke, die sich für große Blechdickenverhältnisse ζ dem Wert der starr eingespannten, vierseitig gestützten Platte $k_{\sigma,w, \text{starr}} = 6,97$ annähert.

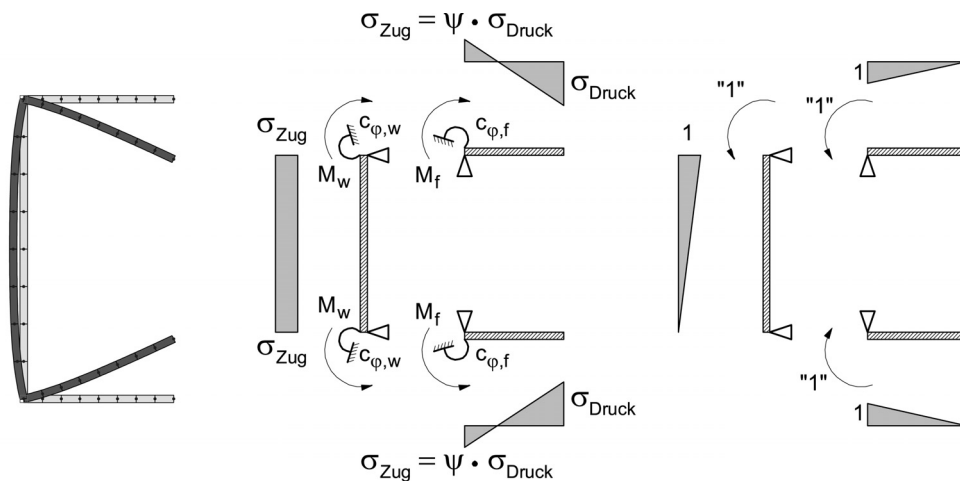
Aufgrund der durch die überwiegenden Zugspannungen hervorgerufenen großen Flanschsteifigkeit wird auf eine Betrachtung des abgeminderten Beulwertes $k_{\sigma,f, \text{red}}$ für den Flansch verzichtet.

5.2.2.2.5 Beanspruchung durch negatives Biegemoment $-M_z$

Bei entgegengerichtetem, also negativem Biegemoment M_z wird der freie Längsrand der Flansche gedrückt, während der Steg zugbeansprucht und demnach a priori nicht beulgefährdet ist. Für C-Profile unter derartiger Beanspruchung ist der Betrag der Zugspannungen immer geringer als der der Druckspannungen, sodass für das Randspannungsverhältnis immer $-1,0 \leq \psi_{\sigma, M_z^-} \leq 0$ gilt, Gleichung (5.46).

$$\psi_{\sigma, M_z^-} = -\frac{1}{\frac{\theta}{\zeta} + 1} \quad (5.46)$$

Aufgrund der Zugbeanspruchung des Steges und des gelagerten Flanschrandes liegt in Analogie zum vorigen Abschnitt die Vermutung nahe, dass sich für den Flansch eine Volleinspannung einstellt. Da wie oben beschrieben die Zugbeanspruchung stets geringer als die Druckbeanspruchung ist, reicht die Biegesteifigkeit im allgemeinen Fall nicht aus, um eine Verdrehung des Eckknotens zu unterbinden. Dies lässt sich durch Betrachtung der Beulverzweigungsfigur belegen, Bild 5.11a).



a) 1. Beuleigenform b) Diskretisierung des Querschnitts c) Einheitsspannungszustände

Bild 5.11: Numerisch ermittelte Beuleigenform und Diskretisierung des Querschnitts zur Ermittlung der Plattensteifigkeiten für reine Biegebeanspruchung $-M_z$

Somit ist es nicht zutreffend, die Beulwerte des Flansches mit Gleichung (5.12) für eine dreiseitig gestützte am Längsrand starr eingespannte Platte unter Spannungsgradienten zu bestimmen. Es muss hingegen analog zum Vorgehen in den vorigen Abschnitten, die drehfederelastische Stützung durch den Steg berücksichtigt werden.

Eine erste Abschätzung der Beulgefahr des Flansches kann über eine Begrenzung der geometrischen Schlankheit B/T_f erfolgen, ab welcher lokales Beulen für eine negative Biegebeanspruchung $-M_z$ nicht zu berücksichtigen ist. Nimmt man in konservativer Weise eine gelenkige Längsrandlagerung an, wird der Beulwert des Flansches mit Gleichung (5.10) angegeben. Die Grenzschlankheit gemäß Gleichung (2.7), ab der ein lokales Beulen nicht auftritt, beträgt $\bar{\lambda}_{p,f,0} = 0,75$. Somit lässt sich nach einigen Umformungen das maximale B/T_f -Verhältnis in Abhängigkeit der Randspannungen mit Gleichung (5.47) beschreiben.

$$\text{grenz}\left(\frac{B}{T_f}\right) = \frac{27,8}{\sqrt{3 + \Psi_{Mz-}}} \cdot \sqrt{\frac{235}{f_y}} = \frac{27,8}{\sqrt{3 - \frac{1}{\frac{\theta}{\zeta} + 1}}} \cdot \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (5.47)$$

Wird der Grenzwert nach obiger Gleichung (5.47) überschritten, ist eine Beuluntersuchung erforderlich. Insbesondere aufgrund der stabilisierenden Zugspannungen sollte aus Gründen einer wirtschaftlichen Ausnutzung der Querschnitte die Teileinspannung des Flansches in den Steg berücksichtigt werden. Dafür wird im Folgenden das Federmodell nach [11] auf die vorliegenden Verhältnisse nach Bild 5.11 erweitert.

Dazu muss der Spannungsgradient über die Profilbreite $\Psi_{\sigma, Mz-}$ in den Berechnungsgleichungen Berücksichtigung finden. Dieser hat sowohl Einfluss auf die Größe der stabilisierenden Zugspannungen im Steg als auch auf die Federsteifigkeit $c_{\varphi, f}$ der Flansche. Letzterer Einfluss nimmt sich im Vergleich zum Erstgenannten bei dreiseitig gestützten Platten mit maximaler Druckspannung am freien Längsrand wesentlich geringer aus, was aus der Betrachtung der Beulwerte für diesen Fall in Gleichung (5.10) deutlich wird. Zudem ist die Modellbildung zur Berechnung der Drehfedersteifigkeit des Flansches $c_{\varphi, f}$ gemäß [11] mit Annahmen behaftet, deren Erweiterung um den hier auftretenden Spannungsgradienten den zu leistenden Berechnungsaufwand im Vergleich zur zu erwartenden Ergebnisgenauigkeit unverhältnismäßig anheben würde. Daher wird der Ansatz der Drehfedersteifigkeit unter Ansatz konstanter Druckspannungen gemäß Gleichung (5.24) als hinreichend genaue Abschätzung gewählt.

Bei der Betrachtung des Steges jedoch bewirkt die Größe der Zugspannungen direkt eine signifikante Anhebung dessen Steifigkeit. Zudem ergibt sich durch die nicht vorhandene Beulgefahr des Steges selber der Wichtungsfaktor zu $\gamma = 0$, sodass die Federkonstante des Steges $c_{\varphi, w}$ gemäß der Überlagerung aus Lastspannungs- (Bild 5.11b)) und Einheitsspannungszustand (Bild 5.11c)) mit Gleichung (5.48) errechnet werden kann.

$$c_{\varphi, w} = \frac{E \cdot T_w^3}{6 \cdot H} \cdot \frac{1}{|\Psi_{\sigma, Mz-}|} \cdot (1 - \gamma) = \frac{E \cdot T_w^3}{6 \cdot H} \cdot \left(\frac{\theta}{\zeta} + 1 \right) \quad (5.48)$$

Damit lassen sich gemäß den Vorgaben in [11] die bezogene Federsteifigkeit c_{φ} und der Einspannkoeffizient f_e ermitteln.

$$\bar{c}_\varphi = \frac{c_{\varphi,f}}{c_{\varphi,w}} = \frac{\zeta^3 \cdot \theta}{3 \cdot \left(\frac{\theta}{\zeta} + 1 \right)} \quad (5.49)$$

$$f_e = \frac{1}{\sqrt{1+9 \cdot \bar{c}_\varphi}} = \frac{1}{\sqrt{1+3 \cdot \frac{\zeta^3 \cdot \theta}{\left(\frac{\theta}{\zeta} + 1 \right)}}} \quad (5.50)$$

Wendet man nunmehr die aus den vorigen Abschnitten bekannte lineare Interpolation zwischen ideal gelenkigem $k_{\sigma,f,gel}$ und starr eingespanntem Beulwert $k_{\sigma,f,starr}$ über den Einspannkoeffizienten f_e an, lässt sich als Ergebnis der Beulwert $k_{\sigma,f,e}$ direkt durch Gleichung (5.51) bestimmen.

$$\begin{aligned} k_{\sigma,f,e} &= k_{\sigma,f,gel} + f_e \cdot (k_{\sigma,f,starr} - k_{\sigma,f,gel}) \\ &= k_{\sigma,f,gel} + \frac{1}{\sqrt{1+3 \cdot \frac{\theta \cdot \zeta^3}{\left(\frac{\theta}{\zeta} + 1 \right)}}} \cdot (k_{\sigma,f,starr} - k_{\sigma,f,gel}) \end{aligned} \quad (5.51)$$

Dabei sind für die Grenzfälle der Beulwerte unter Annahme gelenkiger und starrer Längsrandlagerung die Bestimmungsgleichungen (5.10) und (5.12) einzusetzen. Zur Vereinfachung kann für die Differenz der beiden Grenzbeulwerte folgende empirisch hergeleitete Gleichung (5.52) angegeben werden.

$$k_{\sigma,f,gel} - k_{\sigma,f,starr} = 1,29 - 0,21 \cdot (1 + \psi_{\sigma,f,Mz-}) = 1,29 - 0,21 \cdot \left(1 - \frac{1}{\left(\frac{\theta}{\zeta} + 1 \right)} \right) \quad (5.52)$$

Damit lässt sich Gleichung (5.51) in allgemeiner Form nur in Abhängigkeit der Geometrieparameter θ und ζ wie folgt umschreiben.

$$\begin{aligned}
k_{\sigma,f,e} &= \frac{1,7}{3 + \psi_{\sigma,f,Mz-}} + \frac{1}{\sqrt{1 - 3 \cdot \theta \cdot \zeta^3 \cdot \psi_{\sigma,f,Mz-}}} \cdot [1,29 - 0,21 \cdot (1 + \psi_{\sigma,f,Mz-})] \\
&= \frac{1,7}{3 - \frac{1}{\left(\frac{\theta}{\zeta} + 1\right)}} + \frac{1}{\sqrt{1 + 3 \cdot \frac{\theta \cdot \zeta^3}{\left(\frac{\theta}{\zeta} + 1\right)}}} \cdot \left[1,29 - 0,21 \cdot \left(1 - \frac{1}{\left(\frac{\theta}{\zeta} + 1\right)} \right) \right] \quad (5.53)
\end{aligned}$$

Da der Steg nur zugbeansprucht ist, wird analog zur Vorgehensweise bei positiv wirkendem M_z auch hier auf eine Bestimmung eines reduzierten Beulwertes verzichtet. Gleichung (5.53) lässt sich über das θ -Verhältnis mit ζ als Kurvenparameter im Nomogramm Bild 5.12 auftragen.

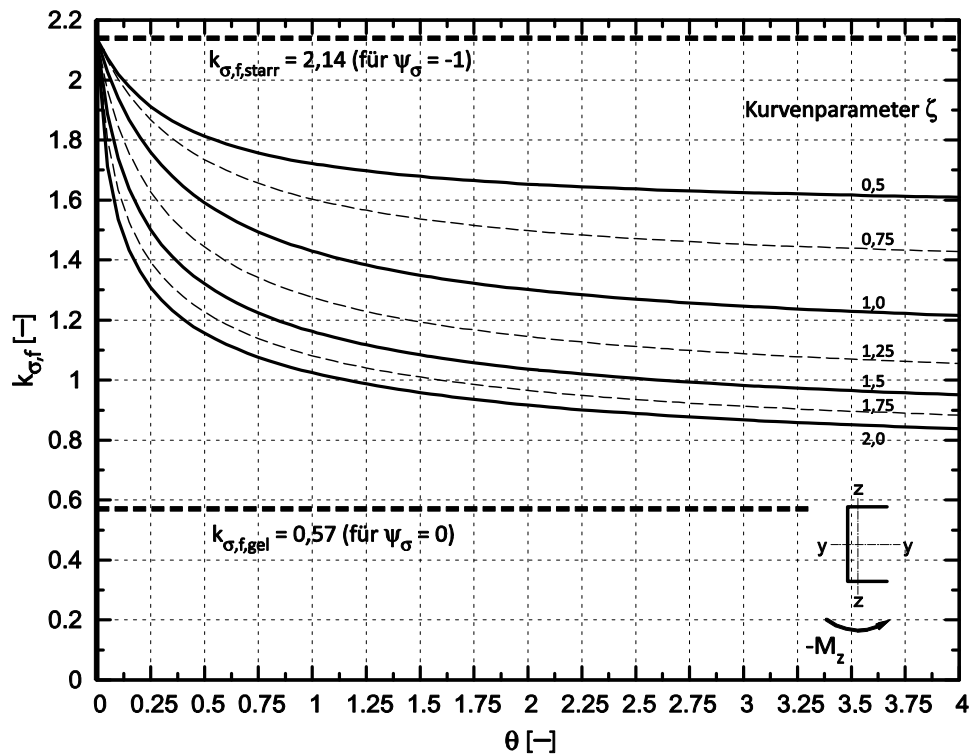


Bild 5.12: Beulwerte $k_{\sigma,f}$ für den Flansch durch $-M_z$ biegebeanspruchter C-Profile

Auch hier ist das Federmodell in der Lage, die Grenzfälle in korrekter Weise abzubilden. Für $\theta \rightarrow 0$ wird die Steghöhe verschwindend gering, sodass das sich ein Randspannungsverhältnis von $\psi_{\sigma,f,Mz-} \approx -1,0$ einstellt und der Steg eine sehr große Biegesteifigkeit besitzt. Daher strebt für diese Grenz Betrachtung der Beulwert gegen $k_{\sigma,f} = 2,14$ für starr eingespannte dreiseitig gestützte Platten mit einem Spannungsgradienten von $\psi_{\sigma} = -1,0$. Sehr große H/B -Werte und größere Flansch als Stegdicken führen grenzwertig zu einem Randspannungsverhältnis von

$\psi_{\sigma,f,Mz} = 0$ und damit zu einer verschwindend kleinen Federsteifigkeit des einspannenden Steges. Folgerichtig nähern sich die Beulwertkurven asymptotisch dem gelenkigen Wert von 0,57 an.

5.2.2.3 Numerische Lösungen

5.2.2.3.1 Allgemeines

Die im vorangegangenen Abschnitt erarbeiteten analytischen Lösungen zum lokalen Verzweigungsproblem von beulgefährdeten C-Profilen stellen im Vergleich zur ursprünglichen allgemeinen Formulierung des Federmodells in [11] eine deutlich gestraffte Vereinfachung dar. Jedoch sind aufgrund der starken Nichtlinearitäten in den mechanischen Zusammenhängen keine Näherungslösungen mit einem Funktionsterm möglich. Insofern ergeben sich Bestimmungsgleichungen, die ohne graphische Auswertung eine schnelle Abschätzung der Beulwerte nur für in der Materie geübte Ingenieure zulassen.

Zudem erfassen die analytischen Lösungen zwar die wesentlichen mechanischen Gegebenheiten zusammengesetzter C-Profile, jedoch steht eine Kalibration der Ergebnisse für andere Beanspruchungen als konstanten Druck wie in [11] noch aus.

Aus diesem Grund wurde eine Parameterstudie zum Verzweigungsproblem des lokalen Plattenbeulens an C-Profilen unter Einwirkung der Grundbeanspruchungen Druck oder Biegung um beide Querschnittshauptachsen durchgeführt. Dazu wurde, wie in Abschnitt 4 ausführlichst beschrieben, das Finite-Element Software-Paket *ANSYS 11.x* eingesetzt.

Der Beulwert und damit verbunden ebenso die Beulverzweigungsspannung $\sigma_{cr,P}$ einer beulgefährdeten Platte hängt, wenn im baupraktischen Bereich auch im Vergleich zur Stabstabilität in geringem Maße, von dem Seitenverhältnis der gedrückten Querschnittsteile und damit von der Bauteillänge ab. Die Anstiege zwischen zwei Minima der Verzweigungsspannung (vgl. Girlandenkurve Bild 2.15) werden mit Zunahme der Halbwellen geringer. Um die für reale Konstruktionen kleinsten Beulwerte k_{σ} zu erhalten, wurden die Bauteillängen der untersuchten C-Profile mit dem 7-fachen der maximalen Querschnittsabmessung festgelegt, sodass hier kein signifikanter Einfluss zu erwarten ist. Dies wurde im Vorgriff auf die parametrischen Studien exemplarisch verifiziert.

Zudem musste sicher gestellt werden, dass Einflüsse aus möglicher auftretender Stabstabilität ausgeschlossen werden konnten, sodass als Ergebnis die reine Beulverzweigungsspannung vorlag. Daher wurden die Profileckknoten, d.h. die Verbindungsstellen zwischen Steg und den Flanschen, seitlich unverschieblich gehalten.

ten. Eine Starrkörperverschiebung des Bauteils war nicht möglich, es konnten nur Verzerrungen der Querschnittsform auftreten, Bild 5.13.

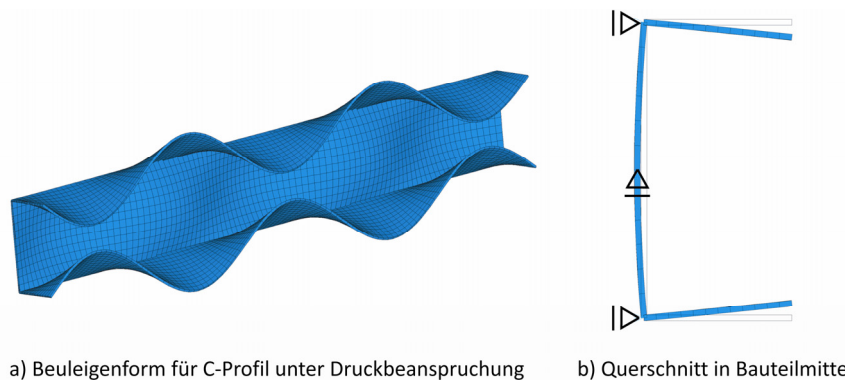


Bild 5.13: Halterung der Profileckknoten im numerischen Modell zur Vermeidung von Stabilitätseffekten

Das Bauteil selber wurde unter Zuhilfenahme der in Bild 4.4 dargestellten Balkenelemente mit sehr großer Biegesteifigkeit gabelgelagert modelliert. Zudem konnte so eine starre Lasteinleitung realisiert werden, bei der die lasteinleitenden Plattenränder der Querschnittsteile gerade bleiben und sich nicht verformen, vgl. Bild 5.14. Einerseits ist diese Lasteinleitung baupraktisch relevant, da i.d.R. bei Druckstäben an den Bauteilenden Kopfplatten vorhanden sind. Andererseits sind im Hinblick auf die Traglastrechnungen die Bestimmungsgleichungen für die wirksamen Breiten empirisch aus dem Vergleich „*stub-column-tests*“ mit endseitigen Kopfplatten abgeleitet worden, bei denen ein Nachgeben des freien Randes ebenfalls nicht auftreten kann. In [77] werden die Unterschiede zwischen den beiden verschiedenen Methoden des Lasteintrags im numerischen Modell erschöpfend diskutiert und die Zulässigkeit der verwendeten Modellierung bestätigt.

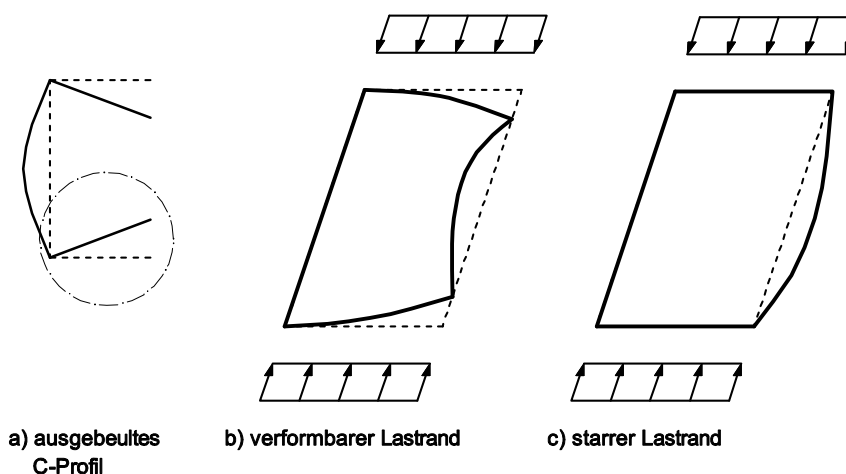


Bild 5.14: Verformungsfiguren eines ausbeulenden Flansches bei verformbarem und geradem Lastrand

Wie in Abschnitt 2.2.5.3 einleitend dargelegt, liefert die numerische Verzweigungslastanalyse die Verzweigungsspannung des Gesamtquerschnitts $\sigma_{cr,P}$. Diese ist in jedem Fall identisch mit der ideal-kritischen Verzweigungsspannung $\sigma_{cr,P,f}$ oder $\sigma_{cr,P,w}$ des einzelnen, maßgebenden Querschnittsteils unter Berücksichtigung realer Lagerungsbedingungen der Längsränder. Eine Differenzierung bezüglich der einzelnen Querschnittsteile ist definitionsgemäß nicht möglich. Bezieht man jedoch die Verzweigungsspannung des Gesamtquerschnitts auf die Geometrie eines Querschnittsteils, lässt sich für diesen ein fiktiver Beulwert $k_{\sigma,i}^*$ definieren, der zwischen den Grenzwerten einer gelenkigen und einer starren Längsrandlagerung liegt, Gleichungen (5.54) und (5.55).

$$k_{\sigma,f}^* = \frac{\sigma_{cr,P}}{\frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \mu^2)} \cdot \left(\frac{B}{T_f}\right)^2} \approx \frac{\sigma_{cr,P}}{189800} \cdot \left(\frac{B}{T_f}\right)^2 \quad (5.54)$$

$$k_{\sigma,w}^* = \frac{\sigma_{cr,P}}{\frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \mu^2)} \cdot \left(\frac{H}{T_w}\right)^2} \approx \frac{\sigma_{cr,P}}{189800} \cdot \left(\frac{H}{T_w}\right)^2 \quad (5.55)$$

Die auf die einzelnen Querschnittsteile bezogenen Beulwerte k_{σ}^* lassen sich jedoch anhand der Gleichungen (5.56) bzw. (5.57) in einander überführen.

$$k_{\sigma,w}^* = k_{\sigma,f}^* \cdot \left(\frac{H \cdot T_f}{B \cdot T_w}\right)^2 = k_{\sigma,f}^* \cdot \theta^2 \cdot \zeta^2 \quad (5.56)$$

$$k_{\sigma,f}^* = k_{\sigma,w}^* \cdot \left(\frac{B \cdot T_w}{H \cdot T_f}\right)^2 = \frac{k_{\sigma,w}^*}{\theta^2 \cdot \zeta^2} \quad (5.57)$$

In [77] wird eine von der obigen Vorgehensweise abweichende Darstellung des Beulwertes für den Gesamtquerschnitt über die Querschnittsabwicklung eingeführt. Diese Darstellungsart ist mit dem Nachteil behaftet, dass ein Rückschluss auf die aus der Literatur bekannten Grenzwerte für eine ideal gelenkige oder starr eingespannte Lagerung der Einzelplatten nicht direkt erkennbar ist. Zudem erlaubt die Einführung der bezogenen Querschnittsabmessungen θ und ζ eine unmittelbare Einschätzung der vorliegenden Querschnittsgeometrie. Daher wird im Folgenden die im vorigen Abschnitt verwendete Darstellung der Beulwerte über das $H/B = \theta$ -Verhältnis mit dem Blechdickenverhältnis ζ als Kurvenparameter beibehalten.

In Vorstudien wurde überprüft, ob die geometrische Schlankheit der einzelnen Querschnittsteile einen Einfluss auf die Beulwerte ausübt. Wie aus den analytischen Untersuchungen in Abschnitt 5.2.2.2 ebenfalls hervorgeht, ist dies nicht der Fall. Es ergaben sich nur marginale Abweichungen Beulwerte für die Variation der Absolutwerte der Blechdicken, sofern die bezogenen Geometrien θ und ζ beibehalten werden.

Im Rahmen der numerischen Studien wurden im Einzelnen folgende Parameter variiert:

- H/B-Verhältnis $0,1 \leq \theta \leq 6,0$ Intervall: 0,1
- T_f/T_w -Verhältnis $0,5 \leq \zeta \leq 3,0$ Intervall: 0,1
- Beanspruchungen: $N, M_y, +M_z, -M_z$

Die Parameterbereiche wurden bewusst über den baupraktischen Bereich hinaus gewählt, um als zusätzliche Verifikation der numerischen Ergebnisse die Grenzbereiche mit abzubilden. Im Nachlauf wurden alle Berechnungen graphisch analog zu Bild 4.11 sowie tabellarisch ausgewertet.

5.2.2.3.2 Beanspruchung durch Drucknormalkraft

Eine graphische Auswertung bei einer Beanspruchung durch reine Drucknormalkraft ergibt für den Beulwert des Flansches $k_{\sigma,f}^*$ die in Bild 5.15 dargestellte Kurvenschar. Im Bereich $2,0 \leq \zeta \leq 3,0$ wurde dabei aus Gründen der Übersichtlichkeit auf eine Darstellung der Zwischenintervalle mit Schrittweite von 0,1 verzichtet.

Jegliche Kurven in Bild 5.15 streben mechanisch korrekt bei gegen Null tendierender Steghöhe und der damit verbundenen sehr großen Biegesteifigkeit des Steges gegen den Grenzwert der dreiseitig gelagerten, starr eingespannten Platte $k_{\sigma,f, \text{starr}} = 1,28$. Die Trennlinie im Diagramm gibt den theoretischen Grenzübergang zwischen einer überwiegenden Beulgefahr des Flansches und des Steges an, Gleichung (5.17). Hier geht allerdings das analytische Modell von den jeweils ungünstigsten Beulwellenlängen $\alpha = 1$ für den Steg und $\alpha = \infty$ für den Flansch aus. In zusammengesetzten Querschnitten wird jedoch der dreiseitig gelagerte Flansch durch die Kontinuität mit dem Stegblech in eine kurzwelligere Beulfigur gezwungen, vgl. Bild 5.13. Dadurch wird auch der Beulwert mitunter signifikant erhöht, Bild 2.15. Somit stellt die Trennlinie bei $k_{\sigma,f}^* = 0,425$ lediglich eine theoretische Abgrenzung zur Orientierung dar. Eine konstante Abgrenzung zwischen den maßgeblichen Querschnittsteilen lässt sich allgemeingültig nicht angeben.

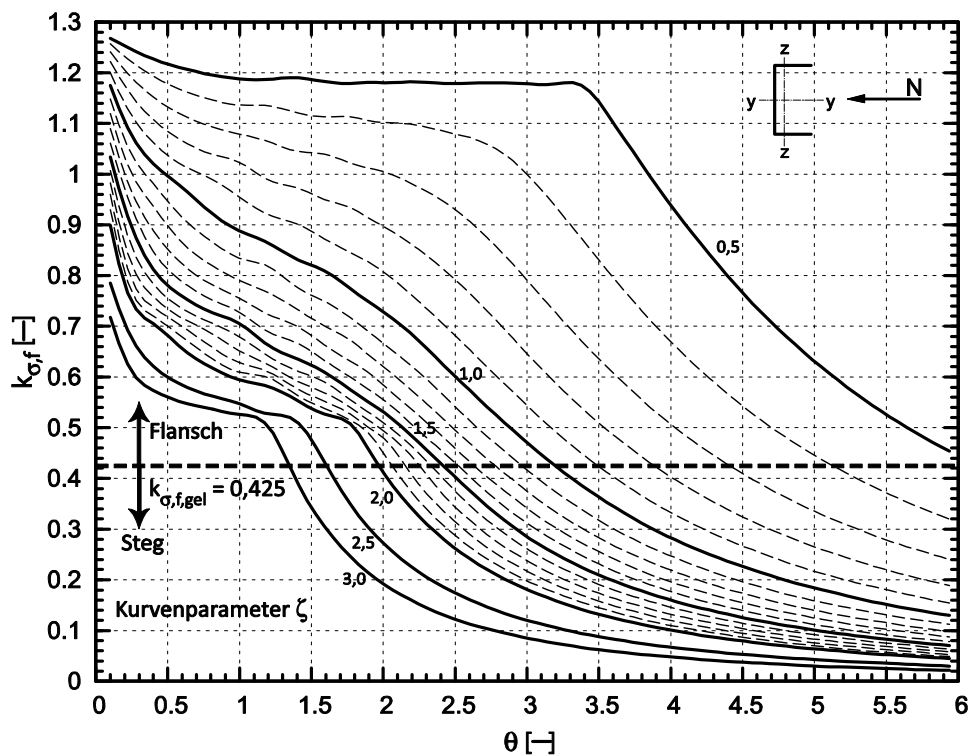


Bild 5.15: Numerisch ermittelte Beulwerte $k_{\sigma,f}$ für den Flansch druckbeanspruchter C-Profile

Ebenso sind die gering ausgeprägten Wellenformen in den Kurven, wie sie vornehmlich im Bereich $1 \leq \theta \leq 2$ auftreten, auf dasselbe Phänomen nicht verträglicher Wellenlängen von Flansch und Steg zurückzuführen. Auch hier wird der maßgebliche Flansch für ein bestimmtes H/B -Verhältnis in eine kürzere Beulwellenlänge gezwungen, sodass der Beulwert geringfügig erhöht wird.

Vergleicht man die analytische Lösung in Bild 5.4 qualitativ mit den numerischen Ergebnissen, zeigen sich affine Verläufe der einzelnen Kurvenscharen. Quantitativ ergeben sich durchweg größere numerische Werte aufgrund des vorgenannten Effektes der Unverträglichkeit der Beulwellenlängen, der in der theoretisch-analytischen Lösung nicht berücksichtigt wurde. Ebenso belegt ein Vergleich mit entsprechenden Werten für druckbeanspruchte I-Profile aus [9] in Bild 5.16, die sich von C-Profilen nur in der Steifigkeit des Flansches unterscheiden, in gleicher Weise die qualitative Güte der numerischen Ergebnisse, sodass diese zweifelsfrei zur baupraktischen Bestimmung des Beulwertes von zusammengesetzten Querschnitten herangezogen werden können.

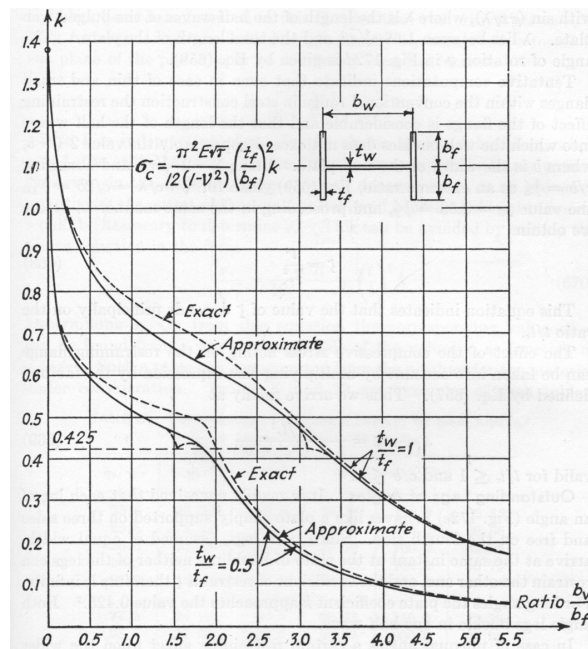


Bild 5.16: Beulwerte für Flansche von druckbeanspruchten I-Profilen nach [9]

Drückt man unter Verwendung von Gleichung (5.56) die Verzweigungsspannung des Gesamtquerschnitts über den Beulwert des Steges $k_{\sigma,w}^*$ aus, ergibt sich bei graphischer Auswertung Bild 5.17. Hier ist ebenso wie bei der Darstellung des Flanschbeulwertes zu erkennen, dass die Kurvenscharen die entsprechenden Grenzwerte abbilden. Mit zunehmender Flanschdicke, d.h. großen ζ -Verhältnissen streben die Kurven folgerichtig dem Wert einer volleingespannten vierseitig gelagerten Platte $k_{\sigma,w} = 6,97$ zu. Bezüglich der in das Diagramm eingetragenen Trennlinie gilt das oben Gesagte sinngemäß. Der Einfluss der nicht zueinander korrespondierenden Halbwellenlängen in der Beulfigur ist hier nicht derart stark zu erkennen wie in Bild 5.15, sodass die Verwendung des einen oder des anderen Diagramms dem Anwender überlassen wird.

Eine Zusammenfassung obiger Kurvenscharen in eine ausschließlich von den bezogenen Geometrieparametern θ und ζ abhängige, empirische Bestimmungsgleichung gelingt nicht. Stellen die theoretisch-analytisch aufgestellten Formeln im vorigen Abschnitt die Obergrenze einer praxistauglichen Bemessung dar, ist der zusätzliche Einflussparameter der unterschiedlichen Beulwellenlängen drei- und vierseitig gestützter Platten nicht mehr adäquat einzubinden.

Da lokale Verzweigungslastanalysen in der Numerik lediglich Beanspruchungen in Scheibenebene vorsehen, kann eine zusätzliche Biegebeanspruchung der einspannenden Querschnittsteile und somit eine Abminderung des betreffenden Beulwertes per Definition nicht berücksichtigt werden.

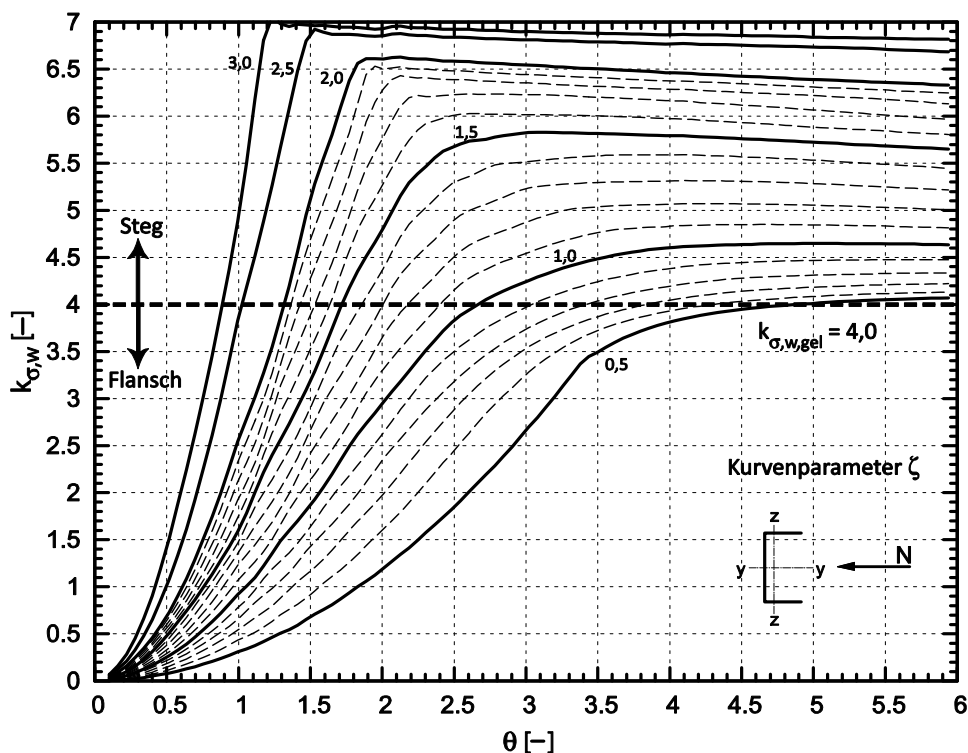


Bild 5.17: Numerisch ermittelte Beulwerte $k_{\sigma,w}$ für den Steg druckbeanspruchter C-Profile

5.2.2.3.3 Beanspruchung durch Biegemoment M_y

Im Falle reiner Biegebeanspruchung um die starke Hauptachse M_y ergeben sich aufgrund der unveränderten Beanspruchung für den Biegedruckflansch im Vergleich zur Druckbeanspruchung ähnliche, allerdings quantitativ verschobene Verläufe der Kurvenscharen für die Beulwerte des Flansches $k_{\sigma,f}^*$ (Bild 5.18) und des Steges $k_{\sigma,w}^*$ (Bild 5.19).

Bei Betrachtung der in Bild 5.18 und Bild 5.19 aufgetragenen Ergebnisse können selbige Erkenntnisse wie bei reiner Druckbeanspruchung gewonnen werden. Im Vergleich zur theoretisch-analytischen Lösung ergeben in der Numerik gegenüber dem Näherungsverfahren vergrößerte Beulwerte, da innerhalb der FE-Berechnungen die Effekte der erzwungen kürzeren Beulwellenlänge erfasst werden.

Desweiteren liefert auch hier die Grenzwertbetrachtung plausible Ergebnisse. Während der Flanschbeulwert für kleine θ -Verhältnisse gegen den der starr eingespannten dreiseitig gelagerten Platte $k_{\sigma,f,starr} = 1,28$ läuft, nähern sich für große θ - und ζ -Werte die Kurven dem Grenzwert eines vierseitig gestützten, starr eingespannten und rein biegebeanspruchten Blechs $k_{\sigma,w,starr} = 39,56$ an.

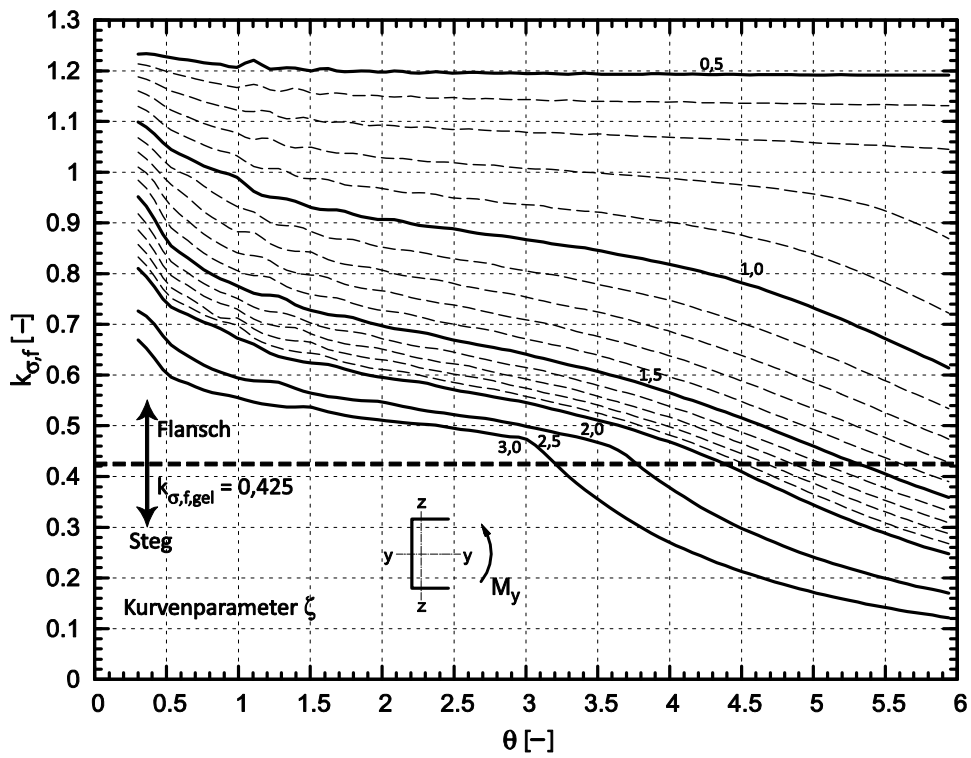


Bild 5.18: Numerisch ermittelte Beulwerte $k_{\sigma,f}$ für den Flansch durch M_y biegebeanspruchter C-Profile

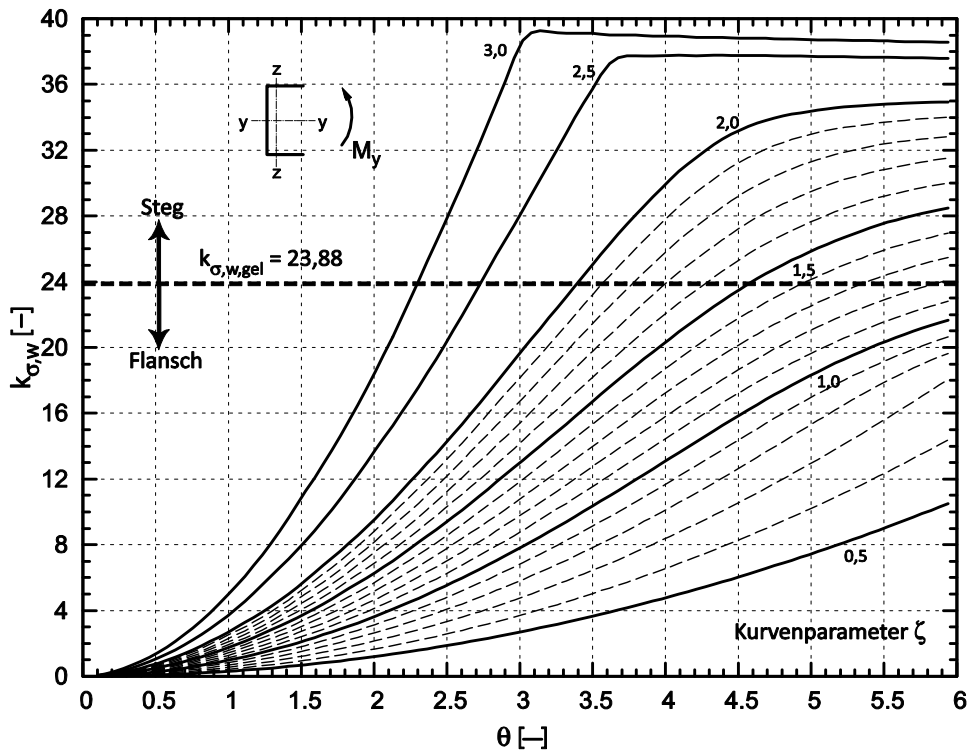


Bild 5.19: Numerisch ermittelte Beulwerte $k_{\sigma,w}$ für den Steg durch M_y biegebeanspruchter C-Profile

5.2.2.3.4 Beanspruchung durch positives Biegemoment $+M_z$

Im Falle eines rein positiv einwirkenden Biegemomentes um die schwache Profilhauptachse z - z , bei dem am freien Flanschrand Zugspannungen auftreten, ist für baupraktisch übliche C-Querschnitte der Flansch nicht beulgefährdet, vgl. Abschnitt 5.2.2.2.4. Daher wäre eine Abbildung der lokalen Verzweigungsspannung am Gesamtquerschnitt über den Beulwert des Flansches irreführend, sodass für diese Einwirkung im Folgenden nur auf den Steg Bezug genommen wird, Bild 5.20.

Die aus den theoretischen Untersuchungen gewonnene Erkenntnis, dass für beulgefährdete C-Profile mit baupraktisch relevanten Abmessungen unter positiver Biegebeanspruchung um die Hauptachse z - z stets der Steg maßgebend wird, wird durch Bild 5.20 numerisch bestätigt. Ab einem H/B -Verhältnis von $\theta = 0,7$ liegen alle Ergebnisse über dem ideal-gelenkigen Beulwert vierseitig gelagerter Platten $k_{\sigma} = 4,0$ und konvergieren bei wesentlich größeren Flansch- als Stegdicken gegen den Grenzwert eines voll eingespannten Längsrandes $k_{\sigma} = 6,97$.

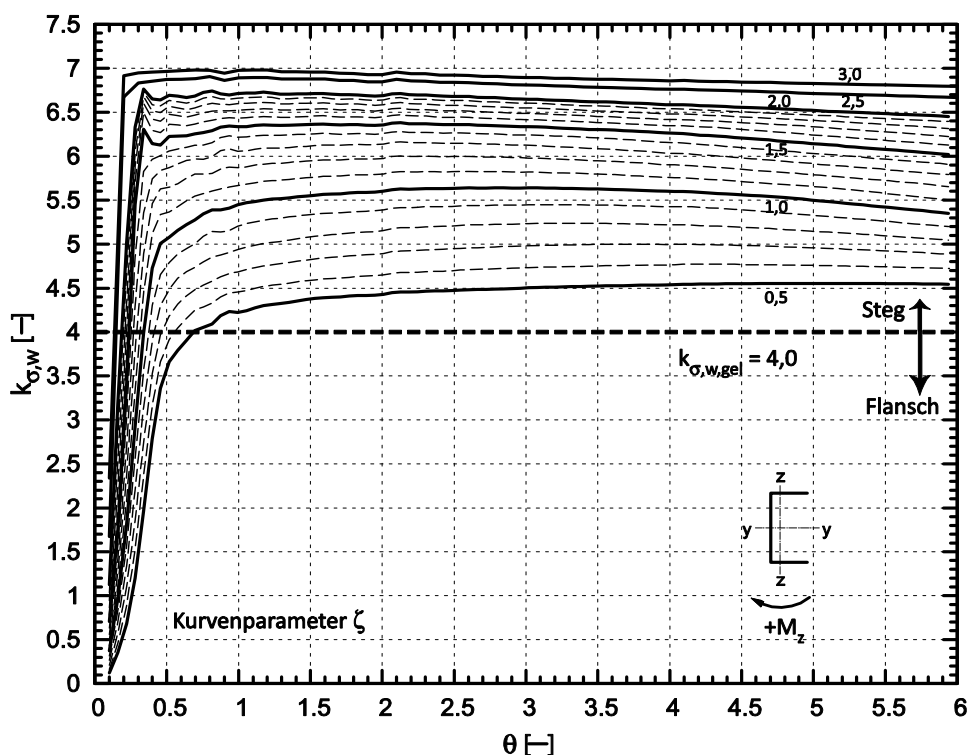


Bild 5.20: Numerisch ermittelte Beulwerte $k_{\sigma,w}$ für den Steg durch $+M_z$ biegebeanspruchter C-Profile

5.2.2.3.5 Beanspruchung durch negatives Biegemoment $-M_z$

Für ein entgegengerichtetes, negatives Biegemoment um die schwache Profilhauptachse $-M_z$ ergibt sich ein gänzlich unterschiedliches Verhalten. Wie bei der Herleitung der analytischen Lösung bereits beschrieben, stellt hier ausschließlich

der Flansch das für das lokale Beulen maßgebliche Querschnittselement dar, dessen Beulwert zwischen der ideal gelenkigen und der starr eingespannten Lagerung liegt, Bild 5.21.

Im Vergleich zu den theoretisch-analytischen Ergebnissen erkennt man grundsätzlich affine Kurvenverläufe. Quantitativ liegen auch für diesen Lastfall die numerischen Ergebnisse durchgängig über denen des Federmodells und bewegen sich folgerichtig zwischen den in Abschnitt 5.2.2.2.5 erläuterten und in Bild 5.21 eingetragenen Grenzwerten.

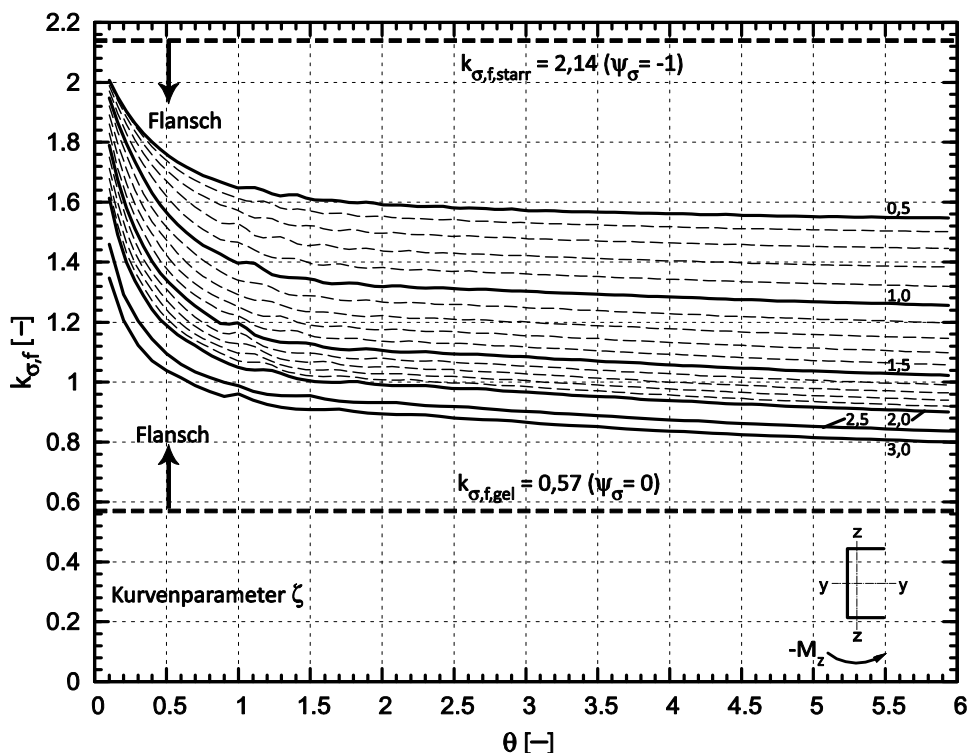


Bild 5.21: Numerisch ermittelte Beulwerte $k_{\sigma f}$ für den Flansch durch $-M_z$ biegebeanspruchter C-Profile

5.2.2.3.6 Anwendung auf kaltgeformte C-Profile

Wie am Beispiel reiner Druckbeanspruchung diskutiert, ist eine Zusammenfassung der numerischen Kurvenscharen in einzelne Bestimmungsgleichungen nicht möglich. Jedoch wird die Gruppe der kaltgeformten C-Profile, d.h. Querschnitte mit konstanter Blechdicke, einen Großteil der baupraktischen Fälle ausmachen, da diese aus fertigungstechnischer Sicht Vorteile gegenüber den geschweißten Profilen aufweisen, vgl. Abschnitt 1.1. Für diese Querschnittsart kann der Einflussparameter des Blechdickenverhältnisses zwischen Flansch und Steg mit $\zeta = 1,0$ bei der Formulierung der Beulwerte entfallen. Es können auf empirischem Wege Näherungsgleichungen formuliert werden, die aus den numerischen Berechnungen zurückgerechnet wurden. Dabei wird bewusst nicht das Ziel verfolgt, den

gesamten numerisch untersuchten Bereich abzudecken, sondern es erfolgt eine Beschränkung auf den baupraktisch üblichen Bereich von H/B-Verhältnissen von $1,0 \leq \theta \leq 4,0$. Damit können für die Anwendung in der Ingenieurpraxis sehr einfache Näherungslösungen zur Ermittlung der Beulwerte kaltgeformter C-Profile angegeben werden, Gleichungen (5.58) bis (5.61). Mit Ausnahme einer Beanspruchung durch ein positives Biegemoment um die Profilhauptachse z-z wird der Beulwert auf die Abmessungen des Flansches bezogen, da dieser i.d.R. die das lokale Beulen bestimmende Platte darstellt. Im Falle reiner Druckkraft und eines H/B-Verhältnisses von $\theta \geq 3,2$ wird der Steg maßgeblich und der Beulwert muss anhand Gleichung (5.56) auf dessen Geometrie umgerechnet werden.

Beanspruchung durch Drucknormalkraft:

$$\begin{aligned}
 k_{\sigma,f}^* &= -0,18 \cdot \theta + 1,08 && \text{für } 1,0 \leq \theta \leq 2,1 \\
 k_{\sigma,f}^* &= \frac{1,85}{\theta} - 0,16 && \text{für } 2,1 \leq \theta \leq 4,0
 \end{aligned} \tag{5.58}$$

Beanspruchung durch Biegemoment M_y :

$$\begin{aligned}
 k_{\sigma,f}^* &= \frac{0,18}{\theta} + 0,81 && \text{für } 1,0 \leq \theta \leq 3,0 \\
 k_{\sigma,f}^* &= \frac{0,61}{\theta} + \frac{2}{3} && \text{für } 3,0 \leq \theta \leq 4,0
 \end{aligned} \tag{5.59}$$

Beanspruchung durch positives Biegemoment $+M_z$:

$$k_{\sigma,w}^* = -\frac{\theta^2}{20} + 0,29 \cdot \theta + 5,23 \approx 5,45 \quad \text{für } 1,0 \leq \theta \leq 4,0 \tag{5.60}$$

Bei vereinfachter Annahme eines konstanten Beulwertes von $k_{\sigma,w}^* = 5,45$ über den gesamten betrachteten Bereich ergeben sich lediglich Abweichungen von maximal 3,4% zur sicheren Seite, sodass diese vereinfachte Annahme hier gerechtfertigt erscheint.

Beanspruchung durch negatives Biegemoment $-M_z$:

$$k_{\sigma,f}^* = \frac{0,15}{\theta} + 1,25 \quad \text{für } 1,0 \leq \theta \leq 4,0 \tag{5.61}$$

Im folgenden Bild 5.22 sind die empirischen Näherungsgleichungen für die Flanschbeulwerte den numerischen Ergebnissen gegenüber gestellt. Da im Falle eines positiven Momentes M_z der Beulwert für den Steg annähernd konstant ist, wird auf einen Vergleich verzichtet.

Für die Einfachheit der einzelnen Näherungsgleichungen erkennt man eine sehr gute Übereinstimmung mit den numerischen Ergebnissen. Die maximale Abweichung liegt bei 2,7%, die im Hinblick auf eine baupraktische Bemessung in jedem Fall tolerabel ist.

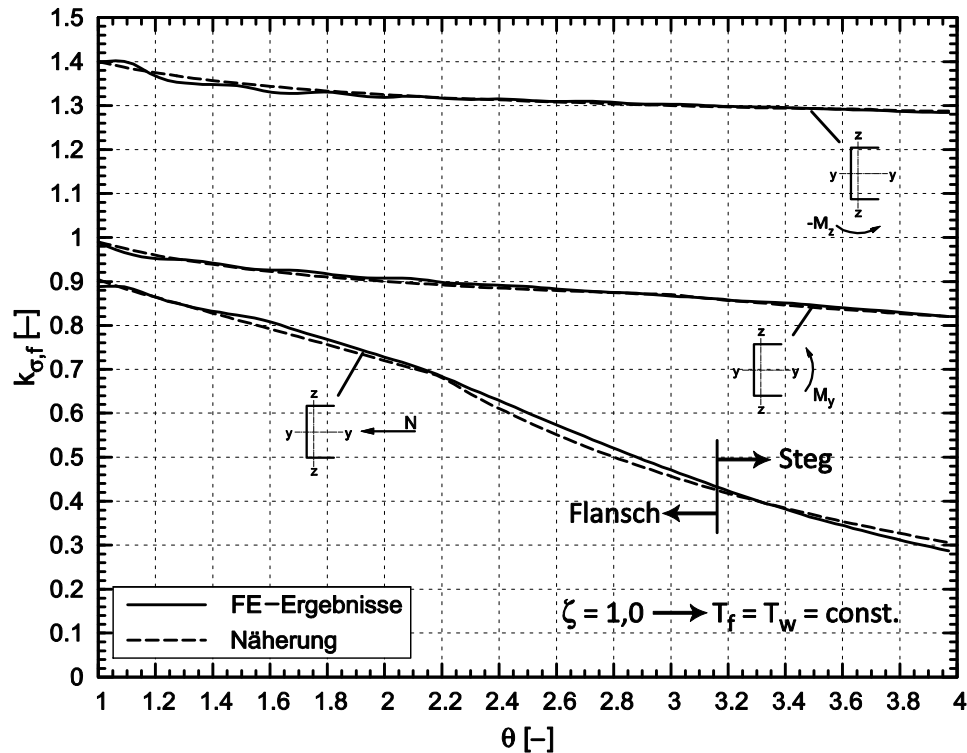


Bild 5.22: Vergleich der Beulwerte $k_{\sigma,f}^*$ nach den vereinfachten Bestimmungsgleichungen mit den numerischen Ergebnissen für Profile konstanter Wanddicke

5.2.2.4 Vergleich der analytischen und numerischen Ergebnisse

Anhand von Grenzwertbetrachtungen erfolgte ein qualitativer Vergleich der theoretisch-analytischen Lösung aus Abschnitt 5.2.2.2 und der numerischen Ergebnisse bereits in den vorangegangenen Abschnitten. Um die Eignung des Näherungsverfahrens für die Praxis sicher zu stellen, muss zudem noch die Genauigkeit der Ergebnisse verifiziert werden. Dies geschieht im Folgenden anhand der experimentell untersuchten beulgefährdeten Querschnitte 2, 3, 4 und 8, gemäß Bild 3.1. Mit bezogenen Geometrien von $1,95 \leq \theta \leq 3,74$ und $0,57 \leq \zeta \leq 2,0$ wird so ein breiter baupraktisch relevanter Bereich abgedeckt. Dabei werden konsequenterweise die vier oben untersuchten Grundbeanspruchungen Drucknormalkraft sowie Biegemomente um beide Hauptachsen herangezogen. Tabelle 5.2 fasst die Beulwerte für die beschriebenen Querschnitte und Beanspruchungen zusammen.

Tabelle 5.2: Vergleich der theoretischen und numerischen Beulwerte für die Querschnitte 2, 3, 4 und 8

QS	Last	Näherung			FEM		$k_{\sigma, \text{Näh.}}$
		maßg. QS-Teil	$k_{\sigma, f}$	$k_{\sigma, w}$	maßg. QS-Teil	$k_{\sigma, i}$	$k_{\sigma, \text{FEM}}$
			[-]	[-]		[-]	[-]
2	N	Flansch	0,759	3,272	Flansch	0,842	0,907
	M_y	Flansch	0,994	19,51	Flansch	1,019	0,975
	$+M_z$	Steg	---	4,417	Steg	5,160	0,856
	$-M_z$	Flansch	1,440	---	Flansch	1,430	1,007
3	N	Flansch	0,994	2,785	Flansch	1,126	0,883
	M_y	Flansch	1,155	18,88	Flansch	1,170	0,987
	$+M_z$	Steg	---	4,134	Steg	4,585	0,902
	$-M_z$	Flansch	1,603	---	Flansch	1,576	1,017
4	N	Flansch	0,685	3,337	Flansch	0,735	0,932
	M_y	Flansch	0,911	19,60	Flansch	0,908	1,003
	$+M_z$	Steg	---	4,707	Steg	5,602	0,840
	$-M_z$	Flansch	1,305	---	Flansch	1,320	0,989
8	N	Steg	0,214	5,983	Steg	6,477	0,924
	M_y	Flansch	0,435	23,86	Flansch	0,485	0,898
	$+M_z$	Steg	---	6,415	Steg	6,607	0,971
	$-M_z$	Flansch	0,844	---	Flansch	0,930	0,908
Mittelwert m:							0,938
Standardabweichung s:							0,056

Man erkennt eine gute Übereinstimmung in den Ergebnissen, wobei sowohl Mittelwert als auch Standardabweichung eine verhältnismäßig geringe Streuung in den Ergebnissen belegen. Der Beulwert stellt zur Quantifizierung der Beulgefahr jedoch nur eine Hilfsgröße dar. Aussagekräftiger ist ein Vergleich über die bezogenen Beulschlankheitsgrade $\tilde{\lambda}_p$, die jeweils bezogen auf die größte elastisch ermittelte Druckspannung am Querschnitt zu ermitteln sind, Gleichung (5.38). In Bild 5.23 erfolgt ein graphischer Vergleich, wobei zusätzlich die Plattenschlankheitsgrade unter der Annahme einer ideal gelenkigen Längsrandlagerung der einzelnen Querschnittselemente eingetragen sind, um einen möglichen Zugewinn an Querschnittstragfähigkeit im Vergleich zur gegenwärtig üblichen Bemessungspraxis in [R11] quantifizieren zu können.

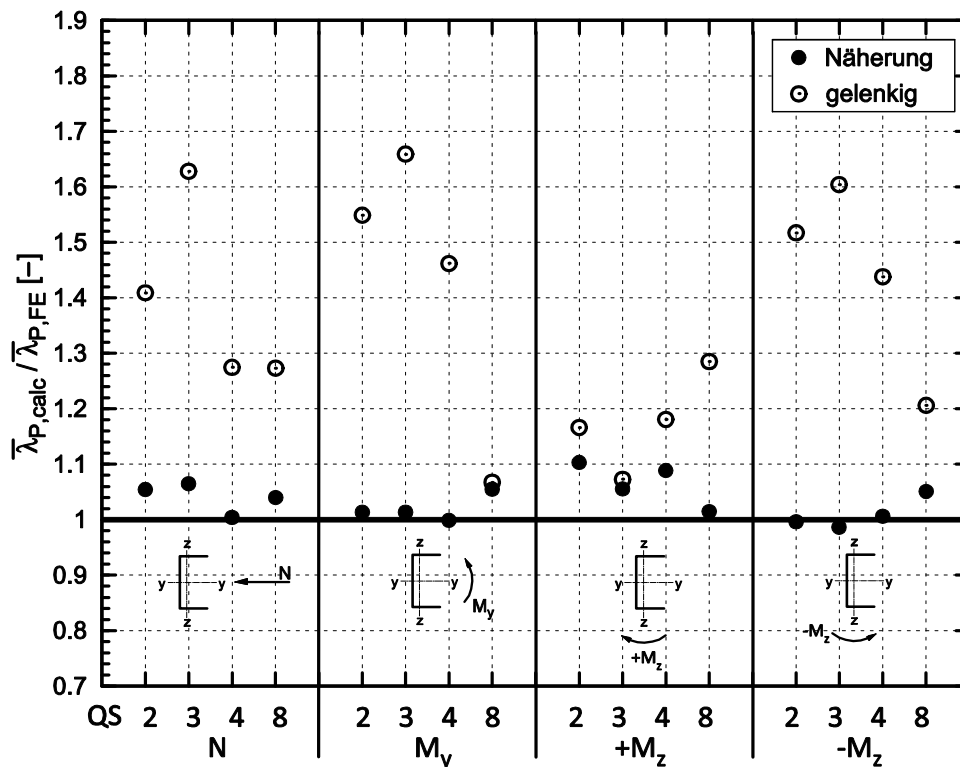


Bild 5.23: Vergleich der bezogenen Beulschlankheitsgrade $\bar{\lambda}_p$ der Näherungslösung nach Abschnitt 5.2.2.2 mit den numerischen Ergebnissen

Deutlich sind in Bild 5.23 die Unterschiede zwischen den bezogenen Beulschlankheitsgraden der Näherungslösung und unter der Annahme einer gelenkigen Längsrandlagerung zu erkennen. Während die Abweichungen erstgenannter im Vergleich zur numerischen Lösung im ungünstigsten Fall lediglich 10,3% betragen, überschätzt die Vorgehensweise nach [R11] die realen Beulschlankheiten durchweg in großem Maße, extremal um bis zu 66%. Die theoretisch-analytische Näherungslösung aus Abschnitt 5.2.2.2 gibt die numerischen Ergebnisse für alle Beanspruchungen in sehr gutem Maße fast ausschließlich auf der sicheren Seite liegend wieder, wobei die Überschreitung mit 1,4% vernachlässigbar ist und keine Sicherheitslücke darstellt.

Besondere Beachtung verdient die Behandlung der stützenden Platte. Wird die Beulgefahr aller Querschnittsteile über die Verzweigungsspannung des Gesamtquerschnitts $\sigma_{cr,p}$ beurteilt, ergeben sich insbesondere bei biegebeanspruchten C-Querschnitten deutlich konservative Werte. Anschaulich wie mechanisch erscheint es wenig sinnvoll, mitunter zugbeanspruchten Platten dieselbe Beulgefahr zuzuschreiben wie der für das lokale Stabilitätsproblem maßgeblichen.

Teilweise Abhilfe für dieses Problem schafft die Vorgehensweise, auf alle druckbeanspruchten Querschnittsteile dieselbe numerisch ermittelte Verzweigungs-

spannung anzusetzen, wie es z.B. in [77] vorgeschlagen wird. Hier ergibt sich zwar eine Verbesserung im Hinblick auf Genauigkeit und Anschaulichkeit, jedoch können sich auch Fälle ergeben, die nicht im Sinne einer wirtschaftlichen Bemessung sind. Speziell bei Querschnitten, die unter Biegebeanspruchung M_y stark unterschiedliche Beulschlankheiten aufweisen, kommt dieser Effekt zum Tragen, wie beispielsweise bei den betrachteten Querschnitten 2, 3 und 4. Exemplarisch erläutert sei dies anhand des Querschnitts 3. Setzt man den aus der Beulgefahr des Flansches resultierenden, numerischen Schlankheitsgrad von $\bar{\lambda}_{p,f} = 1,534$ auch auf den teilweise gedrückten Steg an, weist man diesem eine Beulgefährdung zu, die er unter der gegebenen Beanspruchung real nicht zeigt. Wird nunmehr die Methode der wirksamen Breiten angewandt, ergibt sich bei Reduktion des Steges mit $M_{y,eff} = 6777 \text{ kNcm}$ eine im Vergleich zum Ansatz der Bruttofläche um 22,5% verminderte Querschnittstragfähigkeit. Auch dies kann nicht im Sinne einer durchgängig wirtschaftlichen Näherungsverfahren sein.

Wie bei Herleitung der theoretisch-analytischen Lösung einleitend erwähnt, ergeben sich durch das Beulen des einen Querschnittsteils zusätzliche Biegebeanspruchungen der stützenden Platte, vgl. auch Bild 2.14. Der Einfluss dieses Effekts wurde in [11] allerdings als baupraktisch relevant insbesondere für Kastenquerschnitte herausgestellt und belegt. Im Falle der im Rahmen dieser Arbeit behandelten C-Profile kommt der zusätzlichen Biegebeanspruchung der einspannenden Querschnittsteile eine eher untergeordnete Bedeutung zu.

Bei Abwägung der o.g. Möglichkeiten zur Berücksichtigung der stützenden Querschnittsteile muss stets der Berechnungsaufwand des in der Praxis tätigen Ingenieurs im Auge behalten werden. Daher wird bei Verwendung der Näherungslösung nach Abschnitt 5.2.2.2 sowie der numerisch ermittelten Beulwerte vorgeschlagen, die lokale Verzweigungsspannung des einspannenden Querschnittselements unter der Annahme einer gelenkigen Längsrandlagerung mit Hilfe der bekannten Beulwerte aus den Gleichungen (5.7) bis (5.12) zu ermitteln. Die Gültigkeit dieser Vorgehensweise wird durch die Untersuchungen zur Querschnittstragfähigkeit in Abschnitt 6.3.2 gestützt.

5.3 Globale Stabstabilität

5.3.1 Allgemeines

Im Gegensatz zum lokalen Plattenbeulen ist die Stabstabilität dadurch gekennzeichnet, dass das Bauteil nur Starrkörperverschiebungen bzw. -verdrehungen ohne eine Verzerrung der Querschnittsform erfährt. Dabei muss zwischen den globalen Stabilitätsformen Biegeknicken und Biegedrillknicken unterschieden werden, bei der neben einer seitlichen Translation zusätzlich eine Verdrehung um

die Stablängsachse eintritt. Wie in Abschnitt 2.3 einleitend erwähnt, unterscheiden sich die im Rahmen dieser Arbeit behandelten C-Profile im Bezug auf die Stabstabilität grundlegend von doppelsymmetrischen Querschnitten:

- Biegeknicken um die starke Hauptachse $y-y$ kann nicht auftreten, da eine Translation in z -Richtung in jedem Fall aufgrund des Versatzes zwischen Schwer- und Schubmittelpunkt eine Verdrillung zur Folge hat, Bild 2.24. Somit ist für die Untersuchung des Biegeknickens lediglich die Ausweichrichtung normal zur $z-z$ -Achse relevant.
- Gemäß der aktuellen Normung in [R5] und [R9] kann für druckbeanspruchte I- und Kastenquerschnitte der Biegedrillknickfall zwar als Verzweigungsfall auftreten, wird jedoch auf Tragfähigkeitsniveau nicht bemessungsrelevant. Diese grundsätzliche Aussage kann für C-Querschnitte nicht allgemeingültig übernommen werden.
- Für C-Profile existiert im Gegensatz zu I-Profilen keine einfache Lösung zur Bestimmung der Verzweigungsschnittgröße $M_{cr,LT}$ für das Biegedrillknickproblem unter Biegebeanspruchung um die Hauptachse $y-y$.

Im Falle alleiniger Biegebeanspruchung um eine der beiden Hauptachsen tritt bei hinreichend großer Bauteillänge der globale Verzweigungsfall Biegedrillknicken ein. Im Unterschied zur Biegung um die Hauptachse $y-y$ ist das Biegedrillknicken infolge einer Beanspruchung M_z für reale Konstruktionen jedoch rein theoretischer Natur. Zwar lässt sich zumindest numerisch eine Verzweigungsschnittgröße für diesen Fall angeben, jedoch wird in [88] festgestellt, dass die Verzweigungsschnittgröße $M_{z,cr,LT}$ „um ein Vielfaches größer als $M_{y,cr,LT}$ “ ist. „Damit ergeben sich die Lasterhöhungsfaktoren infolge von $M_{z,cr,LT}$ ungefähr zu 1“, weshalb eine Abminderung der Bauteiltragfähigkeit nicht vorgenommen werden muss. Zudem ist auch aus baupraktischer Sicht ein Tragfähigkeitsnachweis für Biegedrillknicken unter Biegebeanspruchung um die Hauptachse $z-z$ nicht relevant. Zum einen bewegen sich die Verhältnisse der Hauptträgheitsmomente für gewalzte, kompakte Querschnitte wie z.B. der UPE-Reihe im Bereich $4,2 \leq I_y/I_z \leq 20,1$, sodass eine planmäßig große Biegebeanspruchung um die schwache Hauptachse im Sinne eines wirtschaftlichen Materialeinsatzes wenig sinnvoll erscheint. Zum anderen ist für baupraktisch relevante Fälle, in denen sich eine Biegebeanspruchung M_z nicht vermeiden lässt, in der überwiegenden Anzahl der Fälle eine Verdrehung um die Stablängsachse φ konstruktiv verhindert. Als häufig anzutreffendes Beispiel sei hier der Fall eines Wandriegels in Hallenkonstruktionen genannt, bei dem durch die regelmäßige Verbindung mit der Blechbekleidung bzw. der Kassettenkonstruktion in kurzen Abständen die freie Verdrehlänge derart reduziert ist, dass ein Biegedrillknicken hier nicht möglich ist. Aus diesem Grund wird im Folgenden der theoretisch auf Verzweigungsebene mögliche, aber baupraktisch wenig rele-

vante globale Biegedrillknickfall unter Biegebeanspruchung M_z nicht weiter betrachtet.

Analog zur bisherigen Vorgehensweise werden die verschiedenen Stabilitätsfälle nach den Grundlastfällen Druck und Biegebeanspruchung getrennt betrachtet.

5.3.2 Beanspruchung durch Normalkraft

Die globalen Verzweigungsprobleme Biegeknicken und Biegedrillknicken unter zentrischer Normalkraft sind auf Basis der Elastizitätstheorie gelöst. So können die ideal-kritischen Verzweigungsschnittgrößen N_{cr} für beide o.g. Fälle globaler Stabstabilität mit Hilfe der Gleichungen (2.27) bzw. (2.36) errechnet werden. Daher erfolgt in diesem Abschnitt nur eine Abgrenzung, unter welchen Voraussetzungen die eine oder andere Stabilitätsform maßgebend wird.

Beim Biegeknicken normal zur Hauptachse $z-z$ bestimmen selbstverständlich die Steifigkeit sowie die Lagerungsbedingung, d.h. Biegesteifigkeit der Lagerungskonstruktion um diese Achse die Verzweigungsschnittgröße, Gleichung (2.27). Im Gegensatz dazu nehmen beim Biegedrillknicken infolge Drucknormalkraft die auf die andere Profilhauptachse bezogenen Parameter maßgeblich Einfluss. Zudem müssen die Querschnittswerte und Randbedingungen im Hinblick auf die auftretende Verdrillung des Querschnitts berücksichtigt werden. Dies beinhaltet sowohl die Torsions- (GI_T) als auch die Wölbsteifigkeiten (EI_ω). Somit verhalten sich die einzelnen Verzweigungsschnittgrößen für das Biegeknicken und Biegedrillknicken und die damit verbundene globale Stabilitätsgefährdung gänzlich unabhängig voneinander und ein direkter Bezug untereinander kann nicht hergestellt werden.

Stellt man die aus den Verzweigungsschnittgrößen berechneten Stabschlankheitsgrade $\tilde{\lambda}_z$ für Biegeknicken und $\tilde{\lambda}_{TF}$ für Biegedrillknicken über die Bauteillänge L dar, ergeben sich Kurvenverläufe, die von der Querschnittsgeometrie und den Lagerungsbedingungen abhängen. Für die Randbedingungen werden die Extremalbedingungen aus den numerischen Parameterstudien zum Einfluss der Imperfektionen aus Abschnitt 4.5.2.2 gewählt, d.h. zum einen eine ideal gelenkige Gabel Lagerung des Stabes um beide Hauptachsen und zum anderen eine starre Biegeeinspannung um die z -Achse und starre Wölbeinspannung bei gelenkiger Lagerung um die y -Achse. Zwar würde eine mögliche freie Verwölbung der Bauteilendquerschnitte theoretisch das Biegedrillknicken im Vergleich zum Biegeknicken weiter begünstigen, jedoch ist eine derartige Lagerungsbedingung in Kombination mit einer Biegeeinspannung um die Hauptachse $z-z$ in baupraktisch relevanten Konstruktionen kaum zu realisieren. In Bild 5.24 ist ein Vergleich der Stabschlankheiten für die unterschiedlichen globalen Stabilitätsfälle am Beispiel eines UPE80 (S355) dargestellt.

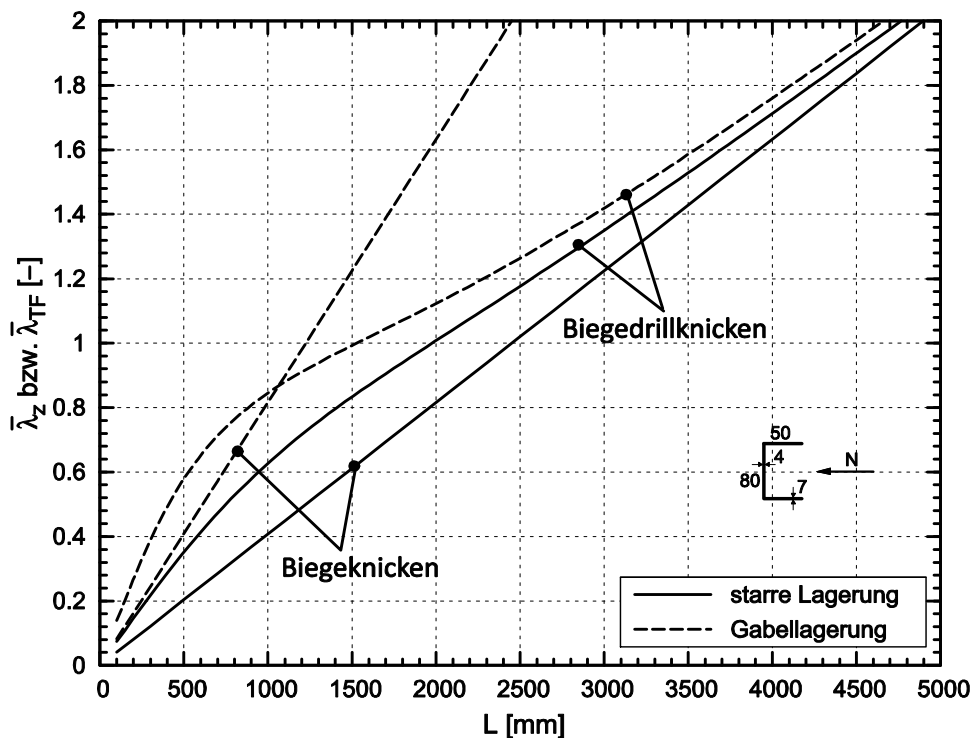


Bild 5.24: Vergleich der bezogenen Stabschlankheitsgrade $\bar{\lambda}_z$ und $\bar{\lambda}_{TF}$ in Abhängigkeit der Bauteillänge und Lagerungsbedingungen für ein UPE80 (S355)

Man erkennt in Bild 5.24, dass definitionsgemäß die bezogene Biegeknickschlankheit $\bar{\lambda}_z$ mit zunehmender Stablänge linear ansteigt und die Werte für die Gabellagerung jeweils die doppelte Größe der Werte für eine starre Einspannung um die Hauptachse z-z annehmen. Im Gegensatz dazu verläuft die Biegedrillknickschlankheit $\bar{\lambda}_{TF}$ nichtlinear, wobei für große Bauteillänge sich die Kurven dem linearen Verlauf der Biegeknickschlankheit anschmiegen. Grund für die Nichtlinearität ist, dass durch den zusätzlichen Einfluss im Drehradius c_y die Bauteillänge im Biegedrillknickfall überproportional in den Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_{TF}$ eingeht, vgl. Gleichungen (2.36) bis (2.38). Der quantitative Vergleich zeigt, dass für eine starre Lagerung die Biegedrillknickschlankheiten durchgängig über den Knickschlankheiten liegen, während im Falle der Gabellagerung bei einer Bauteillänge von etwa $L = 1,0$ m die Maßgeblichkeit vom Biegedrillknicken zum Biegeknicken wechselt.

Wächst nunmehr das H/B-Verhältnis an, nimmt die Biegedrillknickschlankheit im Vergleich zur Biegeknickschlankheit ab, bis etwa ab einem UPE300 der Biegeknickfall durchweg maßgebend wird, vgl. Bild 5.25. Begründet liegt dieses Verhalten darin, dass mit zunehmendem H/B-Wert die Wölbsteifigkeit I_ω schneller ansteigt als die Biegesteifigkeit I_y , sodass auch der Drehradius c_y gemäß Gleichung (2.38) überproportional anwächst. Dies führt schließlich dazu, dass der Vergleichsschlankheitsgrad $\bar{\lambda}_v$ in Gleichung (2.37) langsamer ansteigt und schlussendlich

eine höhere Verzweigungsschnittgröße $N_{cr,TF}$ und damit verbunden eine geringere bezogene Biegedrillknickschlankheit $\bar{\lambda}_{TF}$ zur Folge hat.

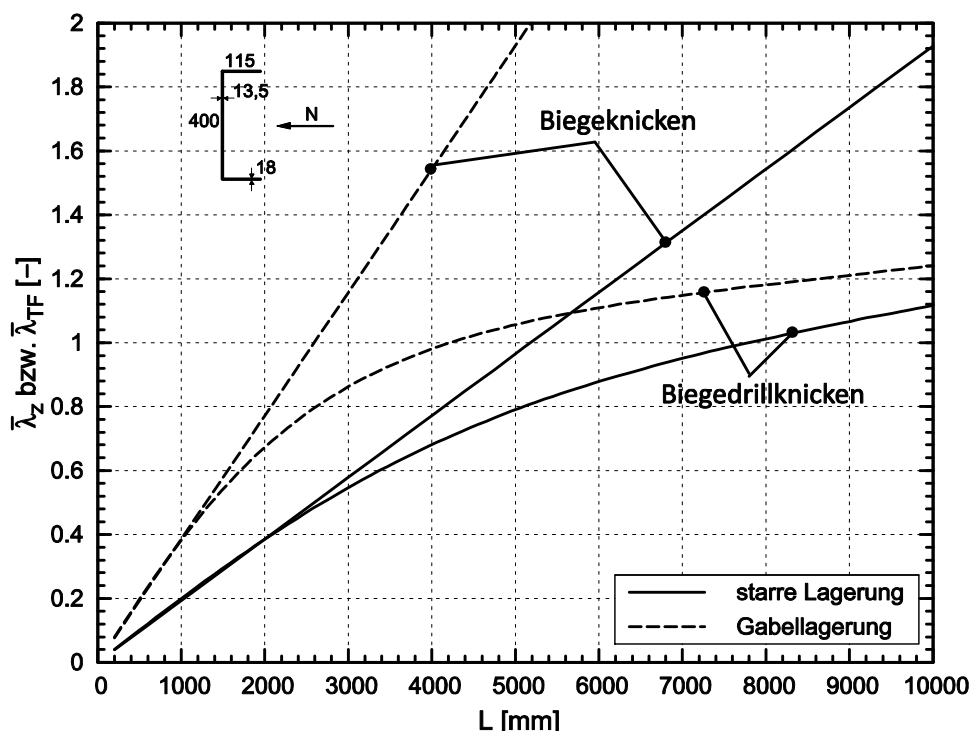


Bild 5.25: Vergleich der bezogenen Stabschlankheitsgrade $\bar{\lambda}_z$ und $\bar{\lambda}_{TF}$ in Abhängigkeit der Bauteillänge und Lagerungsbedingungen für ein UPE400 (S355)

Vergleicht man die Unterschiede zwischen den bezogenen Schlankheitsgraden für Biegedrill- und Biegeknicken für alle untersuchten kompakten C-Querschnitte der UPE-Reihe über die Biegeknickschlankheit miteinander, ist dieser Effekt deutlich auszumachen. Desweiteren geht der Einfluss der Bauteillagerung mit zunehmendem H/B-Verhältnis zurück, bis beim UPE400 die Kurven annähernd deckungsgleich verlaufen, Bild 5.26.

Durch den angestellten Vergleich der bezogenen Schlankheitsgrade und der nicht achsensymmetrischen Interaktionsbedingung für Normalkraft und Biegemoment M_z in Abschnitt 6.2.2.6, kann das numerisch beobachtete Tragverhalten von rein druckbeanspruchten C-Profilen in Abschnitt 4.5.2.2 erklärt werden. Somit ist für C-Profile unter reiner Druckbeanspruchung der Biegedrillknickfall nur bei H/B-Verhältnissen $\theta \leq 2,0$ und einer starren Biegeeinspannung um die Hauptachse z-z sowie einer vollen Wölbbehinderung an den Bauteilenden zu untersuchen. In allen anderen Fällen reicht in Analogie zu den normativ geregelten I- und Kastenquerschnitten eine Betrachtung des reinen Biegeknickfalles.

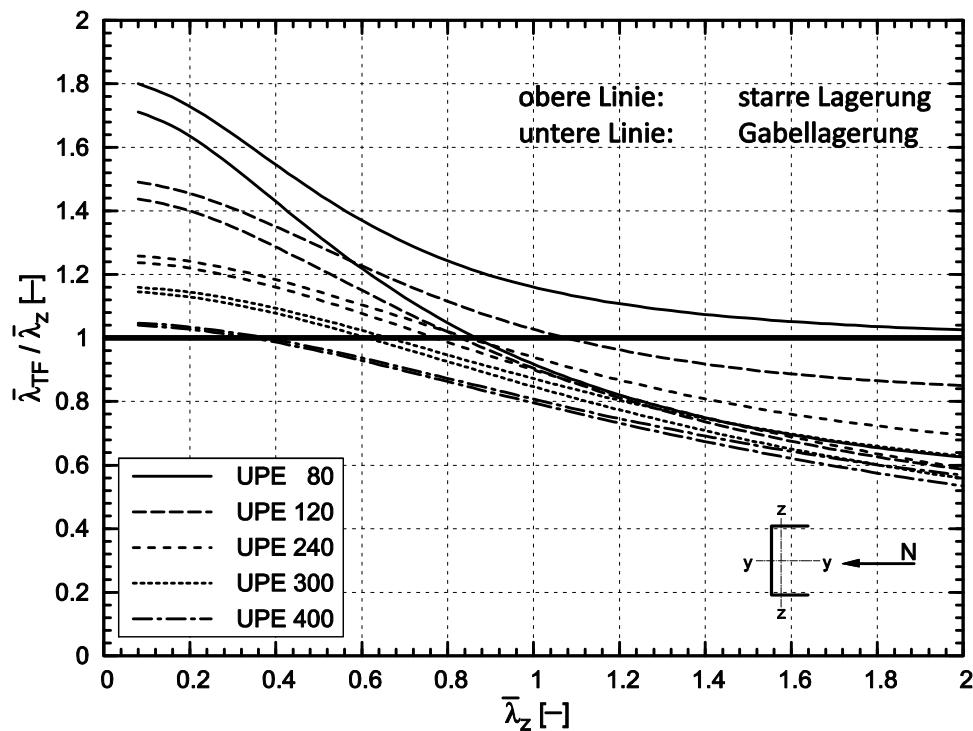


Bild 5.26: Vergleich der bezogenen Stabschlankheitsgrade $\bar{\lambda}_{TF}$ und $\bar{\lambda}_z$ in Abhängigkeit der Lagerungsbedingungen für die untersuchten C-Profile der UPE-Reihe aus S355

5.3.3 Beanspruchung durch Biegemoment M_y

Bei um die Hauptachse y - y biegebeanspruchten C-Profilen existiert in der Literatur im Gegensatz zur reinen Druckbeanspruchung, z.B. [61], keine geschlossene analytische Lösung des Verzweigungsproblems. Das kritische Biegedrillknickmoment auf Basis der Elastizitätstheorie $M_{cr,LT}$ muss somit computerunterstützt bestimmt werden, z. B. mit Hilfe geeigneter Software, die größtenteils auf der Methode der finiten Elemente bzw. finiten Streifen basieren. Die Anwendung dieser Software ist mitunter nicht immer zweifelsfrei, da teilweise nicht alle gewünschten Randbedingungen modellierbar sind, wie im Falle des bereits zitierten *CUFSM*, [S3], das nur eine beidseitige Gabellagerung des Trägers ermöglicht. Zudem ist die Umsetzung in ein entsprechendes numerisches Modell mit gewissem Aufwand behaftet und setzt entsprechende Fachkenntnis voraus.

Im Gegensatz dazu findet man für einfach- und doppelsymmetrische I-Profile unter Biegebeanspruchung M_y als allgemeine Lösung des entsprechenden Differentialgleichungssystems unter Verwendung sinusförmiger Ansatzfunktionen Gleichung (2.40), deren Anwendung für C-Profile grundsätzlich nicht ohne Weiteres erfolgen kann und auch nicht nachgewiesen ist. Vergleicht man nunmehr C-Profile im Biegedrillknickfall unter Biegung um die Symmetrieachse mit I-Querschnitten, ergibt sich lediglich ein Unterschied im Anteil des Stegs an der

Verwölbung, der im Vergleich zur Gesamtwölbsteifigkeit des Querschnitts vergleichsweise klein ist. Daher ist es nahe liegend, die Anwendbarkeit von Gleichung (2.40) als Näherungslösung für die Verzweigungsschnittgröße $M_{cr,LT}$ auch für C-Querschnitte zu überprüfen. Zudem erscheint diese Vorgehensweise sinnvoll, um den Berechnungsaufwand für den in der Praxis tätigen Ingenieur möglichst gering zu halten und somit auf die i.d.R. bekannte Bestimmungsgleichung (2.40) zurückzugreifen, anstatt eine weitere Differenzierung vorzuschlagen.

Gleichung (2.40) gilt allgemein für alle Beanspruchungen durch Endmomente und/oder Querlasten. Letztere erzeugen bei einer zum Schubmittelpunkt exzentrischen Wirkungslinie planmäßige Torsion, sodass in diesem Fall definitionsgemäß kein Verzweigungsproblem vorliegt, sondern ein Spannungsproblem nach Theorie II. Ordnung unter Berücksichtigung der Wölbkrafttorsion. Bei C-Querschnitten ist eine derartige Lasteinleitung von Querlasten in der Schubmittelpunktachse, d.h. außerhalb der Querschnittsfläche, in realen Baukonstruktionen so gut wie nicht realisierbar, da dies mit einem unverhältnismäßig großen konstruktiven Aufwand verbunden ist. Daher wird im Folgenden auf die Betrachtung durch Querlasten beanspruchter Profile verzichtet und ausschließlich die Beanspruchung durch Endmomente untersucht. Dadurch vereinfacht sich die o. g. Bestimmungsgleichung (2.40) wie folgt:

$$M_{cr,LT} = \zeta \cdot N_{cr,z} \cdot c_z = \zeta \cdot \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_z}{(\beta_z \cdot L)^2} \cdot c_z \quad (5.62)$$

Darin bedeuten:

- | | |
|------------|---|
| ζ | Beiwert zur Erfassung des Biegemomentenverlaufs |
| $N_{cr,z}$ | ideal-kritische Verzweigungslast für Biegeknicken normal zur Hauptachse z-z nach Gleichung (2.27) |
| c_z | Drehradius des Querschnitts bezogen auf die Hauptachse z-z nach Gleichung (5.63) |

$$c_z^2 = \frac{I_\omega}{I_z} \cdot \frac{(\beta_z \cdot L)^2}{(\beta_\omega \cdot L)^2} + \frac{(\beta_z \cdot L)^2}{\pi^2} \cdot \frac{GI_T}{EI_z} \approx \frac{I_\omega}{I_z} \cdot \frac{(\beta_z \cdot L)^2}{(\beta_\omega \cdot L)^2} + (\beta_z \cdot L)^2 \cdot \frac{0,039 \cdot I_T}{I_z} \quad (5.63)$$

Der Momentenbeiwert ζ wird gemäß DIN 18800, Teil 2, [R5], mit Gleichung (5.64) angegeben, worin ψ_M das Verhältnis der Randmomente an den Bauteilenden darstellt.

$$\zeta = 1,77 - 0,77 \cdot \psi_M \quad (5.64)$$

In [47] wird eine modifizierte, „bessere Näherung“ vorgeschlagen, die im weiteren Verlauf verwendet wird, Gleichung (5.65).

$$\zeta = 1,77 - 1,04 \cdot \psi_M + 0,27 \cdot \psi_M^2 \quad \text{jedoch } \zeta \leq 2,60 \quad (5.65)$$

Am Beispiel der Versuchsträger unter reiner Biegebeanspruchung M_y aus Abschnitt 3.4 werden in Tabelle 5.3 die Ergebnisse der analytischen Lösung in Gleichung (5.62) mit den numerisch ermittelten globalen Verzweigungsschnittgrößen $M_{cr,LT}$ verglichen. Dabei werden eine Beanspruchung durch gegengleich wirkende, gleich große Endmomente, d.h. $\zeta = 1,0$, sowie eine starre Wölb- und Biegeeinspannung um die schwache Hauptachse z-z ($\beta_w = \beta_z = 0,5$) vorausgesetzt, vgl. Bild 3.5. Ein in der numerischen Berechnung mögliches lokales Plattenbeulen einzelner Querschnittsteile wurde durch eine Kopplung der Knotenlängsverdrehungen in jedem Querschnitt gemäß Bild 4.3 ausgeschlossen.

Tabelle 5.3: Vergleich der numerisch ermittelten idealen Biegedrillknickmomente mit der analytischen Näherungslösung bei konstanter Momentenbeanspruchung M_y

Versuch	Näherung		FEM		$\frac{\bar{\lambda}_{LT}}{\bar{\lambda}_{LT,FE}}$ [-]
	$M_{cr,LT}$	$\bar{\lambda}_{LT}$	$M_{cr,LT}$	$\bar{\lambda}_{LT,FE}$	
	[kNcm]	[-]	[kNcm]	[-]	
1A	56093	0,332	55686	0,333	0,997
1B	9834	0,791	9771	0,794	0,996
1C	4397	1,184	4388	1,186	0,998
2A	45216	0,330	42431	0,341	0,968
2B	7880	0,792	7871	0,792	1,000
2C	3455	1,196	3474	1,192	1,003
3A	129376	0,306	128779	0,307	0,997
3B	21751	0,747	21680	0,748	0,999
3C	12758	0,975	12793	0,974	1,001
4A	11609	0,342	11323	0,346	0,988
4B	2173	0,791	2184	0,789	1,003
4C	950	1,196	953	1,194	1,002
8B	38345	0,784	38144	0,786	0,997
8C	16587	1,192	16660	1,190	1,002
Mittelwert m:					0,997
Standardabweichung s:					0,009

Aus dem Vergleich der bezogenen Biegedrillknickschlankheiten $\bar{\lambda}_{LT}$ ist zu erkennen, dass Gleichung (5.62) ausnahmslos in sehr guter Näherung das Verzweigungsproblem von C-Profilen unter konstanter Biegebeanspruchung abbilden kann. Dies wird durch die statistische Auswertung mit einem sehr geringen Streuband der Ergebnisse ($s < 1\%$) belegt.

Um die allgemeine Anwendbarkeit von Gleichung (5.62) bezüglich Lagerung und Beanspruchung zu untersuchen, wurden zusätzliche numerische Parameterstudien an gabelgelagerten Profilen der UPE-Reihe aus Stahl S355 ($\beta_\omega = \beta_z = 1,0$) durchgeführt, bei denen neben der Profilgeometrie mit $\psi_M = 0$ und $\psi_M = -1,0$ auch die Biegemomentenverteilung entlang der Bauteillängsachse variiert wurde. Tabelle 5.4 fasst die statistischen Kenngrößen für alle untersuchten Profile und Beanspruchungen zusammen.

Tabelle 5.4: Statistische Auswertung der analytisch und numerisch ermittelten Biegedrillknickschlankheitsgrade für gabelgelagerte UPE-Profile mit Randmomentenverhältnissen $\psi_M = 0$ und $\psi_M = -1,0$

ψ_M	UPE	$\frac{\bar{\lambda}_{LT}}{\bar{\lambda}_{LT,FE}}$	
		Mittelwert	Standardabweichung
0	80	1,000	0,013
	120	1,001	0,013
	240	1,002	0,014
	300	1,001	0,015
	400	1,001	0,016
-1,0	80	0,998	0,016
	120	1,001	0,015
	240	1,002	0,010
	300	1,001	0,010
	400	1,002	0,009

Man erkennt auch für gabelgelagerte C-Querschnitte unter einem Momentengradienten ψ_M die Qualität der analytischen Näherungslösung gemäß Gleichung (5.62). Durch den zusätzlichen Einflussparameter des Momentenbeiwertes ζ nimmt die Standardabweichung s im Vergleich zur konstanten Biegemomentenbeanspruchung zwar zu, jedoch sind die Unterschiede aus baupraktischer Sicht vernachlässigbar. Zudem muss berücksichtigt werden, dass durch die Übertragung auf das Tragfähigkeitsniveau durch eine entsprechende Abminderungskurve die Abweichungen weiter verringert werden.

Im Bereich kleiner Schlankheiten ergeben sich mit etwa 9% die größten Abweichungen zwischen der numerischen und analytischen Lösung, wobei die Absolutwerte der einzelnen Schlankheitsgrade bei $\bar{\lambda}_{LT} = 0,20$ für die analytische Lösung und bei $\bar{\lambda}_{LT,FE} = 0,22$ liegen, vgl. Bild 5.27. Bezogen auf die Tragfähigkeit führt dies bei Anwendung der europäischen Knickspannungslinien zu einer maximalen Abweichung von etwa 1%, was aus baupraktischer Sicht in jedem Fall als tolerabel

angesehen wird. Bild 5.27 zeigt einen Vergleich der Näherungslösung mit den numerischen Ergebnissen für die untersuchten Extremquerschnitte UPE80 und UPE400 unter Momentengradienten $\psi_M = 0$ und $\psi_M = -1,0$. Für alle anderen Querschnittsgeometrien ergeben affine Verläufe, die quantitativ zwischen den o.g. Profilen einzuordnen sind.

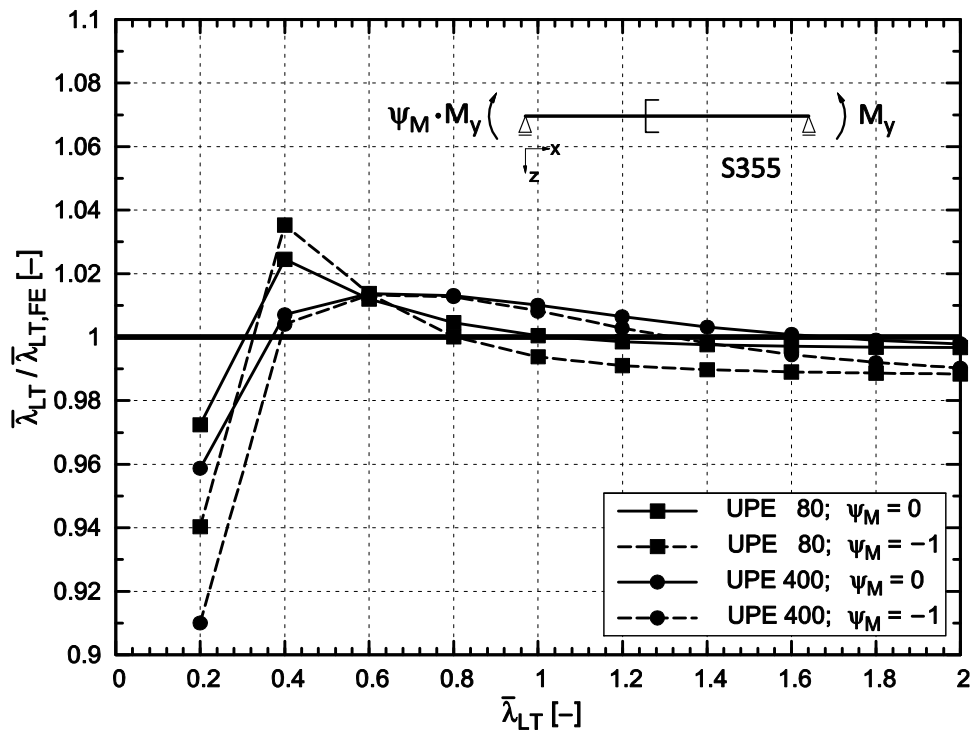


Bild 5.27: Vergleich der numerisch und analytisch ermittelten bezogenen Stabschlankheitsgrade $\bar{\lambda}_{LT}$ gabelgelagerte UPE-Profile und $\psi_M = 0$

Somit kann abschließend festgestellt werden, dass die für I-Querschnitte analytisch exakte Formel zur Berechnung ideal-kritischer Biegedrillknickmomente $M_{cr,LT}$ in sehr guter Näherung auch für C-Profile unter baupraktisch relevanten Lagerungsbedingungen und Beanspruchungen angewandt werden kann.

5.4 Zusammenfassung

Im zurückliegenden Abschnitt wurden Lösungen für das Verzweigungsproblem der lokalen und globalen Stabilitätsformen normalspannungsbeanspruchter C-Querschnitte vorgestellt. Dabei wurde im Hinblick auf das Nachweisformat des Eurocode 3 eine strikte Trennung sowohl zwischen den einzelnen Stabilitätsproblemen als auch den Grundbeanspruchungen Druck und Biegung um beide Querschnittshauptachsen vorgenommen. Diese Vorgehensweise hat die Vorteile, dass zum einen das in der Ingenieurpraxis beliebte *Ersatzstabverfahren* angewandt

werden kann und zum anderen ein rechenintensiver, iterativer Berechnungsprozess entfallen kann.

Für die Gleichgewichtsverzweigung des lokalen Plattenbeulens von C-Profilen wurden sowohl eine theoretische Lösung auf Basis von [11] hergeleitet, als auch Bemessungshilfen auf Basis numerischer Berechnungen zusammengestellt. Erste erlaubt die direkte Berechnung der Beulwerte für die einzelnen Querschnittsteile mit Hilfe von Bestimmungsgleichungen, die ausschließlich von den bezogenen Geometrieparametern $H/B = \theta$ und $T_f/T_w = \zeta$ abhängen. Zusätzlich wurden Anwendungsgrenzen für die unterschiedlichen Beanspruchungen hergeleitet, innerhalb derer das lokale Stabilitätsproblem überhaupt zu berücksichtigen ist. Die Güte der Ergebnisse wurde anhand numerischer Gegenrechnungen der in Abschnitt 3 zusammengestellten, experimentell untersuchten C-Querschnitte überprüft. Dabei ergeben sich trotz des komplexen Tragverhaltens sehr gute Übereinstimmungen, die die sichere und wirtschaftliche Anwendbarkeit in der Ingenieurpraxis erlauben.

Da jedoch auch die analytischen Bestimmungsgleichungen mathematisch nicht wenig komplex sind, wurden zusätzlich numerische Parameterstudien durchgeführt. Diese dienten zum einen als Datenbasis zur Verifikation der theoretischen Lösung. Zum anderen wurden die Berechnungen graphisch ausgewertet, sodass als Ergebnis Bemessungshilfen zur einfachen, graphischen Bestimmung der Beulwerte von druck- oder biegebeanspruchten C-Querschnitten vorliegen. Abschließend wurden für das lokale Plattenbeulen die unterschiedlichen Möglichkeiten zur Behandlung der stützenden, zusätzlich normal zur Plattenebene beanspruchten Querschnittsteile diskutiert. Nach Vergleich der einzelnen Vorgehensweisen konnte empfohlen werden, die Beulgefahr der stützenden Querschnittsteile unter Annahme einer gelenkigen Lagerung der Plattenlängsränder zu ermitteln.

Für das Verzweigungsproblem der globalen Stabstabilitätsfälle wurden die Beanspruchungen reine Drucknormalkraft und reines Biegemoment M_y um die Symmetrieachse betrachtet. Für erstgenannten Lastfall existieren in der Literatur analytisch geschlossene Lösungen zur Ermittlung der ideal-kritischen Verzweigungsschnittgrößen $N_{cr,z}$ für Biegeknicken und $N_{cr,TF}$ für Biegedrillknicken. Über einen Vergleich der globalen, bezogenen Bauteilschlankheiten für beide Stabstabilitätsfälle konnten die Ergebnisse der numerischen Parameterstudie aus Abschnitt 4.5.2.2 belegt und nachvollzogen werden. Darüber hinaus konnte als Abgrenzungskriterium festgelegt werden, dass Biegedrillknicken unter reiner Druckbeanspruchung ausschließlich bei starrer Biegeeinspannung um die Profilhauptachse z-z der Bauteilenden und einem H/B-Verhältnis $\theta < 2,0$ zu untersuchen ist.

Im Falle reiner Biegemomentenbeanspruchung um die starke Profilhauptachse y-y konnte die Anwendung der für I-Querschnitte hergeleiteten, geschlossen analyti-

schen Lösung zur Ermittlung des ideal-kritischen Verzeigungsmoments $M_{cr,LT}$ in Gleichung (5.62) auch für C-Profile bestätigt werden. Die numerischen Vergleichsrechnungen ergaben sehr gute Übereinstimmungen zur analytischen Lösung, wobei die auftretenden Abweichungen im Sinne eines baupraktischen Näherungsverfahrens vernachlässigbar sind. Dies gilt grundsätzlich für alle baupraktischen Lagerungsbedingungen sowie Beanspruchungen durch beliebige Kombinationen von Stabendmomenten.

6 Tragfähigkeit von C-Profilen

6.1 Allgemeines

Die Verzweigungslast eines Bauteils kann zur Einschätzung seiner Stabilitätsgefährdung zwar als aussagekräftiges Hilfsmittel herangezogen werden, jedoch gibt sie nur in wenigen Fällen die reale Tragfähigkeit des Bauteils wieder. Diese ist grundsätzlich unter Zugrundelegung struktureller und geometrischer Imperfektionen zu ermitteln, die sich unter vertretbarem Fertigungsaufwand in der Baupraxis generell nicht vermeiden lassen.

Im Folgenden wird konsequenterweise wie in den vorigen Kapiteln weiterhin die Trennung zwischen den einzelnen Stabilitätsformen und Beanspruchungskomponenten beibehalten. Dabei wird grundsätzlich zwischen kompakten und dünnwandigen, d.h. beulgefährdeten Querschnitten unterschieden, für die jeweils zunächst die reine Querschnittstragfähigkeit gefolgt von der Bauteiltragfähigkeit untersucht wird.

Der rechnerische Nachweis im Grenzzustand der Tragfähigkeit erfolgt in aller Regel am einzelnen Bauteil, das gedanklich aus dem Gesamttragwerk herausgetrennt wird. Die Vorgaben des gegenwärtigen europäisch harmonisierten Regelwerks [R9] lassen dafür drei Möglichkeiten zu:

1. Stets kann eine Ermittlung der Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung erfolgen, für die zur Berücksichtigung des Biegedrillknickens die Biegetorsionstheorie angewendet werden muss. Dies kann unter Verwendung geeigneter Software oder durch geschlossene analytische Lösungen erfolgen, wobei insbesondere letzteres auch für einfache Bauteile mit nicht unerheblichem Berechnungsaufwand verbunden ist.
2. Es wird ein „*allgemeines Verfahren für Knick- und Biegedrillknicknachweise für Bauteile*“ zugelassen, das im Wesentlichen auf [57] zurückgeht. Hier wird das betrachtete Bauteil getrennt nach seinem Verhalten in der Beanspruchungsebene und normal zu dieser beurteilt. Für den erstgenannten Teil wird i.d.R. eine computergestützte Berechnung erforderlich, da „alle Effekte aus Imperfektionen und Theorie II. Ordnung in der Tragwerksebene“ müssen bei der Ermittlung der Bauteilbeanspruchungen berücksichtigt werden müssen, [R9]. Das Tragverhalten aus der Ebene wird mit Hilfe der üblichen Traglastabminderungskurven erfasst, sodass der Nachweis über eine Linearkombination beider geführt werden kann.

3. Als vergleichsweise einfaches Handrechenverfahren wird die Möglichkeit der Anwendung des *Ersatzstabverfahrens* gegeben, bei dem die Stabilitätsformen und Beanspruchungen jeweils einzeln betrachtet werden. In den Nachweisgleichungen werden etwaige gegenseitige Beeinflussungen über Interaktionsfaktoren berücksichtigt. In der Ingenieurpraxis ist die Vorgehensweise sehr beliebt, da innerhalb des betrachteten Bauteils die Beanspruchungen in einfacher Weise nach Theorie I. Ordnung ermittelt werden dürfen. So ist auch für das komplexe Tragverhalten beim Zusammenspiel von Biegeknick- und Biegedrillknickgefährdung immer noch eine gewisse Nachvollziehbarkeit und Kontrolle der Ergebnisse gewährleistet.

Im Hinblick auf die Zielsetzung dieser Arbeit, ein anwenderfreundliches Handrechenverfahren anzubieten, werden ausschließlich die normativen Vorgaben letzterer Möglichkeit auf ihre Anwendbarkeit bei C-Profilen überprüft und wo nötig modifiziert.

Die Güte aller Bemessungsvorschläge wird anhand eigens durchgeführter numerischer Berechnungen und, wo möglich, anhand eigener und extern durchgeführter, experimenteller Versuche überprüft. Den numerisch berechneten Ergebnissen liegen dabei die nominellen Materialeigenschaften und normativ vorgegebenen, in Abschnitt 4.4.3 zusammengestellten geometrischen Ersatzimperfectionen zu Grunde. Im Gegensatz dazu erfolgt die Nachrechnung von Versuchen stets unter Ansatz der real gemessenen Abmessungen, Streckgrenzen und Elastizitätsmoduln. Die Querdehnzahl wird grundsätzlich zu $\mu = 0,3$ angenommen. Die Verifikation der Bemessungsvorschläge sowohl durch numerische als auch durch experimentelle Ergebnisse wird generell ohne Sicherheitsbeiwerte auf Last- und Materialseite vorgenommen, d.h. $\gamma_F = \gamma_M = 1,0$.

6.2 Kompakte C-Profile

6.2.1 Allgemeines

Als kompakte Querschnitte werden Profile verstanden, deren Abmessungen einzelner Querschnittsteile derart gedrungen gewählt sind, dass ein lokales Beulen vor Erreichen der Grenztragfähigkeit nicht auftritt. Solche Querschnitte werden gemäß Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], den Querschnittsklassen 1 bis 3 zugeordnet. Eine Abgrenzung der Querschnittsklassen erfolgt in den Normen [R9] und [R5] über eine Begrenzung der geometrischen Schlankheit B/T der einzelnen Querschnittsteile, sodass eine lokale Beulgefahr ausgeschlossen werden kann. Unter Voraussetzung der Gültigkeit der in der Fachwelt allgemein akzeptierten Beulabminderungskurven der Gleichungen (2.3) und (2.7) bedeutet somit eine Abgrenzung

zwischen den Klassen 3 und 4, dass die lokale Beulschlankheit $\bar{\lambda}_p$ die entsprechenden Grenzwerte für einen Abminderungsfaktor $\rho = 1,0$ nicht überschreitet. Während in der deutschen DIN 18800, Teil 1, [R4], diese Grenz Betrachtung beachtet wurde, wurden die $\text{grenz}(B/T)$ -Werte in Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], z.T. aus Versuchsergebnissen zurückgerechnet und liegen daher etwa 10% über den Grenzwerten nach DIN 18800. Dies hat zur Folge, dass kein schlüssiger Grenzübergang zwischen Querschnitten der Klassen 3 und 4 existiert und die Regelungen in den Teilen 1-1, [R9], und 1-5, [R11], nicht einheitlich ineinander greifen.

In beiden Regelwerken wurden die Grenzwerte unter Annahme einer gelenkigen Längsrandlagerung der druckbeanspruchten Querschnittsteile bestimmt, was mitunter zu einer nicht korrekten Zuordnung zu einer höheren Querschnittsklasse und einer damit verbundenen deutlich konservativen Beurteilung des Tragvermögens einzelner Querschnitte führen kann, vgl. Abschnitt 5.2. Daher wird empfohlen, bei Bauteilen mit geometrischen Schlankheiten B/T nahe den normativen Grenzwerten, die gegenseitige Stützung der Querschnittsteile gemäß Abschnitt 5.2 zu berücksichtigen. Die so ermittelten, abgeminderten Beulschlankheiten $\bar{\lambda}_p$ werden dann den Grenzschlankheiten der Beulabminderungskurven (2.3) für vierseitige und (2.7) für dreiseitige Querschnittsteile gegenüber gestellt.

6.2.2 Querschnittstragfähigkeit

6.2.2.1 Allgemeines

Bei hinreichend kurzen Bauteillängen oder -abschnitten zwischen Translations- und/oder Rotationshalterungen können bei kompakten Querschnitten ebenso globale Instabilitäterscheinungen ausgeschlossen werden. Grundsätzlich ist dies der Fall, wenn die bezogene globale Schlankheit eines Bauteils oder Bauteilabschnitts für Biegeknicken oder Biegedrillknicken den Grenzwert $\bar{\lambda} = 0,2$ nicht überschreitet. Dies haben umfangreiche Forschungen bei der Einführung der aktuellen Normengenerationen [R9] und [R5] zweifelsfrei belegt. Somit wird die Grenztragfähigkeit eines Bauteils ausschließlich durch die Querschnittsgeometrie und die Materialfestigkeit bestimmt.

Abhängig von der Querschnittsklasse können bei Stahlquerschnitten unterschiedliche Beanspruchbarkeiten zugelassen werden. Bei Querschnitten der Klasse 3 wird zur Ermittlung der Grenztragfähigkeit der elastische Grenzzustand mit der Fließdehnung ε_y in der ungünstigsten Querschnittsfaser zugelassen. Die Vorgehensweise und Berechnungsmethoden zur Ermittlung der elastischen Grenzbeanspruchbarkeiten für die Grundbeanspruchungen N , M_y und M_z sowie eine Kombination derselben sind für kompakte Stahlquerschnitte in der Ingenieurpraxis üblich und bekannt, sodass auf eine detaillierte Aufbereitung dieser Thematik im Rahmen der vorliegenden Arbeit verzichtet wird.

Im Gegensatz dazu erreichen Profile der Klassen 1 und 2 ihre Grenztragfähigkeit unter einer vollplastischen Verteilung der Normalspannungen über den Querschnitt. Generell sind jegliche gewalzte, baupraktisch gebräuchliche C-Profile der U-, UPN-, UAP- und UPE-Reihe mit Stahlgüten von maximal S355 der Querschnittsklasse 1 zuzuordnen, sodass hier die plastische Querschnittreserve voll genutzt werden kann. Im Folgenden wird auf die Besonderheiten von kompakten C-Querschnitten im Hinblick auf die plastische Querschnittstragfähigkeit bei unterschiedlichen Beanspruchungen und Beanspruchungskombinationen eingegangen. Wenn nicht anders angegeben, gilt für alle Bestimmungsgleichungen die Theorie dünnwandiger Querschnitte mit einer Profilidealisierung auf die Blechmittelebenen, vgl. Bild 1.2.

Eine Methode der vollplastischen Interaktion jeglicher Beanspruchungen bei beliebigen prismatischen Querschnitten ist das Teilschnittgrößenverfahren, z.B. [42]. Da dieses jedoch mit der üblichen Anschauung nicht grundsätzlich konform ist und zudem mit teilweise erheblichem Berechnungsaufwand verknüpft ist, wird auf eine Aufbereitung verzichtet.

6.2.2.2 Normalkraftbeanspruchung

Bei reiner Beanspruchung durch eine Axialkraft N ergeben sich identische elastische und die plastische Querschnittstragfähigkeiten, sodass die Grenzbeanspruchbarkeit N_{Rk} in bekannter Weise mit Gleichung (6.1) ermittelt werden kann. Dabei lassen sich auch die bezogenen Geometrieparameter θ (Gleichung (5.15)) und ζ (Gleichung (5.16)) verwenden.

$$N_{Rk} = A \cdot f_y = B \cdot T_w \cdot (2 \cdot \zeta + \theta) \cdot f_y \quad (6.1)$$

6.2.2.3 Biegebeanspruchung M_y

Im Fall einer Biegebeanspruchung um die starke Hauptachse $y-y$ nehmen C-Profile im Vergleich zu Querschnitten, die bezogen auf die z -Achse symmetrisch sind, eine Sonderstellung im Hinblick auf die plastische Querschnittstragfähigkeit ein. Wie umfassend in [42] und [72] dargelegt, ruft eine vom elastischen Zustand abweichende Verteilung der Normalspannungen über die Steghöhe aus Gleichgewichtsgründen stets ein zugehöriges Wölbmoment M_ω hervor. Lediglich ein nach der Elastizitätstheorie linearer Verlauf von σ_x über die Steghöhe kommt einem torsionsfreien Querschnitt gleich, Bild 6.1. Die entsprechenden elastischen und plastischen Biegebeanspruchbarkeiten $M_{y,Rk}$ lassen sich mit den Gleichungen (6.2) und (6.3) ermitteln.

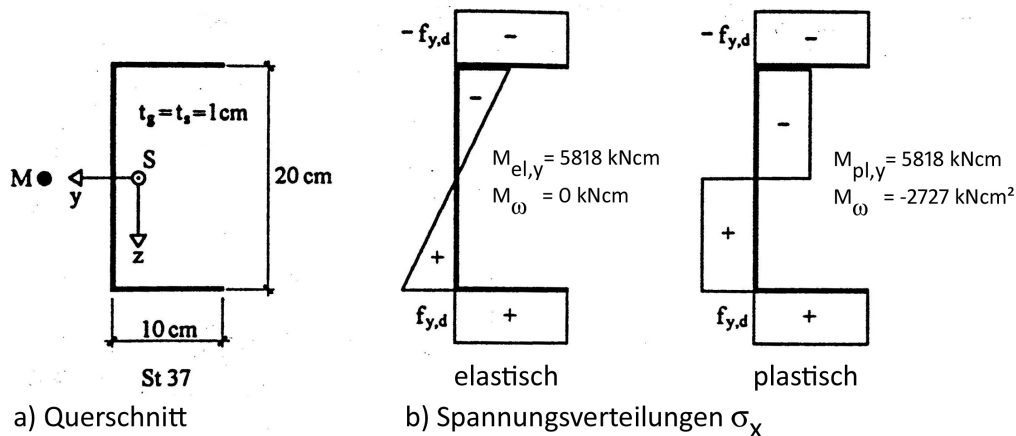


Bild 6.1: Beispiel zur plastischen Spannungsverteilung bei durch M_y biegebeanspruchten C-Profilen aus [42]

$$M_{el,y,Rk} = W_{el,y} \cdot f_y = H \cdot B \cdot T_w \cdot \left(\zeta + \frac{\theta}{6} \right) \cdot f_y \quad (6.2)$$

$$M_{pl,y,Rk} = W_{pl,y} \cdot f_y = H \cdot B \cdot T_w \cdot \left(\zeta + \frac{\theta}{4} \right) \cdot f_y \quad (6.3)$$

Das zu einer vollplastischen Biegebeanspruchbarkeit $M_{pl,y,Rk}$ in Gleichung (6.3) gehörige Wölbmoment $M_{\omega,Rk}$ lässt sich in einfacher Weise durch Gleichung er rechnen.

$$M_{\omega,Rk} = \frac{1}{2} \cdot B^2 \cdot H \cdot T_f \cdot f_y \quad (6.4)$$

Gemäß DIN 18800, Teil 1, [R4], Element (755), wird der vollplastische Grenzzu stand darüber definiert, dass „eine Vergrößerung der Schnittgrößen nicht möglich ist. Dabei muss der Querschnitt nicht durchplastiziert sein“. In [72] wird jedoch festgestellt und belegt, dass zum Erreichen der Grenztragfähigkeit des Quer schnitts stets eine volle Plastizierung notwendig ist. „Ein Tragmoment $M_{pl,y}$ für ein U-Profil, bei dem der Steg elastisch bleibt, gibt es daher nicht“. Somit ist es ge rechtfertigt, als Biegebeanspruchbarkeit $M_{y,Rk}$ von C-Querschnitten der Klassen 1 und 2 eine plastische Verteilung der Normalspannung σ_x über die Steghöhe anzu setzen.

Dabei stellt sich nun die Frage, inwiefern die zusätzliche Torsionsbeanspruchung zu berücksichtigen ist, was zum einen den Berechnungsaufwand in nicht unerheblicher Weise erhöht und zum anderen die Frage nach adäquaten Interaktionsvorschriften für gleichzeitiges Auftreten verschiedener Beanspruchungen aufwirft. Daher wurden numerische Vergleichsrechnungen an C-Querschnitten der UPE-

Reihe (S355) unter Biegebeanspruchung M_y angestellt. Die Trägerlänge wurde entsprechend kurz gewählt, um eine Zusatzbeanspruchung aus Effekten Theorie II. Ordnung sicher ausschließen zu können. Die Ergebnisse und der Vergleich mit den theoretischen Werten ist in Tabelle 6.1 dargestellt.

Tabelle 6.1: Vergleich rechnerischer Biegetragfähigkeiten $M_{y,Rk}$ nach Gleichung (6.3) mit numerischen Ergebnissen

UPE	$M_{y,FE}$	$M_{el,y,Rk}$	$\frac{M_{el,y,Rk}}{M_{y,FE}}$	$M_{pl,y,Rk}$	$\frac{M_{pl,y,Rk}}{M_{y,FE}}$
	[kNcm]	[kNcm]	[-]	[kNcm]	[-]
80	1053,2	915,3	0,869	1061,7	1,008
120	2367,1	2061,7	0,871	2388,6	1,009
240	11838,4	10336,8	0,873	11958,0	1,010
300	21131,5	18119,2	0,857	21323,4	1,009
400	43595,6	36459,6	0,836	43947,2	1,008

Es wird direkt ersichtlich, dass einerseits der Ansatz der rein elastischen Querschnittstragfähigkeit $M_{el,y,Rk}$ deutlich konservative Werte liefert und andererseits die alleinige Zugrundelegung der vollplastischen Biegetragfähigkeit $M_{pl,y,Rk}$ ohne Ansatz des zusätzlichen Wölbmomentes M_ω im Gegensatz dazu zu sehr guten Übereinstimmungen in den Ergebnissen führt. Die theoretische vollplastische Biegetragfähigkeit übersteigt zwar die numerischen Werte geringfügig um bis zu 1%. Jedoch kann dieses folgerichtig dadurch erklärt werden, dass zum Erreichen der vollplastischen Spannungsblöcke über die Steghöhe theoretisch eine Längsdehnung $\varepsilon_x = \infty$ nötig ist, die in der Numerik a priori nicht erreicht werden kann. Die Abweichungen sind allerdings derart gering, dass aus baupraktischer Sicht gegen den Ansatz von $M_{pl,y,Rk}$ keine Bedenken bestehen. Im Gegensatz zu einem einwirkenden Biegemoment um die Hauptachse z-z werden bei M_y etwa 98% der theoretisch vollplastischen Grenzschnittgrößen bei einem vergleichsweise geringen Dehnungszustand von $\varepsilon_x \approx 1,5 - 2,0 \cdot \varepsilon_y$ erreicht, der i. A. mit kleinen Bauteilverformungen einhergeht. Dies folgt aus dem vergleichsweise kleinen plastischen Formbeiwert von $\alpha_{pl,y} \approx 1,1 - 1,2$, sodass die vollplastische Tragfähigkeit aufgrund einer möglichen Verletzung der Berechnungsvoraussetzungen, vgl. Abschnitt 6.2.2.4, nicht abgemindert werden muss.

6.2.2.4 Biegebeanspruchung M_z

Im Falle einer Biegebeanspruchung um die schwache Hauptachse z-z tritt das im vorigen Abschnitt geschilderte Phänomen eines zusätzlichen Wölbmomentes bei Ansatz einer vollplastischen Spannungsverteilung nicht auf, [72]. Jedoch wird hier eine Fallunterscheidung notwendig, in welchem Querschnittsteil (Steg oder Flanche) die plastische Nulllinie liegt. Definiert man eine rein positive Nulllinienlage

y_{pl} im Bezug auf die Stegmittellinie, ist diese ausschließlich von der Querschnittsgeometrie abhängig, vgl. Bild 6.2. Sie lässt sich bezogen auf die Profilbreite B in Abhängigkeit der bezogenen Geometrieparameter θ und ζ gemäß den Gleichungen (6.5) und (6.6) bestimmen.

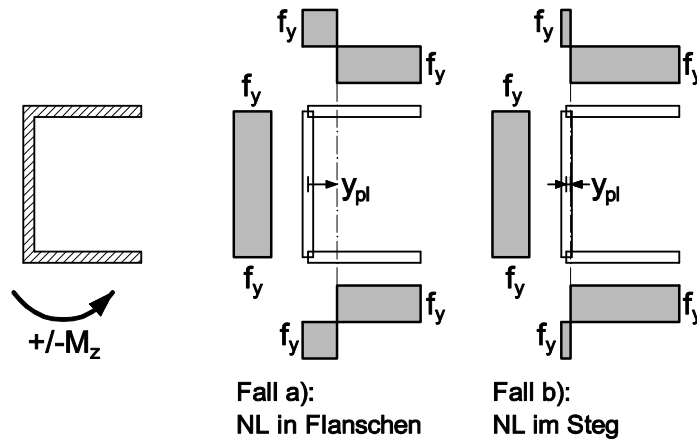


Bild 6.2: Fallunterscheidung zur Lage der plastischen Nulllinie bei einer Beanspruchung M_z

$$\xi = \frac{y_{pl}}{B} = \frac{1}{2} - \frac{\theta}{4 \cdot \zeta} \quad \text{Fall a): NL in den Flanschen} \quad (6.5)$$

$$\xi = \frac{y_{pl}}{B} = \frac{1}{\frac{H}{T_f} + 2} \quad \text{Fall b): NL im Steg} \quad (6.6)$$

Über Gleichsetzen von (6.5) und (6.6) lässt sich ein Grenzwert für das H/B -Verhältnis θ^* finden, ab dem ein Wechsel der Lage der plastischen Nulllinie y_{pl} stattfindet, Gleichung (6.7). Dabei wird ein dickwandiger Querschnitt mit nicht vernachlässigbarer Stegdicke vorausgesetzt. Bei $\theta < \theta^*$ liegt somit die Nulllinie in den Flanschen, ansonsten im Steg.

$$\theta^* = 2 \cdot \zeta \cdot \left(1 - \frac{T_w}{B} \right) \quad (6.7)$$

Löst man die Momenten-Gleichgewichtsbedingungen am durchplastizierten Querschnitt lässt sich für den Fall a) mit Lage der Nulllinie im Flansch die Grenztragfähigkeit $M_{pl,z,Rk}$ vergleichsweise einfach anhand Gleichung (6.8) errechnen. Liegt für den Fall b) die Nulllinie im Steg, ergeben sich ungleich kompliziertere Gleichungen. Im Vergleich zum Anteil der Flansche ist der Beitrag des Steges an der Biegemomententragfähigkeit jedoch vergleichsweise gering. Somit lässt sich $M_{pl,z,Rk}$ unter Vernachlässigung der Stegdicke in sehr guter Näherung mit Hilfe von Gleichung (6.9) bestimmen. Die damit verbundenen Abweichungen betragen bei

baupraktisch relevanten Geometrien weniger als 4% zur exakten Lösung. Zudem gilt für alle C-förmigen Walzprofile der Fall a), also fällt die Lage der plastischen Nulllinie i.d.R. in die Flansche, sodass die Näherungslösung in Gleichung (6.9) nur in Ausnahmefällen Anwendung findet.

$$M_{pl,z,Rk} = B^2 \cdot T_f \cdot \left(1 - 2 \cdot \left(\frac{y_{pl}}{B} \right)^2 \right) \cdot f_y \quad \text{Fall a) : NL in Flanschen}$$

$$= \frac{B^2}{2} \cdot T_f \cdot \left(1 + \frac{\theta}{\zeta} - \frac{1}{4} \cdot \left(\frac{\theta}{\zeta} \right)^2 \right) \cdot f_y \quad (6.8)$$

$$M_{pl,z,Rk} \approx B^2 \cdot T_f \cdot f_y \quad \text{Fall b) : NL im Steg} \quad (6.9)$$

Bei Betrachtung der vorstehenden Gleichungen fällt auf, dass im Gegensatz zur elastischen Querschnittstragfähigkeit $M_{el,z,Rk}$ hier für den durchplastizierten C-Querschnitt die Richtung des einwirkenden Biegemomentes M_z keinen Einfluss auf die Grenztragfähigkeit hat. Dies konnte in numerischen Gegenrechnungen in guter Näherung bestätigt werden, Tabelle 6.2.

Tabelle 6.2: Vergleich theoretischer Biegetragfähigkeiten $\pm M_{pl,z,Rk}$ mit numerischen Ergebnissen

UPE	$M_{pl,z,Rk}$ [kNcm]				
		$+M_{z,FE}$ [kNcm]	$\frac{M_{pl,z,Rk}}{+M_{z,FE}}$ [-]	$-M_{z,FE}$ [kNcm]	$\frac{M_{pl,z,Rk}}{-M_{z,FE}}$ [-]
		[kNcm]	[-]	[kNcm]	[-]
80	482,0	475,3	1,014	481,0	1,002
120	868,9	857,6	1,013	869,8	0,999
240	3210,4	3181,5	1,009	3242,5	0,990
300	4841,4	4696,2	1,031	4865,6	0,995
400	7806,0	7556,2	1,033	7727,9	1,010

Im Gegensatz zu einer Biegebeanspruchung M_y weisen C-förmige Querschnitte bei Biegung um die Hauptachse z-z eine verhältnismäßig große plastische Querschnittsreserve im Bezug verglichen mit der elastischen Biegetragfähigkeit $M_{el,z,Rk}$ auf. Für baupraktische gewalzte Querschnitte liegt die mögliche Erhöhung bei $\alpha_{pl,z} = 1,7-1,8$. Damit sich eine annähernd vollplastische Spannungsverteilung über die Querschnittsbreite B einstellt, sind mitunter enorme Längsdehnungen ε_x insbesondere am freien Flanschrand nötig. Beispielhaft dafür ist in Bild 6.3 eine graphische Auswertung der numerischen Ergebnisse für ein UPE120 (S355) und

zwei Beanspruchungszuständen nahe der theoretischen Biegetragfähigkeit $M_{pl,z,Rk}$ dargestellt. Die maximalen Längsdehnungen betragen bei 97,5% der vollplastischen Schnittgröße am freien Flanschrand mit 1,3% etwa das 7,7-fache der Fließdehnung ε_y und steigen bei nur geringer Lastzunahme auf 10,9% (!), d.h. dem 65-fachen Wert von ε_y .

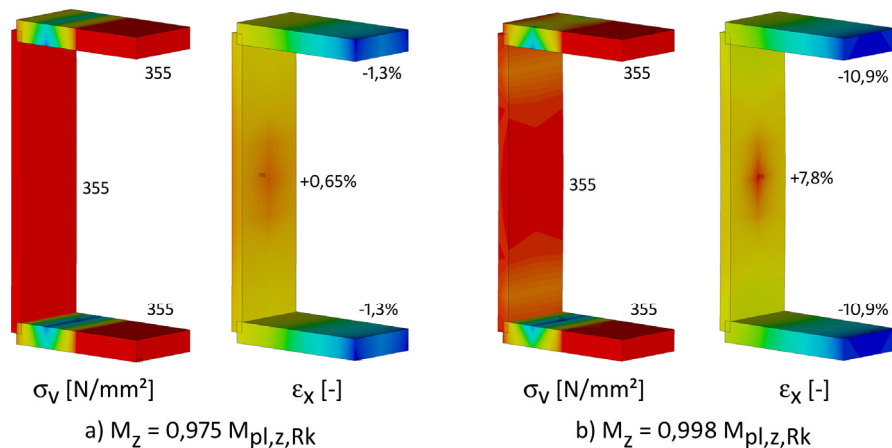


Bild 6.3: Spannungs- und Dehnungszustände eines UPE120-Profiles unter negativer Biegebeanspruchung $-M_z$

Es stellt sich daher die Frage, ob diese großen Dehnungszustände in realen Baukonstruktionen überhaupt erreicht werden können und ggf. aufgrund von Aspekten der Gebrauchstauglichkeit auch dürfen. Dafür lassen sich vier Beispiele anführen:

- Insbesondere bei stabilitätsgefährdeten Bauteilen können die Effekte II. Ordnung überproportional schnell ansteigen. So bewirkt bei einem biegeknickgefährdeten C-Profil mit beginnender Plastizierung eine geringe Zunahme der einwirkenden Drucknormalkraft durch den Anstieg des inneren Biegemomentes M_z^{II} einen raschen Dehnungszuwachs, der nicht in beliebig schneller Geschwindigkeit erfolgen kann.
- Die normativen Stabilitätsnachweise des *Ersatzstabverfahrens* in [R9] und [R5] unter Verwendung der europäischen Knickspannungslinien und der damit korrespondierenden geometrischen Ersatzimperfectionen gelten unter Voraussetzung der Fließgelenktheorie II. Ordnung, d.h. „vernachlässigbarer kleiner plastischer Verformungen“, [48]. Lässt man sehr große Längsdehnungen im Bauteil zu, vergrößert sich zwangsläufig auch die Größe der Fließzone in Richtung der Stablängsachse und die vorgenannte „Näherung wird zu unsicher“, [48].
- In den üblichen Berechnungsverfahren werden die einzelnen Tragwerksteile getrennt von einander betrachtet. Da diese jedoch an den Verbin-

dungsstellen in der Realität miteinander gekoppelt sind, liegt i.d.R. eine gegenseitige Beeinflussung auch im Hinblick auf die Detailberechnung vor. Durch eine Begrenzung der Dehnungen und somit selbstverständlich auch der Bauteilverformungen muss also sichergestellt sein, dass die vorausgesetzte Annahme der „*Theorie kleiner Verformungen*“ nicht verletzt wird.

- Zudem muss die Bauteilverformung auch unter dem Gesichtspunkt der Gebrauchstauglichkeit in vertretbaren Grenzen bleiben. Die numerischen Berechnungen zeigten, dass bei Erreichen der vollplastischen Grenzbiegetragfähigkeit $M_{pl,z,Rk}$ die Verformungen in etwa 1/20-1/40 der Bauteillänge entsprachen, was selbst bei Ansatz charakteristischer Beanspruchungen deutlich über dem normativen Grenzwert liegt.

Aus vorgenannten Gründen begrenzt [R4] den plastischen Formbeiwert auf $\alpha_{pl,z} = M_{pl,z,Rk} / M_{el,z,Rk} = 1,25$. Diese Maßnahme erweist sich für die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten C-Profile als sinnvoll und zielführend, was u.a. durch den obigen Verformungsvergleich und insbesondere durch die Untersuchung des Biegeknickens kompakter Querschnitte in Abschnitt 6.2.3.2 belegt wird.

6.2.2.5 Normalkraft- und Biegebeanspruchung M_y

Setzt man gerechtfertigterweise eine vollplastische Verteilung der Normalspannungen infolge einer reinen Biegebeanspruchung M_y voraus, vgl. Abschnitt 6.2.2.3, verhalten sich C-Querschnitte im Hinblick auf die Interaktion der Grenzschnittgrößen N und M_y ähnlich zu doppeltsymmetrischen I-Profilen. Für letztere Profilform wird ein Modell verwendet, bei dem angenommen wird, dass die einwirkende Normalkraft zunächst die der Hauptachse $y-y$ nahen Querschnittsteile belegt, sodass die weiter entfernten Bereiche (i.d.R. die Flansche) in effektiver Weise für den Abtrag des Biegemomentes M_y zur Verfügung stehen, Bild 6.4a). Insofern wird hier wie im vorangegangenen Abschnitt eine Fallunterscheidung bezüglich der Lage der Spannungsnulllinie erforderlich, die nunmehr von der Querschnittsform und der einwirkenden Normalkraftbeanspruchung abhängt.

$$0 \leq \frac{N}{N_{Rk}} \leq \delta_w \quad \text{Fall a): NL im Steg} \quad (6.10)$$

$$\delta_w \leq \frac{N}{N_{Rk}} \leq 1,0 \quad \text{Fall b): NL im Flansch} \quad (6.11)$$

Darin ist δ_w der Anteil des Steges an der gesamten Querschnittfläche gemäß Gleichung (6.12).

$$\delta_w = \frac{A_w}{A} = \frac{1}{2 \cdot \frac{\zeta}{\theta} + 1} \quad (6.12)$$

Daraus folgen einfache Bemessungsgleichungen (6.13) und (6.14) für das abgeminderte, aufnehmbare Biegemoment $M_{pl,y,N,Rk}$.

$$M_{pl,y,N,Rk} = M_{pl,y,Rk} \cdot \left[1 - \frac{1}{1 - (1 - \delta_w)^2} \cdot \left(\frac{N}{N_{Rk}} \right)^2 \right] \quad \text{Fall a): NL im Steg} \quad (6.13)$$

$$M_{pl,y,N,Rk} = M_{pl,y,Rk} \cdot \left[\left(1 - \frac{N}{N_{Rk}} \right) \cdot \frac{1}{1 - \frac{\delta_w}{2}} \right] \quad \text{Fall b): NL im Flansch} \quad (6.14)$$

Wendet man dieses Gedankenmodell jedoch auf C-Profile an, entsteht zwischen der äußeren (im Schwerpunkt) und der inneren Normalkraft (im Stegmittelpunkt) ein Hebelarm e_y , sodass ein zusätzliches Biegemoment ΔM_z geweckt wird, Bild 6.4b), das streng genommen mit in die Interaktionsvorschrift aufgenommen werden muss.

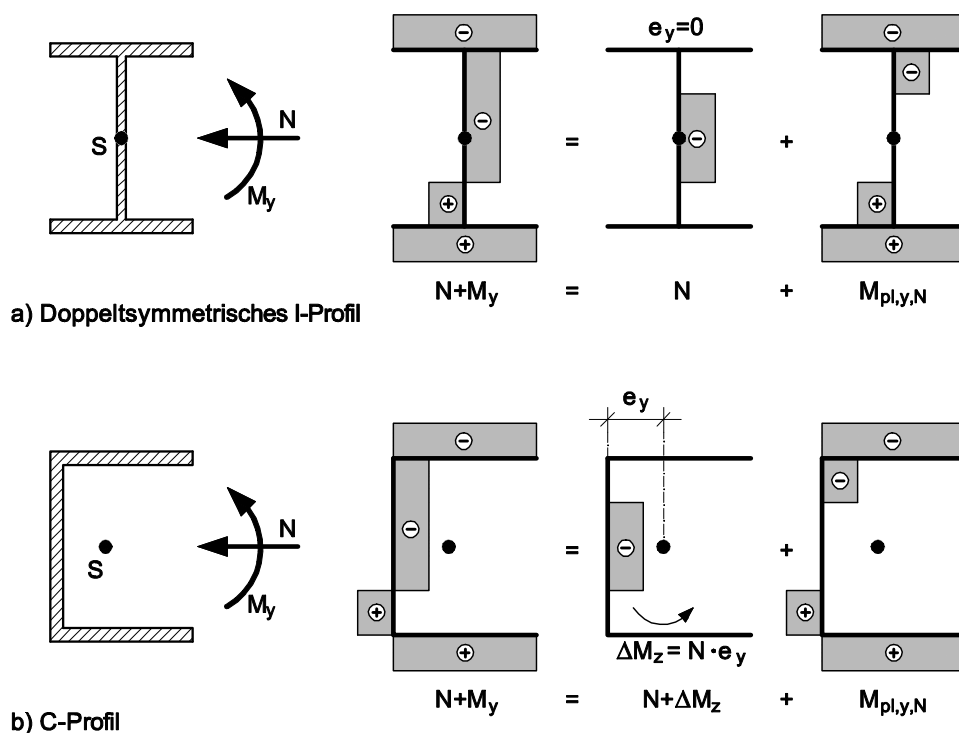


Bild 6.4: N/M_y -Interaktionsmodell für I- und C-Querschnitte

Die Berücksichtigung der zusätzlichen Biegebeanspruchung um die schwache Profilhauptachse ΔM_z in der Interaktionsbeziehung würde den Berechnungsauf-

wand erheblich vergrößern, sodass eine einfache Anwendung in der Ingenieurpraxis nicht möglich scheint. Aus diesem Grund wird überprüft, inwiefern die Grundformulierungen für I-Profile in den Gleichungen (6.13) und (6.14) in der Lage sind, die Grenztragfähigkeit von druck- und biegebeanspruchten C-Querschnitten näherungsweise abzubilden. Dafür wurden numerische Vergleichsrechnungen an kurzen Bauteilen mit den bekannten Querschnitten der UPE-Reihe unter Variation des N/M_y -Verhältnisses angestellt. Ein exemplarischer Vergleich der theoretischen Näherungslösung für I-Profile mit den numerischen Ergebnissen ist für die Querschnitte UPE80 (oben) und UPE400 (unten) in Bild 6.5 dargestellt.

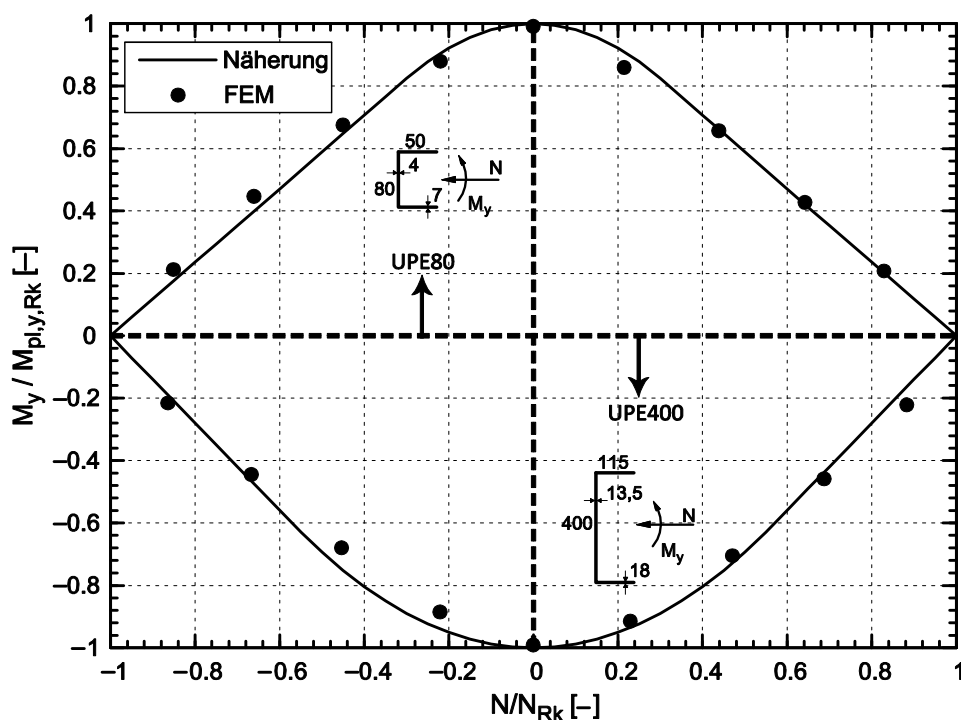


Bild 6.5: Vergleich des N/M_y -Interaktionsmodells für I-Querschnitte mit den numerischen Ergebnissen für Profile UPE80 und UPE400 (S355)

Der graphische Vergleich der Ergebnisse für die beiden Extremgeometrien der UPE-Reihe zeigt, dass die für I-Profile hergeleiteten Interaktionsgleichungen (6.13) und (6.14) in sehr guter Näherung auch für C-Querschnitte verwendet werden können. Die Kurvenverläufe nehmen mit zunehmender Profilhöhe eine bauchigere Form an, da der Anteil des Steges an der Gesamtfläche δ_w anwächst. Alle dazwischen liegenden Profilformen zeigen ein ähnliches Verhalten. Auffällig ist, dass im Unterschied zur analytischen Lösung die numerischen Ergebnisse vom Vorzeichen der Normalkraft abhängen und daher nicht symmetrisch zur vertikalen Achse liegen. Dies unterstreicht das in Bild 6.4b) skizzierte Tragverhalten, da bei

unterschiedlichem Vorzeichen der Normalkraft das korrespondierende Moment ΔM_z folgerichtig ebenfalls entgegengerichtet ist.

In Tabelle 6.3 sind die statistischen Kenngrößen des Vergleichs der Ergebnisse über alle Beanspruchungskombinationen und Profile zusammengefasst. Eine Berücksichtigung des auftretenden Zusatzmomentes ΔM_z erscheint bei Abwägung von Berechnungsaufwand und Ergebnisgenauigkeit nicht notwendig.

Tabelle 6.3: Statistische Auswertung des Vergleichs der theoretischen und der numerischen Ergebnisse zur vollplastischen N/M_y -Interaktion

UPE	$\frac{M_{pl,y,N,Rk}}{M_{FE}}$	
	Mittelwert	Standardabweichung
80	0,990	0,051
120	1,004	0,047
240	0,990	0,033
300	0,991	0,036
400	0,982	0,044

6.2.2.6 Normalkraft- und Biegebeanspruchung M_z

Im Falle einer kombinierten Normalkraft- und Biegebeanspruchung M_z sind aufgrund der fehlenden Symmetrieachse $z-z$ die Unterschiede zu den Interaktionsbedingungen von I-Profilen zu gravierend, als dass eine einfache Übertragung dieser Bemessungsvorschriften zielführend sein kann. Grund dafür ist in Analogie zur vorgenannten N/M_y -Interaktion der hier stärker ausgeprägte Versatz zwischen einwirkender und innerer Normalkraft. Demzufolge sind die Interaktionskurven von den Beanspruchungsrichtungen der Normalkraft und des Biegemomentes abhängig und daher in ihrer graphischen Darstellung nicht achsen- sondern punktsymmetrisch zum Ursprung. Somit muss im Folgenden zwischen vier möglichen Fällen unterschieden werden:

- Fall a1): $+M_z$ – Nulllinie im Flansch
- Fall a2): $+M_z$ – Nulllinie im Steg
- Fall b1): $-M_z$ – Nulllinie im Flansch
- Fall b2): $-M_z$ – Nulllinie im Steg

Die Fallunterscheidungen lassen sich über einfache Gleichungen (6.15) und (6.16) in Abhängigkeit des Normalkraftanteils N/N_{Rk} und des Stegflächenanteils δ_w gegeneinander abgrenzen. Gemäß der gewählten Definition des Koordinatensystems in Bild 1.2 sind Druckkräfte mit negativem Vorzeichen einzusetzen.

Positives Biegemoment $M_z > 0$:

$$-1 \leq \frac{N}{N_{Rk}} \leq 1 - 2 \cdot \delta_w \quad \text{Fall a1): NL in Flanschen} \quad (6.15)$$

$$1 - 2 \cdot \delta_w \leq \frac{N}{N_{Rk}} \leq 1 \quad \text{Fall a2): NL im Steg} \quad (6.16)$$

Negatives Biegemoment $M_z < 0$:

$$2 \cdot \delta_w - 1 \leq \frac{N}{N_{Rk}} \leq 1 \quad \text{Fall b1): NL in Flanschen} \quad (6.17)$$

$$-1 \leq \frac{N}{N_{Rk}} \leq 2 \cdot \delta_w - 1 \quad \text{Fall b2): NL im Steg} \quad (6.18)$$

Für alle vier Fälle lassen sich sowohl die Lage der plastischen Nulllinie in Relation zur Profilbreite ξ_f bzw. ξ_w als auch die durch die einwirkende Normalkraft reduzierte Biegemomenten Tragfähigkeit $M_{pl,z,N,Rk}$ aus den Gleichgewichtsbedingungen für Kräfte- und Momente zurückrechnen. Die entsprechenden Definitionen der erforderlichen Größen sind in Bild 6.6 dargestellt.

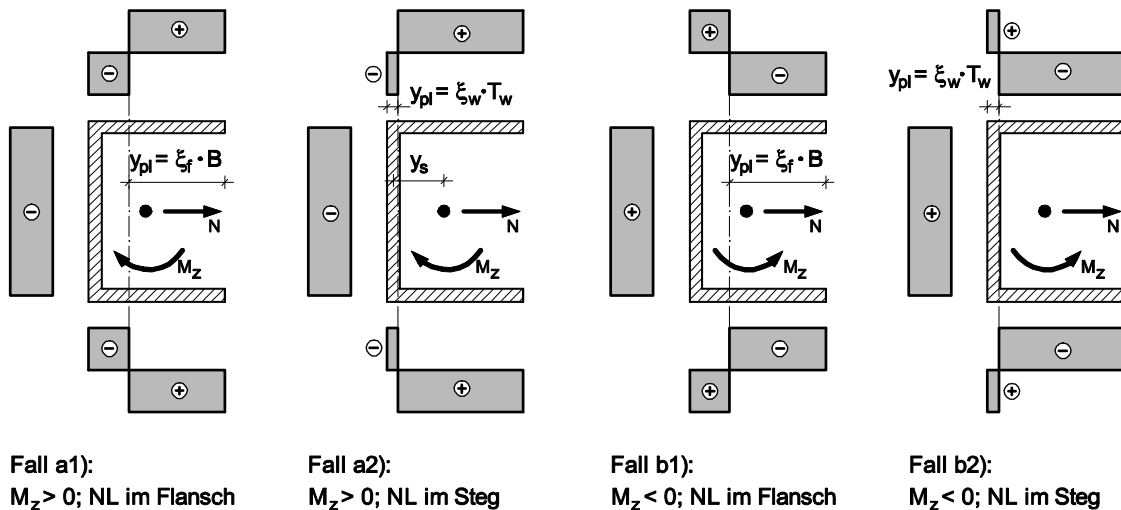


Bild 6.6: Fallunterscheidungen und Bezeichnungen für die plastische N/M_z -Interaktion

Bei der Aufstellung der erforderlichen Gleichgewichtsbedingungen ist zu beachten, dass die einwirkende Normalkraft N im Profilschwerpunkt S einen Anteil am Biegemoment $M_{pl,z,N,Rk}$ besitzt. Bezogen auf die Profilbreite lässt sich die Schwerpunktlage von der Stegmittellinie y_s gemäß Gleichung (6.19) schreiben.

$$\frac{y_s}{B} = \frac{1}{2 + \frac{\theta}{\zeta}} \quad (6.19)$$

Zur Vereinfachung der Bestimmungsgleichungen wird in Analogie zum Steg der auf die Gesamtfläche bezogene Anteil der Flansche δ_f eingeführt, der sich durch Gleichung (6.20) aus den Geometrieparametern θ und ζ errechnen lässt.

$$\delta_f = \frac{A_f}{A} = \frac{1}{1 + \frac{\theta}{2 \cdot \zeta}} \quad (6.20)$$

Löst man nunmehr die Gleichgewichtsbedingungen der inneren und äußeren Schnittgrößen am voll durchplastizierten Querschnitt, können die gewünschten Größen ξ und $M_{pl,z,N,Rk}$ wie folgt bestimmt werden.

Fall a1): $M > 0$; Nulllinie in den Flanschen:

$$\xi_f = \frac{y_{pl}}{B} = \frac{\left(\frac{N}{N_{Rk}} + 1 \right)}{2 \cdot \delta_f} \quad (6.21)$$

$$M_{pl,z,N,Rk} = N_{Rk} \cdot B \cdot \left(\frac{N}{N_{Rk}} + 1 \right) \cdot \left(1 - \frac{\xi_f}{2} - \frac{1}{2 + \frac{\theta}{\zeta}} \right) \quad (6.22)$$

Fall a2): $M > 0$; Nulllinie im Steg:

$$\xi_w = \frac{y_{pl}}{T_w} = \frac{\left(1 - \frac{N}{N_{Rk}} \right)}{2 \cdot \delta_w} \quad (6.23)$$

$$M_{pl,z,N,Rk} = N_{Rk} \cdot \left(1 - \frac{N}{N_{Rk}} \right) \cdot \left(\frac{T_w}{2} \cdot (1 - \xi_w) + \frac{B}{2 + \frac{\theta}{\zeta}} \right) \approx N_{Rk} \cdot \left(1 - \frac{N}{N_{Rk}} \right) \cdot \frac{B}{2 + \frac{\theta}{\zeta}} \quad (6.24)$$

Hier lässt sich die Bestimmungsgleichung näherungsweise durch Linearisierung vereinfachen, da die Stegdicke im Vergleich zur Profilbreite gemäß der Annahme eines dünnwandigen Querschnitts nur einen geringen Einfluss auf die Biegemomententragfähigkeit besitzt. Die Unterschiede nehmen mit anwachsender Steg-

dicke folgerichtig zu und betragen im Extremfall eines UPE400-Profiles etwa 10% zur sicheren Seite.

Fall b1): $M < 0$; Nulllinie in den Flanschen:

$$\xi_f = \frac{y_{pl}}{B} = \frac{\left(1 - \frac{N}{N_{Rk}}\right)}{2 \cdot \delta_f} \quad (6.25)$$

$$M_{pl,z,N,Rk} = N_{Rk} \cdot B \cdot \left(\frac{N}{N_{Rk}} - 1\right) \cdot \left(1 - \frac{\xi_f}{2} - \frac{1}{2 + \frac{\theta}{\zeta}}\right) \quad (6.26)$$

Fall b2): $M < 0$; Nulllinie im Steg:

$$\xi_w = \frac{y_{pl}}{T_w} = \frac{\left(\frac{N}{N_{Rk}} + 1\right)}{2 \cdot \delta_w} \quad (6.27)$$

$$M_{pl,z,N,Rk} = N_{Rk} \cdot \left(-1 - \frac{N}{N_{Rk}}\right) \cdot \left(\frac{T_w}{2} \cdot (1 - \xi_w) + \frac{B}{2 + \frac{\theta}{\zeta}}\right) \approx N_{Rk} \cdot \left(-1 - \frac{N}{N_{Rk}}\right) \cdot \frac{B}{2 + \frac{\theta}{\zeta}} \quad (6.28)$$

Für die bekannten Profile der UPE-Reihe werden die N/M_z -Interaktionskurven in Bild 6.7 graphisch ausgewertet. Dabei zeigt sich das erwartete Bild. Die Kurven verlaufen punktsymmetrisch zum Ursprung und verlaufen in Abhängigkeit der Beanspruchungsrichtung stark unterschiedlich. Bei unterschiedlichem Vorzeichen der Beanspruchungen tritt ein ausgeprägt nichtlinearer Verlauf auf, sodass sogar bei einem bestimmten Normalkraftanteil die aufnehmbare Biegemomentenbeanspruchung $M_{pl,z,N,Rk}$ den vollplastischen Wert $M_{pl,z,Rk}$ für alleinige Biegung um bis zu 20% überschreitet. Dieses Verhalten resultiert daraus, dass in diesem Fall die Lage der plastischen Nulllinie mit der Lage des Schwerpunktes zusammen fällt. Somit entsteht zum einen durch die äußere einwirkende Normalkraft kein der zur inneren Schnittgröße entgegengerichtetes Moment ΔM_z . Zum anderen ergeben sich für die vollplastischen Spannungsblöcke die größtmöglichen Hebelarme, sodass eine günstigere Momentenaufnahme als bei reiner Biegebeanspruchung erfolgen kann. Im Gegensatz dazu verlaufen die Interaktionskurven bei gleichem Vorzeichen von Normalkraft und Biegemoment M_z annähernd linear, also im Vergleich deutlich ungünstiger. Die Unterscheide zwischen den einzelnen Quadranten der Grafik in Bild 6.7 werden umso ausgeprägter, je größer der Steganteil,

d.h. für gewalzte Profile i.d.R. je größer das θ -Verhältnis der Querschnitte und somit der Einfluss des Steges auf die Biegetragfähigkeit wird.

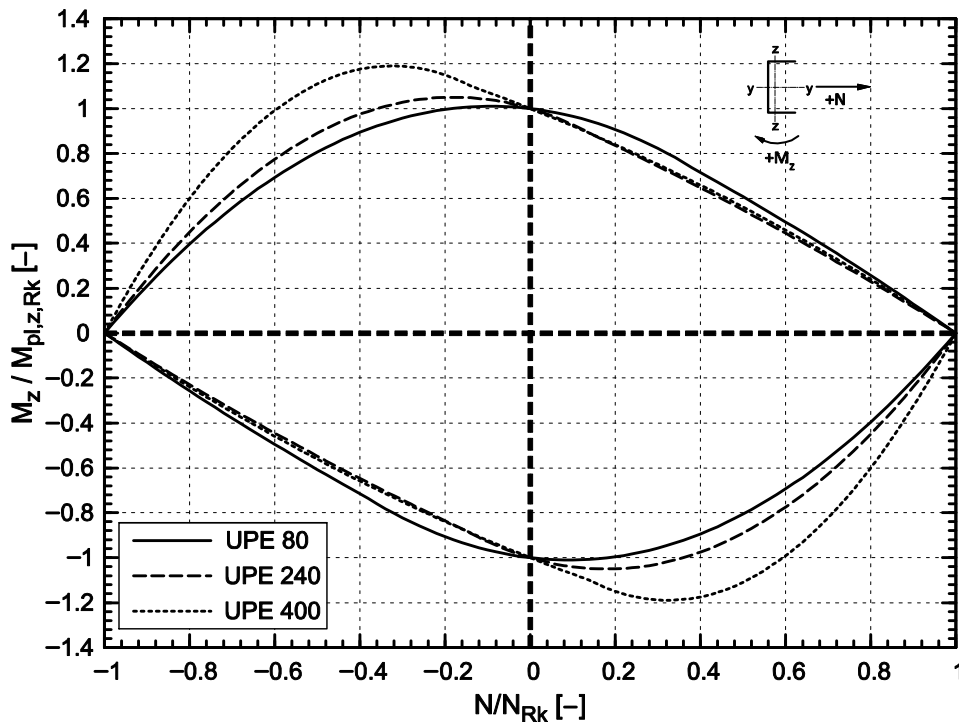


Bild 6.7: Graphische Auswertung der analytisch hergeleiteten N/M_z -Interaktionskurven für ausgewählte Querschnitte der UPE-Reihe

Die analytisch hergeleiteten Interaktionsvorschriften in Gleichungen (6.21) bis (6.28) konnten durch numerische Vergleichsrechnungen in sehr guter Näherung bestätigt werden. Als Beleg ist in Bild 6.8 exemplarisch ein Vergleich der Ergebnisse für ein UPE120 (S355) unter unterschiedlichen Beanspruchungskombinationen dargestellt. Zur Quantifizierung der möglichen vollplastischen Querschnittsumlagerungen ist ebenfalls die Kurve der rein elastischen Beanspruchungsinteraktion eingetragen. Man erkennt insbesondere in den Quadranten mit gleichem Vorzeichen der Beanspruchungen die beträchtlichen möglichen Tragfähigkeitsgewinne, die im maximalen Fall etwa 120% betragen.

Mit Kenntnis der vorgenannten Abhängigkeit der Interaktionsbeziehung vom Vorzeichen des Biegemomentes M_z bei vorhandener Druckbeanspruchung lässt sich das in Abschnitt 4.5.2 beobachtete Tragverhalten stabilitätsgefährdeter C-Profile bei unterschiedlichen Imperfektionsansätzen eindeutig erklären. Aus Anschaulichkeitsgründen erfolgt die Erklärung am Beispiel des Biegeknickproblems druckbeanspruchter C-Profile. Für Biegedrillknicken gilt selbiges entsprechend. Ein durch die Imperfektionsform erzwungenes horizontales Ausweichen im Biegeknickfall ist stets verbunden mit einer auftretenden Momentenbeanspruchung M_z^{II} aus Effekten nach Theorie II. Ordnung. Tritt die seitliche Ver-

formung in Richtung der Stegseite (positive y -Richtung) ein, nimmt das Querbiegemoment M_z ein negatives Vorzeichen an, was in Kombination mit einer ebenfalls negativen Drucknormalkraft zur konservativen, annähernd linearen Interaktionsbedingung im dritten Quadranten in Bild 6.7 führt. Im Gegensatz dazu wird durch eine Lateralverformung in Richtung der offenen Profilseite ein positives Biegemoment M_z^{II} geweckt. Die einwirkenden Schnittgrößen besitzen nunmehr ein unterschiedliches Vorzeichen und man befindet sich im vierten Quadranten der Interaktionskurve. Daher können hier deutlich höhere Tragfähigkeiten erzielt werden. Diese Erklärung korrespondiert vollumfänglich zu dem in den numerischen und experimentell beobachteten Tragverhalten, Abschnitte 4.5.2 bzw. 3.4.3.

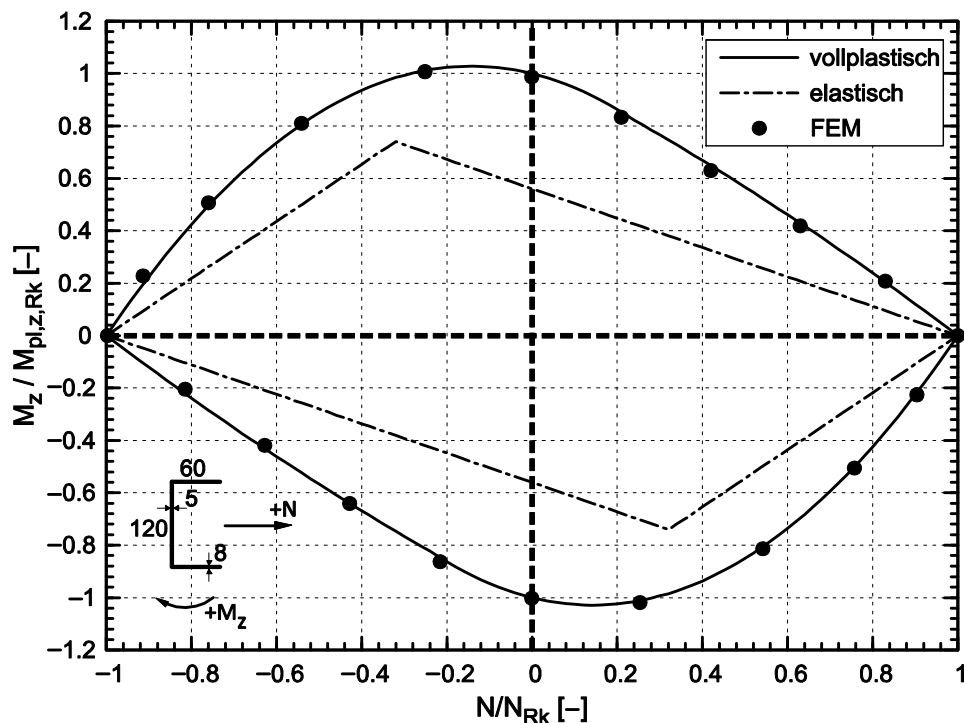


Bild 6.8: Vergleich des vollplastischen N/M_z -Interaktionsmodells mit den numerischen Ergebnissen für ein Profil UPE120 (S355)

Bei derart beachtlichen Reserven im Vergleich zur elastischen Grenztragfähigkeit stellt sich auch hier, wie bei einem alleinig einwirkenden Biegemoment M_z , die Frage nach den der Größe der erforderlichen Längsdehnungen ε_x , die zum Erreichen des vollplastischen Zustandes von Nöten sind. Zwar nimmt mit anwachsendem Normalkraftanteil der Dehnungszustand kontinuierlich bis zum Grenzwert $\varepsilon_x = 1,0 \cdot \varepsilon_y$ ab, jedoch stellen sich bei üblichen N/M_z -Verhältnissen von 0,4/0,6 auf einem Lastniveau von 98% des Traglastzustandes immer noch Längsdehnungen am freien Flanschrand von $\varepsilon_x \geq 1,2\% \approx 7 \cdot \varepsilon_y$ ein.

Aufgrund der in Abschnitt 6.2.2.4 aufgeführten Gesichtspunkte bei Betrachtung der reinen Biegebeanspruchung M_z wird eine Begrenzung der Biegemomenten-tragfähigkeit $M_{z,Rk}$ vorgeschlagen. Dies geschieht insbesondere im Vorgriff auf die Behandlung des Biegeknickproblems in Abschnitt 6.2.3.2 und die damit verbundene unstrittige Verwendung der europäischen Knickspannungslinien, bei denen die korrespondierenden geometrischen Ersatzimperfectionen nicht für derartig große Dehnungszustände hergeleitet wurden. In [48] wird davon ausgegangen, dass ca. 97% der theoretischen vollplastischen Grenzschnittgröße „schon bei wenigen Promille Randdehnung erreicht werden“. Für größere Dehnungszustände wird die Verwendung der Knickspannungslinien als „Näherung zu unsicher“.

Wird die rechnerische Biegetragfähigkeit auf einen Wert $M_{el,z,Rk} < M_{z,Rk} < M_{pl,z,Rk}$ begrenzt, stellt sich unter Normalkraft- und Biegebeanspruchung um die Profilhauptachse z-z eine teilplastische Normalspannungsverteilung über die Querschnittsbreite ein. Dieser kann für C-Profile allgemeingültig für jede Beanspruchungskombination Normalkraft und Biegemoment M_z gelöst werden. Voraussetzung dafür ist, dass neben den offensichtlichen Eingangsparametern der Querschnittsabmessungen (H, B) und Blechdicken (T_f , T_w) der Maximalwert der Randdehnung als Vielfaches der Fließdehnung $f \cdot \varepsilon_y$ und das Randdehnungsverhältnis ψ_ε vorgegeben wird. Im Folgenden wird auf den Index x für die Bezeichnung der Längsdehnung verzichtet, sondern ausschließlich die Benennung ε verwendet. Desweiteren wird ausschließlich der Fall von Zugdehnungen $\max. \varepsilon > 0$ am freien Flanschrand, d.h. eines mit positivem Vorzeichen einwirkenden Biegemomentes behandelt. Der Fall negativer Biegemomente kann gemäß der vollplastischen Verteilung in Bild 6.7 punktsymmetrisch zum Ursprung ergänzt werden.

$$f = \frac{\max. \varepsilon}{\varepsilon_y} \geq 1,0 \quad (6.29)$$

$$\psi_\varepsilon = \frac{\min. \varepsilon}{\max. \varepsilon} = \frac{\min. \varepsilon}{f \cdot \varepsilon_y} \quad \text{jedoch } -1 \leq \psi_\varepsilon \leq \frac{1}{f} \quad (6.30)$$

Zur korrekten Darstellung aller möglichen Spannungs- sowie Dehnungszustände muss hier die Theorie dünnwandiger Querschnitte verlassen werden und stattdessen die Blechdicke insbesondere des Steges mit berücksichtigt werden. Dafür werden die Bezeichnungen b für die Flanschbreite und h für die gesamte Profilhöhe eingeführt. Die Flanschbreite wird dann mit b und die Steghöhe mit h bezeichnet. Definiert man eine vom freien Flanschrand aus startende Koordinate y, kann jeder Dehnungsverlauf $\varepsilon(y)$ über die Profilhöhe durch drei kennzeichnende Punkte beschrieben werden:

- y_0 Koordinate des Dehnungsnulldurchgangs

- y_1 Koordinate bei positiver Fließdehnung $+\varepsilon_y$
- y_2 Koordinate bei negativer Fließdehnung $-\varepsilon_y$

Im Vergleich zur vollplastischen Interaktion der Beanspruchungen N und M_z ergibt sich eine ungleich größere Anzahl an Fallunterscheidungen, bei deren Aufstellungen und Abgrenzungen gegeneinander folgende Einflussgrößen zu beachten sind:

- Maximaldehnung max. ε am Flansch- (Bild 6.9A) oder Stegrand (Bild 6.9B)
- Vorzeichen des Spannungsverhältnisse $\psi_\varepsilon < 0$ oder $\psi_\varepsilon > 0$
- Dehnungsnullpunkt in Flansch ($y_0 \leq b$) oder Steg ($y_0 \geq b$)
- Voll-, teilplastische oder elastische Verteilung über Flansch und/oder Steg

In Bild 6.6 sind alle relevanten Bezeichnungen und Maße der im weiteren Verlauf der Berechnung verwendeten Größen dargestellt.

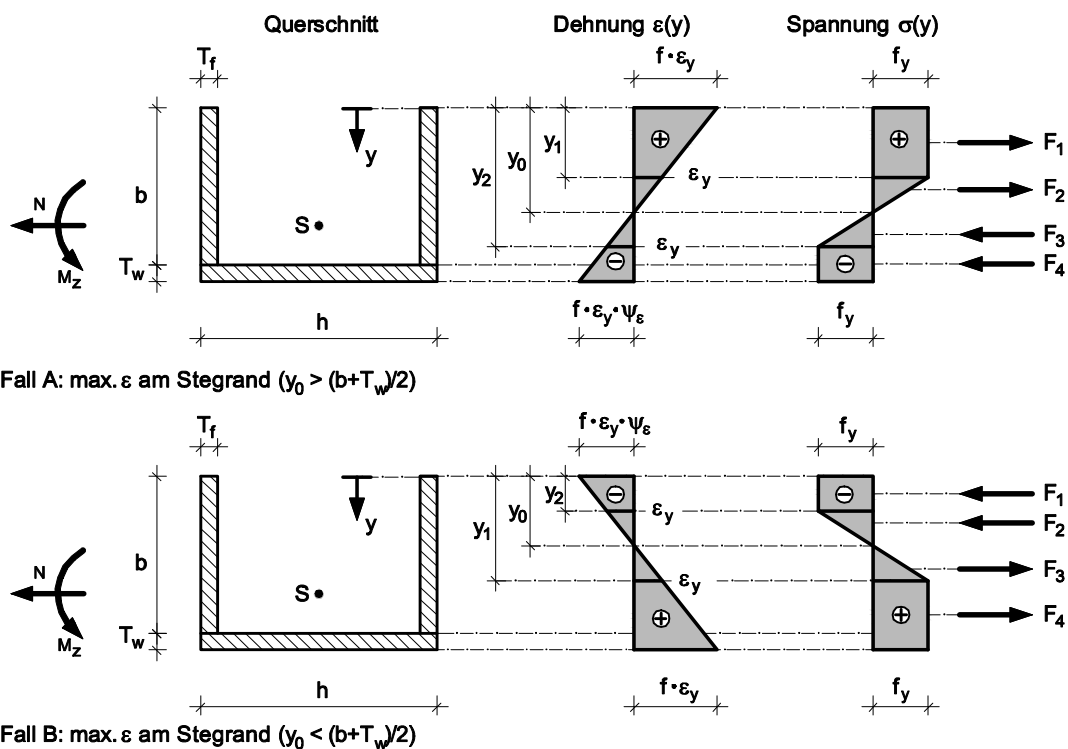


Bild 6.9: Bezeichnungen für die teilplastische N/M_z -Interaktion bei C-Profilen

Unter Verwendung der abgebildeten Größen lässt sich der Dehnungsverlauf wie folgt rechnerisch beschreiben.

$$\begin{aligned} \varepsilon(y) &= f \cdot \varepsilon_y \cdot \left(1 - \frac{y \cdot (1 - \psi_\varepsilon)}{b + T_w} \right) && \text{Fall A: max. } |\varepsilon| \text{ am Flansch} \\ \varepsilon(y) &= f \cdot \varepsilon_y \cdot \left(\psi_\varepsilon + \frac{y \cdot (1 - \psi_\varepsilon)}{b + T_w} \right) && \text{Fall B: max. } |\varepsilon| \text{ am Steg} \end{aligned} \quad (6.31)$$

Daraus können die kennzeichnenden Punkte y_0 , y_1 und y_2 gemäß Gleichungen (6.32) bis (6.34) allgemeingültig errechnet werden.

$$\begin{aligned} y_0 &= \frac{b + T_w}{1 - \psi_\varepsilon} && \text{Fall A: max. } |\varepsilon| \text{ am Flansch} \\ y_0 &= -\psi_\varepsilon \cdot \frac{b + T_w}{1 - \psi_\varepsilon} && \text{Fall B: max. } |\varepsilon| \text{ am Steg} \end{aligned} \quad (6.32)$$

$$\begin{aligned} y_1 &= \frac{(b + T_w) \cdot (f - 1)}{f \cdot (1 - \psi_\varepsilon)} = y_0 \cdot \left(1 - \frac{1}{f} \right) && \text{Fall A: max. } |\varepsilon| \text{ am Flansch} \\ y_1 &= \frac{(b + T_w) \cdot \left(\frac{1}{f} - \psi_\varepsilon \right)}{1 - \psi_\varepsilon} = y_0 \cdot \left(1 - \frac{1}{f \cdot \psi_\varepsilon} \right) && \text{Fall B: max. } |\varepsilon| \text{ am Steg} \end{aligned} \quad (6.33)$$

$$\begin{aligned} y_2 &= \frac{(b + T_w) \cdot (f + 1)}{f \cdot (1 - \psi_\varepsilon)} = y_0 \cdot \left(1 + \frac{1}{f} \right) && \text{Fall A: max. } |\varepsilon| \text{ am Flansch} \\ y_2 &= -\frac{(b + T_w) \cdot \left(\frac{1}{f} + \psi_\varepsilon \right)}{1 - \psi_\varepsilon} = y_0 \cdot \left(1 + \frac{1}{f \cdot \psi_\varepsilon} \right) && \text{Fall B: max. } |\varepsilon| \text{ am Steg} \end{aligned} \quad (6.34)$$

Verfolgt man die Bedingungen und Abgrenzungen gegeneinander konsequent weiter, gelangt man zu 15 qualitativ möglichen Spannungs- und Dehnungsverteilungen über die Profilbreite, wobei einige mögliche Fälle jedoch nur bei extremen Maximaldehnungen $f \cdot \varepsilon_y$ und Spannungsgradienten ψ_ε auftreten. Allen gemein ist, dass zur Herleitung der Bestimmungsgleichungen für die inneren Schnittgrößen N und $M_{z,N,Rkr}$ die Kräfte- und Momentengleichgewichtsbedingungen mit den resultierenden Kräften der einzelnen Spannungsblöcke F_i gelöst werden können, Gleichungen (6.35) und (6.36). Zu beachten ist hier ebenfalls, dass je nach Wahl des Drehpunktes die äußere Normalkraft einen Anteil am Biegemoment besitzt.

$$N = \sum_{i=1}^n F_i \quad (6.35)$$

$$M_{z,N,Rk} = \sum_{i=1}^n F_i \cdot y_i^* - N \cdot y_S^* \quad (6.36)$$

Aufgrund der Fülle wird an dieser Stelle aus Gründen der Übersichtlichkeit auf eine ausführliche Auflistung aller Bestimmungsgleichungen verzichtet und stattdessen eine Zusammenstellung der möglichen Fälle aufgeführt, Tabelle 6.4 und Tabelle 6.5. Für einen detaillierten Einblick in die Berechnungsgleichungen wird auf Anhang B dieser Arbeit verwiesen.

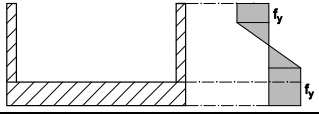
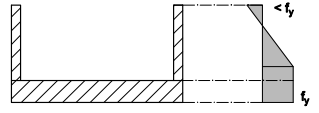
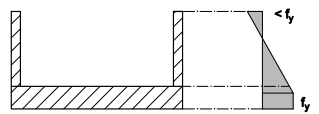
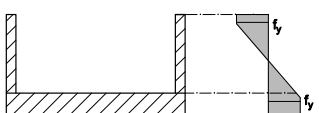
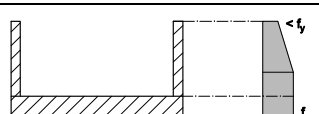
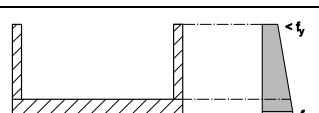
Tabelle 6.4: Mögliche Spannungszustände bei der teilplastischen N/M_z -Interaktion - größte Dehnung am Flanschrand (Fall A)

Fall	Nulllinie	ψ_ε	Spannungsverlauf	Bedingung
A_{f1}	Flansch	< 0		$0 \leq y_0 \leq b$ $0 \leq y_1 \leq b$ $0 \leq y_2 \leq b$
A_{f2}	Flansch	< 0		$0 \leq y_0 \leq b$ $0 \leq y_1 \leq b$ $b+T_w \leq y_2$
A_{f3}	Flansch	< 0		$0 \leq y_0 \leq b$ $0 \leq y_1 \leq b$ $b \leq y_2 \leq b+T_w$
A_{f4}	n. v.	> 0		$b+T_w \leq y_0$ $0 \leq y_1 \leq b$ $b+T_w \leq y_2$
A_{w1}	Steg	< 0		$b \leq y_0 \leq b+T_w$ $0 \leq y_1 \leq b$ $b \leq y_2 \leq b+T_w$
A_{w2}	Steg	< 0		$b \leq y_0 \leq b+T_w$ $0 \leq y_1 \leq b$ $b+T_w \leq y_2$
A_{w3}	Steg	< 0		$b \leq y_0 \leq b+T_w$ $b \leq y_1 \leq b+T_w$ $b \leq y_2 \leq b+T_w$
A_{w4}	Steg	< 0		$b \leq y_0 \leq b+T_w$ $b \leq y_1 \leq b+T_w$ $b+T_w \leq y_2$
A_{w5}	n. v.	> 0		$b+T_w \leq y_0$ $b \leq y_1 \leq b+T_w$ $b+T_w \leq y_2$

Bei Vorgabe der Maximaldehnung $\max. \varepsilon = f \cdot \varepsilon_y$ kann nunmehr durch Variation der Dehnungsgradienten ψ_ε für jeden teilplastischen Zustand auf genau eine

korrespondierende Kombination der inneren Schnittgrößen N und $M_{z,N,Rk}$ zurückgerechnet werden, die die aufgestellten Gleichgewichtsbedingungen erfüllt. Wertet man die Bestimmungsgleichungen über den gesamten Bereich graphisch aus, ergibt sich für jede vorgegebene Maximaldehnung eine Interaktionskurve, aus der die entsprechende Beanspruchbarkeit N/M_z abgelesen werden kann. In Bild 6.10 sind für ein UPE120-Profil beispielhaft die Verläufe für unterschiedliche Maximaldehnungszustände im Vergleich zur vollplastischen und rein elastischen Beanspruchungsinteraktion dargestellt.

Tabelle 6.5: Mögliche Spannungszustände bei der teilplastischen N/M_z -Interaktion - größte Dehnung am Stegrand (Fall B)

Fall	Nulllinie	ψ_ε	Spannungsverlauf	Bedingung
B_{f1}	Flansch	< 0		$0 \leq y_0 \leq b$ $0 \leq y_1 \leq b$ $0 \leq y_2 \leq b$
B_{f2}	Flansch	< 0		$0 \leq y_0 \leq b$ $0 \leq y_1 \leq b$ $y_2 \leq 0$
B_{f3}	Flansch	< 0		$0 \leq y_0 \leq b$ $b \leq y_1 \leq b+T_w$ $y_2 \leq 0$
B_{f4}	Flansch	< 0		$0 \leq y_0 \leq b$ $b \leq y_1 \leq b+T_w$ $0 \leq y_2 \leq b$
B_{f5}	n. v.	> 0		$y_0 \leq 0$ $0 \leq y_1 \leq b$ $y_2 \leq 0$
B_{w1}	n. v.	> 0		$y_0 \leq 0$ $b \leq y_1 \leq b+T_w$ $y_2 \leq 0$

Alle Kurven verlaufen folgerichtig zwischen den Grenzwerten eines rein elastischen Spannungszustandes (max. $\varepsilon = \varepsilon_y$) einerseits und der vollplastischen Interaktionsvorschrift mit max. $\varepsilon = \infty$ andererseits. Dabei wandelt sich ebenfalls definitionsgemäß die Form der Verläufe von rein linear (elastisch) zu stark nichtlinear (vollplastisch). Insbesondere in den Quadranten 2 und 4 für Beanspruchungen gleichen Vorzeichens sind ausgeprägte Unterschiede zwischen Zuständen geringer Maximaldehnung mit $f = 1,5$ und dem annähernd vollplastischen Zustand zu erkennen. Die Differenzen zwischen den bezogenen Momententragfähigkeiten $M_{z,N,Rk}$ bei einer baupraktisch üblichen Normalkraftintensität von $N/N_{Rk} \approx 0,3$ betragen etwa 25%, wobei sich diese Abweichung auch bei anderen Querschnittsgeometrien nur unwesentlich ändert. Insbesondere im Hinblick auf die Tragfähig-

keit biegeknickgefährdeter Bauteile ist die Diskrepanz zwischen der teil- und vollplastischen Querschnittstragfähigkeit von Belang, da die geometrischen Ersatzimperfektionen zur Herleitung der europäischen Knickspannungslinien auf einer linearen Interaktion $N/N_{Rk} + M_z/M_{pl,z,Rk} = 1,0$ unter Ausnutzung der vollplastischen Querschnittsreserve basieren.

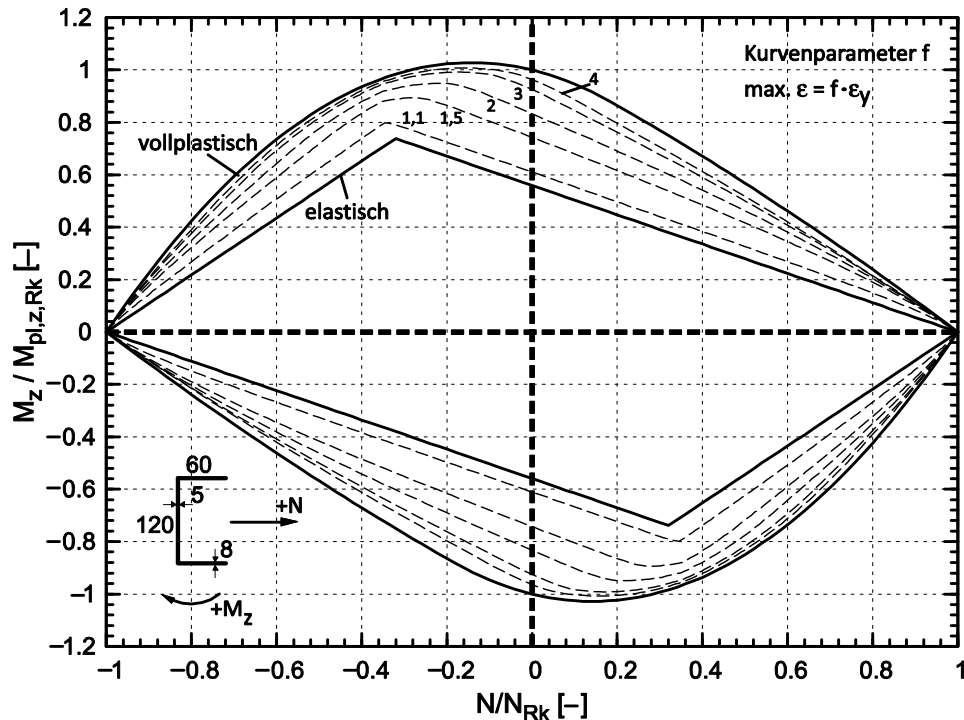


Bild 6.10: Ergebnisse des N/M_z -Interaktionsmodells bei teilplastischen Spannungszuständen für ein Profil UPE120 im Vergleich zu den vollplastischen und elastischen Grenzwerten

Somit liegen zur Bestimmung der Querschnittstragfähigkeit axialkraft- und biegebeanspruchter C-Profile Berechnungsgleichungen vor, die neben den Grenzen einer rein elastischen und vollplastischen Spannungsverteilung über den Querschnitt ebenso alle möglichen teilplastischen Zwischenzustände berücksichtigen. Zwar ist aufgrund der Vielzahl an Fallunterscheidungen die Berechnung kompletter Interaktionskurven über den vollständigen Beanspruchungsbereich mit gewissem Rechenaufwand verbunden, jedoch lässt sich vergleichsweise einfach eine computerunterstützte Berechnung programmieren. Dabei kann, wie im Rahmen dieser Arbeit geschehen, auch auf einfach zu bedienende und weithin verfügbare Tabellenkalkulationsprogramme zurückgegriffen werden, sodass auch eine Anwendung in der breiten Ingenieurpraxis machbar ist.

6.2.2.7 Normalkraft- und zweiachsige Biegebeanspruchung M_y und M_z

Treten zur Axialbeanspruchung zusätzlich Biegemomente um beide Querschnittshauptachsen M_y und M_z hinzu, ist eine analytische Ermittlung der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit über wenige einfache Bestimmungsgleichungen gemäß der vorangegangenen Abschnitte nicht ohne weiteres möglich. Die Dehnungsnulllinie verläuft nunmehr nicht parallel zu einer Hauptachse sondern unter beliebigem Winkel im Querschnitt. Dies macht zur Berücksichtigung aller möglichen Beanspruchungskombinationen eine Vielzahl von Fallunterscheidungen notwendig, deren vollumfängliche Berücksichtigung in einem geschlossenen Bemessungsverfahren mit z.T. erheblichem Berechnungsaufwand verbunden ist. *Kindmann/Frickel*, [42], und *Rubin*, [72], stellen derartige Möglichkeiten zur Bestimmung der vollplastischen Grenzschnittgrößen für beliebige aus drei Blechen zusammengesetzte Querschnitte bereit, die jedoch die zuvor genannte Forderung nach einer einfachen baupraktischen Näherung nicht gänzlich erfüllen können.

Ebenso erscheint eine einfache Übertragung der Interaktionsvorschriften von I-Profilen auf die Anwendung bei C-förmigen Querschnitten nicht ohne weiteres möglich. Aufgrund der fehlenden Symmetrieebene des Steges unterscheidet sich insbesondere das Tragverhalten unter Biegebeanspruchung um die schwache Hauptachse z-z von dem der I-Profile, vgl. Bild 6.7.

Für die einfache Anwendung in der Bemessungspraxis bietet sich jedoch eine auf der sicheren Seite liegende Alternative an. Da sowohl die Interaktion der Beanspruchungen N und M_y als auch N und M_z einen nichtlinear konvexen und daher zur linearen Interaktion konservativen Verlauf aufweisen, liegt es nahe, als einfache Näherung für die gleichzeitige Wirkung aller drei Beanspruchungskomponenten eine lineare Addition der Einzelteile zu verwenden, Gleichung (6.37).

$$\left| \frac{N}{N_{Rk}} \right| + \left| \frac{M_y}{M_{pl,y,Rk}} \right| + \left| \frac{M_z}{M_{pl,z,Rk}} \right| \leq 1,0 \quad (6.37)$$

Als Beleg der sicheren Anwendbarkeit dieser Vorgehensweise ist in Tabelle 6.6 ein Vergleich der Gleichung (6.37) mit numerischen Ergebnissen anhand zweier UPE-Querschnitte unter verschiedenen Beanspruchungskombinationen beispielhaft dargestellt. Da die N/M_y -Interaktion nahezu unabhängig vom Vorzeichen der einwirkenden Größen ist (Bild 6.5), wird nur die Richtung des Biegemomentes um die Hauptachse z-z variiert, um den erwarteten punktsymmetrischen Verlauf wiedergeben zu können.

Die Auswertung der Ergebnisse zeigt deutlich, dass die lineare Interaktion der Beanspruchungen wie erwartet eine mitunter deutlich konservative Näherung darstellt. Im Mittel stellen sich Abweichungen von etwa 22% ein, die in Extremfäll-

len Werte zwischen 16% und 42% erreichen. Im Einzelnen lassen sich die Erkenntnisse aus den einzelnen Interaktionen zwischen Normalkraft und Biegemoment um eine Hauptachse auch hier bestätigen. Zum einen zeigen die numerischen Werte mit zunehmendem Normalkraftanteil kleinere Abweichungen zur linearen Interaktion, da die Möglichkeiten einer plastischen Umlagerung zunehmend begrenzt werden. Zum anderen ist eine Abhängigkeit der Beanspruchungsrichtungen zu erkennen. Weisen Normalkraft und Biegemoment M_z das gleiche Vorzeichen auf, liegen die Beanspruchbarkeiten deutlich unter denen unterschiedlichen Vorzeichens.

Tabelle 6.6: Vergleich der Ergebnisse nach Gleichung (6.37) mit numerischen Werten

$\frac{N}{N_{Rk}}$	$\frac{M_y}{M_{pl,y,Rk}}$	$\frac{M_z}{M_{pl,z,Rk}}$	UPE120		UPE300	
			ΣS_{FE}	$\frac{\sum S}{\sum S_{FE}}$	ΣS_{FE}	$\frac{\sum S}{\sum S_{FE}}$
0	0,333	0,667	1,247	0,802	1,260	0,794
	0,333	-0,667	1,278	0,782	1,316	0,760
	0,667	0,333	1,205	0,830	1,218	0,821
	0,667	-0,333	1,218	0,821	1,238	0,808
0,333	0,333	0,333	1,392	0,718	1,408	0,710
	0,333	-0,333	1,622	0,617	1,734	0,577
	0,5	0,167	1,264	0,791	1,288	0,776
	0,5	-0,167	1,336	0,749	1,376	0,727
	0,167	0,5	1,248	0,801	1,218	0,821
	0,167	-0,5	1,548	0,646	1,696	0,590
0,667	0,167	0,167	1,208	0,828	1,216	0,822
	0,167	-0,167	1,250	0,800	1,278	0,782
	0,222	0,111	1,166	0,858	1,190	0,840
	0,222	-0,111	1,182	0,846	1,208	0,828
	0,111	0,222	1,166	0,857	1,166	0,858
	0,111	-0,222	1,296	0,772	1,338	0,747
Mittelwert m:			0,782		0,766	
Standardabweichung s:			0,070		0,082	

Somit lässt sich zusammenfassend feststellen, dass Gleichung (6.37) in der Ingenieurpraxis als schnelle und sichere Näherung für die Berechnung der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit von C-Profilen unter gleichzeitiger Beanspruchung durch Normalkraft und zweiachsigler Biegung anwenden lässt. Ist eine Optimierung der Querschnitte erforderlich, sollte auf die berechnungsintensiven Verfahren in [42] oder [72] zurückgegriffen werden.

6.2.3 Bauteiltragfähigkeit

6.2.3.1 Allgemeines

Liegen nunmehr kompakte Bauteile mit größerer Stablänge vor, oder der Abstand zwischen seitlichen Halterungen wächst an, ist bei Beanspruchungen, die über den Querschnitt oder einen Querschnittsteil Druckspannungen erzeugen, der Einfluss der Bauteilstabilität zu untersuchen. Diese kann als Biegeknicken mit rein lateralen Starrkörperverschiebungen in Richtung der Hauptachse $y-y$ auftreten oder als Biegedrillknicken mit zusätzlicher Verdrehung um die Stablängsachse φ . Während die erstgenannte Stabilitätsform in reiner Form nur unter konstanter Druckbeanspruchung auftreten kann, ist letztere hauptsächlich bei Biegemomentenbeanspruchung um die starke Hauptachse zu untersuchen. Jedoch kann bei C-Profilen im Falle bestimmter Querschnittsgeometrien und Randbedingungen im Bauteil der Biegedrillknickfall infolge Druckbeanspruchung gegenüber dem reinen Biegeknicken maßgeblich werden, vgl. Abschnitt 4.5.2.2. Bei einer Kombination von Druck- und Biegung ist eine strikte Trennung der einzelnen Stabstabilitätsphänomene nicht möglich, es treten vielmehr beide verknüpft miteinander auf. Dabei hängt der Einfluss der einen oder anderen Form von den jeweiligen Beanspruchungsintensitäten N/N_{Rk} und M/M_{Rk} sowie der Verteilung der Querschnittssteifigkeiten ab, Abschnitt 4.5.2.3.

Infolge einer Biegebeanspruchung um die Hauptachse $z-z$ ist Biegedrillknicken zwar theoretisch möglich, wird jedoch für die Bemessung generell nicht maßgebend. Zum einen liegt die Verzweigungslast für diesen Fall derart hoch, dass sich nur geringe Bauteilschlankheiten einstellen, [90], und zum anderen ist in realen Baukonstruktionen die Kombination aus derartiger Beanspruchung und entsprechend möglichen Randbedingungen bezüglich der auftretenden Weggrößen selten zu finden, Abschnitt 5.3.1. Daher wird auch hier auf eine Betrachtung dieses Falles verzichtet.

Im Folgenden werden die vorliegenden experimentellen und numerischen Traglasten mit den Ergebnissen der normativ verankerten europäischen Knickspannungslinien verglichen, die aufgrund ihrer allgemeinen Akzeptanz und Verbreitung in der Bemessungspraxis als unstrittig angesehen werden. Zudem wird konsequenterweise auch hier die strikte Trennung nach Grundbeanspruchungen N und M_y vorgenommen, sodass auch die Bauteiltragfähigkeiten infolge der einzelnen Beanspruchungen ermittelt werden. Im Falle einer Kombination gleichzeitig auftretender Einwirkungen werden die Einzeltragfähigkeiten dann in der Nachweisgleichung des *Ersatzstabverfahrens* über entsprechenden Interaktionsfaktoren k_{ij} mit einander verknüpft.

Bei den numerisch ermittelten Bauteiltragfähigkeiten werden als Referenzwerte selbstverständlich stets die mit der ungünstigsten Imperfektionsform korrespondierenden bezogenen Tragfähigkeiten χ verwendet. Da die Darstellung des Schlankheitsgrades und der Tragfähigkeit bezogen auf die vollplastische Querschnittstragfähigkeit erfolgt, können für gleiche Querschnitte numerische und experimentelle Daten eingetragen werden.

6.2.3.2 Beanspruchung durch Drucknormalkraft

6.2.3.2.1 Allgemeines

Wie im vorangegangenen Abschnitt einleitend erwähnt, muss im Falle reiner Drucknormalkraft zwischen beiden möglichen Stabstabilitätsformen unterschieden werden. Für beide Versagensmodi wird übereinstimmend in Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], und DIN 18800, Teil 2, [R5], als Traglastabminderungskurve die europäische Knickspannungslinie c gemäß Tabelle 2.2 angegeben. Nach [48] erfolgte diese Einstufung „anhand der zu erwartenden Eigenspannungen“, d.h. teilweise wie im Falle der vorliegenden C-Querschnitte ohne experimentelle Absicherung. Im Folgenden werden die einzelnen Stabilitätsformen getrennt voneinander untersucht.

6.2.3.2.2 Biegeknicken

Gemäß der numerischen Parameterstudien zur Analyse des Tragverhaltens in Abschnitt 4.5.2.2 wird der Biegeknickfall für alle gewalzten C-Querschnitte als gabelgelagerte Bauteile, sowie für um zur z-Achse eingespannte Stäbe und einem H/B-Verhältnis von $\theta \geq 2,0$ gegenüber dem Biegedrillknicken bemessungsrelevant. Trotz intensiver Recherchen, auch in Kontakt zu den an der aktuellen Normenarbeit in [R9] und [R5] beteiligten Fachleuten, sind keine Versuchsdaten von biegeknickgefährdeten C-Profilen vorhanden, die eine gerechtfertigte Einstufung in die Knickspannungslinie c belegen. Somit wird auf eigene numerische Vergleichsrechnungen zurückgegriffen, deren Güte im Vergleich zum realen Tragverhalten von C-Profilen durch Vergleichsrechnungen in Abschnitt 4.3 weitgehend bestätigt werden konnte.

Die Gegenüberstellung der rechnerischen bezogenen Biegeknicktragfähigkeiten χ_z mit den numerischen Ergebnissen erfolgt anhand der im Rahmen der Parameterstudien in Abschnitt 4.5.2 untersuchten Querschnitte der UPE-Reihe. Die Imperfektionen wurden dabei als sinusförmige Halbwelle über die Bauteillänge aufgebracht. Dabei wurde der Stich der maximalen Auslenkung in Bauteilmitte $e_{0,d}$ zum einen entsprechend der Herleitung der europäischen Knickspannungslinien nach Gleichung (4.1) und zum anderen als normativer Minimalwert einer plastischen

Bemessung nach [R5] gemäß Tabelle 4.6 angesetzt. Ein beispielhafter Vergleich der europäischen Knickspannungslinie c mit den numerisch ermittelten Grenztragfähigkeiten für gabelgelagerte Bauteile der Profile UPE120 und UPE300 (S355) ist in Bild 6.11 dargestellt.

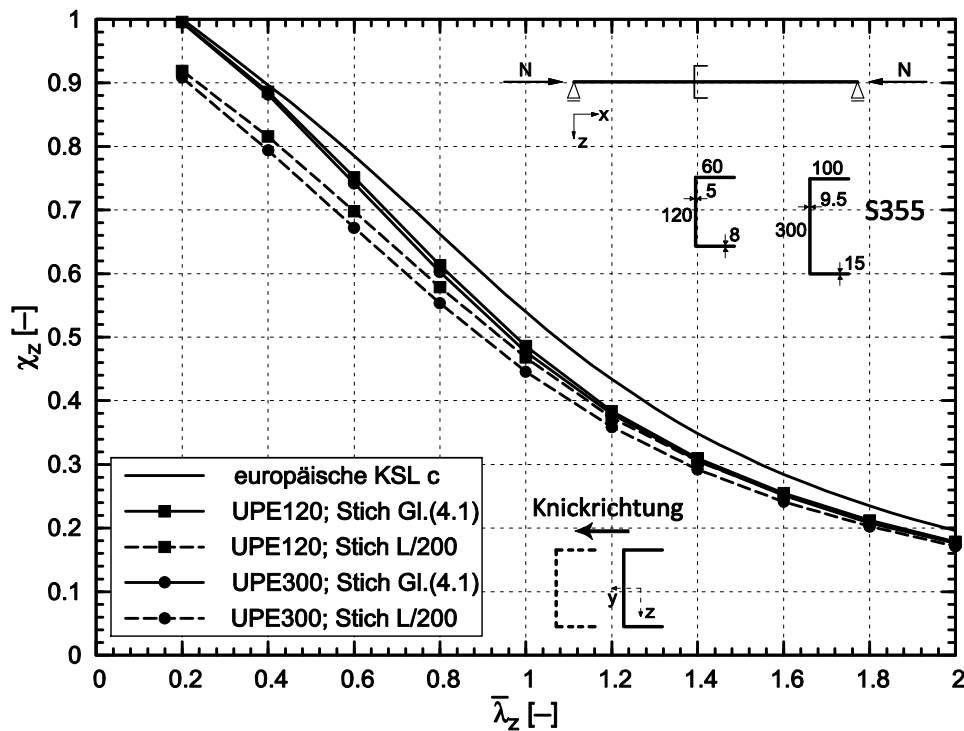


Bild 6.11: Vergleich der rechnerischen und numerischen Biegeknicktragfähigkeiten für Biegeknicken für Profile UPE120 und UPE300 (S355)

Man erkennt, dass die rechnerischen Tragfähigkeiten der Knickspannungslinie c die numerischen Ergebnisse über den gesamten Schlankheitsbereich überschreiten. Dabei spielt die Querschnittsgeometrie annähernd keine Rolle. Sowohl für ein UPE120 als auch für ein UPE300 betragen die Unterschiede etwa 10-15% zur unsicheren Seite, was generell auch für die anderen untersuchten Profilgeometrien bestätigt werden konnte, vgl. Bild 6.12.

Ebenso können die Diskrepanzen auch durch eine Einstufung in eine andere, auch ungünstigere Knickspannungslinie nicht ausgeräumt werden. Dort ergaben sich bei Vergleichsrechnungen grundsätzlich ähnliche Abweichungen, da die mit der ungünstigeren Traglastabminderungskurve korrespondierenden Maximalstiche in der numerischen Berechnung entsprechend größer anzusetzen sind. Exemplarisch werden zur Verdeutlichung dieses Sachverhaltes in Bild 6.13 die numerischen Ergebnisse bei unterschiedlichen, zu den Knickspannungslinien korrespondierenden Maximalstichen der horizontalen Vorkrümmung $e_{0,d}$ den rechnerischen Wer-

ten der jeweilig zugehörigen Abminderungskurve am Beispiel eines Profils UPE240 gegenübergestellt.

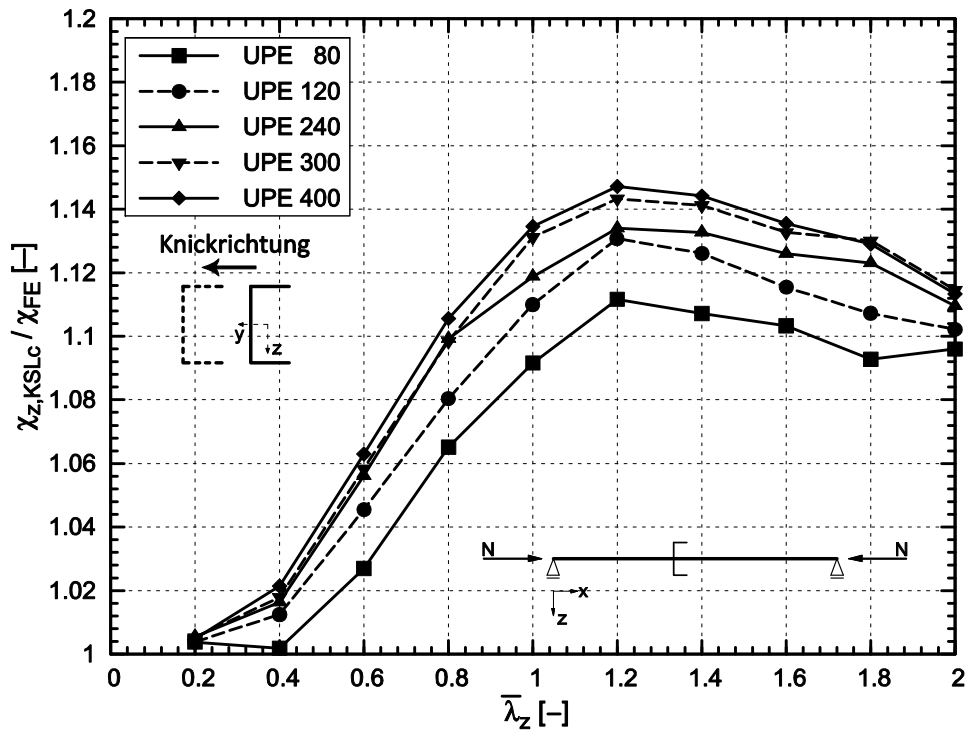


Bild 6.12: Unterschiede zwischen den rechnerischen und numerischen Biegeknicktragfähigkeiten für Biegeknicken für die untersuchten Profile der UPE-Reihe

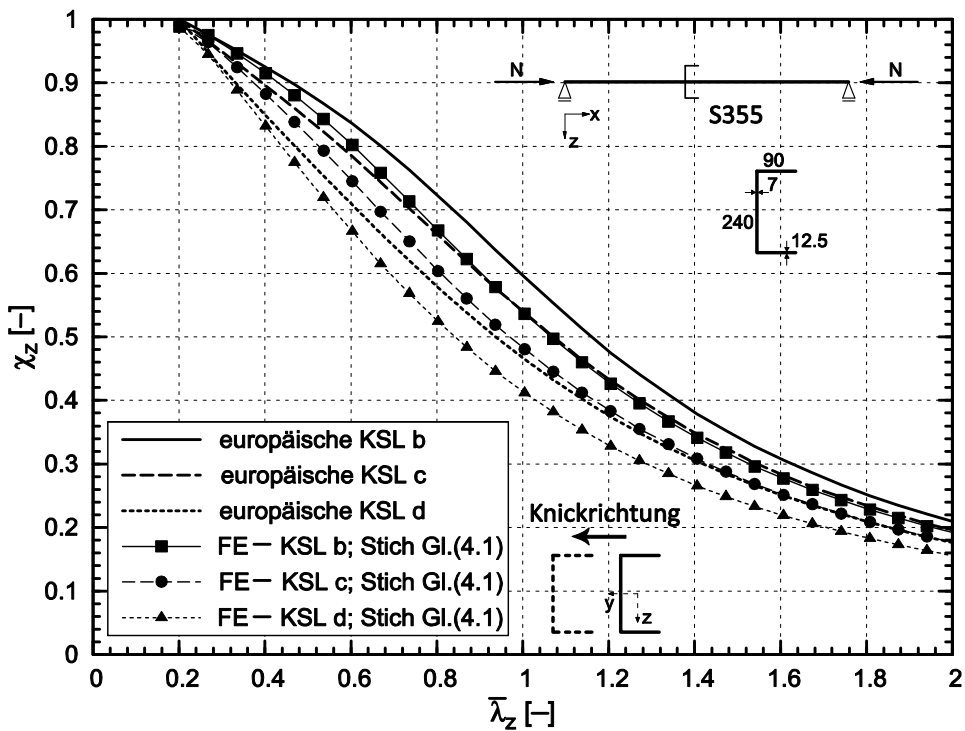


Bild 6.13: Vergleich der rechnerischen und numerischen Biegeknicktragfähigkeiten für Biegeknicken bei unterschiedlichen Knickspannungslinien für ein UPE240 (S355)

Zur Herleitung der europäischen Knickspannungslinien werden im nachweisrelevanten Querschnitt die Beanspruchungen aus Normalkraft und Biegemoment nach Theorie II. Ordnung den entsprechenden Grenztragfähigkeiten des Querschnitts gegenübergestellt, sodass der Bauteilnachweis gerade erfüllt ist. Dafür wird gemäß Gleichung (2.28) eine lineare Interaktion der vollplastischen Schnittgrößen N_{RK} und $M_{pl,z,RK}$ unterstellt. Zum Erreichen eines vollplastischen Spannungszustandes über den Querschnitt sind zumindest theoretisch unendlich große Längsdehnungen ε_x notwendig.

Bei I- und Kastenprofilen, für die im Wesentlichen die europäischen Knickspannungslinien durch ein umfangreiches Versuchsprogramm abgesichert wurden, weist die vollplastische N/M_z -Interaktion der Querschnittstragfähigkeit einen verhältnismäßig stark konvexen Verlauf auf. Derartige Querschnitte erreichen unter baupraktischen Bedingungen annähernd ihre vollplastische Grenztragfähigkeit für Biegung um die Hauptachse z-z bei einem Dehnungszustand von $\max. \varepsilon = 3-4 \cdot \varepsilon_y$, [15]. Unter Voraussetzung dieses Dehnungszustandes liefert die lineare Interaktion der Einzelbeanspruchbarkeiten N_{RK} und $M_{pl,z,RK}$ eine gute Näherung, sodass die europäischen Knickspannungslinien hier wirtschaftliche, aber insbesondere auch sichere rechnerische Tragfähigkeiten liefern.

Im Vergleich dazu unterscheiden sich biegeknickgefährdete C-Profile von den vorgenannten Querschnittsformen maßgeblich in zwei Punkten:

- Zur Erreichung eines annähernd vollplastischen Dehnungszustandes sind signifikant größere Längsdehnungen notwendig, vgl. Abschnitte 6.2.2.4 und 6.2.2.6.
- Wie in Abschnitt 4.5.2.2 ausführlich erläutert, stellt beim Biegeknicken das horizontale Ausweichen in Richtung des Steges den signifikant maßgebenden Fall dar. In diesem Fall tritt zur Drucknormalkraft ein negatives M_z^{\parallel} hinzu, sodass die vollplastische Interaktionskurve ohnehin annähernd linear verläuft, s. Bild 6.7. Eine Reserve aufgrund einer konvex verlaufenden Interaktionskurve ist nahezu nicht vorhanden.

Zudem wurden die europäischen Knickspannungslinien mit den entsprechenden geometrischen Ersatzimperfectionen unter Ansatz der Fließgelenktheorie II. Ordnung entwickelt. Bei biegeknickgefährdeten C-Profilen werden die elastische Grenztragfähigkeit und der damit verbundene Beginn der Plastizierung aufgrund der großen plastischen Tragfähigkeitsreserve im Vergleich zu Querschnitten mit Stegsymmetrie verhältnismäßig früh auf der Last-Verformungskurve erreicht. Dadurch bildet sich bald im maßgeblich beanspruchten Querschnitt, i.d.R. der Stabmitte, eine Fließzone in Stablängsrichtung aus, die die Steifigkeit des Bauteils weiter herabsetzt und einen raschen überproportionalen Anstieg der seitlichen

Verformungen und somit der Beanspruchungen aus Effekten nach Theorie II. Ordnung zur Folge haben. Bei derartig großen Dehnungszuständen tritt zusätzlich Beulen im plastischen Bereich unter Bildung eines Faltmechanismus auf, was die Quersteifigkeit des Systems weiter abmindert. Somit wird im Gegensatz zu nicht biegeknickgefährdeten Bauteilen die Grenztragfähigkeit im Scheitelpunkt der Last-Verformungskurve bei einem vergleichsweise kleinem Dehnungszustand erreicht, der deutlich unter dem bei annähernd reiner Querschnittstragfähigkeit liegt vgl. auch Bild 2.18.

Eine Auswertung der numerischen Berechnungen des Dehnungszustands bei Erreichen der Traglast bestätigt dieses Verhalten nachdrücklich. In Bild 6.14 sind die Maximaldehnungen $\max. \varepsilon$ im Grenzzustand der Tragfähigkeit eines biegeknickgefährdeten UPE300-Profils über die Bauteilschlankheit dargestellt. Es wurden dabei als maximale Stichmaße der sinusförmigen Vorkrümmung die mit den Knickspannungslinien korrespondierenden Werte angesetzt. An den dargestellten Ergebnissen lässt sich erkennen, dass die maximal erreichbare Druckdehnung am freien Flanschrand sich annähernd konstant bei einem Wert von etwa $1,25-1,6 \cdot \varepsilon_y$ einstellt. Dieser Wertebereich kann ebenso für alle anderen untersuchten Profilgeometrien der UPE-Reihe bestätigt werden. Wie man sieht, ändert sich dieses Verhalten auch bei Ansatz abweichender Ersatzimperfektionen zur Nachrechnung unterschiedlicher Knickspannungslinien nur geringfügig.

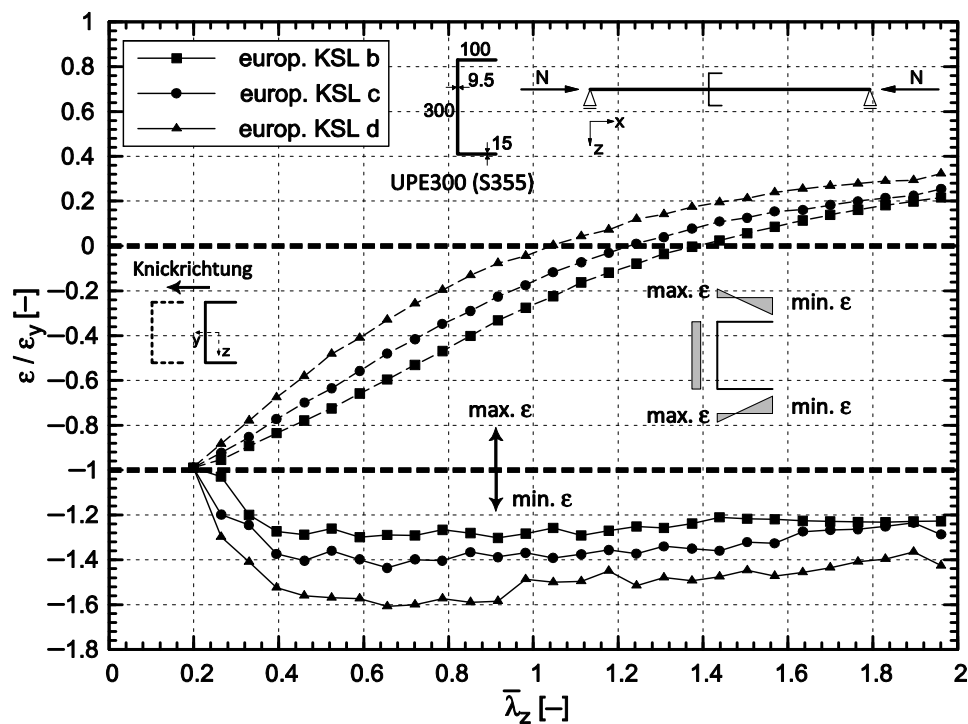


Bild 6.14: Auswertung der numerisch ermittelten Längsdehnungen im Traglastzustand eines biegeknickgefährdeten UPE300-Profils

Dies bedeutet, dass im Gegensatz zu I- und Kastenquerschnitten bei C-Profilen infolge einer Maximaldehnung $\max.\varepsilon < 4\varepsilon_y$ die N/M_z -Interaktionsvorschrift mitunter deutlich unter den linearen vollplastischen Verlauf sinkt, der den europäischen Knickspannungslinien zugrunde liegt. Eine „stille Reserve“ ist nicht vorhanden. Bild 6.15 belegt diesen Sachverhalt am Beispiel eines UPE300. Die Unterschiede in den Ergebnissen der unterstellten linearen Interaktion und einem Dehnungszustand mit einer Maximaldehnung von $\max.\varepsilon = 1,5\varepsilon_y$ betragen im baupraktischen Bereich eines Normalkraftverhältnisses von $N/N_{Rk} < 0,4$ zwischen 30% und 37%.

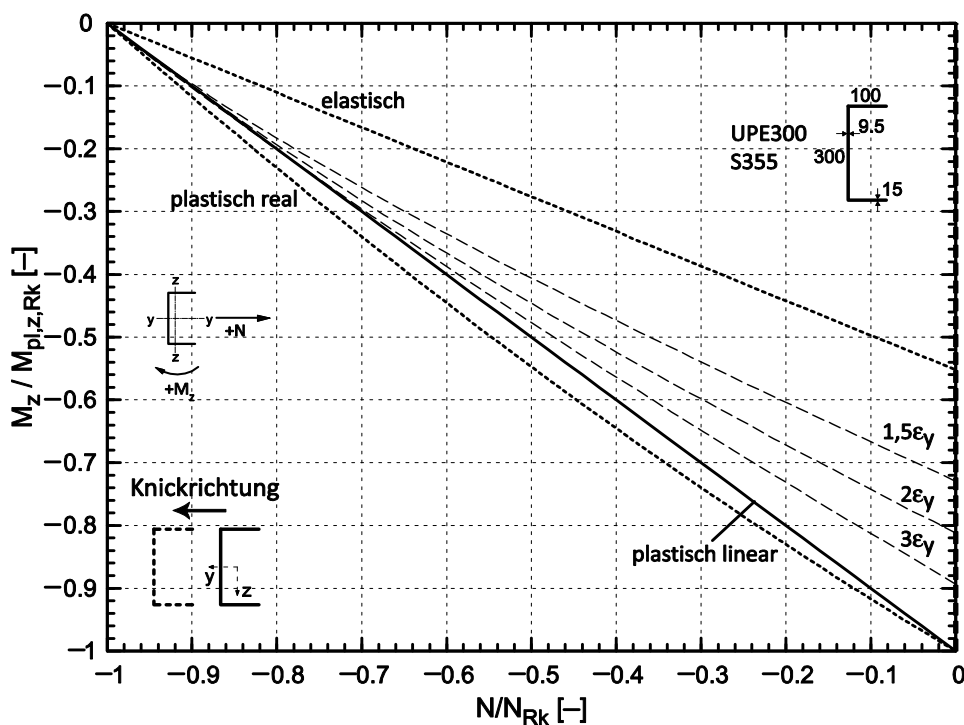


Bild 6.15: N/M_z -Interaktion bei verschiedenen Maximaldehnungen im Vergleich zum linearen, vollplastischen Verlauf bei einem UPE300 (S355)

Somit kann schlussfolgernd festgestellt werden, dass die normative vorgeschriebene europäische Knickspannungslinie c unter Voraussetzung von geometrischen Ersatzimperfektionen mit Vorgabe einer linearen vollplastischen Interaktion gemäß Gleichung (4.1) zu große Tragfähigkeiten liefert. Da, wie zuvor gezeigt, die erforderlichen großen Dehnungszustände im Falle von C-Querschnitten nicht erreicht werden, muss eine Umformulierung in der Bestimmungsgleichung vorgenommen werden.

Aus den auftretenden Maximaldehnungen von $\max.\varepsilon \approx 1,5 \cdot \varepsilon_y$ lässt sich im Zustand ohne zusätzlich einwirkende Drucknormalkraft eine reduzierte, aufnehmbare Momentenbeanspruchung $M_{z,Rk,1,5\varepsilon_y}$ ermitteln. Diese nimmt bezogen auf die elastischen und plastischen Biegemomenten Tragfähigkeiten über die gesamten

untersuchten Querschnitte der UPE-Reihe annähernd die gleiche Größenordnung an, Tabelle 6.7.

Tabelle 6.7: Vergleich der Grenzbiegemomente $M_{z,Rk}$ bei $\max. \varepsilon = 1,5 \cdot \varepsilon_y$ mit den elastischen und plastischen Grenzwerten

UPE	$\frac{M_{z,Rk,1,5\varepsilon_y}}{M_{pl,z,Rk}}$	$\frac{M_{z,Rk,1,5\varepsilon_y}}{M_{el,z,Rk}}$
80	0,777	1,336
120	0,745	1,326
240	0,726	1,314
300	0,729	1,319
400	0,726	1,300

Daher wird in Entsprechung zur DIN 18800, Teil 1, [R4], auch hier eine Begrenzung der Grenzschnittgröße für Biegung um die Hauptachse z-z auf $M_{z,Rk} = 1,25 \cdot M_{el,Rk}$ vorgeschlagen. Ein gleichlautender Passus ist im Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], gegenwärtig nicht enthalten. Folgt man nunmehr stringent der Herleitung der europäischen Knickspannungskurven und setzt dabei die oben hergeleitete Begrenzung der Biegetragfähigkeit an, muss ein entsprechender Bauteilnachweis für zentrisch gedrückte, biegeknickgefährdete Stäbe mit C-förmigem Querschnitt gemäß Gleichung (6.38) umformuliert werden.

$$\frac{N}{N_{Rk}} + \frac{M_z^{II}}{1,25 \cdot M_{el,Rk}} \leq 1,0 \quad (6.38)$$

Berücksichtigt man eine ungünstige, zur Knickfigur affine Vorkrümmung des Bauteils mit sinusförmigem Verlauf, lässt sich die Momentenschnittgröße M_z^{II} durch Gleichung (6.39) angeben.

$$M_z^{II} = \frac{N \cdot e_{0,d}}{1 - \frac{N}{N_{cr}}} \quad (6.39)$$

Setzt man nach wie vor die Gleichheit des Nachweises unter Berücksichtigung der Momentenanteile nach II. Ordnung mit der Bauteilabminderung infolge der europäischen Knickspannungslinien voraus, lässt sich das erforderliche Stichmaß der Vorkrümmung $e_{0,d}$ nach einigen Umformungen wie folgt errechnen:

$$e_{0,d} = \frac{1,25 \cdot M_{el,Rk}}{N_{Rk}} \cdot \frac{(1 - \chi_z) \cdot (1 - \bar{\lambda}_z^2 \cdot \chi_z)}{\chi_z} = \frac{1,25 \cdot M_{el,Rk}}{N_{Rk}} \cdot \alpha \cdot (\bar{\lambda}_z - 0,2). \quad (6.40)$$

Darin ist α der Imperfektionsbeiwert, der nach genauer Definition für jedes Bauteil in Abhängigkeit der Querschnittswerte und der Imperfektionsempfindlichkeit festzulegen ist. Wird die Einstufung von C-Profilen „anhand der zu erwartenden Eigenspannungen“, [48], in die Knickspannungslinie c gemäß [R5] und [R9] als zutreffend vorausgesetzt, kann der Imperfektionsbeiwert vereinfacht pauschalisiert zu $\alpha = 0,49$ angenommen werden. Zur Überprüfung wurden daher wiederum numerische Berechnungen an biegeknickgefährdeten C-Profilen der UPE-Reihe angestellt, für die nun als Maximalstich der Vorkrümmung in Bauteilmitte $e_{0,d}$ die Werte gemäß Gleichung (6.40) angesetzt wurden. Ein Vergleich der numerischen Tragfähigkeiten mit den Ergebnissen des Bauteilnachweises nach Elastizitätstheorie II. Ordnung bzw. der dazu gleichwertigen Traglastabminderung anhand der europäischen Knickspannungslinie c mit reduzierter Querschnittstragfähigkeit $M_{z,Rk} = 1,25 \cdot M_{el,Rk}$ ist in Bild 6.16 exemplarisch für einige UPE-Querschnitte (S355) dargestellt.

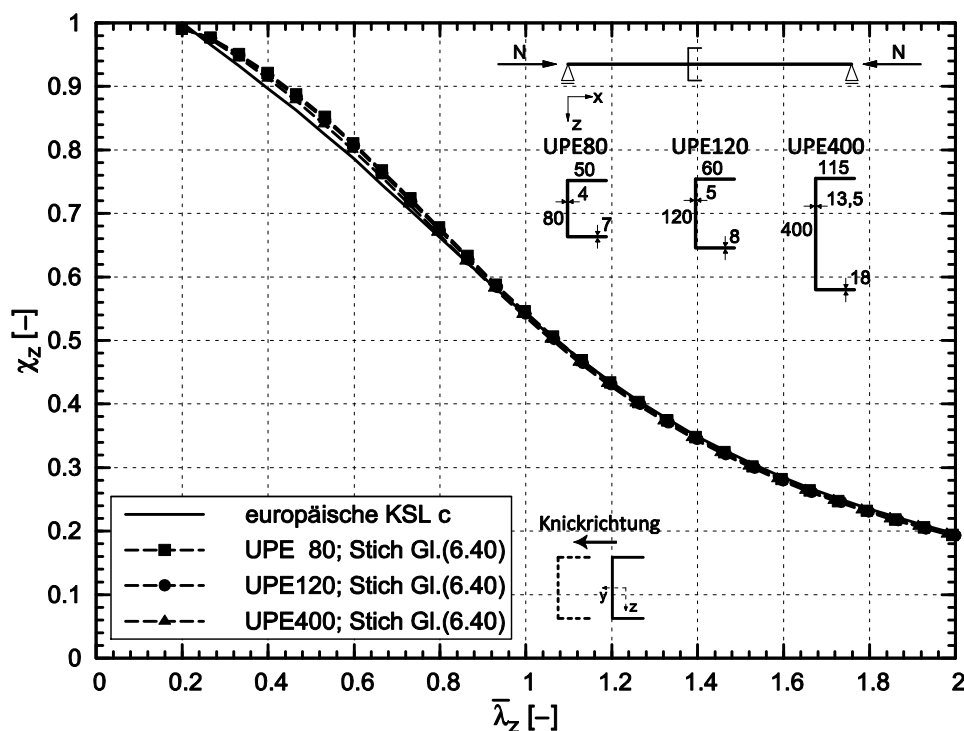


Bild 6.16: Vergleich der rechnerischen und numerischen Biegeknicktragfähigkeiten unter Begrenzung der Biegetragfähigkeit von zentrisch gedrückten C-Profilen

Man erkennt, dass unter Voraussetzung der reduzierten Imperfektionsgröße $e_{0,d}$ nach Gleichung (6.40) die numerischen Ergebnisse nahezu deckungsgleich zur rechnerischen Tragfähigkeit verlaufen. Dies gilt ebenso annähernd unabhängig von der Querschnittsgeometrie, sodass sowohl das gedrungene UPE80 als auch das größte Profil der UPE-Reihe hervorragende Übereinstimmungen zum rechnerischen Bauteilnachweis aufweisen.

Somit kann zusammenfassend festgehalten werden, dass der Bauteilnachweis nach Theorie II. Ordnung bei Reduktion der anzusetzenden Imperfektionsgröße in Gleichung (6.40) die numerische Tragfähigkeit in sehr guter Weise wiedergeben kann. Diese Vorgehensweise liegt im Rahmen der normativen Möglichkeiten nach [R5], die für um die schwache Achse biegebeanspruchte Querschnitte die vorgeschlagene Reduktion von $M_{z,Rk} = 1,25 \cdot M_{el,Rk}$ pauschal festschreibt und im Falle einer Tragwerksbemessung ohne Ausnutzung der plastischen Querschnittsreserve die Abminderung der geometrischen Ersatzimperfektionen zulässt. Da die numerischen Berechnungen jedoch stets Annahmen bezüglich Materialeigenschaften sowie Imperfektionsformen und -größen unterliegen, ist zur abschließenden Verifikation des Bemessungsvorschlags zwingend eine zusätzliche experimentelle Absicherung von Nöten. Dies gilt auch im Hinblick auf die durch die geometrischen Ersatzimperfektionen berücksichtigten Eigenspannungen über den Querschnitt, deren Einfluss auch in Abhängigkeit des Fertigungsprozesses nur pauschalisiert in die numerischen Untersuchungen eingeflossen ist.

6.2.3.2.3 Biegedrillknicken (Torsional-Flexural-Buckling)

Im Gegensatz zum reinen Biegeknicken wird der Biegedrillknickfall bei C-Querschnitten nur in Ausnahmefällen maßgebend. Dafür müssen gemäß der ausführlichen Studien zum Tragverhalten in Abschnitt 4.5.2.2 folgende Bedingungen erfüllt sein.

- Die Querschnittsgeometrie muss mit einem H/B-Verhältnis von $\theta < 2,0$ verhältnismäßig gedrungen sein. Für Profile der UPE-Reihe gilt dies nur für Profilhöhen $H < 120\text{mm}$.
- Als Bauteilrandbedingungen muss eine starre Biegeeinspannung um die Hauptachse z-z bei gleichzeitiger gelenkiger Lagerung um die y-Achse vorliegen.

Als Traglastabminderungskurve wird in Analogie zum Biegeknickfall normativ in [R5] und [R9] übereinstimmend die europäische Knickspannungslinie c vorgeschrieben. Eine entsprechende experimentelle Datenbasis zur Verifikation dieser Einstufung ist für zentrisch beanspruchte, kompakte C-Querschnitte ebenso wie für den Biegeknickfall nicht vorhanden. Daher wird auch an dieser Stelle auf eigens durchgeführte FE-Berechnungen zurückgegriffen, die den vorgenannten Bedingungen bezüglich Profilgeometrie und Stabrandbedingungen genügen, um ein Bauteilversagen infolge Biegedrillknickens unter Druckbeanspruchung zu erzwingen.

Da die europäischen Knickspannungslinien für den reinen Biegeknickfall hergeleitet wurden, können die gleichwertigen geometrischen Ersatzimperfektionen für

das Biegedrillknicken in ihrer Größe nicht direkt in einfacher Weise zurückgerechnet werden. Allerdings unterscheiden sich beide Formen der Bauteilstabilität in ihrem Tragverhalten und der Imperfektionsempfindlichkeit nicht in großem Maße, sodass auf die schlankheitsabhängige Formulierung des Maximalstiches $e_{0,d}$ für Biegeknicken zurückgegriffen werden kann. Beim Biegedrillknicken von C-Profilen treten als maßgebliche Weggrößen auch eine Translation in dazu senkrechter Richtung sowie eine Verdrillung auf. Daher hängt die Längsdehnungsverteilung im Traglastzustand nicht im selben Maße von der Horizontalverschiebung v ab wie beim reinen Biegeknicken. Aus diesem Grund wird zunächst der Maximalstich gemäß Gleichung (4.1) unter Voraussetzung einer vollplastischen Spannungsverteilung angenommen. Als maßgebliche Form konnte durch umfangreiche Vorverformungsstudien in Abschnitt 4.5 dieser Arbeit und zusätzlich in [37] eine sinusförmige Vorkrümmung in Richtung der z -Achse ohne Ansatz einer Vorverdrillung in guter Näherung als ungünstigste Imperfektion herausgestellt werden. In Bild 6.17 sind die numerischen Ergebnisse für ein Profil UPE80 im Vergleich zur Knickspannungslinie c aufgetragen.

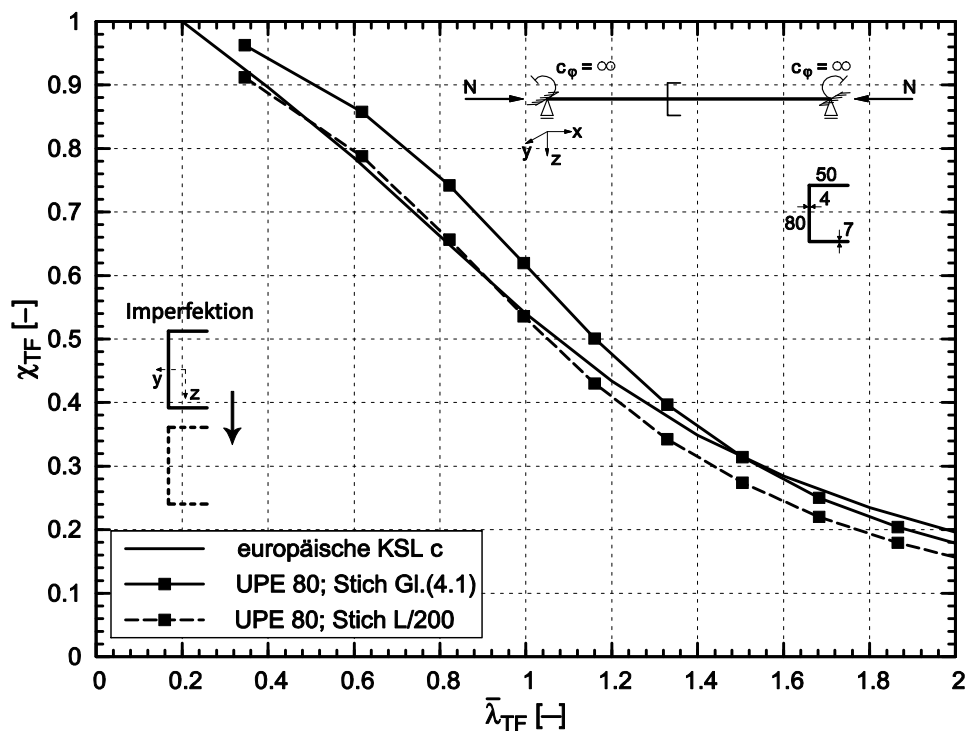


Bild 6.17: Vergleich der rechnerischen und numerischen Bauteiltragfähigkeiten für Biegedrillknicken für ein zentrisch gedrücktes Profil UPE80 (S355)

Die graphische Gegenüberstellung der Werte zeigt, dass die europäische Knickspannungslinie c im Vergleich zu den numerischen Werten unter Ansatz der schlankheitsabhängigen Vorverformungen nach Gleichung (4.1) die Bauteiltragfähigkeit in guter Näherung abbilden kann. Im baupraktisch relevanten Bereich von

Biegedrillknickschlankheiten $\bar{\lambda}_{TF} < 1,6$, was unter den gegebenen Randbedingungen einer Bauteillänge von $L \approx 4,20\text{m}$ für ein UPE80 entspricht, liefert sie durchweg sichere aber dennoch wirtschaftliche rechnerische Tragfähigkeiten. Dass bei sehr großen Stabschlankheiten die numerischen Ergebnisse unter die rechnerische Traglastabminderungskurve fallen, hängt damit zusammen, dass hier der Einfluss des Biegeknickens an Bedeutung gewinnt. Durch die großen Stablängen ergeben sich große Bauteilverformungen, was dazu führt, dass die horizontalen Abtriebskräfte und damit auch die Momentenanteile M_z^{II} anwachsen. Nach den Ergebnissen des vorigen Abschnitts kann hier auf Traglastniveau nur ein verhältnismäßig geringer Dehnungszustand erreicht werden, der einen (annähernd) vollplastischen Spannungszustand über den Querschnitt nicht zulässt. Beim pauschalisierten Ansatz des Maximalstichs der Vorkrümmung zu $e_{0,d} = L/200$, der damit für das betrachtete UPE80 in etwa die doppelte Größenordnung wie Gleichung (4.1) annimmt, tritt dieser Effekt früher ein. Daher fallen die numerischen Tragfähigkeiten schon ab einer Stabschlankheit von $\bar{\lambda}_{TF} = 1,0$ unter die Werte der Knickspannungslinie c.

Bei strikter Vorgehensweise im Einklang mit dem Biegeknickfall wäre in großen Schlankheitsbereichen für die Berücksichtigung des vorgenannten Umstandes eine Reduktion der aufnehmbaren Grenzschnittgrößen vorzunehmen. Aufgrund des verhältnismäßig engen baupraktischen Bereichs wird aus Gründen der Anwendungsfreundlichkeit jedoch darauf verzichtet und stattdessen durchgängig die europäische Knickspannungslinie c zur Bauteilabminderung biegedrillknickgefährdeter C-Profile vorgeschlagen.

6.2.3.3 Beanspruchung durch Biegemoment M_y

Im Falle einer Biegebeanspruchung um die starke Profilhauptachse y-y tritt bei hinreichend großer Stablänge oder Abschnittlänge ohne seitliche Halterung ein Bauteilversagen unter Biegedrillknickeinfluss auf. Die Vorgaben in den einschlägigen Regelwerken zur rechnerischen Ermittlung der Bauteiltragfähigkeit biegebeanspruchter C-Profile sind dabei höchst unterschiedlich. DIN 18800, Teil 2, [R5], verwendet eine zum Biegeknicken abweichende Traglastabminderungskurve auf Basis einer *Merchant-Rankine*-Formulierung, deren quantitativer Verlauf ähnlich den europäischen Knickspannungslinien von den wesentlichen Einflussparametern wie Querschnittsgeometrie, Beanspruchung und Eigenspannungen abhängt. Aufgrund der bevorstehenden Ablösung durch die aktuelle Normengeneration des Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], wird diese Vorgehensweise nicht weiter verfolgt. Letzteres Regelwerk sieht zur Berücksichtigung des Biegedrillknickens zwei Möglichkeiten vor:

1. Beim „*allgemeinen Verfahren*“ wird im Zuge einer Harmonisierung auf die Verwendung der europäischen Knickspannungslinien zurückgegriffen, die i.A. niedrigere Werte liefern als die Traglastabminderungskurve aus [R5]. Bei der Analyse der Zuordnung von C-Profilen zu den entsprechenden Abminderungskurven fällt eine große Diskrepanz ins Auge. Während im Teil 1-1, [R9], für jegliche vom I-Profil abweichende Querschnittsformen die niedrigste Kurve d vorgeschrieben wird, ordnet der Teil 1-3, [R10], für kaltgeformte Bauteile pauschal die Verwendung der Knickspannungslinie b an. Die Unterschiede in den bezogenen Tragfähigkeiten χ_{LT} beider Kurven sind mitunter beträchtlich und betragen im baupraktisch relevanten, mittelschlanken Bereich bis zu 28%. Betrachtet man die der Zuordnung im Wesentlichen zu Grunde liegenden Eigenspannungen der Profile, gilt, dass gewalzte Querschnitte i.A. im Vergleich zu kaltgeformten Profilen günstigere Eigenspannungen aufweisen. Demnach müsste eine gegensätzliche Einstufung vorgenommen werden, sodass diese normative Vorgabe in jedem Fall kritisch hinterfragt werden muss. Jedoch ist auch hier insbesondere keine ausreichende experimentelle Datenbasis vorhanden, die eine derartige Zuordnung umfassend zweifelsfrei belegt. Zudem ist fraglich, ob eventuell die hohe Einstufung der kaltgeformten Querschnitte im Kontext des gesamten Bemessungskonzepts betrachtet werden muss. Eine derartige Vorgehensweise kann allerdings nicht im Sinne eines modularen Bemessungskonzepts sein, für das vielmehr die einzelnen Grenzfälle zutreffend gelöst werden müssen, um diese im Anschluss zusammenzufügen.
2. Für „gewalzte oder gleichartig geschweißte Querschnitte unter Biegebeanspruchung“ ist das „*alternative Verfahren*“ zulässig, das die europäischen Knickspannungslinien in zweierlei Weise modifiziert. Zum einen wird die Plateaulänge auf $\tilde{\lambda}_{LT,0}$ auf den Wert 0,4 angehoben und zum anderen werden die Verläufe über den Einfluss der Momentenverteilung angepasst, vgl. Abschnitt 2.3.3. Trotz der allgemein formulierten Überschrift des Verfahrens werden ausschließlich Zuordnungen für I-Profile vorgenommen, sodass eine entsprechende Einstufung der behandelten C-Querschnitte offen bleibt.

Nachfolgend werden die normativen Vorschläge anhand der durchgeführten Versuche mit dem nicht beulgefährdeten Querschnitt 1 gemäß Bild 3.1 verglichen. In Bild 6.18 ist der Vergleich graphisch aufgetragen.

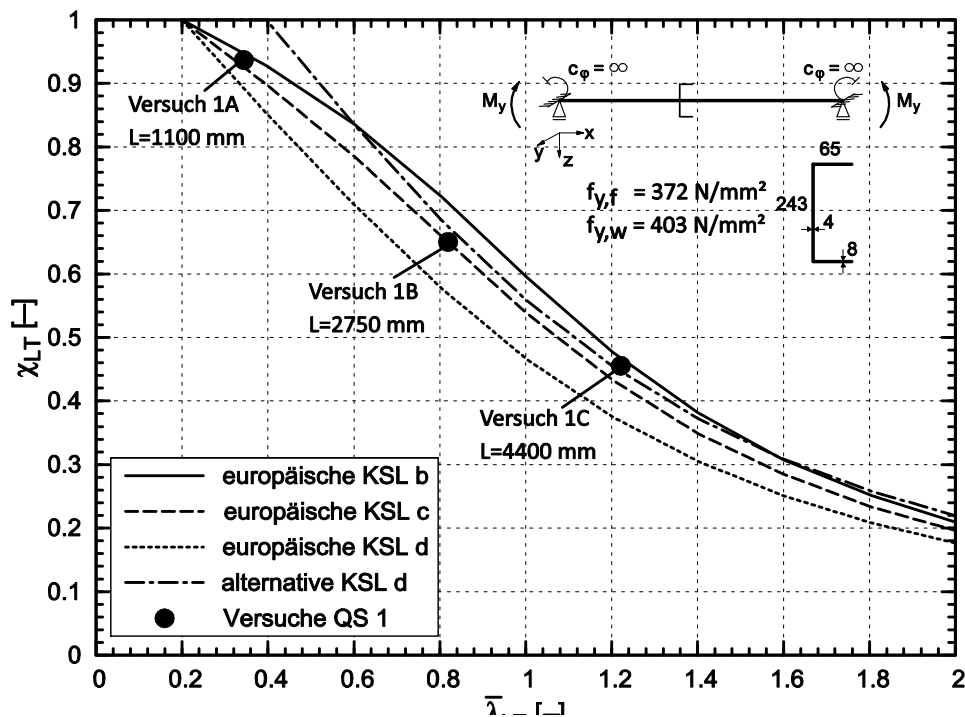


Bild 6.18: Vergleich der rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten für Biegedrillknicken des rein biegebeanspruchten Querschnitts 1 mit experimentellen Werten

Man erkennt, dass im Gegensatz zu allen obigen, normativen Vorgaben die experimentellen Tragfähigkeiten am besten mit der europäischen Knickspannungslinie c wiedergegeben werden können. Während die Knickspannungslinie d stets deutlich zu konservativ ist, liefern hingegen die anderen Möglichkeiten mitunter signifikant unsichere Tragmomente. Insbesondere die Anhebung des Plateaubereichs, auf dem keine Abminderung vorzunehmen ist, auf den Wert $\bar{\lambda}_{LT,0} = 0,4$ beim „alternativen Verfahren“ scheint nicht gerechtfertigt, da der Versuchsträger 1A mit einer bezogenen Schlankheit von $\bar{\lambda}_{LT} = 0,344$ mit $\chi_{LT} = 0,937$ bereits eine deutliche Abminderung gegenüber der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit $M_{pl,y,Rk}$ zeigt. Selbiges konnte bei der Versuchsauswertung biegedrillknickgefährdeter I-Profile festgestellt werden, [57]. Eine Plateaulänge von $\bar{\lambda}_{LT} = 0,4$ mag in Verbindung mit der Bestimmung von $M_{cr,LT}$ unter Ansatz auf der sicheren Seite liegender Annahmen bezüglich der Randbedingungen statthaft sein, eine Allgemeingültigkeit kann jedoch nicht festgestellt werden.

Die Versuchsergebnisse stellen eine wichtige Verifikation zur Einordnung biegedrillknickgefährdeter, biegebeanspruchter C-Profile dar. Jedoch ist für eine allgemeine Einschätzung diese Datenbasis insgesamt nicht umfangreich genug. Dies gilt insbesondere im Hinblick auf die statistische Verteilung der Imperfektionsgrößen, die bei einer Anzahl von 3 Versuchen nicht zwingend den ungünstigsten Fall abdecken müssen. Aus diesem Grund wurden zusätzlich numerische Berechnun-

gen an den bekannten Profilen der UPE-Reihe mit Nennfestigkeiten durchgeführt, um auch den Einfluss weiterer Parameter quantifizieren zu können. Dies gilt insbesondere für das H/B-Verhältnis, das bei I-Querschnitten die Bauteiltragfähigkeit maßgeblich mitbestimmt. Für den Imperfektionsansatz wurde in Abschnitt 4.5.2.1 eine seitliche Vorkrümmung in Richtung der Stegseite deutlich als maßgebliche Form herausgestellt. Für den Grundwert des Maximalstichs $e_{0,d}$ wurden gemäß Abschnitt 4.4.3.3 zwei Ansätze verfolgt. Zum einen wurde Gleichung (4.1) angewandt, die jedoch nur für den reinen Biegeknickfall hergeleitet wurde und daher streng genommen nicht für den Biegedrillknickfall unter Momentenbeanspruchung M_y gilt. Zum anderen wurde für $e_{0,d}$ der normative Pauschalwert für Knickspannungslinie c mit $1/200$ der Bauteillänge über alle Schlankheitsgrade als untere Einhüllende angenommen. Jedoch wurden gemäß der normativen Vorgaben in [R5] und [R9] die Stichmaße halbiert, was in der Fachliteratur allgemein akzeptiert ist und den Stand der Technik darstellt. Ein Vergleich der numerischen Ergebnisse für die Profile UPE240 und UPE400 (S355) zu den Traglastabminderungskurven c und d ist in Bild 6.19 dargestellt.

Man erkennt, dass die europäische Knickspannungslinie c die numerischen Ergebnisse zufriedenstellend in sicherer Weise wiedergeben kann. Die Verwendung der Traglastkurve b führt zwar zu einer Verbesserung im schlanken Bereich $\lambda_{LT} > 0,8$, liegt in Bereichen kleiner und mittlerer Bauteillängen in Analogie zum Vergleich mit den Versuchsergebnissen jedoch über den numerischen Werten. Zwar ergeben sich bei Verwendung der Linie c zu den numerischen Ergebnissen unter Ansatz der schlankheitsabhängigen Definition nach Gleichung (4.1) Unterschiede von bis zu 20%, jedoch muss dabei berücksichtigt werden, dass aus Halbierung i.A. Stichmaße der Vorkrümmung resultieren, die zwischen $L/650$ und $L/950$ variieren. Derart kleine Vorverformungsgrößen müssen kritisch hinterfragt werden, da bei Ansatz der geometrischen Ersatzimperfektionen keine zusätzlichen, traglastmindernden Eigenspannungen berücksichtigt werden. In der Literatur werden häufig bei Ansatz letzterer die geometrischen Imperfektionen mit $1/1000$ der Stablänge angesetzt, was schon annähernd den hier verwendeten Größenordnungen ohne strukturelle Imperfektionen entspricht. Zudem muss berücksichtigt werden, dass die schlankheitsabhängige Definition der maximalen Stichmaße in Gleichung (4.1) für den reinen Biegeknickfall hergeleitet wurde. Die im Biegedrillknickfall ebenfalls relevanten Torsions- und Verwölbungsgrößen werden nicht eingebunden. Daher erscheint eine sichere Abgrenzung der rechnerischen Ergebnisse gegen die numerischen Tragfähigkeiten unter pauschalem Ansatz von $e_{0,d} = L/400$ angemessen, die hier auch in wirtschaftlicher Weise mit der europäischen Knickspannungslinie c gegeben ist. Diese erlaubt gegenüber der z.Zt. normativ festgeschriebenen Linie d aber einen deutlichen Zugewinn an rechnerischer Tragfähigkeit.

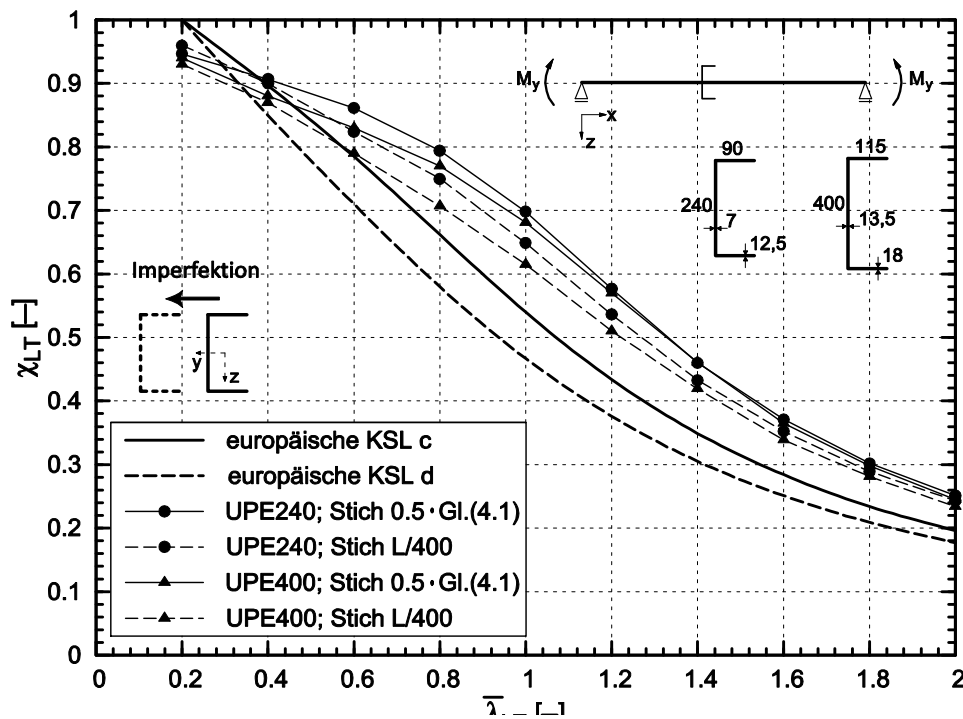


Bild 6.19: Vergleich der rechnerischen und numerischen Bauteiltragfähigkeiten für Biegedrillknicken für biegebeanspruchte Profile der UPE-Reihe (S355)

In Analogie zum Tragverhalten von biegedrillknickgefährdeten I-Profilen weist die Tragfähigkeit der betrachteten C-Querschnitte auch eine ausgeprägte Abhängigkeit vom H/B -Verhältnis des Querschnitts auf, vgl. auch Abschnitt 4.5.2. Dies erklärt auf der einen Seite, dass die experimentellen Traglasten näher am Vorschlag der Knickspannungslinie c liegen, da der in den Versuchen untersuchte Querschnitt 1 mit $H/B = 3,74$ deutlich schlanker als das höchste Profil der UPE-Reihe ist. Auf der anderen Seite nehmen für zunehmend gedrungenerer Querschnitte die numerisch bestimmten, bezogenen Tragfähigkeiten χ_{LT} zu, sodass die Verwendung einer höheren Knickspannungslinie möglich wäre. Jedoch ist der Einsatz von Querschnitten mit kleinem H/B -Wert für Biegung um die Hauptachse $y-y$ baupraktisch wenig sinnvoll und zudem wird die erhöhte Ergebnisgenauigkeit durch zusätzliche Fallunterscheidungen und Ausnahmen durch Einbußen an Übersichtlichkeit und Anwenderfreundlichkeit erkauft. Daher wird hier generell die Knickspannungslinie c zur Bauteilabminderung biegebeanspruchter C-Profile unabhängig von der Querschnittsgeometrie vorgeschlagen und im weiteren Verlauf verwendet.

Eine vereinfachte, in der Ingenieurpraxis weit verbreitete Möglichkeit für den Tragsicherheitsnachweis biegedrillknickgefährdeter „I-Träger mit zur Stegachse symmetrischem Querschnitt“ ist in den einschlägigen Normen [R5] und [R9] festgeschrieben. Dieser interpretiert das Biegedrillknicken des Gesamtquerschnitts unter Vernachlässigung der Torsions- und Wölbsteifigkeiten als reines Biegeknicken.

cken des Biegedruckgurtes. Im Nachweisformat wird die freie, seitlich ungestützte Bauteil- oder Abschnittslänge der Bezugslänge bei einem bezogenen Stabschlankheitsgrad vom $\bar{\lambda}_{LT} = 0,4$ gegenübergestellt, für den in DIN 18800, Teil 2, [R5], keine Berücksichtigung des Biegedrillknickens zu erfolgen hatte. Die Bedingung lässt sich jedoch durch einfache Umformung auf das Format einer gängigen Bemessungsgleichung (6.41) für Bauteilnachweise umstellen.

$$\frac{M_y}{\chi_{LT}^* \cdot M_{pl,y,Rk}} \leq 1,0 \quad (6.41)$$

mit

$$\chi_{LT}^* = 0,5 \cdot \frac{1}{k_c \cdot \bar{\lambda}_{LT}^*} = 0,5 \cdot \frac{i_{f,z} \cdot \lambda_1}{k_c \cdot L_{cr}} = \frac{\pi \cdot \sqrt{E \cdot I_{f,z}}}{2 \cdot k_c \cdot L_{cr}} \quad (6.42)$$

Darin bedeuten

k_c	Faktor zur Berücksichtigung des Verlaufs der Druckkraft im Biegedruckgurt, entspricht Momentenverlauf
L_{cr}	Knicklänge des Biegedruckgurtes
$A_{f,z}$	Fläche des Biegedruckgurtes
$I_{f,z}$	Flächenmoment 2. Grades des Biegedruckgurtes

Streng genommen ist die Anwendung obiger Gleichungen gemäß [R5] auf zur Stegachse symmetrische I-Profile beschränkt, jedoch wie in Abschnitt 5.3.3 gezeigt wird, verhalten sich biegedrillknickgefährdete C-Querschnitte derart ähnlich, dass hier eine Anwendung ebenfalls sinnvoll erscheint. Als anzusetzender Querschnitt des Biegedruckgurtes wird die Formulierung des Eurocode 3, Teil 1-1, [10], übernommen, bei dem zum Flansch 1/3 des gedrückten Stegteils hinzugenommen wird. Unter reiner Biegung M_y bei einfachsymmetrischen C-Querschnitten entspricht dies 1/6 der gesamten Stegfläche. Somit lassen sich die zur Berechnung erforderlichen Parameter gemäß der Gleichungen (6.43) und (6.44) ermitteln. Dabei wird das Trägheitsmoment $I_{f,z}$ folgerichtig auf den Gesamtschwerpunkt bezogen, da der Biegedruckgurt nur anschaulich herausgetrennt wird, real jedoch Teil des Gesamtquerschnitts ist.

$$A_{f,z} = B \cdot T_f + \frac{H \cdot T_w}{6} \quad (6.43)$$

$$I_{f,z} = 0,5 \cdot \left(I_z - \frac{H \cdot T_w}{6} \cdot y_s^2 \right) \quad (6.44)$$

Vergleicht man die Ergebnisse des vereinfachten Bemessungsverfahrens mit den numerischen Tragfähigkeiten und der europäischen Knickspannungslinie c, zeigt sich, dass das Modell des „Druckgurtes als Druckstab“ im Sinne eines extrem einfach zu handhabenden Näherungsverfahrens die Charakteristiken des Tragverhaltens zutreffend wiedergeben kann und eine konservative Abschätzung der Bauteiltragfähigkeit liefert, Bild 6.20.

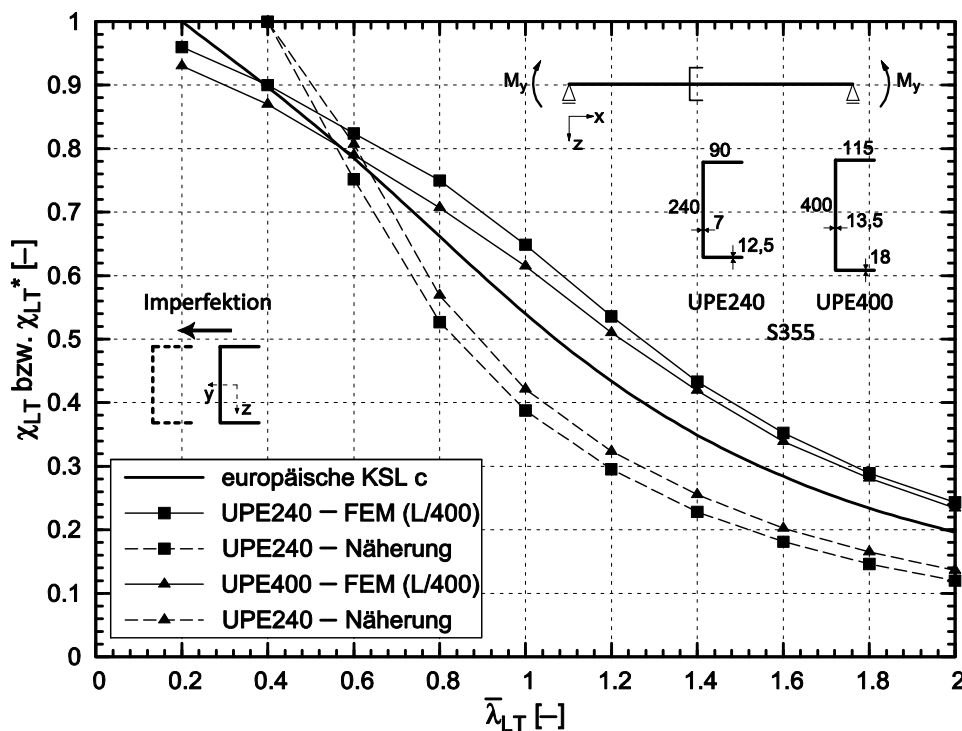


Bild 6.20: Vergleich der numerischen Bauteiltragfähigkeiten für Biegedrillknicken mit dem vereinfachten Modell des „Druckgurtes als Druckstab“

Im Bereich kleiner Schlankheitsgrade liegen die rechnerischen Tragfähigkeiten des Näherungsmodells in etwa 10% über den numerischen Ergebnissen und der Knickspannungslinie c. Dieser Umstand ist darin begründet, dass der Herleitung des vereinfachten Modells eine Plateaulänge von $\bar{\lambda}_{LT} \leq 0,4$ zugrunde liegt, auf der keine Bauteilabminderung vorzunehmen ist. Wie sich jedoch in den experimentellen und numerischen Untersuchungen gezeigt hat, ergeben sich bereits für geringere Stabschlankheiten gegenüber der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit reduzierte Beanspruchbarkeiten, vgl. Bild 6.18 und Bild 6.19. Daher wird empfohlen, diese Vereinfachung der Bemessung erst ab Biegedrillknickschlankheitsgraden $\bar{\lambda}_{LT} > 0,5$ einzusetzen.

6.2.3.4 Kombinierte Druck- und Biegebeanspruchung M_y

Treten die in den beiden vorangegangenen Abschnitten behandelten Grundbeanspruchungen Drucknormalkraft und Biegemoment um die starke Hauptachse $y-y$ gleichzeitig bei einem Bauteil auf, ist neben der Interaktion auf Ebene der Querschnittstragfähigkeit in Abschnitt 6.2.2.5 zusätzlich auch die gegenseitige Beeinflussung der globalen Bauteilstabilitätsformen Biegeknicken und Biegedrillknicken zu berücksichtigen. Bei der hier untersuchten Anwendung des *Ersatzstabverfahrens* werden die wesentlichen Einflüsse durch Interaktionsfaktoren k_{ij} berücksichtigt, Gleichungen (2.46) und (2.47). Dabei existieren gemäß der ausführlichen Aufarbeitung in Abschnitt 2.3.4 zwei unterschiedliche Methoden für sog. „advanced“ und „standard cases“, wobei zur Reduktion des Berechnungsaufwandes im Rahmen dieser Arbeit letztere Möglichkeit präferiert wird. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wird an dieser Stelle auf eine Wiedergabe der Bestimmungsgleichungen für die Interaktionsfaktoren verzichtet und stattdessen auf Anhang A dieser Arbeit verwiesen.

Im Hinblick auf die Anwendung des gesamten Nachweisverfahrens bei C-Querschnitten muss allerdings berücksichtigt werden, dass die Bemessungsgleichungen (2.46) und (2.47) ausschließlich für I- und Kastenprofile hergeleitet und verifiziert wurden, [35], [38], [60]. Daher ist deren Anwendung gemäß Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], auf „gleichförmige Bauteile mit doppelt-symmetrischem Querschnitt“ beschränkt. Im Folgenden soll überprüft werden, inwiefern die Formulierung mit ggf. notwendiger Modifikation sich auf den Bauteilnachweis druck- und biegebeanspruchter C-Profile übertragen lässt.

Formal betrachtet lassen sich die beiden Nachweisgleichungen jeweils spezifischen Ausweichformen um die starke Achse $y-y$ (2.46) und die schwache Achse $z-z$ (2.47) zuordnen, „sodass sich dadurch ein gewisser physikalischer Sachverhalt ausdrückt“, [35]. Im Bezug auf die Ausweichrichtung um die Profilhauptachse $y-y$ wurde für die hier untersuchten C-Querschnitte festgestellt, dass reines Biegeknicken normal zu dieser Achse nicht auftreten kann, vgl. Bild 2.24. Stattdessen ist eine unter Druckkraft auftretende Biegeknickverformung aufgrund des horizontalen Versatzes zwischen Schwer- und Schubmittelpunkt stets mit einer Verdrillung verknüpft, sodass der Fall des Biegedrillknickens unter Drucknormalkraft vorliegt. Aus diesem Grund kann ein derart definiertes Versagen in der Beanspruchungsebene nicht auftreten und Gleichung (2.46) kann dann für die hier besprochenen C-Profile entfallen. Zudem ist die Kombination aus Biegeknicken in der Ebene und Biegedrillknicken infolge M_y , das stets durch Verformungen aus der Biegebeanspruchungsebene heraus gekennzeichnet ist, auch aus Gründen der Anschaulichkeit kritisch zu hinterfragen. Die Streichung der Gleichung (2.46) aus dem Nachweiskonzept wird auch durch die Kommentare in [48] bestätigt. Dort

wird angemerkt, dass für den Biegedrillknicknachweis „das Einsetzen des Abminderungsfaktors κ_y , wie verschiedentlich in Literatur vorgeschlagen, aus prinzipiellen Gründen nicht richtig ist“.

Stattdessen muss im Bemessungskonzept druck- und biegebeanspruchter C-Profile der zusätzlich mögliche Einfluss des *Torsional-Flexural-Buckling* in die zur Ausweichform um die schwache Achse z-z korrespondierende Nachweisgleichung (2.47) eingeflochten werden. Somit wird Gleichung (6.45) vorgeschlagen, die zum Vergleich mit den numerischen Ergebnissen auf charakteristischem Niveau formuliert wird.

$$\frac{N}{\min(\chi_z; \chi_{TF}) \cdot N_{Rk}} + k_{zy} \cdot \frac{M_y}{\chi_{LT} \cdot M_{pl,y,Rk}} \leq 1,0 \quad (6.45)$$

Eine ähnliche Formulierung mit nur einer Nachweisgleichung ist bereits in [R5] enthalten, die sich von Gleichung (6.45) in der Notation und der Bestimmung des Interaktionsbeiwertes k unterscheidet. Auch in der damaligen Formulierung musste der maßgebliche, d.h. kleinere Traglastabminderungsfaktor für Biege- oder (Biege-)Drillknicken eingesetzt werden. Gemäß den theoretischen Untersuchungen in Abschnitt 5.3.2 und den numerischen Parameterstudien in Abschnitt 4.5.2.2 wird der Biegedrillknickfall unter Normalkraft über einen weiten baupraktischen Bereich gegenüber dem Biegeknickfall nicht bemessungsrelevant, sodass i.d.R. $\chi_z < \chi_{TF}$ gilt. Für gabelgelagerte Bauteile mit C-förmigem Querschnitt und baupraktisch üblichen Profilabmessungen sollte Biegedrillknicken infolge Drucknormalkraft nur für bezogene Stabschlankheitsgrade $\bar{\lambda}_z < 0,6$ untersucht werden.

Für den Interaktionsbeiwert k_{zy} werden im Anhang B des Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], folgende Bestimmungsgleichungen (6.46) angewendet, die im Wesentlichen aus numerischen Berechnungen zurückgerechnet wurden. Dabei wird zur Übertragung auf C-Profile für den bezogenen Bauteilschlankheitsgrad unter Druckbeanspruchung $\bar{\lambda}_z = \min(\bar{\lambda}_z; \bar{\lambda}_{TF})$ gesetzt.

$$\begin{aligned} k_{zy} &= 0,6 + \bar{\lambda}_z && \text{für } \bar{\lambda}_z < 0,4 \\ k_{zy} &= 1 - \frac{0,1 \cdot \bar{\lambda}_z}{C_{mLT} - 0,25} \cdot \frac{N}{\chi_z \cdot N_{Rk}} && \text{für } 0,4 \leq \bar{\lambda}_z \leq 1,0 \\ k_{zy} &= 1 - \frac{0,1}{C_{mLT} - 0,25} \cdot \frac{N}{\chi_z \cdot N_{Rk}} && \text{für } 1,0 \leq \bar{\lambda}_z \end{aligned} \quad (6.46)$$

Darin ist C_{mLT} ein Beiwert zur Erfassung des Biegemomentenverlaufs im betrachteten Bauteil(abschnitt). Für die hier besprochenen C-Querschnitte ist, wie in Abschnitt 5.3.3 erläutert, baupraktisch fast ausschließlich der Fall von Randmomen-

ten ohne Querlast relevant, sodass sich C_{mLT} vereinfacht durch Gleichung (6.47) in Abhängigkeit des Randmomentenverhältnisses ψ_M errechnen lässt.

$$C_{mLT} = 0,6 + 0,4 \cdot \psi_M \geq 0,4 \quad -1 \leq \psi_M \leq 1 \quad (6.47)$$

Gleichung (6.46) lässt sich somit für unterschiedliche Normalkraftbeanspruchungen n und Randmomentenverhältnisse ψ_M graphisch auswerten, Bild 6.21.

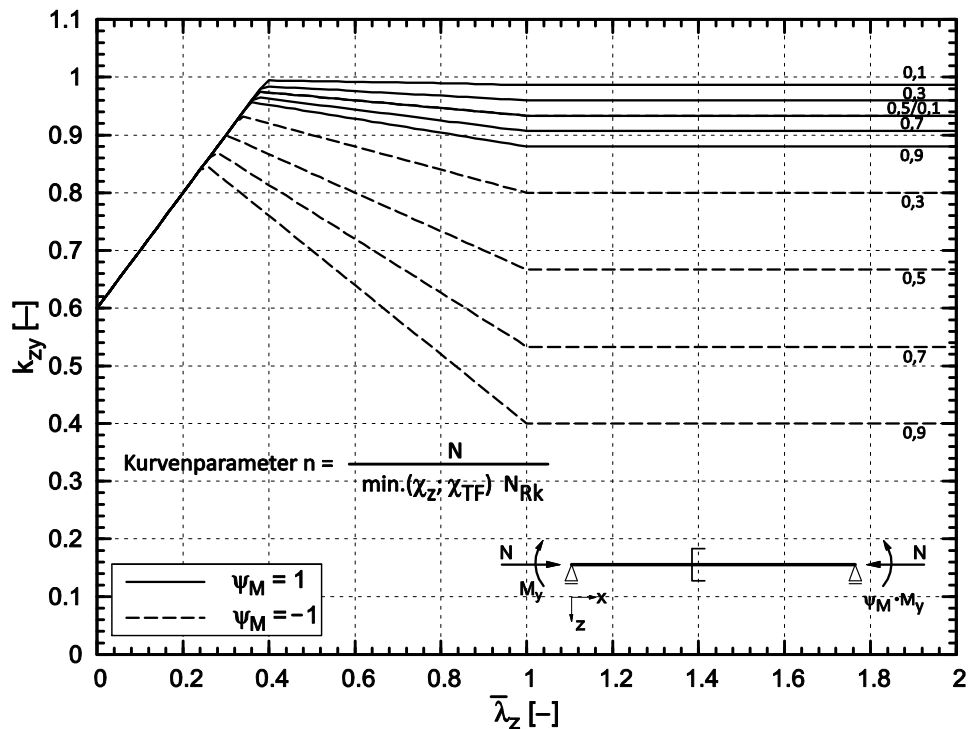


Bild 6.21: Graphische Auswertung der k_{zy} -Interaktionsbeiwerte für Querschnitte der Klassen 1 und 2 nach Eurocode 3-1-1, Anhang B, [R9]

Man erkennt, dass im Bereich kleiner bezogener Knickschlankheiten ein gegenseitiger Verlauf die Kurven begrenzt, der den Übergang zur reinen plastischen Querschnittstragfähigkeit gewährleisten soll. Die Herleitung der Interaktionsbeiwerte in [60] erfolgte jedoch wie erwähnt für I- und Kastenquerschnitte, die in diesem Bereich kleiner Knickschlankheiten, d.h. großer Normalkräfte und kleiner Biegemomente M_z^II , eine günstige, stark vom linearen Verlauf abweichende Interaktionsvorschrift aufweisen. Diese Voraussetzung gilt für die hier untersuchten C-Querschnitte nicht, vgl. Abschnitte 6.2.2.6 und 6.2.3.2.2, sodass diese Anhebung der rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten zu überprüfen ist.

Wendet man einen vereinfachten Ansatz des Interaktionsbeiwertes $k_{zy} = 1,0$ an, geht Gleichung (6.45) in eine lineare Interaktion über, die gegenüber der Vorgehensweise im Anhang B des Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], stets eine konservative Abschätzung darstellt. Betrachtet man die Kurvenverläufe für konstante Momen-

tenbeanspruchung ($\psi_M = 1$) in Bild 6.21 liegen diese in einem engen Streuband zwischen 0,9 und 1,0, sodass der vereinfachte Ansatz hier eine gute Näherung darstellen kann. Aus diesem Grund wird zu der normativen, rechnerischen Bestimmungsgleichung (6.46) auch diese Näherung beim Vergleich mit den numerisch ermittelten Tragfähigkeiten mit einbezogen. Für ein Profil UPE240 (S355) unter unterschiedlichen Druckbeanspruchungsintensitäten N/N_{Rk} sind in Bild 6.22 die Traglasten der rechnerischen Interaktionsgleichung (6.45) den FE-Ergebnissen gegenübergestellt. Auf der Abszisse wird dabei der bezogene Biegeknickschlankheitsgrad $\bar{\lambda}_z$ angegeben, während die Tragfähigkeiten auf eine lineare Interaktion der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit $N/N_{Rk} + M_y/M_{pl,y,Rk} = 1,0$ bezogen sind.

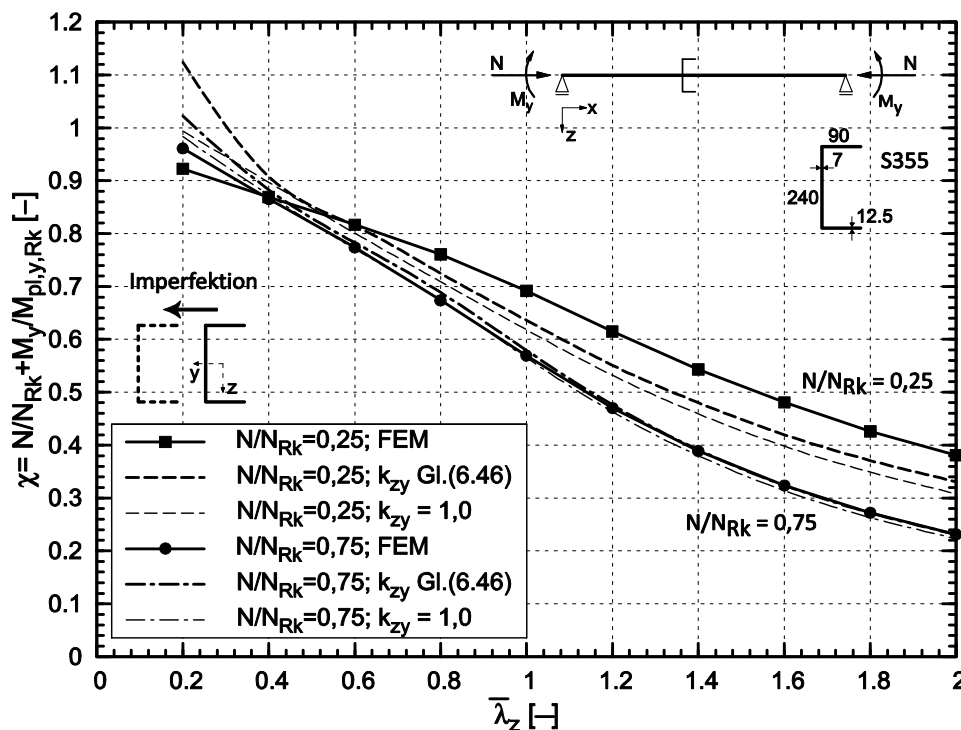


Bild 6.22: Vergleich der numerischen Bauteiltragfähigkeiten unter Druck und Biegung M_y mit der rechnerischen Interaktionsbeziehung in Gleichung (6.45) für ein UPE240 (S355)

Man kann grundsätzlich erkennen, dass die Interaktionsgleichung (6.45) das komplexe Tragverhalten biegeknick- und biegedrillknickgefährdeter C-Profile unter Druck- und Biegebeanspruchung M_y in sehr guter Näherung wiedergeben kann. Für geringe Normalkraftverhältnisse $N/N_{Rk} = 0,25$ ergeben sich maximale Abweichungen von etwa 8-10%, während für größere Normalkraftanteile die Kurven fast deckungsgleich verlaufen. Dies korrespondiert in vollem Umfang mit dem Verhalten, das bei Betrachtung der einzelnen Beanspruchungen N und M_y erwartet werden konnte. Die dortigen Abweichungen der numerischen zu den

rechnerischen Tragfähigkeiten waren im Biegedrillknickfall unter reiner Momentenbeanspruchung größer als im Biegeknickfall, vgl. Bild 6.19 bzw. Bild 6.16.

Desweiteren ist deutlich zu erkennen, dass die einfache Näherung des Interaktionsbeiwertes $k_{zy} = 1,0$ für den hier untersuchten Fall eines über das Bauteil konstanten Biegemomentes ($\psi_M = 1,0$) leicht konservativere rechnerische Grenzbeanspruchbarkeiten als die „genaue“ Ermittlung nach Gleichung (6.46) liefert. Im Sinne eines Näherungsverfahrens können diese dennoch als sehr wirtschaftlich eingestuft werden. Daher kann für diesen Beanspruchungsfall obige Näherung zweifelsfrei angewandt werden, was zu einer nicht unerheblichen Einsparung an Berechnungsaufwand führt. Bei Biegemomentenverläufen mit Gradient über die Stablänge stellt sich allerdings ein mitunter deutlich günstigeres Tragverhalten ein, da die höchst beanspruchten Stellen aus Biegeknicken und Biegedrillknicken nicht zusammenfallen. Diesem positivem Umstand wird durch die pauschalisierte Formulierung von $k_{zy} = 1,0$ nicht Rechnung getragen, sodass dafür die Berechnung des Interaktionsbeiwertes nach Gleichung (6.46) empfohlen wird.

Allerdings konnte auch im Vergleich mit den numerischen Ergebnissen die oben angesprochene Vermutung im Übergang zur reinen Querschnittstragfähigkeit bestätigt werden. Die rechnerischen Tragfähigkeiten über der linearen vollplastischen Interaktionsvorschrift werden numerisch nicht erreicht, sodass sich hier mit Überschreitungen von 16% signifikant unsichere Ergebnisse ergeben können. Daher sollte in Gleichung (6.46) die deutliche Herabsetzung von k_{zy} im Bereich $\bar{\lambda}_z < 0,4$ keine Anwendung finden und stattdessen ausschließlich der bilineare Verlauf verwendet werden, Gleichung (6.48). Dadurch können die Unsicherheiten im Bereich geringer Bauteillängen zuverlässig beseitigt werden.

$$k_{zy} = 1 - \frac{0,1 \cdot \bar{\lambda}_z}{C_{mLT} - 0,25} \cdot \frac{N}{\chi_z \cdot N_{Rk}} \quad \text{für } 0 \leq \bar{\lambda}_z \leq 1,0$$

$$k_{zy} = 1 - \frac{0,1}{C_{mLT} - 0,25} \cdot \frac{N}{\chi_z \cdot N_{Rk}} \quad \text{für } 1,0 \leq \bar{\lambda}_z$$
(6.48)

Die gute Übereinstimmung der rechnerischen Beanspruchungen bei Anwendung des Interaktionsbeiwertes k_{zy} nach Gleichung (6.48) mit den numerischen Tragfähigkeiten konnte für alle untersuchten Profile der UPE-Reihe und Normalkraftanteile bestätigt werden. Tabelle 6.8 fasst die statistischen Kenngrößen des Ergebnisvergleichs für alle untersuchten Fälle zusammen.

In ähnlicher Weise wie für die beschriebenen, gabelgelagerten Bauteile mit C-förmigem Querschnitt kann die zutreffende rechnerische Beurteilung des Tragverhaltens durch Gleichung (6.48) für abweichende Stabrandbedingungen bestätigt werden. In [95] wurden entsprechende numerische Parameteruntersuchun-

gen an kompakten C-Querschnitten mit starrer Wölb- und Biegeeinspannung um die Hauptachse z-z und gelenkiger Lagerung um die starke Achse durchgeführt. Dabei ergaben sich vergleichbar gute Übereinstimmungen in den Ergebnissen.

Tabelle 6.8: Statistische Auswertung des Vergleichs der rechnerischen und numerischen Tragfähigkeiten bei druck- und biegebeanspruchten C-Profilen

UPE	N/N _{Rk}	$\chi_{\text{Gl.}(6.48)}$			
		χ_{FE}			
		Mittelwert	Standardabweichung	Mittelwert	Standardabweichung
80	0,25	0,862	0,102	0,909	0,078
	0,50	0,905	0,057		
	0,75	0,960	0,022		
120	0,25	0,899	0,093	0,940	0,070
	0,50	0,936	0,055		
	0,75	0,985	0,007		
240	0,25	0,939	0,078	0,973	0,060
	0,50	0,970	0,049		
	0,75	1,010	0,010		
300	0,25	0,949	0,082	0,980	0,061
	0,50	0,975	0,051		
	0,75	1,016	0,011		
400	0,25	0,965	0,088	0,993	0,063
	0,50	0,988	0,056		
	0,75	1,020	0,014		

Die oben beschriebene Vorgehensweise zum Nachweis druck- und biegebeanspruchter Stäbe mit kompaktem Querschnitt der Klassen 1 und 2 lässt sich in einfacher Weise auch auf Klasse 3-Bauteile anwenden, die aufgrund ihrer Querschnittsabmessungen im elastischen Bereich zwar nicht lokal ausbeulen, jedoch ebenso nicht die vollplastische Querschnittstragfähigkeit erreichen. Für diese Bauteile begrenzen die Regelwerke [R4] und [R9] deren Tragfähigkeit auf das erstmalige Erreichen der Fließgrenze in der ungünstigsten Faser, obwohl i.d.R. eine teilplastische Reserve vorhanden ist. Diese wird allerdings nicht in Ansatz gebracht, da zum einen ein derartiges Tragverhalten „wenig bekannt ist“, [35], und zudem die Berücksichtigung teilplastischer Zustände ein erhebliches Maß an Berechnungsaufwand erfordert, vgl. Abschnitt 6.2.2.6. Ein solcher Fall liegt nach Definition der Tabelle 5.2 des Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], im Fall des Querschnitts 1 gemäß Bild 3.1 und einem Normalkraftanteil von $N/N_{Rk} = 0,25$ vor, Tabelle 4.5. Verwendet man in Gleichung (6.45) nunmehr folgerichtig die elastische Biegemomententragfähigkeit $M_{el,y,Rk}$ und setzt den Interaktionsbeiwert zu $k_{zy} = 1,0$, geht

die Nachweisgleichung in den elastischen Spannungsnachweis über, Gleichung (6.49).

$$\frac{N}{\min(\chi_z; \chi_{TF}) \cdot N_{Rk}} + \frac{M_y}{\chi_{LT} \cdot M_{el,y,Rk}} \leq 1,0 \quad (6.49)$$

Unter diesen Voraussetzungen ist das hier für die Anwendung auf C-Profile modifizierte *Ersatzstabverfahren* ebenso in der Lage, die numerischen Grenztragfähigkeiten in guter Näherung wiederzugeben, Bild 6.23. Dabei wird die Grenztragfähigkeit auf der Ordinatenachse auf die elastische Querschnittsbeanspruchbarkeit bezogen dargestellt.

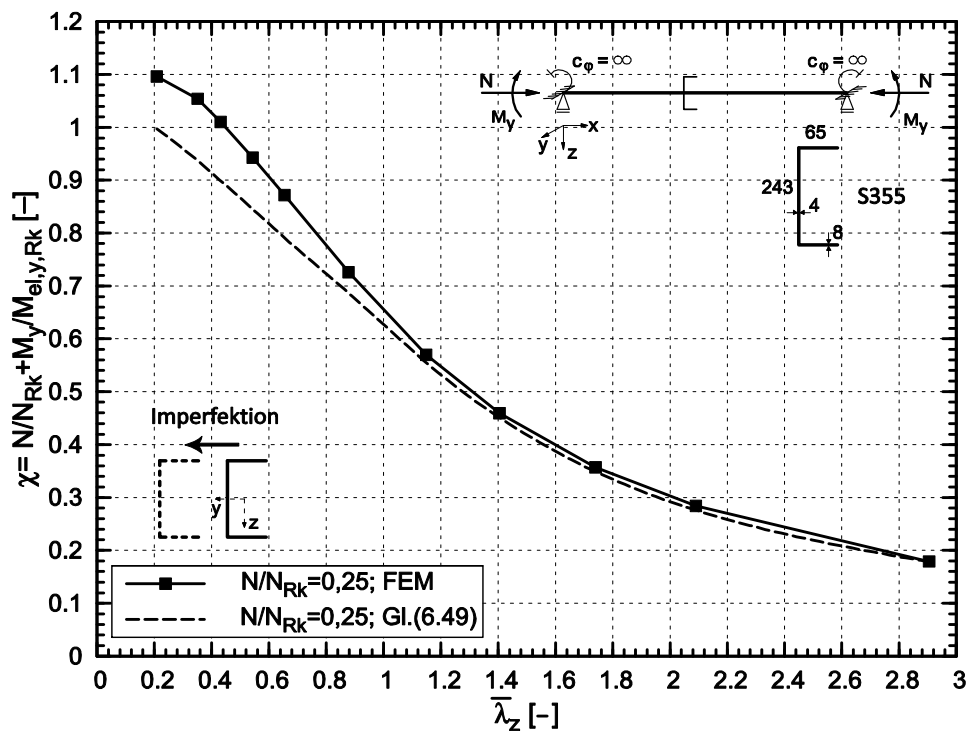


Bild 6.23: Vergleich der numerischen und rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten unter Druck und Biegung M_y für den Klasse 3-Querschnitt 1 unter $N/N_{Rk} = 0,25$

Bei Betrachtung von Bild 6.23 wird die teilplastische Querschnittsreserve im Bereich kleiner Stabschlankheiten deutlich, die definitionsgemäß für Klasse 3-Querschnitte in Gleichung (6.49) nicht genutzt werden kann. Diese ist aus bau praktischer Sicht mit maximal etwa 10% gegenüber der elastischen Tragfähigkeit allerdings gering und ab dem mittleren Schlankheitsbereich von $\lambda_z > 0,8$ praktisch nicht mehr vorhanden, sodass im Sinne eines Handrechenverfahrens die näherungsweise rechnerische Ermittlung der Tragfähigkeit ohne Einbußen an Wirtschaftlichkeit mit Gleichung (6.49) erfolgen kann.

6.2.3.5 Kombinierte Druck- und Biegebeanspruchung M_z

Bei gleichzeitiger Druck- und Biegebeanspruchung um die schwache Profilhauptachse z-z gilt bezüglich Anwendung der Nachweisgleichungen (2.46) und (2.47) im Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], das im vorigen Abschnitt Gesagte sinngemäß:

- Die Herleitung und Überprüfung erfolgte ausschließlich an I- und Kastenprofilen. Eine Verifikation zur Anwendung auf C-Querschnitte liegt nicht vor.
- Erstgenannte Nachweisgleichung kann entfallen, da eine Stabilitätsform in der Tragwerksebene bei C-Profilen nicht auftreten kann.

Jedoch ist hier ein Zusammenwirken der globalen Stabilitätsformen Biegeknicken und Biegedrillknicken unter Momentenbeanspruchung nicht zu erwarten, da keine Biegeeinwirkung um die starke Hauptachse vorliegt. Demnach ist als globaler Stabilitätsfall ausschließlich Biegeknicken senkrecht zur z-Achse bzw. Biegedrillknicken infolge Drucknormalkraft in die Nachweisgleichung aufzunehmen. Da sowohl bei der Untersuchung der reinen Querschnittstragfähigkeit für Biegung um die schwache Hauptachse z-z als auch beim Biegeknicken unter zentrischem Druck eine Begrenzung der aufnehmbaren Grenzschnittgröße auf $M_{z,Rk} = 1,25 \cdot M_{el,z,Rk}$ erfolgen musste, ist diese Restriktion folgerichtig auch hier anzuwenden. Somit muss in Analogie zur Formulierung in [R9] die Nachweisgleichung wie folgt lauten.

$$\frac{N}{\min(\chi_z; \chi_{TF}) \cdot N_{Rk}} + k_{zz} \cdot \frac{M_z}{1,25 \cdot M_{el,z,Rk}} \leq 1,0 \quad (6.50)$$

Bei der Formulierung des Interaktionsbeiwertes muss zwingend berücksichtigt werden, dass ein äußeres einwirkendes Moment M_z und die daraus resultierenden Horizontalverformungen v direkt das Biegeknicken um die gleiche Achse ungünstig beeinflussen, da die Effekte aus Theorie II. Ordnung durch die zusätzliche Auslenkung entsprechend verstärkt werden. Dies wird bei der Betrachtung der in Anhang B des Eurocode 3, Teile 1-1, [R9], festgeschriebenen Formulierung für den Interaktionsbeiwert k_{zz} deutlich. Dort ist die empirisch hergeleitete Gleichung (6.51) mit bilinearem Verlauf angegeben, die ebenfalls in Analogie zu den anderen Interaktionsbeiwerten aus numerischen Berechnungen zurückgerechnet wurde.

$$k_{zz} = C_{mz} \cdot \left(1 + \left(2 \cdot \bar{\lambda}_z - 0,6 \right) \cdot \frac{N}{\chi_z \cdot N_{Rk}} \right) \quad \text{für } 0 \leq \bar{\lambda}_z \leq 1,0$$

$$k_{zz} = C_{mz} \cdot \left(1 + 1,4 \cdot \frac{N}{\chi_z \cdot N_{Rk}} \right) \quad \text{für } 1,0 \leq \bar{\lambda}_z \quad (6.51)$$

6.2 Kompakte C-Profile

Darin ist C_{mz} ein Beiwert zur Erfassung des Momentenverlaufes $M_z(x)$ im betrachteten Stababschnitt. Im Gegensatz zur Biegemomentenbeanspruchung um die starke Hauptachse sind hier baupraktisch auch Querlasten in der Symmetrieachse möglich, sodass aus Gründen der Übersichtlichkeit auf eine umfassende Zusammenstellung verzichtet und stattdessen auf Anhang A dieser Arbeit verwiesen wird. Für einwirkende Randmomente ist die Bestimmungsgleichung für C_{mz} identisch mit Gleichung (6.47). Trägt man die Interaktionsbeiwerte für gleiche ($\psi_M = -1,0$) und gegengleiche ($\psi_M = 1,0$) Randmomente in Bild 6.24 auf, lässt sich der signifikante Einfluss des Biegemomentes M_z auf die Tragfähigkeit deutlich erkennen.

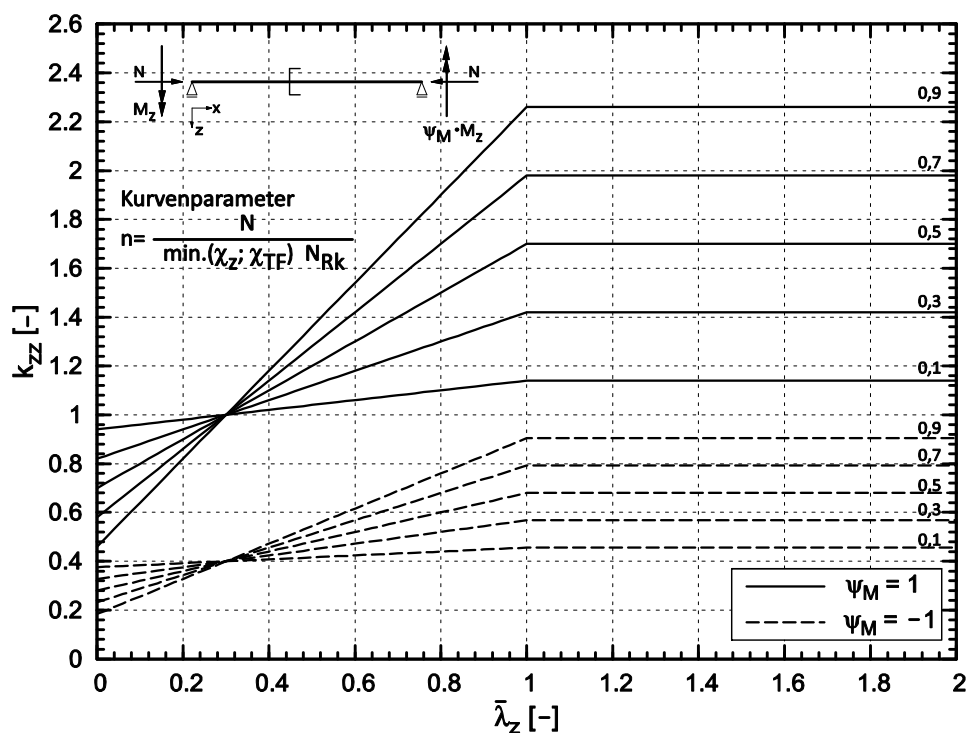


Bild 6.24: Graphische Auswertung der k_{zz} -Interaktionsbeiwerte nach Eurocode 3, Teil 1-1, Anhang B, [R9]

Zur Verifikation der Formulierung der Interaktionsbeiwerte k_{zz} aus Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], für die Anwendbarkeit auf die hier besprochenen C-Querschnitte anwendbar ist, wurden numerische Berechnungen an druck- und durch M_z biegebeanspruchten Profilen der UPE-Reihe (S355) unter verschiedenen Normalkraftanteilen durchgeführt. Um die Vergleichbarkeit mit den rechnerischen Tragfähigkeiten gemäß Gleichung (6.50) zu gewährleisten, mussten hier die mit der abgeminderten Momententragfähigkeit korrespondierenden geometrischen Ersatzimperfektionen $e_{0,d}$ nach Gleichung (6.40) in Ansatz gebracht werden. In Bild 6.25 sind die Ergebnisse beispielhaft für ein UPE240 unter Normalkraftintensitäten $N/N_{Rk} = 0,25$ und $0,75$ dargestellt. Dabei wurde die Normalkraft exzentrisch im

Abstand $-e_y$ zum Schwerpunkt eingeleitet, sodass ein konstantes Moment M_z eingebracht wurde, dessen negatives Vorzeichen sich mit der ungünstig aufgebachten horizontalen Vorkrümmung in Richtung des Steges ungünstig überlagert. Die Größe des Hebelarms e_y wurde aus dem vorgegebenen Normalkraftanteil derart angesetzt, sodass die lineare Interaktion der Querschnittstragfähigkeiten zu $N/N_{Rk} + N \cdot e_y / M_{z,Rk} = 1,0$ gerade erfüllt ist.

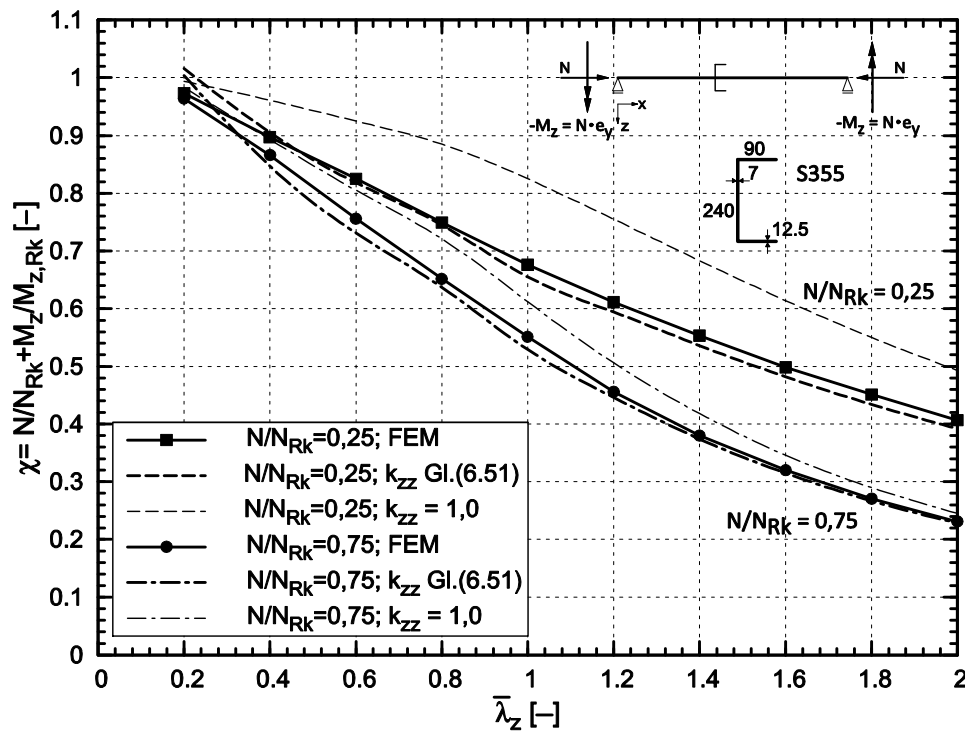


Bild 6.25: Vergleich der numerischen Bauteiltragfähigkeiten unter Druck und Biegung M_z mit der rechnerischen Interaktionsbeziehung in Gleichung (6.50) für ein UPE240 (S355)

Man erkennt, dass der Bemessungsvorschlag (6.50) unter Ansatz des Interaktionsbeiwertes k_{zz} in Gleichung (6.51) die numerischen Tragfähigkeiten stets in sehr guter Näherung und sicher wiedergeben kann. Die Ergebnisse rechtfertigen in vollem Umfang die Begrenzung der Grenzbiegetragfähigkeit auf $1,25 \cdot M_{el,z,Rk}$. Der vereinfachte Ansatz von $k_{zz} = 1,0$ unterschätzt die oben angesprochenen Auswirkungen der seitlichen Bauteilverformung auf das Biegeknicken und liegt daher fast durchgängig signifikant unsicher. Eine Anwendung zur Erleichterung der Berechnung kann daher nicht empfohlen werden.

6.2.3.6 Normalkraft- und zweiachsige Biegebeanspruchung M_y und M_z

Treten neben einer Druckbeanspruchung Biegemomente um beide Hauptachsen auf, können die einzelnen Nachweisgleichungen (6.49) und (6.50) gemäß der Vorgehensweise in Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], folgerichtig linear kombiniert wer-

den, Gleichung (6.52). Beim Fehlen einer Biegemomentenkomponente geht die Nachweisgleichung somit in die jeweils einzelnen Ausweichformen über.

$$\frac{N}{\min(\chi_z; \chi_{TF}) \cdot N_{Rk}} + k_{zy} \cdot \frac{M_y}{\chi_{LT} \cdot M_{pl,y,Rk}} + k_{zz} \cdot \frac{M_z}{1,25 \cdot M_{el,y,Rk}} \leq 1,0 \quad (6.52)$$

Da die beiden additiven Einzelanteile das Tragverhalten einzeln in sehr guter Weise wiedergeben können, kann grundsätzlich ebenso davon ausgegangen werden, dass bei Kombination einer Druckkraft mit zweiachsigter Biegung ebenso gute Ergebnisse erzielt werden. Aus diesem Grund wird die Gleichung (6.52) nur stichprobenartig verifiziert, da eine umfassende Abbildung des Tragverhaltens die Anzahl der erforderlichen numerischen Berechnungen schnell anwachsen lässt. So wäre für jedes Bauteil einer Länge eine Variation der einzelnen Beanspruchungsanteile $N/M_y/M_z$ vorzunehmen, sodass sich jeweils ein dreidimensionaler Ergebnisraum ergibt, vgl. dafür [35]. Es ist über den gesamten untersuchten Bereich eine sehr gute Übereinstimmung der numerischen und rechnerischen Tragfähigkeiten zu erkennen. Im Bereich kleiner Drucknormalkräfte sind die Abweichungen geringfügig größer, was darauf zurückzuführen ist, dass die stark nichtlineare Interaktionsbedingung zwischen den Biegemomenten M_y und M_z durch die Linearisierung in Gleichung (6.52) nur näherungsweise erfasst werden kann. Jedoch kann generell festgehalten werden, dass das mitunter sehr komplexe Tragverhalten im Sinne eines Handrechenverfahrens sehr gut reproduziert werden kann.

In Tabelle 6.9 ist der Ergebnisvergleich anhand eines UPE240-Profils mit zwei unterschiedlichen Bauteillängen unter zweiachsig exzentrischer Drucknormalkraft dargestellt. Als Bauteilrandbedingung wurde eine um beide Achsen gelenkige Lagerung ($\beta_y = \beta_z = 1,0$) mit gleichzeitig starrer Wölbeinspannung durch eine dicke Kopfplatte zur Lasteinleitung ($\beta_w = 0,5$) gewählt.

Es ist über den gesamten untersuchten Bereich eine sehr gute Übereinstimmung der numerischen und rechnerischen Tragfähigkeiten zu erkennen. Im Bereich kleiner Drucknormalkräfte sind die Abweichungen geringfügig größer, was darauf zurückzuführen ist, dass die stark nichtlineare Interaktionsbedingung zwischen den Biegemomenten M_y und M_z durch die Linearisierung in Gleichung (6.52) nur näherungsweise erfasst werden kann. Jedoch kann generell festgehalten werden, dass das mitunter sehr komplexe Tragverhalten im Sinne eines Handrechenverfahrens sehr gut reproduziert werden kann.

Tabelle 6.9: Ergebnisvergleich von Gleichung (6.52) mit numerischen Werten für ein zweiachsig exzentrisch druckbeanspruchtes UPE240 (S355)

UPE240 (S355)	L = 1320 mm, $\bar{\lambda}_z = 0,6$			L = 2620 mm, $\bar{\lambda}_z = 1,2$		
$\frac{N}{N_{Rk}} / \frac{M_y}{M_{y,Rk}} / \frac{M_z}{M_{z,Rk}}$	$N_{u,(6.52)}$	$N_{u,FE}$	$\frac{N_{u,(6.52)}}{N_{u,FE}}$	$N_{u,(6.52)}$	$N_{u,FE}$	$\frac{N_{u,(6.52)}}{N_{u,FE}}$
0,167 / 0,5 / -0,333	196,1	220,7	0,889	145,0	156,3	0,928
0,167 / 0,333 / -0,5	195,8	223,1	0,878	145,7	160,9	0,906
0,167 / 0,417 / -0,417	195,9	224,4	0,873	145,3	158,3	0,918
0,333 / 0,5 / -0,167	378,8	401,5	0,943	258,6	283,0	0,914
0,333 / 0,167 / -0,5	366,0	390,2	0,938	247,7	271,0	0,914
0,333 / 0,333 / -0,333	372,4	412,2	0,903	252,9	279,0	0,906
0,5 / 0,333 / -0,167	548,5	577,9	0,949	351,1	377,9	0,929
0,5 / 0,167 / -0,333	531,8	557,9	0,953	337,6	360,9	0,935
0,5 / 0,25 / -0,25	539,8	573,9	0,941	343,9	370,9	0,927
0,667 / 0,222 / -0,111	715,2	732,2	0,977	434,2	449,4	0,966
0,667 / 0,111 / -0,222	694,3	706,8	0,982	418,5	428,1	0,978
0,667 / 0,167 / -0,167	703,8	721,5	0,975	425,7	440,1	0,967
0,833 / 0,111 / -0,056	878,7	919,8	0,955	505,4	543,4	0,931
0,833 / 0,056 / -0,111	861,8	894,8	0,963	497,8	518,2	0,961
0,833 / 0,083 / -0,083	870,9	913,1	0,954	503,8	531,5	0,948
Mittelwert m			0,938			0,935
Standardabw. s			0,036			0,023

6.2.4 Zusammenfassung für kompakte Querschnitte

Im zurückliegenden Teilabschnitt wurden rechnerische Näherungslösungen zur Ermittlung der Grenztragfähigkeit kompakter, d.h. im elastischen Bereich nicht beulgefährdeter C-Profile angegeben. Dabei wurde sowohl die reine Querschnitts- als auch die Bauteiltragfähigkeit unter Berücksichtigung globaler Stabilitätsformen betrachtet. Gemäß der Zielsetzung der Arbeit wurde dabei das Hauptaugenmerk auf die Bereitstellung einfacher formelmäßiger oder graphischer Näherungslösungen gelegt, die sich aufgrund ihrer Anschaulichkeit großer Beliebtheit erfreuen und daher in der Ingenieurpraxis weit verbreitet sind. In Übereinstimmung mit der Berechnungsmethode im gegenwärtig maßgeblichen Regelwerk Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], wurde dabei zunächst grundsätzlich bezüglich der einzelnen Grundbeanspruchungskomponenten Normalkraft und Biegemomenten um beide Hauptachsen differenziert, die im Falle einer kombinierten Beanspruchung anschließend anhand geeigneter Interaktionsbeiwerte miteinander kombiniert werden.

Im Bereich der reinen Querschnittstragfähigkeit unter Ausschluss globaler Bauteilstabilitäten wurden im Einzelnen folgende Punkte untersucht:

- Für die Beanspruchungen durch äußere Biegemomente M_y oder M_z wurden einfache Bestimmungsgleichungen der elastischen und vollplastischen Querschnittstragfähigkeit angegeben.
- Für die erstgenannte Beanspruchung M_y konnte gezeigt werden, dass die bei Annahme einer vollplastischen Spannungsverteilung über den Querschnitt zusätzlich vorhandene innere Torsionsschnittgröße $M_{\omega,Rk}$ im Sinne eines Näherungsmodells für baupraktische C-Profile nicht berücksichtigt werden muss.
- Bei einem um die Hauptachse z-z einwirkenden Biegemoment M_z wurde eine Begrenzung der Momententragfähigkeit auf den in DIN 18800, Teil 1, [R4], vorgeschlagenen Wert von $M_{z,Rk} = 1,25 \cdot M_{el,z,Rk}$ für die Wahrung der i. A. zu Grunde liegenden Berechnungsannahmen „kleiner Dehnungszustände“ als sinnvoll bestätigt.
- Für kombinierte Druck- und Biegebeanspruchung M_y wurde gezeigt, dass streng genommen das Interaktionsmodell für I-Profile auf C-Querschnitte nicht direkt übertragbar ist. Jedoch konnte durch numerische Vergleichsrechnungen dessen Anwendbarkeit als Näherung in guter Weise bestätigt werden.
- Im Falle kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung M_z wurden theoretisch analytische Lösungen zur voll- und teilplastischen Schnittgrößeninteraktion hergeleitet, die unter Vorgabe eines beliebigen Dehnungszustandes die Berechnung der Grenzbeanspruchbarkeiten erlauben.
- Für das gleichzeitige Zusammenwirken aller drei Grundeinwirkungen wurde eine konservative lineare Interaktion vorgeschlagen, die insbesondere trotz ihrer einfachen Handhabbarkeit zufriedenstellende Näherungslösungen liefert.

Bei hinreichend großen ungestützten Stab- oder Stababschnittslängen wird die Grenztragfähigkeit des Bauteils unter Einfluss globaler Stabilitätseffekte erreicht und liegt i.A. unter der reinen Querschnittsbeanspruchbarkeit. Für derartige Bauteile wurden die normativen Vorgaben auf ihre grundsätzliche Anwendbarkeit und ihre Ergebnisgenauigkeit hin überprüft, und, falls nötig, modifizierte Bemessungsmodelle vorgeschlagen. Im Einzelnen sind dies:

- Für Biegeknicken unter zentrischer Druckbeanspruchung wurde nachgewiesen, dass die mit einer annähernd vollplastischen Spannungsverteilung korrespondierenden Dehnungszustände nicht erreicht werden können. Daher wurden auf Basis der oben beschriebenen Begrenzung der Querschnittbeanspruchbarkeit $M_{z,Rk}$ eine modifizierte Formulierung der geometrischen Ersatzimperfektionen hergeleitet, unter deren An-

satz die Knickspannungslinie c das Tragverhalten zutreffend beschreiben kann.

- Biegedrillknicken infolge zentrischer Drucknormalkraft wird gegenüber dem Biegeknicken nur in baupraktischen Ausnahmefällen maßgeblich. Auch für diesen Fall konnte die grundsätzliche Anwendbarkeit der europäischen Knickspannungslinie c bestätigt werden.
- Für reine Biegebeanspruchung um die starke Profilhauptachse $y-y$ wurde gezeigt, dass die normativen Vorgaben zur Bauteilabminderung infolge Biegedrillknicken zum einen innerhalb eines Regelwerks [R9] und [R10] nicht stringent definiert sind und zum anderen die Grenztragfähigkeiten entweder deutlich konservativ oder unsicher wiedergeben. Als Vereinheitlichung wird für den baupraktischen Bereich ebenfalls die europäische Knickspannungslinie c als gute Näherung im Vergleich zu experimentellen und numerischen Referenzwerten vorgeschlagen. Als konservatives, aber sehr einfaches Nachweisverfahren kann das aus [R5] bekannte Modell des „Druckgurtes als Druckstab“ verwendet werden.
- Im Falle kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung M_y wurde eine grundsätzliche Umformulierung der Nachweisgleichungen, spezifisch angepasst auf das Tragverhalten von C-Profilen, vorgenommen, Gleichung (6.45). Die Vorgehensweise konnte gegenüber der Nachweispraxis in [R9] weiter vereinfacht werden, indem nachgewiesen werden konnte, dass der näherungsweise Ansatz des Interaktionsbeiwertes zu $k_{zy} = 1$ zu sehr guten Übereinstimmungen mit den numerisch ermittelten Tragfähigkeiten führt. Die grundsätzliche Vorgehensweise konnte für baupraktisch übliche Bauteilrandbedingungen und Querschnitte bestätigt werden.
- Selbiges gilt für kombinierte Druck- und Biegebeanspruchung um die schwache Hauptachse $z-z$, bei der jedoch keine vereinfachte Berechnung des Interaktionsbeiwertes k_{zz} erfolgen kann.
- Ebenso kann die gleichzeitige Wirkung einer Drucknormalkraft und zweiachsender Biegung um beide Hauptachsen durch die Kombination der Einzelnachweise in guter Näherung berücksichtigt werden.

Grundsätzlich ist anzumerken, dass die Überprüfung der Bemessungsvorschläge in weiten Teilen an numerischen Ergebnissen erfolgte, da in der Fachliteratur keine experimentellen Daten zur Verfügung stehen. Zur endgültigen Absicherung und Verifikation der Konzepte ist jedoch ein Vergleich mit verlässlichen und reproduzierbaren Versuchsergebnissen erforderlich, deren Durchführung hiermit angeregt werden soll.

6.3 Dünnwandige C-Profile

6.3.1 Allgemeines

Per Definition in Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], und DIN 18800, Teil 1, [R4], gelten Stahlquerschnitte als dünnwandig, wenn die Grenzwerte der geometrischen Plattenschlankheiten B/T die dort definierten Grenzwerte überschreiten. Diese sind dann der Querschnittsklasse 4 zuzuordnen. Derartigen Querschnitten wird aufgrund des lokalen Ausbeulens eines oder mehrerer Querschnittsteile eine Grenztragfähigkeit unterstellt, die unterhalb der elastischen Beanspruchbarkeit des Querschnitts liegt. Dabei wurden die Abgrenzungen zwischen beulgefährdeten und nicht beulgefährdeten Querschnitten in den o.g. Regelwerken auf unterschiedliche Weise vorgenommen. Während sich in [R4] der Grenzwert für alle Platten aus der maximal zulässigen Schlankheit $\bar{\lambda}_p = 0,673$ bei Anwendung der Winterkurve in Gleichung (2.2) zurückrechnen lässt, erfolgte in [R9] die Festlegung auch anhand von Versuchsergebnissen. Dies führt im letztgenannten Fall insbesondere für vierseitig gelagerte Platten allerdings dazu, dass ein stetiger Übergang zwischen den Querschnittsklassen 3 und 4 der Teile 1-1, [R9], und 1-5, [R11], nicht gewährleistet ist. Tabelle 6.10 stellt die Grenzwerte der geometrischen Plattenschlankheiten gemäß obiger Regelwerke für die einzelnen Querschnittsteile von C-Profilen unter verschiedenen Randspannungsverhältnissen ψ_σ über die Plattenbreite zusammen. Darin ist $\varepsilon = (235/f_y)^{0,5}$ der Bezugswert gemäß [R9] zur Berücksichtigung der Streckgrenze.

Den Grenzwerten nach beiden Regelwerken gemein ist, dass sie unter Voraussetzung einer gelenkigen Längsrandlagerung des betrachteten Querschnittsteils hergeleitet wurden. Wie in Abschnitt 5.2.2 ausführlich dargelegt, entspricht dies jedoch i.A. nicht dem realen Tragverhalten und führt mitunter zu deutlich konservativen Ergebnissen, vgl. Bild 5.23. Dieser Umstand kann dazu führen, dass ein Bauteil durch die Klassifizierung gemäß in die Querschnittsklasse 4 eingeordnet wird, obwohl das nicht den realen Gegebenheiten entspricht. Dies gilt insbesondere für Querschnitte mit stark unterschiedlichen Beulverzweigungsspannungen $\sigma_{cr,p}$ der Einzelplatten. Deshalb wird empfohlen, anstatt der obigen Abgrenzung die bezogenen Plattenschlankheitsgrade $\bar{\lambda}_p$ unter Berücksichtigung der Teilein-spannung gemäß der rechnerischen oder graphischen Lösungen in Abschnitt 5.2.2 zu ermitteln. Anhand dieser kann bei Verwendung der entsprechenden Beulabminderungskurven (2.2) und (2.7) überprüft werden, ob das Bauteil unter der gegebenen Beanspruchung beulgefährdet ist.

Tabelle 6.10: Vergleich der Abgrenzungskriterien in [R4] und [R9] beulgefährdeter Querschnitte unter konstanten Druckspannungen

grenz (B/T)	Ψ_σ	DIN 18800-1 [R4]	EC3-1-1 [R9]
Flansch (Druck am freien Rand)	1	$12,9 \cdot \varepsilon$	$14,0 \cdot \varepsilon$
	0	$14,9 \cdot \varepsilon$	$15,9 \cdot \varepsilon$
	-1	$18,2 \cdot \varepsilon$	$19,4 \cdot \varepsilon$
Flansch (Druck am Stegrand)	1	$12,9 \cdot \varepsilon$	$14,0 \cdot \varepsilon$
	0	$25,7 \cdot \varepsilon$	$27,4 \cdot \varepsilon$
	-1	$96,1 \cdot \varepsilon$	$102,6 \cdot \varepsilon$
Steg	1	$37,8 \cdot \varepsilon$	$42,0 \cdot \varepsilon$
	0	$75,8 \cdot \varepsilon$	$62,7 \cdot \varepsilon$
	-1	$133,0 \cdot \varepsilon$	$124,0 \cdot \varepsilon$

Für den Fall hinreichend kurzer Stablängen ist die Bauteilbeanspruchbarkeit durch die alleinige Beultragfähigkeit des Querschnitts begrenzt. Wachsen die Bauteillängen jedoch an, kann eine Ermittlung der Bauteilbeanspruchbarkeit nicht mehr unabhängig von den Stabsteifigkeiten erfolgen, da diese bei statisch unbestimmten Systemen, aber insbesondere bei global stabilitätsgefährdeten Bauteilen die auftretenden Schnittgrößen beeinflussen. In diesem Fall muss die Berechnung unter der Berücksichtigung des Zusammenwirkens von lokalem und globalem Stabilitätsfall durchgeführt werden. Daraus ergibt sich ein mitunter extrem komplexes Tragverhalten, das es im Nachweisverfahren zu erfassen gilt. Dieses muss sowohl bezüglich eines adäquaten Modells zur Berücksichtigung des lokalen Plattenbeulens als auch im Hinblick auf die korrekte Erfassung der Stabstabilitätseffekte in der Lage sein, das Tragverhalten einschließlich der jeweiligen Grenzbereiche stets in guter Weise abzubilden. Letztere Berücksichtigung der globalen Stabilität unter Ausschluss lokaler Beuleffekte in Form eines Ersatzstabnachweises ist im vorangegangenen Abschnitt 6.2 erfolgt. Dabei ist jedoch zunächst fraglich, ob die dort vorgeschlagenen Vorgaben bezüglich der gewählten globalen Traglastminderungskurven auch in gleicher Form auf zusätzlich beulgefährdete C-Querschnitte anzuwenden sind.

Nun tritt zu dieser Fragstellung die weitere Unschärfe bezüglich der korrekten Berücksichtigung des lokalen Plattenbeulens durch ein geeignetes Ingenieurmodell hinzu. Dieses ist zunächst im Vorfeld einer zu untersuchenden kombinierten Stabilitätsgefährdung zu klären. Aus diesem Grund wird in Analogie zur bisherigen Vorgehensweise in einem ersten Schritt die alleinige Querschnittstragfähigkeit betrachtet und die daraus gewonnenen Erkenntnisse auf gesamtstabilitätsgefährdete Bauteile übertragen. Des Weiteren wird zur Vermeidung einer sonst notwendigen iterativen Berechnung die konsequente Trennung der Grundbeanspru-

chungen Normalkraft und Biegemomente um beide Hauptachsen beibehalten, die bei gemeinsamem Auftreten auf Tragfähigkeitsniveau anhand geeigneter Interaktionsbeiwerte in der Nachweisgleichung des *Ersatzstabverfahrens* zusammengefügt werden.

6.3.2 Querschnittstragfähigkeit

6.3.2.1 Allgemeines

Auf dem Gebiet der Querschnittstragfähigkeit lokal beulgefährdeter Stahlquerschnitte unter Drucknormalspannungen wurden umfangreiche Forschungen bereits durchgeführt. Dabei wurden verschiedene Ingenieurmodelle zur Handrechnung vorgeschlagen. Im europäischen Raum hat sich die mechanisch sinnvolle wie anschauliche *Methode der wirksamen Breiten* gegenüber abweichenden Konzepten auf breiter Basis durchgesetzt, sodass diese Eingang in die gegenwärtige, europäisch harmonisierte Normengeneration des Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], gefunden hat.

Wie ausführlich in Abschnitt 2.2 diskutiert, stellt sich bei Anwendung der *Methode der wirksamen Breiten* stets die Frage nach der geeigneten Traglastabminderungskurve sowie der Anordnung der wirksamen Teilflächen insbesondere bei dreiseitig gestützten Querschnittsteilen, d.h. hier der Flansche. Im Speziellen ist letzterer Gesichtspunkt von essentieller Bedeutung im Hinblick auf zusätzlich stabstabilitätsgefährdete Bauteile, da in diesem Fall die Bauteilsteiifigkeit unter Berücksichtigung von Beuleffekten einen wesentlichen Einfluss auf das globale Stabilitätsverhalten ausübt.

Die Qualität des kombinierten Breite/Dicken-Modells gemäß Anhang D des Eurocode 3, Teil 1-3, [R10], wurde umfassend in Kombination mit der Umformulierung der *Winter-Kurve*, Gleichung (2.7), z.B. in [93] und [77] verifiziert. Aus diesem Grund wird im folgenden Verlauf dieser Arbeit ausschließlich dieses Modell zur Abminderung dreiseitig gestützter Platten verfolgt. Streng genommen besitzt es nur bis zu einem Wirkungsgrad der Flansche $\rho_f \approx 0,429$ Gültigkeit. Bei Verwendung der modifizierten *Winter-Kurve* in Gleichung (2.7) gilt dies jedoch für bezogene Plattenschlankheiten $\tilde{\lambda}_{p,f} < 3,0$, was den gesamten baupraktisch sinnvollen Bereich abdeckt.

Bei Verwendung der hier zitierten Ingenieurmodelle für biegebeanspruchte C-Profile verändern sich mechanisch korrekt die Lage des Schwerpunktes und damit verbunden das Randspannungsverhältnis über die Steghöhe (M_y) oder die Flanschbreite (M_z). Zur genauen Ermittlung erfordert dies stets eine iterative Berechnung der effektiven Querschnittswerte unter Zugrundelegung des sich jeweilig einstellenden Spannungsgradienten. Ein Kernziel dieser Arbeit ist aller-

dings die vergleichsweise einfache Anwendungsmöglichkeit in der Bemessungspraxis, sodass hier durchgängig die Querschnittstragfähigkeit ausschließlich in einem Schritt erfolgt, d.h. unter Zugrundelegung der Spannungsverteilung im Bruttoquerschnitt ohne Iteration. Dies geschieht bewusst im Hinblick auf einen möglichst geringen Berechnungsaufwand, auch in Kenntnis der Tatsache, dass diese Vorgehensweise nicht gänzlich dem mechanisch korrekten Weg entspricht.

Zusätzlich wird an markanten Stellen die gegenwärtig festgeschriebene normative Vorgehensweise aus [R11] zu Vergleichszwecken herangezogen. Für vierseitig gestützte Platten wird die i.A. akzeptierte und belegte Formulierung der *Winterkurve* (2.3) zur Ermittlung des Wirkungsgrades ρ_w in Kombination mit der Aufteilung nach Bild 2.4a) angewandt. Insgesamt ergeben sich drei Berechnungsansätze, deren Qualität anhand eines Vergleichs mit experimentellen und numerischen Traglasten überprüft wird, Tabelle 6.11.

Tabelle 6.11: Vergleichene Berechnungsansätze für die Querschnittstragfähigkeit beulgefährdeter C-Profile

Nr.	Abminderungskurve		Modell		Längsrandlage- rung
	Flansch ρ_f	Steg ρ_w	Flansch	Steg	
1	Gleichung (2.6)	Gleichung (2.3)	EC3-1-5, EC3-1-3, Bild 2.6	EC3-1-5, Bild 2.4	alle Platten gelenkig
2	Gleichung (2.7)	Gleichung (2.3)	EC3-1-3, ANNEX D, Bild 2.10	EC3-1-5, Bild 2.4	Maßg. Platte Abschnitt 5.2.2.2, stützende gelenkig
3	Gleichung (2.7)	Gleichung (2.3)	EC3-1-3, ANNEX D, Bild 2.10	EC3-1-5, Bild 2.4	Alle Platten Abschnitt 5.2.2.2

Beim den zitierten Fremdversuchen wird im Haupttext auf eine detaillierte Beschreibung der Versuchsdaten verzichtet und stattdessen auf Anhang C dieser Arbeit verwiesen.

6.3.2.2 Beanspruchung durch Drucknormalkraft

Im Gegensatz zu beulgefährdeten I-Querschnitten ruft eine zentrische Druckbeanspruchung bei C-Profilen stets ein Zusatzmoment $\Delta M_z = N \cdot e_{Ny}$ resultierend aus der Verschiebung des Schwerpunktes e_{Ny} vom voll wirksamen zum effektiven Querschnitt hervor, vgl. Bild 2.11. Die Größe und Richtung der Schwerpunktver-

schiebung und damit auch des zusätzlich einwirkenden Biegemomentes ist neben den offensichtlichen Abmessungen des Querschnitts θ und ζ auch abhängig von den jeweiligen Beulabminderungen in den einzelnen Querschnittsteilen Flansche (ρ_f) und Steg (ρ_w). Unter Anwendung des Modells der kombinierten wirksamen Breiten und Dicken lässt sich für zentrisch gedrückte, beulgefährdete C-Profile die Schwerpunktlage $y_{S,eff}$ von der Stegmittelebene bezogen auf die Profildbreite B gemäß Gleichung (6.53) angeben.

$$\frac{y_{S,eff}}{B} = \frac{0,72 \cdot \rho_f - 0,22}{\rho_f + \frac{\theta}{2 \cdot \zeta} \cdot \rho_w} \quad (6.53)$$

Gleichung (6.53) geht folgerichtig für nicht beulgefährdete Querschnitte ($\rho_f = \rho_w = 1,0$) in die Bestimmungsgleichung des Bruttoquerschnitts (6.19) über. Aus der Differenz beider Gleichungen lässt sich nunmehr die Schwerpunktverschiebung e_{Ny} vom Brutto- zum Nettoquerschnitt ermitteln, Gleichung (6.54).

$$e_{Ny} = y_S - y_{S,eff} = B \cdot \left(\frac{1}{2 + \frac{\theta}{\zeta}} - \frac{0,72 \cdot \rho_f - 0,22}{\rho_f + \frac{\theta}{2 \cdot \zeta} \cdot \rho_w} \right) \quad (6.54)$$

Dabei ist die Definition vorzeichenkonform mit Bild 1.2, d.h. nimmt Gleichung (6.54) positive Werte an, tritt die Verschiebung in Richtung des Steges ein. Aufgrund der Vielzahl an Einflussparametern, ist eine allgemeine graphische Auswertung von Gleichung (6.54) nicht möglich. Betrachtet man jedoch den Grenzfall, dass der Steg nicht beulgefährdet ist, d.h. $\rho_w = 1,0$, lässt sich die Schwerpunktverschiebung bezogen auf die Profildbreite e_{Ny}/B in Abhängigkeit der bezogenen Schlankheit des Flansches $\bar{\lambda}_{p,f}$ auftragen, Bild 6.26.

Die infolge lokalen Plattenbeulens aufnehmbare Grenzdruckkraft des Querschnitts lässt sich in allgemeiner Weise mit Gleichung (6.55) errechnen.

$$N_{eff,Rk} = A_{eff} \cdot f_y = A \cdot f_y \cdot (\delta_f \cdot \rho_f + \delta_w \cdot \rho_w) = B \cdot T_w \cdot (2 \cdot \zeta \cdot \rho_f + \theta \cdot \rho_w) \cdot f_y \quad (6.55)$$

Bezieht man die Grenzbeanspruchbarkeit des wirksamen Querschnitts auf die des nicht abgeminderten, lässt sich der Abminderungswert gemäß Gleichung (6.56) ermitteln.

$$\frac{N_{eff,Rk}}{N_{Rk}} = \frac{A_{eff}}{A} = \frac{2 \cdot \zeta \cdot \rho_f + \theta \cdot \rho_w}{2 \cdot \zeta + \theta} \quad (6.56)$$

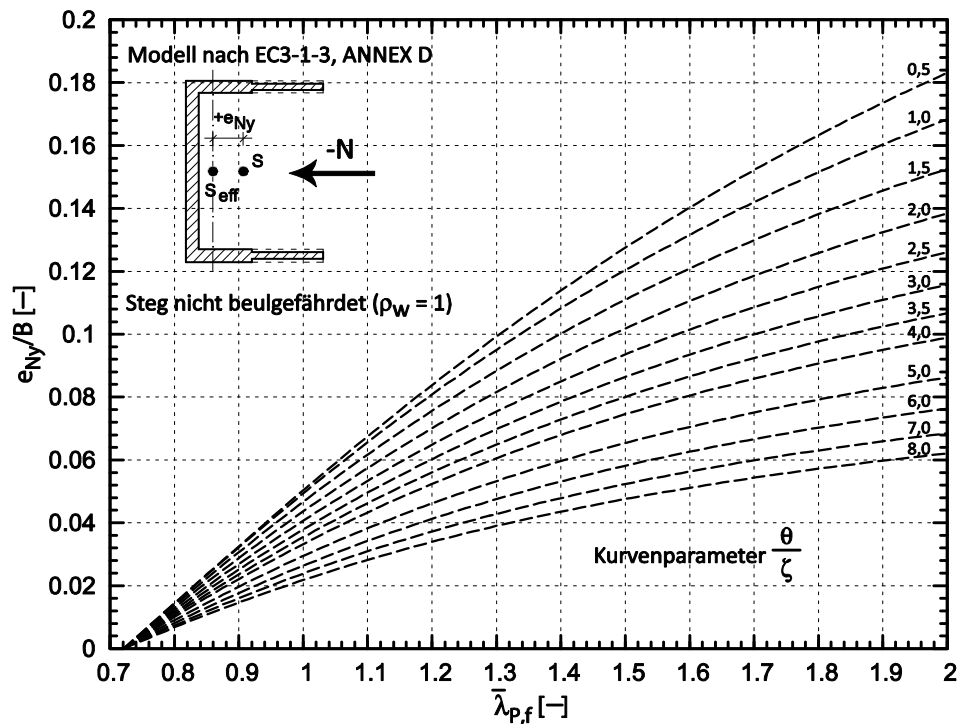


Bild 6.26: Schwerpunktsverschiebung e_{Ny}/B beulgefährdeter C-Profile unter zentrischem Druck

Auch hier entfällt eine geschlossene graphische Auswertung, da vier mit θ , ζ , ρ_f und ρ_w vier variable Parameter vorhanden sind, die nur eine räumliche Darstellung in Nomogrammform erlauben, welche für die Anwendung wenig praktikabel ist. Für den Sonderfall einer Beulabminderung nur in den Flanschen lässt sich Gleichung (6.56) analog zur Vorgehensweise bei der Schwerpunktsverschiebung über die bezogene Plattenschlankheit des Flansches auftragen, Bild 6.27. Dabei lässt sich erkennen, dass für diesen Fall selbst bei extremen Geometrien und Plattenschlankheitsgraden die Reduktion maximal 30-35% beträgt. Im baupraktischen Bereich von $\bar{\lambda}_{p,f} < 1,5$ und $1 < \theta/\zeta < 4$ ist mit 10-25% zu rechnen.

Aufgrund des Zusatzmomentes ΔM_z gilt somit i.d.R., dass eine Betrachtung der aufnehmbaren Normalkraft nicht ausreicht, es muss vielmehr die kombinierte Beanspruchung nachgewiesen werden, Gleichung (6.57). Darin ist $W_{\text{eff},z,Rk}$ das charakteristische elastische Widerstandsmoment an der ungünstigsten Querschnittsfaser unter alleiniger Einwirkung eines äußeren Biegemomentes M_z . Die Nachweisstelle im Querschnitt (freier Flanschrand oder Steg) ist abhängig von der Richtung des zusätzlichen Biegemomentes ΔM_z und damit von der Richtung der Schwerpunktsverschiebung e_{Ny} . Nur bei großen Exzentrizitäten kann in Sonderfällen der Zugrand nachweisrelevant werden.

$$\frac{N}{N_{\text{eff,Rk}}} + \frac{N \cdot e_{Ny}}{M_{\text{eff,z,Rk}}} \leq 1,0 \quad (6.57)$$

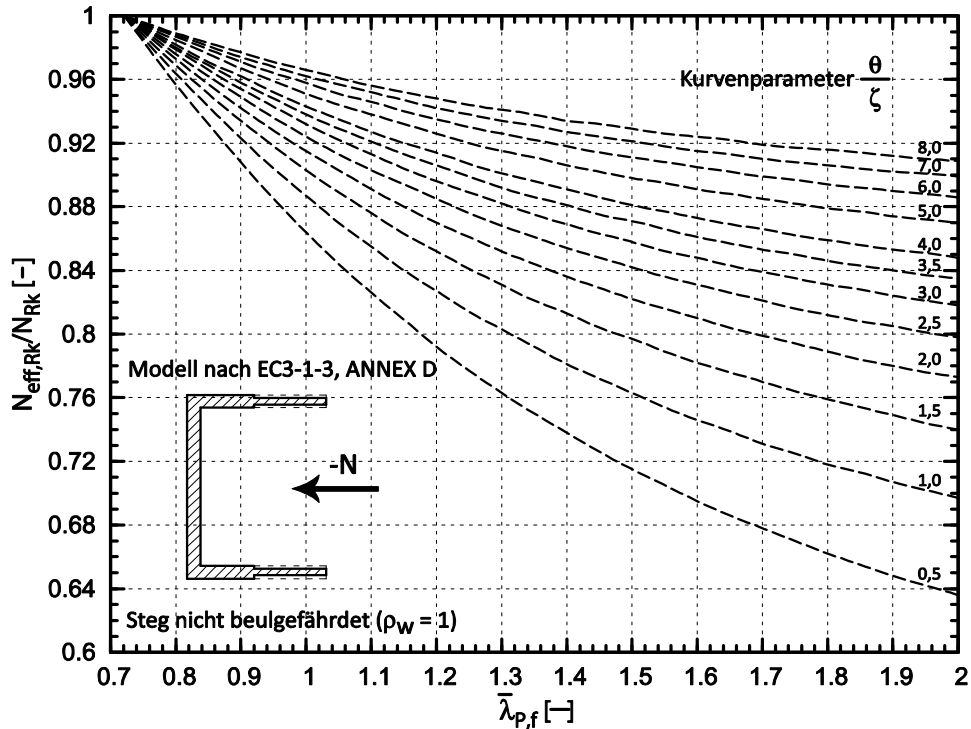


Bild 6.27: Reduktion der aufnehmbaren Grenznormalkraft $N_{\text{eff,Rk}}/N_{\text{Rk}}$ nur im Flansch beulgefährdeter C-Profile unter zentrischem Druck

Wie für C-Profile in [103] theoretisch hergeleitet und in [104] experimentell belegt wird, entsteht die angesprochene zusätzliche Biegemomentenbeanspruchung ΔM_z aus einer Verschiebung des Schwerpunkts nur bei einer statisch bestimmt eingebrachten Druckbeanspruchung, die eine Verdrehung des Querschnitts an den Bauteilenden zulässt. Bei einer Einspannung um die Biegeachse $z-z$ und der damit verbundenen geometrisch bestimmten Lasteinleitung entstehen entgegengerichtete Einspannmomente, sodass die Kräfteinleitung durch den Schwerpunkt des ausgebeulten Profils verläuft und demzufolge kein Zusatzmoment ΔM_z geweckt wird, Bild 2.13. Dieses Verhalten konnte in parallelen, experimentellen Untersuchungen in [101] bestätigt werden. Somit ist bei der Bemessung der Momententerm in Gleichung (6.57) nur bei um die Hauptachse $z-z$ gelenkig gelagerten Systemen zu berücksichtigen.

Dieser Sachverhalt kommt bei der folgenden Nachrechnung von Versuchen zur Verifikation des Bemessungsmodells aus kombinierten Breiten und Dicken zum Tragen. In der Regel wird die Querschnittstragfähigkeit experimentell an hinreichend kurzen Bauteilen im sog. *stub-column-test* bestimmt, bei dem keine gelen-

kige Lagerung mit statisch bestimmter Lasteinleitung vorliegt, sodass hier zur Gegenrechnung der zusätzliche Momentenanteil ΔM_z unberücksichtigt bleibt. Die Querschnittstragfähigkeit gelenkig gelagerter Bauteile wird folgerichtig im Abschnitt 6.3.2.5.3 für eine kombinierte Druck- und Biegebeanspruchung M_z behandelt.

Über Bauteilversuche als *stub-column-tests* zentrisch gerückter C-Querschnitte wird in [58] berichtet, Anhang C.1. Die Bauteillängen wurden derart kurz gewählt, dass globale Stabilitätsfälle ausgeschlossen werden konnten. Jedoch war die Länge wiederum ausreichend groß, damit keine Beeinflussung des lokalen Beulens infolge erzwungener kürzerer Beulwellenlängen zu erwarten war. Insgesamt wurden 11 Versuche an durch Abkanten kaltverformten, unversteiften C-Querschnitten durchgeführt. Dabei wurden die Querschnittsgeometrien H/B über einen weiten Bereich von $0,66 < \theta < 3,81$ variiert, um den Einfluss der gegenseitigen Beeinflussung der einzelnen Querschnittsteile im Hinblick auf die Beultragfähigkeit zu untersuchen. Somit ist diese Versuchsreihe in hervorragender Weise nicht nur dazu geeignet, die Qualität der Beulabminderungskurve (2.7) sowie des Modells der kombinierten Breiten und Dicken zu verifizieren, sondern es kann auch das Federmodell zur Berücksichtigung der drehfederelastischen Längsrandlagerung in Abschnitt 5.2.2.2 auf seine Qualität hin überprüft werden.

Im Rahmen von [92] wurden ebenfalls experimentelle Untersuchungen zur Querschnittstragfähigkeit zentrisch gedrückter, dünnwandiger C-Profile durchgeführt, Anhang C.2. Dabei handelte es sich um 8 gelenkig gelagerte Bauteile und 2 *stub-column-tests* an gekanteten Profilen aus höherfestem Stahl aus S460MC. Letztere beiden Versuchskörper VT14-01 und VT14-02 werden an dieser Stelle zu Vergleichszwecken herangezogen. Tabelle 6.12 stellt den Vergleich der rechnerischen Grenztragfähigkeiten für die drei Berechnungsmethoden gemäß Tabelle 6.11 mit den experimentellen Grenzdruckbeanspruchbarkeiten dieser beiden Versuchsreihen dar.

Man kann deutlich die Unterschiede in den Ergebnissen zwischen der Berechnungsmethode 1 nach Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], sowie Hauptteil des Teil 1-3, [R10], und den neuen Vorschlägen unter Berücksichtigung der Teileinspannung, der wirklichkeitsnahen Beulkurve (2.7) und eines verbesserten Modells der wirkamen Breiten/Dicken für dreiseitig gestützte Platten erkennen. Während in der aktuellen Normung die Querschnittstragfähigkeit im Mittel um 20% unterschätzt wird, ist mit den neueren Ansätzen eine sehr wirklichkeitsnahe Abbildung der Grenztragfähigkeit zentrisch druckbeanspruchter C-Profile möglich. Diese Einbuße an Ergebnisgenauigkeit in der aktuellen Normung stellt die Basis für alle weiterführenden Nachweise druckbeanspruchter, dünnwandiger C-Profile dar, und steht

damit einer wirtschaftlichen Bemessung bei ggf. zusätzlich vorhandener globaler Stabilität entgegen.

Tabelle 6.12: Vergleich der rechnerischen Querschnittstragfähigkeiten unter zentrischem Druck mit den experimentellen Ergebnissen aus [58] und [92]

Versuch-Nr.	Test	Methode 1		Methode 2		Methode 3	
	$P_{u,exp}$	$P_{u,cal}$	$\frac{P_{u,cal}}{P_{u,exp}}$	$P_{u,cal}$	$\frac{P_{u,cal}}{P_{u,exp}}$	$P_{u,cal}$	$\frac{P_{u,cal}}{P_{u,exp}}$
	[kN]	[kN]	[-]	[kN]	[-]	[kN]	[-]
SC/1 60x30	32,92	28,06	0,852	31,60	0,960	31,55	0,958
SC/1 90x30	32,69	28,59	0,875	31,55	0,965	31,55	0,965
SC/1 120x30	34,70	28,56	0,823	30,71	0,885	30,03	0,865
SC/2 120x30	31,58	29,69	0,940	31,34	0,992	31,09	0,984
SC/1 40x60	35,05	26,03	0,743	34,93	0,997	33,61	0,959
SC/2 40x60	35,10	26,28	0,749	35,14	1,001	33,80	0,963
SC/1 60x60	40,75	28,01	0,687	36,94	0,906	34,76	0,853
SC/1 100x60	40,92	29,86	0,730	38,17	0,933	36,46	0,891
SC/1 120x60	36,48	29,48	0,808	36,53	1,001	35,74	0,980
SC/1 180x60	37,90	30,25	0,798	37,56	0,991	37,56	0,991
SC/2 180x60	37,81	30,25	0,800	37,52	0,992	37,52	0,992
VT14-01	422,8	359,3	0,849	418,2	0,989	418,2	0,989
VT14-02	426,0	360,8	0,847	420,0	0,986	420,0	0,986
Mittelwert m:			0,808		0,969		0,952
Standardabweichung s:			0,068		0,038		0,049

Im Vergleich der verbesserten Berechnungsmethoden untereinander zeigt sich, dass die vereinfachte Annahme einer gelenkigen Längsrandlagerung des stützenden Querschnittsteils in *Methode 2* zu keinen kritisch unsicheren rechnerischen Tragfähigkeiten führt. Im Gegenteil, der Ansatz einer zusätzlichen Biegebeanspruchung in Plattenebene bei der Berechnungsmethode 3 führt zu geringfügig kleineren Ergebnissen mit etwas größerer Streubreite. Wie erwähnt, beinhaltet die Versuchsreihe in [58] eine umfassende Variation der Geometrien dünnwandiger C-Profile, die zum Teil auch die Grenzbereiche des baupraktisch Sinnvollen abbilden (SC/1 und SC/2 40x60). Dadurch werden zum einen beide Fälle des für das Beulen maßgeblichen Querschnittsteils generiert und zum anderen ändern sich stets die jeweiligen Einspannungsgrade. Da sich für alle Fälle ähnlich gute Übereinstimmungen zwischen den rechnerischen und experimentellen Tragfähigkeiten ergeben, kann somit festgehalten werden, dass die Ingenieurmodelle zur Abbildung der drehfederelastischen Längsrandlagerung in Abschnitt 5.2.2.2 das reale Tragverhalten generell wirklichkeitsnah wiedergeben können.

6.3.2.3 Beanspruchung durch Biegemoment M_y

Bei reiner Biegebeanspruchung um die starke Profilhauptachse y - y ändert sich für die Betrachtung des lokalen Beulens im Biegedruckgurt nur die größere drehfederelastische Stützung durch den Steg, vgl. Abschnitt 5.2.2.2. Ohne Einfluss globaler Stabilitätseinflüsse bleiben das Randspannungsverhältnis ($\psi_{\sigma,f} = 1,0$) und die Größe der Beanspruchung nach der Elastizitätstheorie hingegen gleich. Der Steg ist durch den vorhandenen Spannungsgradienten über die Profilhöhe ($\psi_{\sigma,w} = -1,0$) deutlich weniger beulgefährdet als unter zentrischem Druck, vgl. Tabelle 6.10. In jedem Fall bietet dieser unter baupraktischen Querschnittsausbildungen stets dem Biegedruckgurt eine Teileinspannung, vgl. Abschnitt 5.2.2.2.3, sodass der Ansatz eines gelenkigen Beulwertes $k_{\sigma,w} = 23,88$ gerechtfertigt ist.

Für den allgemeinen Fall einer Beulgefahr in Flansch und Steg führt die Anwendung des Modells der wirksamen Breiten (und Dicken) bildlich zu einem C-Profil mit Stegausschnitt in der gedrückten Steghälfte, Bild 6.28 b) und c). Bei derartigen Querschnitten ist bekannt, dass (kleine) Veränderungen der Höhe und Lage des Ausschnittes nur geringen Einfluss auf das elastische Widerstandsmoment haben. Daher kann in geeigneter ingenieurmäßiger Näherung die Beulabminderung des Steges nicht durch eine Verteilung wirksamer Breiten, sondern anschaulich auch durch eine reduzierte Stegdicke berücksichtigt werden. Dies führt zu einem effektiven Querschnitt mit Abminderung im Biegedruckgurt, der als halbiertes, einfachsymmetrisches I-Profil aufgefasst werden kann, vgl. Bild 6.28d).

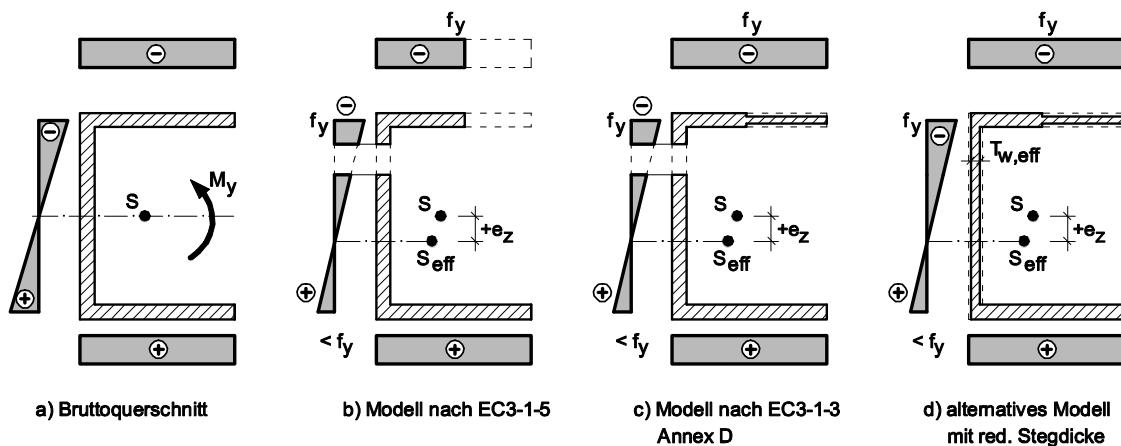


Bild 6.28: Vergleich der verschiedenen Bemessungsmodelle für um die Hauptachse y - y biegebeanspruchte, dünnwandige C-Profile

Die auf die Profilhöhe bezogene Schwerpunktverschiebung e_z/H lässt sich für dieses modifizierte Modell mit reduzierter Stegdicke vergleichsweise einfach errechnen, Gleichung (6.58).

$$\frac{e_z}{H} = \frac{A_{ft} - A_{eff,fc}}{A_{eff}} = \frac{1}{2} \cdot \frac{1 - \rho_f}{1 + \rho_f + \rho_w \cdot \frac{\theta}{\zeta}} \quad (6.58)$$

Darin bedeuten

$A_{ft} =$	$B \cdot T_f$	Fläche des Biege <u>z</u> uggurtes
$A_{eff,fc} =$	$\rho_f \cdot B \cdot T_f$	wirksame Fläche des Biege <u>d</u> ruckgurtes
$A_{eff} =$	$A_{ft} + A_{eff,fc} + A_{eff,w}$	wirksame Fläche des Gesamtquerschnitts nach Gleichung (6.59).

$$A_{eff} = B \cdot T_w \cdot \left(\zeta \cdot (1 + \rho_f) + \rho_w \cdot \theta \right) \quad (6.59)$$

Mit Kenntnis des Schwerpunkts des effektiven Querschnitts lässt sich nach den elementaren Regeln der technischen Biegelehre das Grenzbiegemoment $M_{eff,y,Rk}$ des durch Beulen reduzierten Querschnitts ermitteln, Gleichung (6.60).

$$M_{eff,y,Rk} = W_{eff,y} \cdot f_y = A_{eff} \cdot \frac{H}{2} \cdot \left(\frac{1 - \frac{A_{eff,w}}{1,5 \cdot A_{eff}} - \frac{e_z}{H}}{1 + \frac{e_z}{H}} \right) \cdot f_y \quad (6.60)$$

Die Qualität der vereinfachten Modellierung mit reduzierter Stegdicke wird in Bild 6.29 durch einen Vergleich mit dem ursprünglichen Modell mit Stegausschnitt (Bild 6.28c) anhand baupraktisch relevanter Geometrien von C-Profilen überprüft. Dabei wurde vereinfachend eine gelenkige Längsrandlagerung der einzelnen Plattenelemente angesetzt.

Man erkennt, dass der vereinfachte Ansatz einer reduzierten Stegdicke im Fall einer Beulgefährdung durchgängig zum eigentlichen Modell der wirksamen Breiten mit einem Stegausschnitt nahezu identische auf der sicheren Seite liegende Tragfähigkeiten liefert. Unter Abwägung der einfachen Handhabung und des daraus resultierenden stark verminderten Berechnungsaufwandes wird daher empfohlen, die Querschnittstragfähigkeit $M_{eff,y,Rk}$ von beulgefährdeten C-Profilen unter Biegebeanspruchung um die starke Hauptachse y-y mit der Bestimmungsgleichung (6.60) unter Anwendung des Modells einer reduzierten Dicke im Steg zu verwenden.

Streng genommen stellt sich unter Verwendung jeglichen Modells der wirksamen Breiten stets eine Längsverdrehung der Profilhauptachsen vom Brutto- zum Nettoquerschnitt ein. Zum einen jedoch ist diese verhältnismäßig gering und zum anderen wird beim modularen Zusammenfügen der Einzelbeanspruchungen im Berechnungsverfahren auch für beulgefährdete Profile die Querschnittsorientie-

zung durchgängig auf das Hauptachsenkoordinatensystem des Bruttoquerschnitts bezogen. Desweiteren muss berücksichtigt werden, dass auch die *Methode der wirksamen Breiten* lediglich ein anschauliches Bemessungsmodell darstellt und im wirklichen Bauteil die gedanklich herausgeschnittenen Querschnittsteile selbstverständlich real noch vorhanden sind. Daher wird nicht zuletzt zur Vermeidung des immens erhöhten Berechnungsaufwandes auf die rechnerische Berücksichtigung der Hauptachsenebene verzichtet.

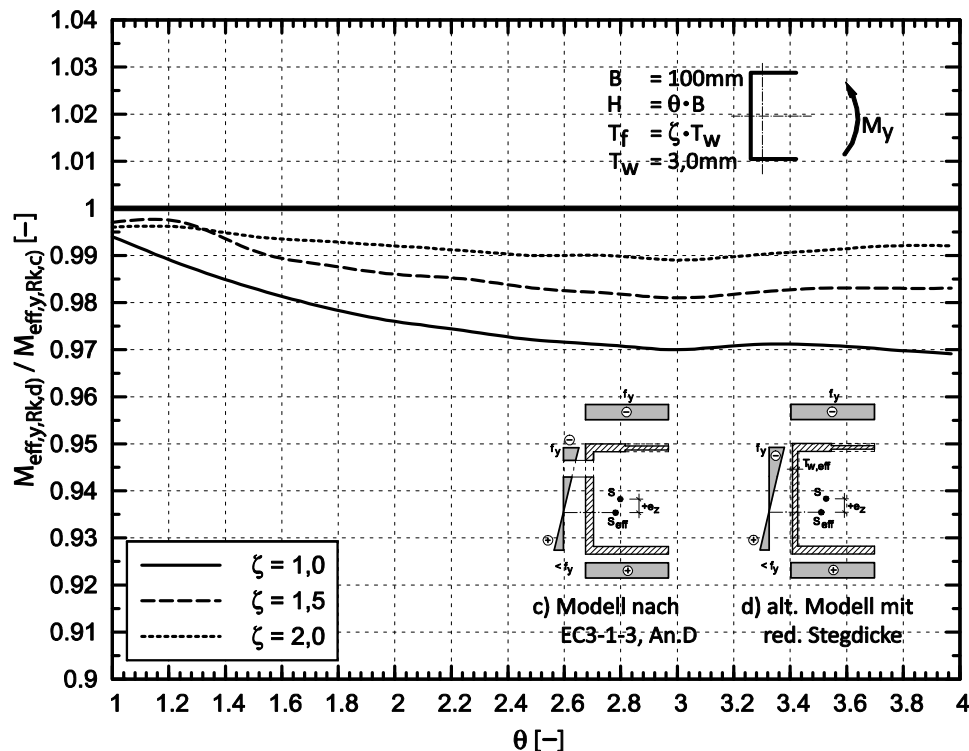


Bild 6.29: Vergleich der rechnerischen Grenzbiegetragfähigkeiten der Modelle c) und d) nach Bild 6.28

Bei baupraktisch relevanten Querschnittsgeometrien ist unter der hier beschriebenen alleinigen Biegebeanspruchung um die starke Profilhauptachse M_y der Steg in vielen Fällen nicht beulgefährdet. Dafür müsste eine vergleichsweise große geometrische Schlankheit von $H/T_w > 124 \cdot \varepsilon$ vorhanden sein, vgl. Tabelle 6.10.

Für diesen häufig anzutreffenden Fall ist unter Verwendung des Modells der wirksamen Breiten/Dicken und der modifizierten Winter-Kurve (2.7) zur Beulabminderung des Flansches eine geschlossene Auswertung der Reduktion der Biegemomenten Tragfähigkeit $M_{\text{eff},y,Rk} / M_{\text{el},y,Rk}$ möglich, Gleichung (6.61).

$$\frac{M_{\text{eff},y,Rk}}{M_{\text{el},y,Rk}} = \frac{A_{\text{eff}}}{A} \cdot \frac{1 - \frac{\delta_w \cdot A}{1,5 \cdot A_{\text{eff}}} - \frac{e_z}{H}}{\left(1 + \frac{e_z}{H}\right) \cdot \left(1 - \frac{\delta_w}{1,5}\right)} \quad (6.61)$$

Darin sind die erforderlichen Eingangswerte A_{eff} und e_z/H gemäß den Gleichungen (6.59) und (6.58) folgerichtig unter Ansatz von $\rho_w = 1,0$ zu ermitteln. In Abhängigkeit der bezogenen Beulschlankheit des Flansches $\bar{\lambda}_{p,f}$ lässt sich nunmehr eine graphische Auswertung von Gleichung (6.61) mit θ/ζ als Kurvenparameter vornehmen, mit der eine einfache Bestimmung der Bauteilabminderung in der Bemessungspraxis möglich ist, Bild 6.30.

Die Kurvenschar läuft qualitativ analog und quantitativ ähnlich zu der graphischen Auswertung bei reiner Druckbeanspruchung. Auch hier beträgt die Abminderung der Querschnittstragfähigkeit $M_{\text{el},y,Rk}$ im baupraktisch relevanten Bereich von $\bar{\lambda}_{p,f} < 1,5$ bis zu 25%.

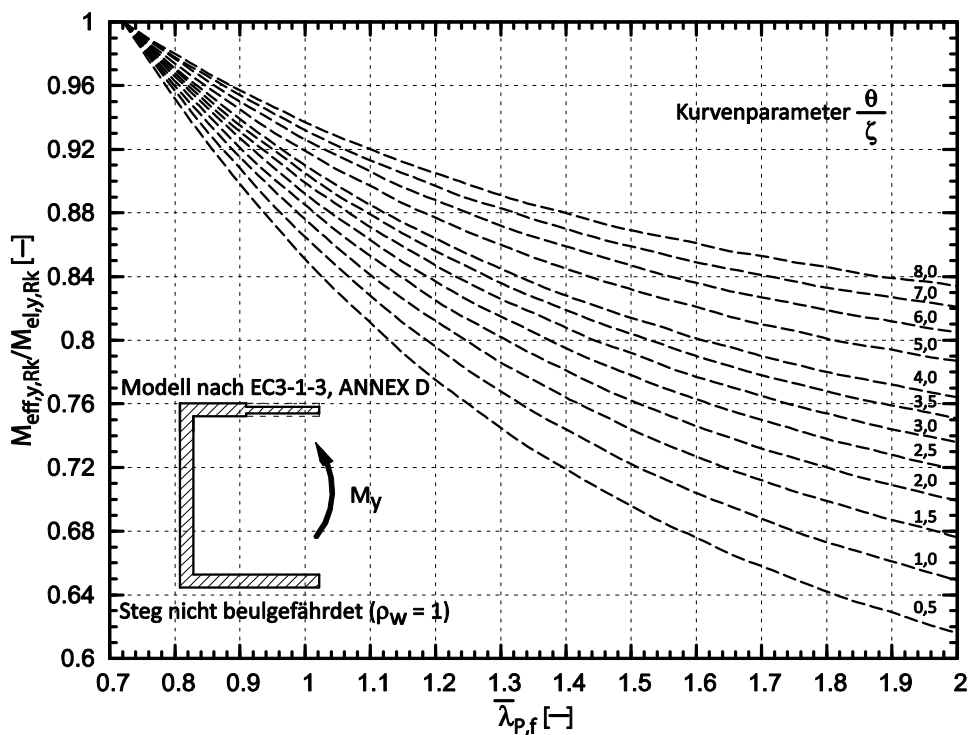


Bild 6.30: Reduktion des Grenzbiegemomentes $M_{\text{eff},y,Rk}/M_{\text{el},y,Rk}$ im Flansch beulgefährdeter C-Profile unter Biegung um die Hauptachse y-y

In der Literatur finden sich keine experimentellen Untersuchungen an hinreichend kurzen, biegebeanspruchten C-Profilen für die Verifikation obiger Bemessungsgleichungen zur Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit $M_{\text{eff},y,Rk}$. Aus diesem Grund muss an dieser Stelle auf eigene numerisch durchgeführte Vergleichsrech-

nungen zurückgegriffen werden. Dafür wurden die in Abschnitt 3 beschriebenen Querschnitte 2, 3, 4 und 8 der Versuchsreihe aus [95] herangezogen. Die Trägerlängen wurden derart kurz gewählt, dass globale Stabstabilitätseffekte ausgeschlossen werden konnten, d.h. generell $\bar{\lambda}_{LT} < 0,2$. Im Vorfeld erfolgte eine Ermittlung der maßgeblichen Beulhalbwellenlänge mit Hilfe der Finite-Streifen-Software *CUFEM*, [S3], um eine Verfälschung der Ergebnisse durch nicht korrespondierende Halbwellenlängen zu vermeiden, vgl. auch Abschnitt 5.2.2.3. Gemäß der Ausführungen in Abschnitt 4.4.3.3 wurden die lokalen geometrischen Ersatzimperfectionen als skalierte erste Beuleigenform aufgebracht. Dabei wurden die maximalen Amplituden zu $B/125$ für den Flansch und $H/250$ für den Steg angesetzt. Tabelle 6.13 stellt die numerischen Grenzmomente den rechnerischen Tragfähigkeiten der drei Berechnungsmethoden nach Tabelle 6.11 gegenüber.

Tabelle 6.13: Vergleich der rechnerischen Querschnittstragfähigkeiten unter Biegung M_y mit numerischen Ergebnissen

QS-Nr.	$M_{u,FE}$ [kNcm]	Methode 1		Methode 2		Methode 3	
		$M_{u,calc}$ [kNcm]	$M_{u,calc}/M_{u,FE}$ [-]	$M_{u,calc}$ [kNcm]	$M_{u,calc}/M_{u,FE}$ [-]	$M_{u,calc}$ [kNcm]	$M_{u,calc}/M_{u,FE}$ [-]
		2	3888,3	3253,1	0,837	3770,3	0,970
3	8965,7	7014,8	0,782	8288,4	0,924	8288,4	0,924
4	1074,9	899,0	0,836	1054,9	0,981	1054,9	0,981
8	17827	17655	0,990	17980	1,009	17980	1,009
Mittelwert m:			0,861		0,971		0,971
Standardabweichung s:			0,090		0,035		0,035

Man erkennt in Analogie zur Beanspruchung durch zentrischen Druck, dass die vorgeschlagene Vorgehensweise zur Beulabminderung unter Anwendung der kombinierten wirksamen Breiten und Dicken und der Verwendung der modifizierten Abminderungskurve (2.7) auch die Querschnittstragfähigkeit um die starke Hauptachse $y-y$ biegebeanspruchter C-Profile in sehr guter Näherung wiedergeben kann. Im Vergleich zur derzeit normativ festgeschriebenen Vorgehensweise in Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], (*Methode 1*), ergeben sich für die ersten drei Querschnitte deutlich realistische rechnerische Grenzbiegemomente. Lediglich für den Querschnitt 8, bei dem im Flansch und im Steg mit $\bar{\lambda}_{p,f} = \bar{\lambda}_{p,w} = 1,0$ annähernd identische Beulgefährdungen vorliegen, liefert der Ansatz einer gelenkigen Längsrandlagerung der einzelnen Querschnittselemente erwartungsgemäß eine gute Übereinstimmung. Die geringfügige Überschreitung der numerischen Tragfähigkeit in den Methoden 2 und 3 bei diesem Profil sollte nach Auffassung des Verfassers nicht überbewertet werden, da im numerischen Modell, wie oben beschrieben, die Beulimperfectionen in ungünstiger Weise als skalierte Eigenform unter

Ansatz beider Amplituden in voller Größe aufgebracht wurden. Diese Vorgabe stellt den ungünstigsten möglichen Fall dar, der in realen Baukonstruktionen derart nicht zu erwarten ist, sodass die geringe Überschreitung toleriert werden kann. Eine zusätzliche numerische Gegenrechnung, bei der der Maximalstich die Stegimperfektion gemäß Anhang C des Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], auf 70% der Größe $H/250$ vermindert wurde, ergab ein numerisches Tragmoment von $M_{u,FE} = 18262 \text{ kNcm}$, das um 1,6 % über der rechnerischen Grenzbeanspruchbarkeit der Methoden 2 und 3 liegt.

Die oben ermittelten rechnerischen Tragfähigkeiten wurden auf Basis einer elastischen Spannungsverteilung ermittelt, d.h. eine (Teil-)Plastizierung wird nicht berücksichtigt. Da die derart ermittelten Grenzmomente die numerischen Werte in guter Weise wiedergeben können, ist zu vermuten, dass die plastische Querschnittsreserve von um die starke Achse biegebeanspruchten C-Profilen gering ist. Bei Anwendung des Modells der wirksamen Breiten verschiebt sich der Schwerpunkt stets in Richtung des Biegezuggurtes, was dazu führt, dass die Fließspannung f_y zunächst am Biegedruckgurt erreicht wird. Die Querschnittstragfähigkeit wird in guter Näherung erreicht, wenn sich durch teilplastische Umlagerungen im Steg schließlich auch im Biegezuggurt die Fließspannung einstellt.

Die Querschnitte 2 und 4 weisen mit $\lambda_{p,f} = 1,0$ einen vergleichsweise geringen bezogenen Plattenschlankheitsgrad auf, sodass die Beulabminderung und die damit verbundene Verschiebung des Schwerpunktes mit $e_z = 4,1 \text{ mm}$ (QS2) bzw. $e_z = 3,79 \text{ mm}$ (QS4) eher klein bleibt. Daher wird auch hier die Fließdehnung im Biegedruck- und Biegezuggurt annähernd gleichzeitig erreicht. Im Gegensatz dazu tritt beim Querschnitt 3 aufgrund des vergleichsweise großen bezogenen Plattenschlankheitsgrades $\lambda_{p,f} = 1,5$ eine signifikante Schwerpunktverschiebung von $e_z = 10,8 \text{ mm}$ ein, die dazu führt, dass sich die Fließspannung im Biegedruckgurt deutlich früher einstellt als im Biegezuggurt. Dadurch steht über eine Teilplastizierung des nicht beulgefährdeten Steges eine gewisse Tragfähigkeitsreserve zur Verfügung. Eine detaillierte Auswertung der FE-Ergebnisse stützt diese Annahme. In Bild 6.31 sind die Momenten-Dehnungsbeziehungen der numerisch gerechneten Querschnitte 2 und 3 dargestellt.

Man erkennt, dass, wie theoretisch vermutet, die Grenzbeanspruchbarkeit insbesondere beim Querschnitt 2 in guter Näherung erreicht wird, wenn sich im Biegezuggurt die Fließdehnung ε_y einstellt. Dieser Zustand tritt beim Querschnitt 2 auf der Druck- und Zugseite bei annähernd gleichem Lastniveau ein, da die Schwerpunktverschiebung durch den beulenden Druckflansch vergleichsweise gering ist. Beim Querschnitt 3 hingegen beginnt der Biegedruckgurt bei einem Lastniveau von 77% des Tragmomentes zu fließen, während der Zuggurt diesen Zustand erst bei 92% von $M_{u,FE}$ erreicht. Daraus resultieren die zur Grenztragfähigkeit gehören-

den, großen Längsdehnungen von $\varepsilon = 2,5 \cdot \varepsilon_y$ auf der Druckseite, die über eine Teilplastizierung des nicht beulenden Stegs erreicht werden. Somit ergibt sich für diesen Querschnitt 3 eine nennenswerte mögliche Erhöhung der Biegebeanspruchbarkeit über das elastische Niveau hinaus.

Das Auftreten großer Längsdehnungen im Traglastzustand wird folgerichtig begleitet von signifikanten Beulverformungen, die beim Querschnitt 3 eine Größenordnung von 16 mm erreichen. Im Vergleich dazu ist die vertikale Durchbiegung des freien Längsrandes des Biegedruckgurtes mit 6 mm beim Querschnitt 2 vergleichsweise gering. Dabei stellt sich die Frage, ob derart große, auch auf charakteristischem Niveau nicht wesentlich geringere Plattenverformungen im Hinblick auf die Gebrauchstauglichkeit dünnwandiger Konstruktionen zugelassen werden können.

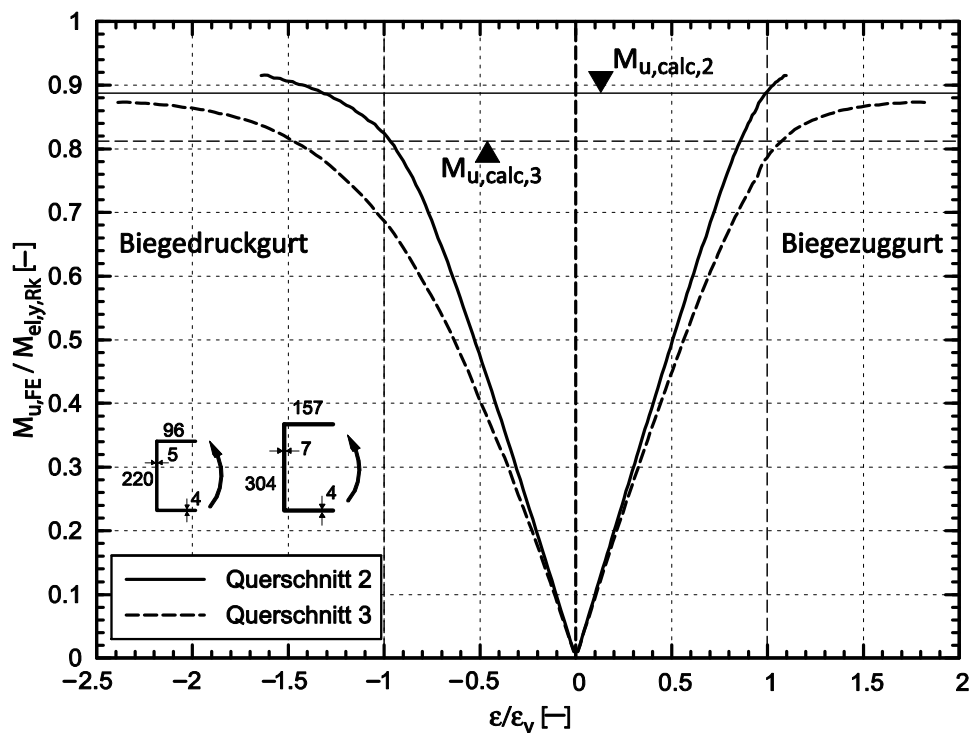


Bild 6.31: Numerisch ermittelte Momenten-Dehnungskurven für die Querschnitte 2 und 3 unter Biegung M_y

Die rechnerischen Grenztragfähigkeiten in Tabelle 6.13 wurden unter Voraussetzung einer elastischen Spannungsverteilung über den Querschnitt ermittelt, d.h. bei Erreichen der Fließdehnung im Biegedruckgurt. Während beim Querschnitt 2 der Wert der rechnerischen Grenzbeanspruchbarkeit in zufriedenstellender Näherung mit dem Beginn des Fließens in der numerischen Berechnung zusammenfällt, weichen diese Punkte beim Querschnitt 3 um etwa 12% voneinander ab. Dies kann dadurch erklärt werden, dass die oben angesprochenen, in Form und Größe

ungünstig aufgebrachten Imperfektionen für diesen Querschnitt das Erreichen der Fließdehnung auch aus Plattenbiegung begünstigen. Zudem erfolgte die Auswertung der numerischen Längsdehnungen im Querschnitt an den Verbindungspunkten von Flanschen und Steg, die aufgrund der vergleichsweise großen Steifigkeit auch größere Anteile der Längsspannungen anziehen. Daher kann auch davon ausgegangen werden, dass das Bemessungsmodell der wirksamen Breiten und Dicken in der Lage ist, das Tragverhalten in guter Näherung wiederzugeben.

Die Tatsache, dass der numerisch untersuchte Querschnitt 8 über so gut wie keine plastische Querschnittsreserve verfügt, begründet sich durch die zusätzliche nicht unerhebliche Beulgefahr des Steges, der einen bezogenen Plattenschlankheitsgrad von $\bar{\lambda}_{p,w} = 1,0$ aufweist. Wie oben dargelegt, tritt der Grenzzustand in guter Näherung ein, wenn der Biegezuggurt die Fließspannung f_y erreicht. Dazu ist eine plastische Umlagerung der Normalspannungsanteile im Steg ausgehend vom zuerst fließenden Biegedruckgurt notwendig. Da der Steg in diesem, an den Biegedruckgurt angrenzenden Bereich selber beult und daher keine zusätzlichen, zur Umlagerung notwendigen Druckkräfte aufnehmen kann, bleibt die mögliche Tragreserve im Biegezuggurt hier ungenutzt. Auch hier wird das theoretisch abgeleitete Tragverhalten durch die Auswertung der numerischen Berechnungen bestätigt, Bild 6.32.

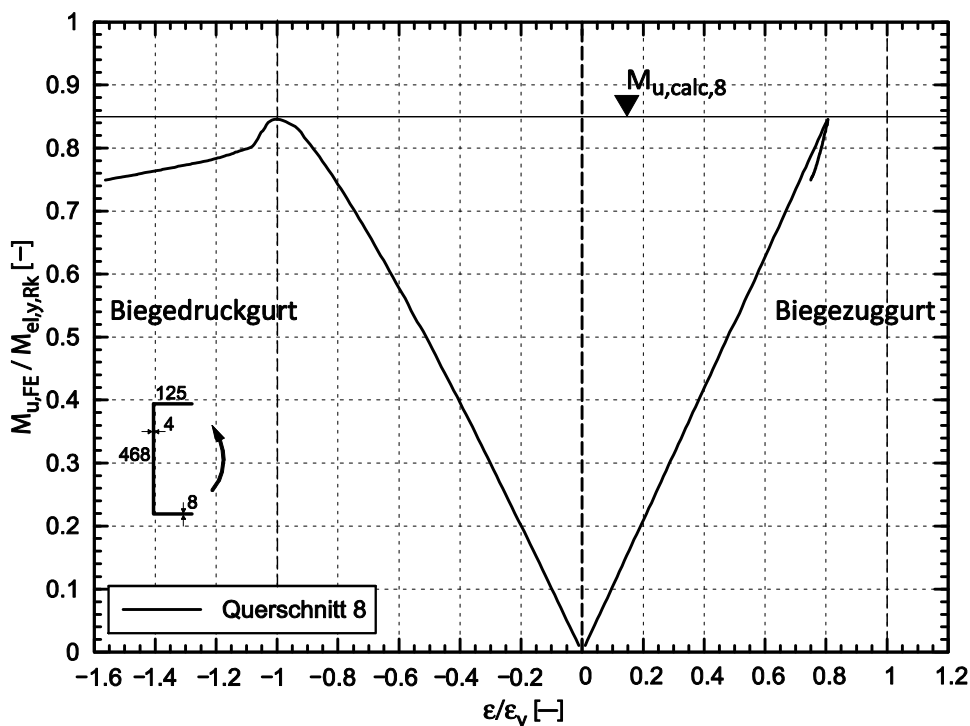


Bild 6.32: Numerisch ermittelte Momenten-Dehnungskurven für den Querschnitt 8 unter Biegung M_y

Man erkennt, dass der Querschnitt 8 in der numerischen Berechnung seine Grenzbiegemomententragfähigkeit fast exakt beim erstmaligen Auftreten der Fließdehnung im Biegedruckgurt erreicht. Nach dem Beginn des Fließens im Druckflansch fällt die Tragfähigkeit direkt ab, da wie oben theoretisch hergeleitet keine Umlagerung in den Steg erfolgen kann. Im Gegensatz dazu verbleibt der Zuggurt aufgrund des verschobenen Schwerpunkts im elastischen Bereich und der Zustand des Fließens kann sich hier nicht einstellen. Nach Erreichen des Tragmomentes fällt die Dehnung im Zugflansch wieder ab, da durch das verstärkte Beulen des gedrückten Gurtes die Schwerpunktverschiebung in Richtung des Zuggurtes weiter voranschreitet. Somit lässt sich anhand der detaillierten Auswertung für den Querschnitt 8 anschaulich erklären, dass derartige C-Profile ihre Grenzbiegemomententragfähigkeit $M_{\text{eff},y,Rk}$ in guter Näherung mit erstmaligem Erreichen der Fließdehnung am Biegedruckgurt erreichen.

Abschließend kann festgehalten werden, dass beulgefährdete C-Profile unter Biegebeanspruchung um die starke Hauptachse y-y eine plastische Querschnittsreserve besitzen können. Der mögliche Traglastgewinn ist jedoch über einen weiten, baupraktisch relevanten Bereich gering, nur bei „extremen“ Querschnitten mit hochbeulschlanken Flanschen und großem Stegflächenanteil, wie beim hier untersuchten Querschnitt 3, werden Größenordnungen wie bei kompakten Querschnitten von etwa 10-15% erreicht. Da

1. der Traglastgewinn i.A. vergleichsweise gering ist,
2. die gegenwärtig bekannten Berechnungsmethoden zur Ausnutzung teilplastischer Reserven mit verhältnismäßig großem Berechnungsaufwand verknüpft sind und
3. der mögliche Traglastgewinn mit großen Verformungen verbunden ist, deren Tolerierung nicht generell zugelassen werden kann,

wird im Hinblick auf die praktische Bemessung empfohlen, das Tragmoment im elastischen Grenzzustand zu ermitteln.

Zu selbigem Ergebnis kommt *Rusch* in [77] für beulgefährdete I-Profile unter Biegung um die Hauptachse y-y, die sich für diese Beanspruchungsart nicht wesentlich von den hier besprochenen C-förmigen Querschnitten unterscheiden. Dort konnte der Verzicht auf die rechnerische Betrachtung teilplastischer Zustände auch durch umfangreiche experimentelle Untersuchungen belegt werden, die in der Literatur für C-Profile gänzlich fehlen. Daher erscheint die vorgeschlagene Vorgehensweise, die Grenzbiegetragfähigkeit des Querschnitts elastisch zu bestimmen, ebenso aus Gründen der vorhandenen Affinität zu I-Profilen, für die zusätzlich eine experimentelle Absicherung vorliegt, als angemessen und praktikabel.

6.3.2.4 Beanspruchung durch Biegemoment M_z

6.3.2.4.1 Allgemeines

Im Falle eines um die schwache Profilhauptachse einwirkenden Biegemomentes M_z , muss entsprechend der Vorgehensweise bei der Betrachtung des Verzweigungsproblems zwischen der Drehrichtung der Beanspruchung unterschieden werden. Während ein positives Biegemoment Druck im Steg und gelagerten Längsrand der Flansche hervorruft, ist bei entgegengerichteter Biegebeanspruchung der freie Rand der Gurte gedrückt. Dies hat selbstverständlich signifikante Auswirkungen auf die Beulgefahr der einzelnen Querschnittsteile. Aus diesem Grund werden im Folgenden die unterschiedlichen Drehrichtungen der Biegebeanspruchung M_z einzeln behandelt.

6.3.2.4.2 Beanspruchung durch positives Biegemoment $+M_z$

Über die Betrachtung der bezogenen Plattenschlankheit $\bar{\lambda}_{p,f}$ konnte in Abschnitt 5.2.2.2.4 gezeigt werden, dass bei Verwendung baupraktischer Querschnittabmessungen unter der hier besprochenen Beanspruchung die Flansche selber nicht beulgefährdet sind und stattdessen nur eine Abminderung im Steg erfolgen muss. Für diesen ist allerdings zu beachten, dass aufgrund der Schwerpunktlage in Stegnähe unter Voraussetzung einer elastischen Spannungsverteilung über die Profilhöhe eine gegenüber der Fließspannung f_y deutlich abgeminderte Normalspannungsbeanspruchung erfährt, Gleichung (6.62).

$$\sigma_{x,w,+Mz} = \frac{f_y}{-\psi_{\sigma,Mz+}} \quad (6.62)$$

Die Ermittlung des Randspannungsverhältnisses über die Flanschbreite $\psi_{\sigma,Mz+}$ erfolgt mit Gleichung (5.36). Dadurch ergibt sich eine mitunter deutliche Abminderung der lokalen Beuleffekte. Ein entsprechendes Abgrenzungskriterium ist Abschnitt 5.2.2.2.4 zu entnehmen.

Aufgrund der ausschließlichen Beulgefahr des Steges kann für das Ingenieurmodell zur Ermittlung der durch lokales Beulen abgeminderten Querschnittstragfähigkeit die gleiche Vereinfachung wie bei Biegebeanspruchung um die starke Profilhauptachse erfolgen. Dabei wird die Flächenreduktion im Steg nicht über einen gedanklich herausgetrennten Bereich vorgenommen, sondern die Stegdicke rechnerisch vermindert, Bild 6.33. Im Gegensatz zum vorangehenden Abschnitt stellt im Bezug auf die Bauteilabminderung diese Vorgehensweise nicht nur eine Näherung dar, sondern ist der ursprünglichen Modellierung mit Stegausschnitt gleichwertig.

Somit lassen sich die erforderlichen Querschnittswerte wie für einen nicht beulgefährdeten Querschnitt bestimmen, bei dem lediglich das veränderte Verhältnis von Flansch- zu Stegdicke ζ_{eff} zu beachten ist, Gleichung (6.63). Die Abminderung erfolgt dabei folgerichtig gemäß der aktuellen Normung mit der regulären *Winter-Formel* in Gleichung (2.2).

$$\zeta_{\text{eff}} = \frac{T_f}{T_{w,\text{eff}}} = \frac{T_f}{T_w \cdot \rho_w} \quad (6.63)$$

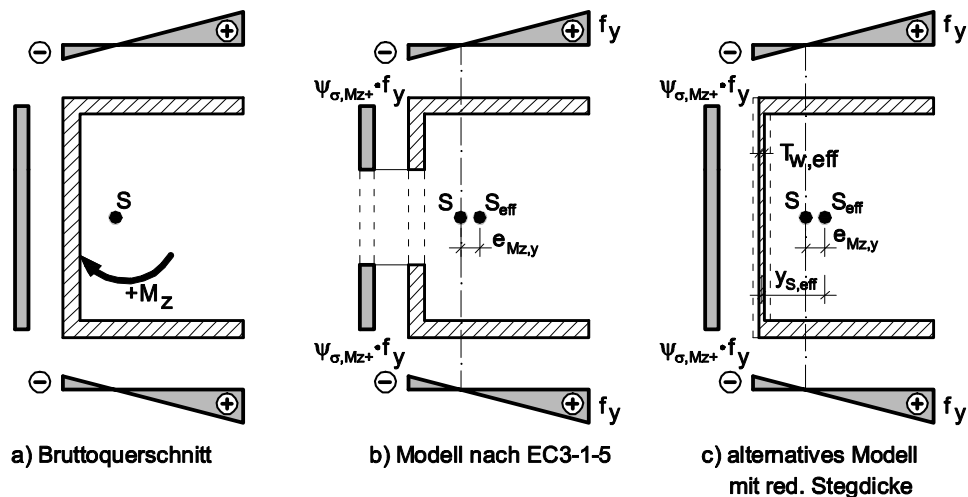


Bild 6.33: Vereinfachung des Ingenieurmodells zur Abminderung der Querschnittstragfähigkeit für um die Hauptachse z-z biegebeanspruchte, dünnwandige C-Profile

Nach der technischen Biegelehre kann das Trägheitsmoment 2. Grades des wirkenden Querschnitts $I_{z,\text{eff}}$ in einfacher Weise mit Gleichung (6.64) bestimmt werden.

$$\begin{aligned} I_{z,\text{eff}} &= I_z - y_S^2 \cdot \frac{A \cdot \Delta A}{A_{\text{eff}}} = I_z - y_S^2 \cdot \delta_w \cdot A \cdot (1 - \rho_w) \cdot \frac{2 \cdot \zeta + \theta}{2 \cdot \zeta + \theta \cdot \rho_w} \\ &= I_z - \frac{B^2 \cdot A \cdot (1 - \rho_w)}{\left(2 + \frac{\theta}{\zeta}\right)^2 \cdot \left(2 \cdot \frac{\zeta}{\theta} + 1\right)} \cdot \frac{2 \cdot \zeta + \theta}{2 \cdot \zeta + \theta \cdot \rho_w} \end{aligned} \quad (6.64)$$

Insofern ist zur Ermittlung des effektiven Trägheitsmomentes ausschließlich die Kenntnis der Querschnittskenngößen des Bruttoquerschnitts von Belang. Jedoch muss zur Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit das elastische Widerstandsmomentes bekannt sein. Dafür wird die Schwerpunktlage des Nettoquerschnitts benötigt. Bezogen auf die Profilbreite B lässt sich der Abstand von der Stegmittellinie nach Gleichung (6.65) errechnen.

$$\frac{y_{s,eff}}{B} = \frac{1}{2 + \frac{\theta}{\zeta_{eff}}} = \frac{1}{2 + \rho_w \cdot \frac{\theta}{\zeta}} \quad (6.65)$$

Aufgrund der alleinigen Reduktion des Steganteils verschiebt sich der Schwerpunkt stets in negativer y-Richtung, bis er im Grenzfall bei theoretisch verschwindender Stegdicke, d.h. $\rho_w = 0$, in der Flanschmitte liegt. Dies bedeutet, dass im rein elastischen Zustand in jedem Fall der gezogene Flanschrand die für den Querschnittsnachweis maßgebliche Stelle ist. Unter Kenntnis dieser Eingangsgrößen lässt sich die Abminderung der Querschnittstragfähigkeit vom Brutto- zum Nettoquerschnitt mit Gleichung (6.66) ermitteln.

$$\frac{M_{eff,z,Rk}}{M_{el,z,Rk}} = \frac{W_{el,z,eff} \cdot f_y}{W_{el,z} \cdot f_y} = \frac{I_{z,eff} \cdot (B - y_s)}{I_z \cdot (B - y_{s,eff})} \quad (6.66)$$

Eine einfache, zur schnellen Handrechnung geeignete Formulierung ist nicht möglich, da sich Terme höheren Grades ergeben, die keine geschlossene, handhabbare Darstellung über die bezogenen Querschnittsparameter θ und ζ erlauben. Da jedoch nur die Bruttoquerschnittswerte eingehen, lässt sich Gleichung (6.66) in gewohnter Nomogrammform graphisch über den Stegslankheitsgrad $\bar{\lambda}_{p,w}$ abbilden, Bild 6.34.

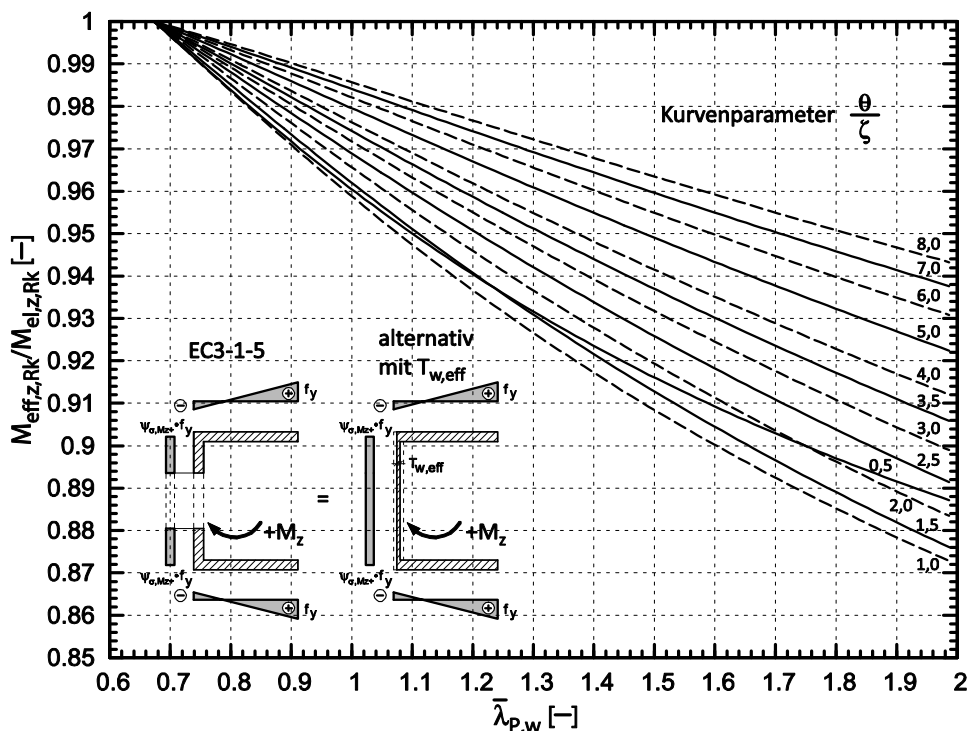


Bild 6.34: Reduktion des elastischen Grenzbiegemomentes $M_{eff,z,Rk}/M_{el,z,Rk}$ beulgefährdeter C-Profile unter positiver Biegebeanspruchung um die Hauptachse z-z

Man erkennt, dass die Abminderung gegenüber den beiden in den vorangegangenen Abschnitten betrachteten Beanspruchung deutlich geringer ist, da der abgeminderte Steg nur einen vergleichsweise geringen Beitrag zur Biegemomenten-tragfähigkeit um die schwache Profilachse liefert. Eine Besonderheit ist, dass sowohl für Werte $\theta/\zeta \rightarrow 0$ als auch $\theta/\zeta \rightarrow \infty$ die Kurven gegen „1“ streben. Im erstgenannten Fall geht die Stegfläche gegen Null, was offensichtlich dazu führt, dass der Steg vernachlässigbar ist. Für letztgenannte Randbedingung stellt sich aufgrund der geringen Gurtfläche keine Schwerpunktverschiebung y_s ein, sodass die Trägheitsmomente des Brutto- und Nettoquerschnitts fast identisch sind.

Die Güte des Ingenieurmodells zur Abbildung der Querschnittstragfähigkeit unter positivem Biegemoment um die Profilhauptachse z-z wird anhand der Versuchsreihe in [25] und [26] überprüft. Dort wurden anhand von Vierpunkt-Biegeversuchen die Grenzbeanspruchbarkeiten von kaltgeformten C-Profilen ermittelt. Die Querschnittsabmessungen wurden dabei derart variiert, dass sowohl kompakte als auch hochbeulschlanke Versuchsträger zum Einsatz kamen. Tabelle 6.14 stellt die rechnerischen elastischen Grenztragfähigkeiten den experimentellen Ergebnissen gegenüber. Eine detaillierte Zusammenstellung der Versuchsträgerabmessungen und -festigkeiten ist Anhang C.3 zu entnehmen.

Tabelle 6.14: Vergleich der rechnerischen elastischen Querschnittstragfähigkeiten unter Biegung $+M_z$ mit experimentellen Ergebnissen aus [25]

VT-Nr.	$M_{u,exp}$ [kNcm]	Methode 1		Methode 2/3	
		$M_{u,calc}$ [kNcm]	$M_{u,calc}/M_{u,exp}$ [-]	$M_{u,calc}$ [kNcm]	$M_{u,calc}/M_{u,exp}$ [-]
		Y1	22,75	10,4	0,457
Y2	38,50	18,6	0,483	18,6	0,483
Y3	57,75	29,2	0,506	29,2	0,506
Y4	84,00	42,1	0,501	42,1	0,501
Y5	112,00	57,3	0,512	57,4	0,513
Y6	143,50	74,3	0,518	75,1	0,523
Y7	211,75	113,8	0,537	115,6	0,546
Y8	343,00	191,0	0,557	194,8	0,568
Y9	423,50	245,7	0,579	251,0	0,593
Y10	533,75	306,4	0,574	313,5	0,587
Y11	593,25	373,2	0,629	382,2	0,644
Mittelwert m:			0,532	0,538	
Standardabweichung s:			0,049	0,055	

Da die Flansche grundsätzlich nicht beulgefährdet sind, liefern die Methoden 2 und 3 nach Tabelle 6.11 identische Tragfähigkeiten, sodass die rechnerischen

Ergebnisse in einer Tabellenspalte zusammengefasst werden können. Der quantitative Vergleich der Ergebnisse enttäuscht im Hinblick auf eine wirtschaftliche Ausnutzung der Querschnittstragfähigkeit. Dies gilt unabhängig von der verwendeten Bemessungsmethode. Da der Flansch stets nicht beulgefährdet ist, ergeben sich folgerichtig für die Methoden 2 und 3 identische rechnerische Tragmomente, während der Ansatz einer gelenkigen Längsrandlagerung durchgängig leicht konservativere Ergebnisse liefert.

Die Begründung für diese großen Abweichungen ist jedoch einfach zu finden. Wie einleitend erwähnt, stellt sich bei der hier besprochenen Beanspruchung, falls überhaupt möglich, ausschließlich eine Beulgefährdung des gedrückten Stegs ein. Außerdem wird für die Bemessung im elastischen Grenzbereich durchgängig der freie Längsrand des Flansches maßgebend. Da bei den untersuchten C-Profilen der Schwerpunkt des Bruttoquerschnitts in Richtung des Steges verschoben liegt, bleibt bei der Begrenzung auf die elastische Querschnittstragfähigkeit somit die real vorhandene Tragfähigkeitsreserve bis zur vollen Plastizierung des Zugbereichs ungenutzt. Betrachtet man die quantitativen Abweichungen der rechnerischen Ergebnisse von den numerischen Tragfähigkeiten, fällt auf, dass diese durchgängig in etwa in der Größenordnung des plastischen Formbeiwertes $\alpha_{pl,z} = 1,59-2,0$ von kompakten C-Querschnitten liegen.

Unglücklicherweise liegen nur die Versuchskörpergeometrien, die Materialeigenschaften und die Versuchstragmomente aus der Veröffentlichung [25] vor und keine ausführliche Auswertung der Versuche, um die oben beschriebene, theoretische Überlegung zur Erklärung der großen Abweichungen zwischen experimentellen und rechnerischen Querschnittstragfähigkeiten zu verifizieren. Aufgrund dessen wurden die vorliegenden Querschnitte der Versuchsträger aus [25] in Analogie zum vorigen Abschnitt numerisch simuliert. Dabei wurden im Vorfeld Verzweigungslastanalysen mit Hilfe der Finite-Streifen-Software *CUFEM*, [S3], durchgeführt, um die mit der geringsten Traglast korrespondierende Beulhalbwellenlänge des Gesamtquerschnitts zu ermitteln. Die resultierenden Bauteillängen waren zudem ausreichend gering, um Einflüsse aus eventuellen globalen Stabilitätsformen ausschließen zu können. Entsprechend den Ausführungen in Abschnitt 4.4.3.3 wurden auch hier die geometrischen Ersatzimperfectionen als skalierte Beuleigenform mit Maximalstichen von $w_{p,f,0} = B/125$ im Flansch und $w_{p,w,0} = H/250$ im Steg angesetzt.

Die oben theoretisch abgeleitete Begründung einer hohen plastischen Reserve durch die Nicht-Berücksichtigung der gezogenen Bereiche an den freien Längsrändern der Flansche wird von einer Auswertung der numerischen Berechnungen bestätigt. In Bild 6.35 sind die Längsmembranspannungs- und Längsdehnungszustände bei Erreichen des numerischen Tragmomentes $M_{u,z,FE}$ exemplarisch anhand

zweier ausgewählter Versuchskörper dargestellt. Da die Querschnitte Y1 bis Y6 gemäß des Abgrenzungskriteriums in Gleichung (5.40) nicht beulgefährdet sind, wurden zur Verdeutlichung des oben beschriebenen Tragverhaltens die Querschnitte Y7 und Y10 ausgewählt.

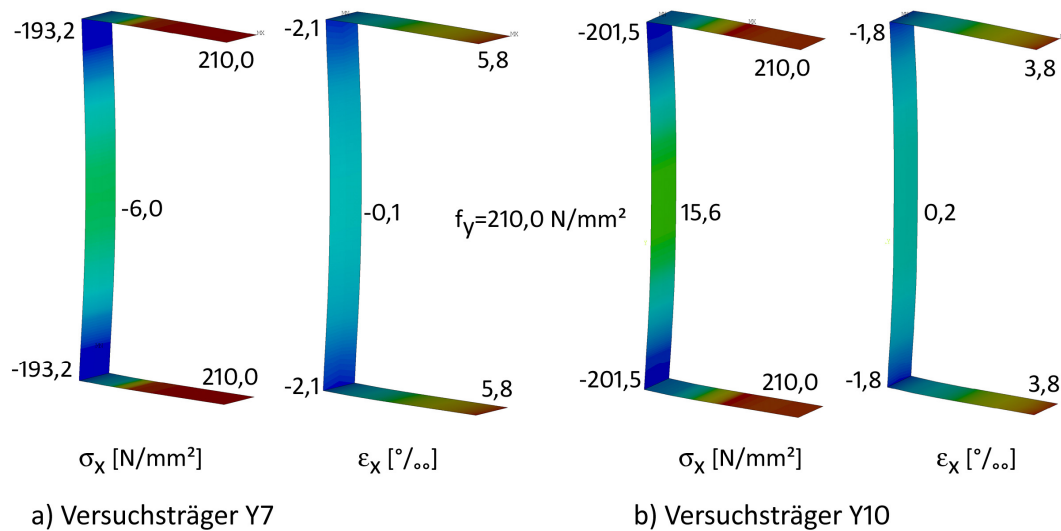


Bild 6.35: Spannungs- und Dehnungszustände der numerisch simulierten Versuchsreihe in [26] unter positiver Biegebeanspruchung $+M_z$

Bei der Betrachtung der in Bild 6.35 dargestellten graphischen Auswertung lassen sich die folgenden wichtigen Aspekte erkennen:

1. Entsprechend des Anschauungsmodells der wirksamen Breiten bei vierseitig gestützten Platten ist die Membranspannung und -dehnung in der Stegmitte vernachlässigbar gering, da der Großteil der Stegtragfähigkeit durch Plattenbiegung infolge Ausbeulens aufgezehrt wird.
2. Die Gurte sind über einen weiten Bereich, der i.A. größer als die halbe Plattenbreite ist, voll durchplastiziert, während der Steg die Fließspannung annähernd nur in den Eckbereichen erreicht.
3. Das am Bruttoquerschnitt vorhandene Randdehnungsverhältnis von $\psi_\varepsilon = -2,0$ bis $-3,0$ bleibt in guter Näherung auch im ausgebeulten Zustand erhalten.
4. Beulgefährdete C-Profile unter positiver Biegebeanspruchung M_z erreichen Werte von 98-99% ihrer Querschnitttragfähigkeit bei Randdehnungen von etwa $\max. \varepsilon = 4 \cdot \varepsilon_y$.

Aufgrund der sehr konservativen rechnerischen Tragfähigkeitsprognose unter Ansatz einer elastischen Spannungsverteilung, die wie oben gezeigt nicht dem realen Tragverhalten entspricht, liegt es nahe, ein erweitertes Modell der wirksamen Breiten anzuwenden, um die plastische Tragfähigkeitsreserve auch rechnerisch erfassen zu können. Dafür bietet sich die in [17] vorgeschlagene Vorgehens-

weise an, die das grundsätzlich etablierte Ingenieurmodell der wirksamen Breiten beibehält. Dabei wird zur Quantifizierung der Beulgefahr eine dehnungsorientierte Formulierung der bezogenen Plattenschlankheit im plastischen Bereich $\bar{\lambda}_{p,pl}$ gemäß Gleichung (2.21) angewandt. Auf Basis dieses gegenüber der elastischen Definition vergrößerten Schlankheitsgrades wird der Wirkungsgrad $\rho_{w,pl}$ nunmehr für den Steg mit Hilfe der gängigen *Winter-Kurve* in Gleichung (6.67) ermittelt. Die Querschnittsbeanspruchbarkeit wird dann unter Zugrundelegung einer über den wirksamen Querschnitt vollplastischen Spannungsverteilung ermittelt, Bild 6.36.

$$\rho_{w,pl} = \frac{1}{\bar{\lambda}_{p,w,pl}} \cdot \left(1 - \frac{0,22}{\bar{\lambda}_{p,w,pl}} \right) \leq 1,0 \quad (6.67)$$

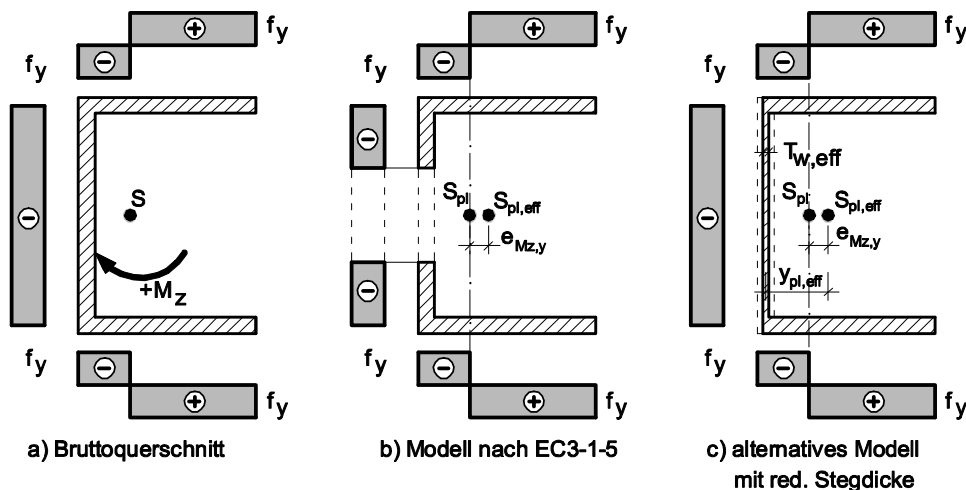


Bild 6.36: Modifiziertes Modell der wirksamen Breiten zur Berücksichtigung des plastischen Verhaltens dünnwandiger C-Profile unter positiver Biegebeanspruchung $+M_z$

Wendet man hier das alternative Modell mit reduzierter Stegdicke in Bild 6.36c) zur Beschreibung der Beulabminderung an, das der ursprünglichen Formulierung mit Stegausschnitt (Bild 6.36b)) gleichwertig ist, lässt sich die vollplastische Momententragfähigkeit eines beulgefährdeten C-Profils in einfacher Weise mit den Gleichungen (6.5) bis (6.9) für kompakte Querschnitte errechnen. Dabei ist nun lediglich das Verhältnis der effektiven Blechdicken ζ_{eff} nach Gleichung (6.63) zu verwenden. Für Profile, deren plastische Nulllinie im Steg liegt, gilt näherungsweise, dass diese gegenüber der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit $M_{pl,z,Rk}$ nicht abzumindern sind. Für den anderen Fall mit Lage des Dehnungsnullpunktes in den Gurten lässt sich die Abminderung mit folgender Gleichung (6.68) ermitteln.

$$\frac{M_{pl,z,eff}}{M_{pl,z,Rk}} = \frac{W_{pl,z,eff} \cdot f_y}{W_{pl,z} \cdot f_y} = \frac{1 + \frac{\theta}{\zeta_{eff}} - \frac{1}{4} \cdot \left(\frac{\theta}{\zeta_{eff}}\right)^2}{1 + \frac{\theta}{\zeta} - \frac{1}{4} \cdot \left(\frac{\theta}{\zeta}\right)^2} = \frac{1 + \rho_w \cdot \frac{\theta}{\zeta} - \left(\frac{\rho_w \cdot \theta}{2 \cdot \zeta}\right)^2}{1 + \frac{\theta}{\zeta} - \frac{1}{4} \cdot \left(\frac{\theta}{\zeta}\right)^2} \leq 1,0 \quad (6.68)$$

Gleichung (6.68) lässt sich analog der Vorgehensweise in den vorangegangenen Abschnitten graphisch über den bezogenen Stegchlankheitsgrad $\bar{\lambda}_{p,w,pl}$ mit der Querschnittsgeometrie θ/ζ als Kurvenparameter graphisch auswerten, Bild 6.37. Wird dabei näherungsweise ein dünnwandiger Querschnitt vorausgesetzt, ist eine Abminderung der rechnerischen Biegemomenten Tragfähigkeit nur bis zu einem Grenzwert von $\theta/\zeta_{eff} < 2,0$ vorzunehmen, da sonst die plastische Nulllinie in den Steg fällt.

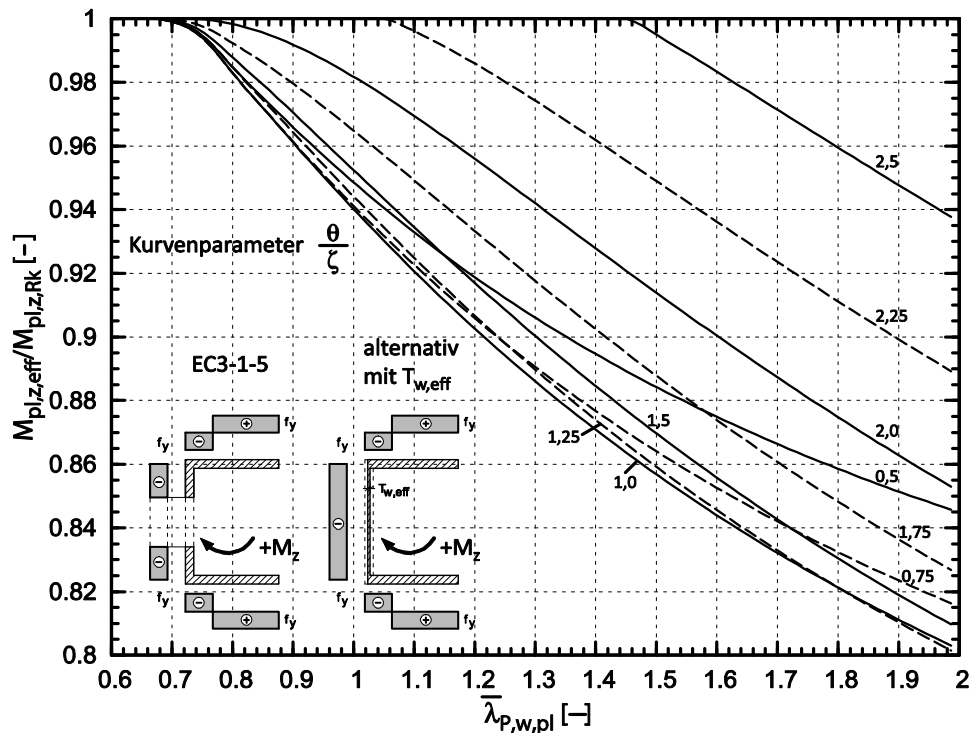


Bild 6.37: Reduktion des plastischen Grenzbiegemomentes $M_{pl,z,eff} / M_{pl,z,Rk}$ beulgefährdeter C-Profile unter positiver Biegebeanspruchung um die Hauptachse z-z

Die Kurvenverläufe weisen folgerichtig qualitativ ähnliche Charakteristiken auf wie bei der Abminderung der elastischen Querschnittstragfähigkeit. So nähern sich die Kurven sowohl für $\theta/\zeta \rightarrow 0$ als auch $\theta/\zeta \rightarrow \infty$ der Tragfähigkeit des Bruttoquerschnitts an, sodass sich teilweise Überschneidungen der Verläufe ergeben. Insgesamt stellen sich im Vergleich zu Bild 6.34 größere Abminderungen ein, da bei einer vollplastischen Spannungsverteilung der Anteil des Steges am Tragmoment zunimmt.

Die hier besprochenen C-Profile erreichen unter positiv gerichteter Biegemomentenbeanspruchung um die Hauptachse z-z ihre Grenzbeanspruchbarkeit in guter Näherung, wenn die Längsdehnungen ε_x etwa den Wert der vierfachen Längsdehnung annehmen. Somit wird der Eingangswert der maßgebenden Plattenschlankheit des Steges unter Ansatz einer vollplastischen Spannungsverteilung mit Gleichung (6.69) ermittelt.

$$\bar{\lambda}_{p,w,pl} = \sqrt{\frac{\varepsilon_x}{\varepsilon_y}} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,P}}} = \sqrt{4} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,P}}} = 2 \cdot \bar{\lambda}_{p,w,el} \quad (6.69)$$

In Tabelle 6.15 sind die experimentellen und numerischen Tragmomente für die Versuchsreihe aus [26] den rechnerischen plastischen Grenzbeanspruchbarkeiten $M_{pl,z,eff}$ gegenübergestellt. Die Beulwerte $k_{\sigma,w}$ unter Berücksichtigung der etwaigen Teileinspannungen werden unverändert gemäß Abschnitt 5.2.2.2 ermittelt, da diese unabhängig vom verwendeten Nachweisverfahren sind.

Tabelle 6.15: Vergleich der rechnerischen plastischen Querschnittstragfähigkeiten unter Biegung $+M_z$ mit experimentellen und numerischen Ergebnissen

VT-Nr.			Methode 1			Methode 2/3		
	$M_{u,exp}$	$M_{u,FE}$	$M_{u,calc}$	$M_{u,calc}/M_{u,exp}$	$M_{u,calc}/M_{u,FE}$	$M_{u,calc}$	$M_{u,calc}/M_{u,exp}$	$M_{u,calc}/M_{u,FE}$
	[kNcm]	[kNcm]	[kNcm]	[-]	[-]	[kNcm]	[-]	[-]
Y1	22,75	18,52	18,08	0,795	0,976	18,08	0,795	0,976
Y2	38,50	33,21	32,71	0,850	0,985	32,71	0,850	0,985
Y3	57,75	49,62	51,18	0,886	1,031	51,63	0,894	1,040
Y4	84,00	74,14	72,40	0,862	0,977	73,96	0,880	0,998
Y5	112,0	99,43	96,11	0,858	0,967	99,02	0,884	0,996
Y6	143,5	127,8	122,2	0,852	0,956	126,6	0,882	0,991
Y7	211,8	192,7	180,6	0,853	0,938	188,2	0,889	0,977
Y8	343,0	316,2	291,2	0,849	0,921	304,3	0,887	0,962
Y9	423,5	401,2	367,9	0,869	0,917	384,5	0,908	0,958
Y10	533,8	493,9	452,3	0,847	0,916	472,5	0,885	0,957
Y11	593,3	591,9	544,3	0,917	0,920	568,1	0,958	0,960
Mittelwert m:				0,858	0,955		0,883	0,982
Standardabw. s:				0,029	0,037		0,039	0,025

Man erkennt eine gute Übereinstimmung der numerischen und experimentellen Tragmomente. Dass die Versuchsergebnisse durchgängig im Mittel 10-15% über den numerischen Grenzbeanspruchungen liegen, ist darauf zurückzuführen, dass dem numerischen Modell ein bilineares Materialgesetz nach Bild 4.1 zugrunde liegt. Dieses kann die real vorhandene Materialverfestigung bis zum Erreichen der Stahlzugfestigkeit definitionsgemäß nicht abbilden. Da jedoch, wie zuvor be-

schrieben, bei der hier besprochenen Beanspruchung große Längsdehnungszustände auftreten, ist davon auszugehen, dass in den Versuchen zumindest eine teilweise Verfestigung stattgefunden hat, die bei den numerischen und rechnerischen Beanspruchbarkeiten auf Basis eines linearelastisch-idealplastischen Materials per Definition nicht genutzt werden kann. Dennoch ergibt sich auch eine im Sinne eines ingenieurmäßigen Handrechenmodells gute Übereinstimmung der experimentellen mit den rechnerischen Ergebnissen.

Da für die FE-Rechnung und das Ingenieurmodell dieselben Materialeigenschaften vorausgesetzt werden, zeigt sich hier eine außergewöhnlich gute Kongruenz der numerischen und rechnerischen Ergebnisse mit einem geringen Streuband. Erwartungsgemäß liegen die Werte der *Methode 1* für eine gelenkige angenommene Längsrandlagerung unter denen einer Teileinspannung, können die FE-Traglasten jedoch in guter Weise wiedergeben. Die geringfügige Überschreitung der numerischen Tragfähigkeit beim Querschnitt Y3 sollte nicht überbewertet werden, da auch hier die vollen Imperfektionsgrößen für Steg und Flansch in ungünstigster auftretender Form kombiniert aufgebracht wurden. Eine derartige Vorverformung in Größe und Figur ist in realen Baukonstruktionen sicher nicht zu erwarten.

Die Querschnitte der Versuchsreihe decken kompakte bis hochbeulschlanke Profilgeometrien ab, bei denen die geometrischen Plattenschlankheiten für den Steg von $36,5 < H/T_w < 186,5$ und den Flansch von $14,5 < B/T_f < 93,3$ z.T. auch den Rahmen des baupraktisch Sinnvollen verlassen. Demzufolge kann aufgrund der guten Übereinstimmung in den Ergebnissen gefolgert werden, dass die *Methode der wirksamen Breiten* unter Ausnutzung der plastischen Querschnittsreserve allgemeingültig das Tragverhalten von C-Profilen unter positiver Biegebeanspruchung um die Profilhauptachse z-z wirklichkeitsnah wiedergeben kann.

Allerdings muss in dieser Stelle darauf hingewiesen werden, dass der hier untersuchte Fall einer positiv gerichteten Biegebeanspruchung um die schwache Hauptachse nur selten bemessungsrelevant wird. Wie in Abschnitt 4.5 ausführlich gezeigt werden konnte, führt i.d.R. eine Imperfektion zur Stegseite, d.h. einem damit verbundenen entgegengerichteten Biegemoment M_z zu den niedrigsten Traglasten. Sind C-Profile jedoch ausschließlich als Biegeträger um die hier betrachtete Achse vorgesehen, z.B. als Wandriegel im Stahlhallenbau zur Befestigung der Fassade, sollte die Anordnung des Querschnitts derart erfolgen, dass der Querschnitt durch ein positives Biegemoment M_z beansprucht wird.

6.3.2.4.3 Beanspruchung durch negatives Biegemoment $-M_z$

Bei negativer Biegebeanspruchung um die Profilhauptachse z-z stellt sich im Vergleich zum vorigen Abschnitt ein signifikant unterschiedliches Tragverhalten ein. Durch die einwirkende Zugspannung unterliegt der Steg keiner Beulgefährdung,

während die Gurte in ungünstiger Weise am freien Längsrand gedrückt werden. In Analogie zur entgegengerichteten Biegebeanspruchung wird zunächst das Ingenieurmodell auf Grundlage einer elastischen Spannungsverteilung über die Flanschbreite betrachtet. Im Anschluss wird ggf. bei vorhandener, baupraktisch nutzbarer, plastischer Reserve eine Erweiterung auf ein (teil-)plastisches Modell vorgenommen.

Die rechnerische Querschnittstragfähigkeit bei Biegung um die schwache Profilhauptachse z-z wird signifikant von der Wahl der Anordnung der wirksamen Breite in dreiseitig gestützten Querschnittsteilen bestimmt. Erfolgt die Anordnung der wirksamen Breiten gemäß des Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], nur am gelagerten Längsrand, (Bild 2.6), wird einerseits das effektive elastische Widerstandsmoment $W_{z,eff}$ signifikant reduziert und andererseits an dem real vorhandenen Längsrand Längsdehnungen ϵ_x größer der Fließdehnung ϵ_y in Kauf genommen, Bild 6.38a). Letzteres kann im Falle hochschlanker Flansche mit großer rechnerischer Abminderung dazu führen, dass intolerable Verformungen des freien Plattenrandes die Gebrauchsfähigkeit des Bauteils beeinträchtigen.

Diese Unzulänglichkeiten werden durch die Vorgehensweise im Anhang D des Eurocode 3, Teil 1-3, [R10], dadurch umgangen, dass die volle real existente Flanschbreite angesetzt wird und stattdessen zur Berücksichtigung des Beulens die Dicke im Randbereich verringert wird, Bild 2.10. Dadurch fallen rechnerisch und anschaulich sinnvoll die maßgeblichen Nachweisstellen des Brutto- und Nettoquerschnitts zusammen, an der im Grenzzustand der einfache Wert der Fließspannung und -dehnung erreicht wird, vgl. Bild 6.38b).

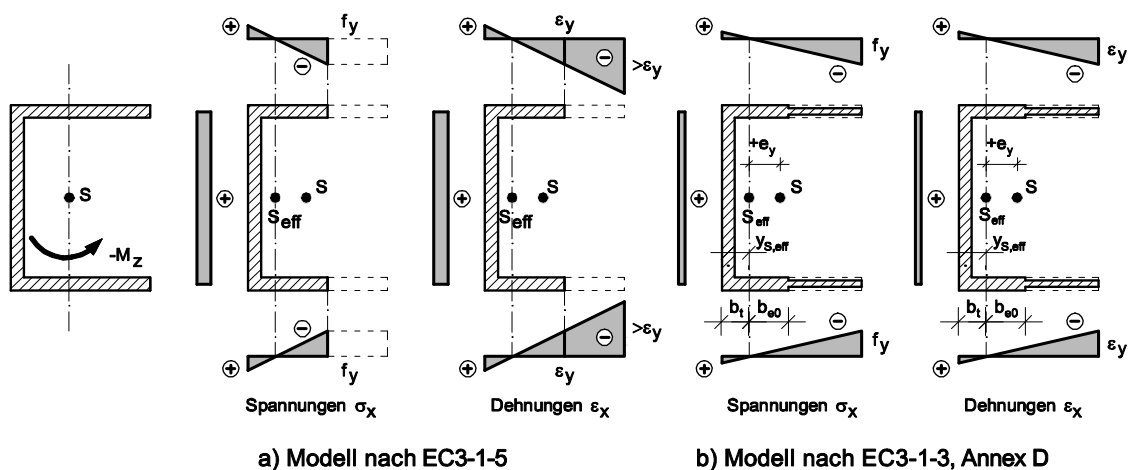


Bild 6.38: Vergleich der Bemessungsmodelle nach [R11] und [93] für negativ um die Hauptachse z-z biegebeanspruchte dünnwandige C-Profile

Entsprechend der Vorgehensweise in den vorigen Abschnitten wird aufgrund seiner verbesserten Formulierung als Ingenieurmodell für dreiseitig gestützte

Platten die Methode der kombinierten Breiten/Dicken gemäß Annex D des Eurocode 3, Teil 1-3, [R10], Bild 6.38b), in Kombination mit der modifizierten *Winter-Kurve* in Gleichung (2.7) vorgeschlagen.

In Analogie zum entgegengerichteten Biegemoment $+M_z$ kann das effektive Trägheitsmoment $I_{z,eff}$ auch hier nach der technischen Biegelehre gemäß Gleichung (6.70) errechnet werden.

$$I_{z,eff} = I_z - \frac{B^2}{4} \left(f_{e0} + 1 - 2 \cdot \frac{y_s}{B} \right)^2 \cdot \frac{A \cdot \Delta A}{A_{eff}} - \frac{B^3 \cdot T_f}{6} \cdot \left(1 - \frac{T_{f,eff}}{T_f} \right) \cdot (1 - f_{e0})^3 \quad (6.70)$$

Darin bedeuten:

- I_z Trägheitsmoment 2. Grades des Bruttoquerschnitts
- y_s/B bezogener Abstand des Bruttoschwerpunkts von der Stegmittelebene nach Gleichung (6.19)
- A Querschnittsfläche des Bruttoquerschnitts
- f_{e0} bezogene Breite des Bereichs mit voll wirksamer Blechdicke nach Gleichung (6.71), vgl. Bild 6.38b)

$$f_{e0} = \frac{b_{e0} + b_t}{B} = \frac{1,42 + 0,42 \cdot \frac{\theta}{\zeta}}{2 + \frac{\theta}{\zeta}} \quad (6.71)$$

- ΔA rechnerisch ausfallende Fläche an den freien Flanschrändern nach Gleichung (6.72)

$$\Delta A = 2 \cdot B \cdot (1 - f_{e0}) \cdot (T_f - T_{f,eff}) \quad (6.72)$$

- $A_{eff} = A - \Delta A$; Querschnittsfläche des Nettoquerschnitts

Die wirksame Blechdicke $T_{f,eff}$ am freien Längsrand für dreiseitig gestützte Querschnittsteile unter einem Spannungsgradienten $\psi_{\sigma, Mz}$ wird gemäß Annex D des Eurocode 3, Teil 1-3, [R10], wie folgt angegeben.

$$\begin{aligned} \frac{T_{f,eff}}{T} &= 1,75 \cdot \rho_f - 0,75 - 0,15 \cdot \psi_{\sigma, Mz} \cdot \rho_f && \leq 1,0 \\ &= 1,75 \cdot \rho_f - 0,75 + \frac{0,15 \cdot \rho_f}{\frac{\theta}{\zeta} + 1} && \leq 1,0 \end{aligned} \quad (6.73)$$

Zur Ermittlung des effektiven Widerstandmomentes am freien Längsrand der Flansche muss darüber hinaus die Schwerpunktlage des effektiven Querschnitts

bekannt sein. Dessen Abstand von der Stegmittellinie $y_{S,eff}$ errechnet sich gemäß Gleichung (6.74).

$$\frac{y_{S,eff}}{B} = \frac{f_{e0}^2 + (1 - f_{e0}^2) \cdot \frac{T_{f,eff}}{T_f}}{2 \cdot \left(f_{e0} + (1 - f_{e0}) \cdot \frac{T_{f,eff}}{T_f} \right) + \frac{\theta}{\zeta}} \quad (6.74)$$

Daraus lässt sich die Abminderung der elastischen Biegetragfähigkeit im Vergleich zum Bruttoquerschnitt $M_{eff,z,Rk}/M_{el,z,Rk}$ allgemeingültig wie folgt bestimmen.

$$\frac{M_{eff,z,Rk}}{M_{el,z,Rk}} = \frac{W_{el,z,eff} \cdot f_y}{W_{el,z} \cdot f_y} = \frac{I_{z,eff} \cdot (B - y_s)}{I_z \cdot (B - y_{S,eff})} \leq 1,0 \quad (6.75)$$

Für eine einfache, geschlossene Handrechenformel nur in Abhängigkeit des Geometrieparameters θ/ζ und der bezogenen Beulschlankheit $\bar{\lambda}_{p,f}$ ist die Gleichung (6.75) zu komplex. Jedoch kann entsprechend den vorigen Kapiteln zur einfachen Anwendung eine graphische Auswertung erfolgen, Bild 6.39.

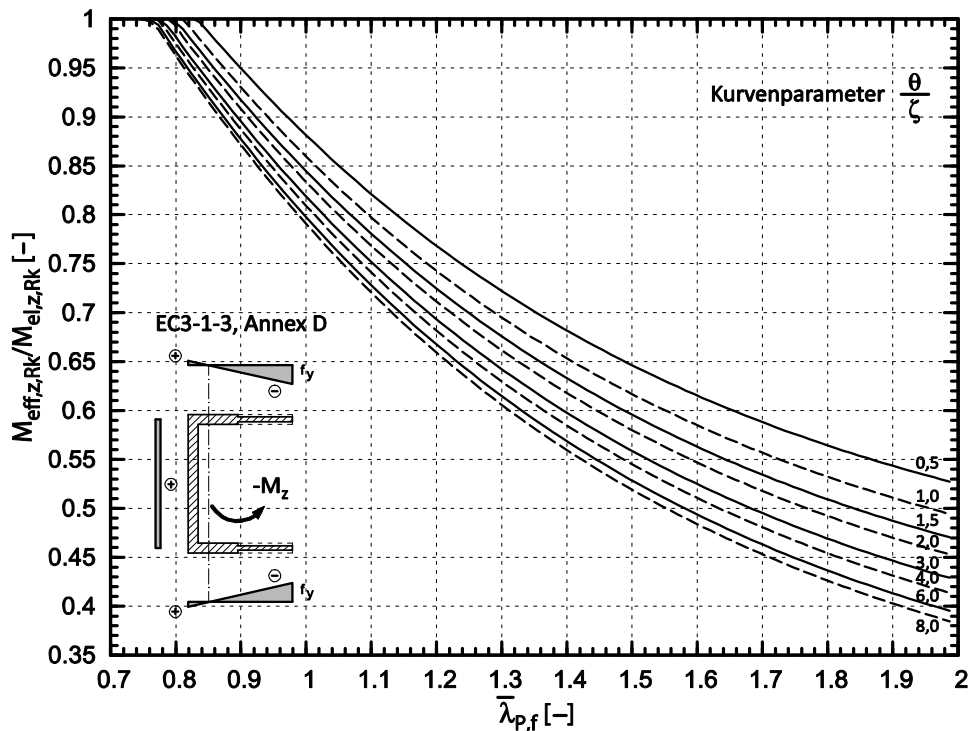


Bild 6.39: Reduktion des elastischen Grenzbiegemomentes $M_{eff,z,Rk}/M_{el,z,Rk}$ beulgefährdeter C-Profile unter negativer Biegebeanspruchung um die Hauptachse z-z

Da die Flächenreduktion am freien Flanschrand vorgenommen wird, der i.A. einen großen Abstand zum Schwerpunkt hat, fällt die Reduktion der Querschnittstragfähigkeit für die hier betrachtete Beanspruchung deutlich größer aus als für die

bisher betrachteten Beanspruchungen. Dass der Grenzschlankheitsgrad, ab dem eine Abminderung vorzunehmen ist, nicht für alle Kurven gleich ist, liegt darin begründet, dass das Randspannungsverhältnis über die Profildicke ψ_{σ, M_z} in die Reduzierung der Plattendicke $T_{f,eff}$ eingeht, die wiederum von der Querschnittsgeometrie abhängig ist.

Die Qualität des so erhaltenen Ingenieurmodells zur Abminderung der elastischen Querschnittstragfähigkeit von C-Profilen unter negativ gerichteter Biegebeanspruchung um die Hauptachse z-z soll nun anhand von Referenzversuchen verifiziert werden. Dabei wird zunächst wie bei positivem M_z auf die experimentellen Versuchstraglasten aus [7], [25], [26] zurückgegriffen. Auch hier wurde die Bauteiltragfähigkeit wiederum an Vierpunkt-Biegeträgern ermittelt, bei denen die Versuchsrandbedingungen aus den referierenden Veröffentlichungen [25], [3], [7] nicht eindeutig hervorgehen. Für genaue Angaben zum Versuchsaufbau und den Versuchsträgerabmessungen wird auf Anhang C.4 verwiesen. Zum Vergleich mit den rechnerischen Tragfähigkeiten werden nur die beulgefährdeten C-Querschnitte herangezogen. Tabelle 6.16 fasst die Gegenüberstellung zusammen, wobei zwei Versuche immer paarweise mit identischen Abmessungen und Materialeigenschaften durchgeführt wurden. Daher kann rechnerisch auch nur ein Wert ermittelt werden. Da aufgrund der nicht vorhandenen Beulgefahr des Steges die Methoden 2 und 3 identische rechnerische Querschnittsbeanspruchbarkeiten liefern, werden diese in einer Tabellenspalte zusammengefasst.

Aus der Auswertung in Tabelle 6.16 geht hervor, dass das ursprüngliche Modell der wirksamen Breiten aus Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], mit Anordnung der effektiven Teilflächen ausschließlich am gelagerten Längsrand die experimentellen Tragfähigkeiten wie erwartet nur in sehr konservativer Weise wiedergeben kann. Die Verwendung der kombinierten wirksamen Breiten und Dicken führt zu wesentlich wirtschaftlicheren Ergebnissen, die allerdings bei einigen Versuchsträgern die experimentellen Tragmomente in intolerabler Größenordnung überschreiten. Bei der Ursachenfindung liegt zunächst nahe, die Begründung darin zu suchen, dass das rechnerische Näherungsverfahren die Spannungsverteilung am Bruttoquerschnitt zugrunde legt, obwohl aufgrund der ausfallenden Teilflächen sich am Nettoquerschnitt ein im Hinblick auf das Beulen ungünstigeres Randspannungsverhältnis einstellt. Wäre dies der Grund für die Überschreitungen der experimentellen Ergebnisse, müsste sich jedoch eine eindeutige Tendenz ergeben, dass je größer das B/T_f -Verhältnis der Flansche wird, die rechnerischen Ergebnisse desto ungünstiger würden, da auch die Schwerpunktverschiebung zunimmt. Dies ist hier nicht der Fall, da sich auch bei gedrungenen Geometrien 15 und 16 signifikante Abweichungen einstellen. Ausführungen in [67] bestätigen gleichlautend, dass dies nicht die Ursache ist und führen ebenso zu einer nicht notwendigen Iteration.

Tabelle 6.16: Vergleich der rechnerischen elastischen Querschnittstragfähigkeiten unter Biegung $-M_z$ mit experimentellen Ergebnissen aus [25], [7]

VT-Nr.	$M_{u,exp}$	Methode 1		Methode 2/3	
		$M_{u,calc}$	$M_{u,calc}/M_{u,exp}$	$M_{u,calc}$	$M_{u,calc}/M_{u,exp}$
	[kNcm]	[kNcm]	[-]	[kNcm]	[-]
M13	38,33	22,15	0,578	33,19	0,866
13	37,65		0,588		0,884
M14	43,05	26,29	0,611	41,90	0,973
14	43,65		0,602		0,960
M15	47,43	30,44	0,642	49,06	1,034
15	47,03		0,647		1,043
M16	53,20	34,69	0,652	57,20	1,075
16	51,0		0,680		1,122
Q1	66,50	38,81	0,584	63,50	0,955
Q6	65,25		0,595		0,973
Q2	89,25	51,69	0,579	85,30	0,956
Q7	87,75		0,589		0,972
Q3	94,50	59,98	0,635	100,2	1,060
Q8	98,25		0,610		1,020
Q4	112,0	68,75	0,614	116,75	1,042
Q9	89,25		0,770		1,308
Q5	129,5	77,99	0,602	134,8	1,041
Q10	95,25		0,819		1,415
Mittelwert m:			0,633		1,039
Standardabweichung s:			0,066		0,135

Hingegen ergeben sich bei Studium der Versuchsbeschreibung in [25] und [7] Unklarheiten bezüglich der Versuchsrandbedingungen. So berichten sowohl [25] als auch [101] von „local crushing besides local buckling“, jedoch ohne eine weitere Detaillierung und Zuordnung zu den entsprechenden Versuchen vorzunehmen. Im zeichnerisch dargestellten Versuchsaufbau in [7], [101] und [25], vgl. Anhang C.4, sind im Bereich der Kräfteinleitung keine vorgesehenen Versteifungen dargestellt, sodass davon ausgegangen werden kann, dass in einigen Versuchen die Grenzbeanspruchung unter dem Einfluss von lokalem „*patch-loading*“ erreicht wurde. Diese Überlegung wird auch von den sehr großen Unterschieden in den Tragmomenten der Doppelversuche Q4/Q9 und Q5/Q10 gestützt. Zudem muss hinterfragt werden, inwiefern der Versuchsaufbau als unversteifter Vierpunkt-Biegeversuch zur Ermittlung der durch lokales Beulen bestimmten Querschnittstragfähigkeit infolge Normalspannungen geeignet ist, da im Übergang von den Randfeldern zum Mittelfeld zu der Biegebeanspruchung auch eine mitunter

nicht unerhebliche Schubbeanspruchung in den Flanschen hinzutritt. Die *Methode der wirksamen Breiten* wurde als Ingenieurmodell zur Beschreibung der lokalen Beuleffekte infolge Drucknormalspannungen entwickelt und hergeleitet. Sie eignet sich demzufolge nicht zur Abbildung von Lasteinleitungsproblematiken und Einflüssen aus Schubbeanspruchung und kann daher auch folgerichtig derartig bestimmte Querschnittstragfähigkeiten nicht in korrekter Weise wiedergeben.

Aus diesem Grund wurde zur weiterführenden Verifikation des beschriebenen Handrechenmodells in Analogie zum vorigen Abschnitt die Versuchsreihe numerisch simuliert. Dabei wurde die gleiche Vorgehensweise im Bezug auf Trägerlängen und geometrische Ersatzimperfectionen wie für positiv gerichtete Biegemomentenbeanspruchung $+M_z$ in Abschnitt 6.3.2.4.2 angewandt. In Tabelle 6.17 sind die rechnerischen elastischen Grenzmomente $M_{\text{eff},z,Rk}$ den numerischen Ergebnissen gegenübergestellt.

Tabelle 6.17: Vergleich der rechnerischen elastischen Querschnittstragfähigkeiten unter Biegung $-M_z$ mit den Ergebnissen der numerisch simulierten Versuchsreihe aus [25], [7]

VT-Nr.	Methode 1		Methode 2/3		
	$M_{u,FE}$	$M_{u,calc}$	$M_{u,calc}/M_{u,FE}$	$M_{u,calc}/M_{u,FE}$	
	[kNcm]	[kNcm]	[-]	[-]	
13/M13	36,64	22,15	0,605	33,19	0,906
14/M14	44,51	26,29	0,591	41,90	0,941
15/M15	52,59	30,44	0,579	49,06	0,933
16/M16	60,24	34,69	0,578	57,20	0,950
Q1/Q6	68,03	38,81	0,570	63,50	0,933
Q2/Q7	95,25	51,69	0,543	85,30	0,896
Q3/Q8	109,95	59,98	0,546	100,20	0,911
Q4/Q9	122,15	68,75	0,563	116,75	0,956
Q5/Q10	134,39	77,99	0,580	134,80	1,003
Mittelwert m:			0,573		0,937
Standardabweichung s:			0,020		0,032

Für die normativ in [R11] festgeschriebene Formulierung der wirksamen Breiten (*Methode 1*) ergibt sich ein gegenüber dem Vergleich mit den experimentellen Werten in Tabelle 6.16 unverändertes Bild. Die Tragfähigkeiten können nur in sehr konservativer Weise wiedergegeben werden und eignen sich nicht im Sinne eines wirtschaftlichen Bemessungsverfahrens. Bei der modifizierten Formulierung in *Methode 2/3* ergeben sich hingegen nunmehr sehr realitätsnahe und vor allem durchgängig sichere rechnerische Tragfähigkeitsprognosen. Da die numerischen Ergebnisse unter Ansatz der in Form und Größen stark ungünstigen geometri-

schen Ersatzimperfektion ermittelt wurden, wird die Vermutung bestätigt, dass in einigen experimentellen Traglasten aus [25] zusätzliche Effekte eingeflossen sind, die über die reine Beultragfähigkeit infolge Drucknormalspannungen hinausgehen.

Die rechnerischen Grenzbeanspruchbarkeiten wurden unter Zugrundelegung einer elastischen Spannungsverteilung ermittelt. Aufgrund der guten Übereinstimmung in den Ergebnissen liegt nahe, dass beulgefährdete C-Profile für eine negative gerichtete Biegebeanspruchung M_z eine vernachlässigbare plastische Querschnittstragfähigkeit besitzen. Dies ist mechanisch auch einleuchtend. Aufgrund der zum Steg verschobenen Schwerpunktlage wird die Fließspannung zunächst am gedrückten, freien Längsrand des Flansches erreicht. Durch das lokale Beulen setzt dieser bei wachsender Beanspruchung die zunehmenden Längsdehnungen in Plattenbiegung um und kann daher keine zusätzlichen Druckmemb-rankräfte aufnehmen. Eine Plastizierung des gezogenen Steges und eine damit verbundene Traglaststeigerung sind nicht möglich. Die Grenzbiegetragfähigkeit stellt sich in guter Näherung ein, wenn der freie Flanschrand die Fließdehnung ε_y erreicht. Dies wird anschaulich durch die Auswertung der FE-Studien belegt. In Tabelle 6.18 sind die im Traglastzustand auftretenden Maximaldehnungen $\max. \varepsilon$ der numerisch gegengerechneten Versuchsträger aus [25] zusammengestellt.

Tabelle 6.18: Zusammenstellung der maximalen Längsdehnungen $\max. \varepsilon$ im Traglastzustand der numerisch simulierten Versuchsreihe aus [25]

VT-Nr.	ε_y	max. ε	max. $\varepsilon / \varepsilon_y$
	[‰]	[‰]	[-]
13/M13	1,057	1,134	1,073
14/M14		1,112	1,052
15/M15		1,123	1,062
16/M16		1,159	1,096
Q1/Q6	0,934	0,946	1,013
Q2/Q7		0,993	1,063
Q3/Q8		0,996	1,066
Q4/Q9		1,007	1,078
Q5/Q10		0,981	1,050

Dabei ist diese äußere, im vorliegenden Fall linear verteilte, als geometrisch bestimmte Beanspruchung aufgebrachte Dehnung des Lastrandes, für die die Formulierung der wirksamen Breiten hergeleitet wurde, nicht mit dem Dehnungszustand in Blechmittelebene im ausgebeulten Zustand zu verwechseln. Für letztgenannte tritt die maximale Längsdehnung i.d.R. nicht am freien Längsrand des Flansches auf, sondern leicht verschobenen in Richtung der Profilmittte. Dies deckt

sich im übertragenen Sinne mit den Beobachtungen bei rein druckbeanspruchten dreiseitig gestützten Platten, die mit zunehmender Plattenschlankheit infolge des inneren Biegemomentes in Scheibenebene durch Zugspannungen am freien Plattenlängsrand stabilisiert werden, vgl. Bild 2.7.

Eine zusätzliche Verifikation der hier vorgeschlagenen Vorgehensweise zur Bestimmung der Querschnittstragfähigkeit erfolgt anhand der umfangreichen experimentellen Versuchsreihe in [67]. Dort wurden ebenfalls Vierpunkt-Biegeversuche an durch M_z biegebeanspruchten, kaltgeformten C-Profilen mit Druck am freien Flanschrand durchgeführt. Es wurden sowohl kompakte als auch außergewöhnlich stark beulgefährdete C-Querschnitte mit teilweise nicht rechtwinkliger Anordnung von den Flanschen zum Steg getestet. Die Abmessungen verlassen so mitunter den baupraktisch üblichen Bereich, sodass für die Auswertung nur die Querschnitte mit $0,7 < \bar{\lambda}_{p,f} < 2,0$ herangezogen wurden. Aufgrund des Versuchsaufbaus als Vierpunkt-Biegeversuch ohne versteifte Flansche an den Lasteinleitungspunkten, ergeben sich aus o.g. Gründen für einige Versuche fragwürdige Ergebnisse, die in [67] nicht weiter detailliert wurden. Somit wurden für den Vergleich der rechnerischen Tragmomente mit den experimentellen Ergebnissen in Tabelle 6.19 nur eindeutige reproduzierbare Versuche mit baupraktisch üblichen Querschnittsgeometrien herangezogen. Für die Abmessungen der untersuchten Versuchsträger wird auf Anhang C.5 verwiesen.

Der Vergleich der rechnerischen mit den experimentellen Tragfähigkeiten aus [67] zeigt die ähnlichen Charakteristiken wie für die zuvor behandelte Versuchsreihe in [25]. Während die gegenwärtig normative Vorgehensweise die Tragfähigkeiten durch $-M_z$ biegebeanspruchter C-Profile nur sehr konservativ wiederzugeben vermag, ergeben sich gute Übereinstimmungen für die hier vorgeschlagene Bemessungsmethoden 2 und 3.

Somit kann aufgrund der guten Reproduktion sowohl experimenteller als auch numerisch ermittelter Tragmomente davon ausgegangen werden, dass die Querschnittstragfähigkeit baupraktisch üblicher C-Profile unter Anwendung des Ingenieurmodells der kombinierten Breiten und Dicken nach Eurocode 3, Teil 1-3, Annex D, [R10], unter Ansatz einer elastischen Spannungsverteilung in Kombination mit der Beulabminderungskurve nach Gleichung (2.7) und den erhöhten Beulwerten für teileingespannte Plattenlängsränder realitätsnah, d.h. wirtschaftlich und sicher, wiedergegeben werden kann. Eine iterative Bestimmung des Randspannungsverhältnisses am Nettoquerschnitt sowie eine Berücksichtigung einer plastischen Tragfähigkeitsreserve können im Hinblick auf den Berechnungsaufwand in Abwägung zu der Ergebnisgenauigkeit entfallen. Auch eine Betrachtung der im Traglastzustand auftretenden Fließlinienmechanismen muss aus Sicht des Verfassers nicht vorgenommen werden.

Tabelle 6.19: Vergleich der rechnerischen elastischen Querschnittstragfähigkeiten unter Biegung $-M_z$ mit den Ergebnissen der Versuchsreihe aus [67]

VT-Nr.	$M_{u,exp}$	Methode 1		Methode 2/3	
		$M_{u,calc}$	$M_{u,calc}/M_{u,exp}$	$M_{u,calc}$	$M_{u,calc}/M_{u,exp}$
	[kNcm]	[kNcm]	[-]	[kNcm]	[-]
4	52,51	30,57	0,582	46,89	0,893
7	20,20	12,81	0,634	19,88	0,984
8	26,14	18,47	0,707	26,33	1,007
21	42,72	22,59	0,529	32,81	0,768
22	49,48	30,74	0,621	46,39	0,938
29	1,67	0,91	0,545	1,34	0,803
30	3,47	1,85	0,533	3,17	0,914
40	8,07	5,13	0,636	8,06	0,999
41	5,58	3,07	0,550	5,11	0,916
44	5,30	3,01	0,568	5,02	0,947
45	6,02	3,36	0,558	5,19	0,862
51	21,34	11,36	0,532	17,30	0,811
52	25,71	16,28	0,633	25,28	0,984
53	23,82	14,36	0,603	22,29	0,961
Mittelwert m:			0,588	0,913	
Standardabweichung s:			0,053	0,077	

6.3.2.5 Kombinierte Druck- und Biegebeanspruchung

6.3.2.5.1 Allgemeines

Mit Kenntnis der Einzelbeanspruchbarkeiten dünnwandiger C-Profile infolge reiner Drucknormalkraft und reiner Biegemomentenbeanspruchung um beide Hauptachsen stellt sich die Frage nach einer geeigneten Kombinationsvorschrift bei Lastfällen mit gleichzeitigem Druck und Biegung. Beim Studium der vorigen Abschnitte lässt sich zusammenfassend feststellen, dass mit Ausnahme eines positiven Biegemomentes M_z , beulgefährdete C-Profile keine nennenswerte plastische Querschnittsreserve besitzen. Somit liegt der Schluss nahe, in einem ersten Schritt die Einzelbeanspruchungen auf Basis einer elastischen Spannungsverteilung linear zu kombinieren. Dieser Weg wird von der aktuellen, europäisch harmonisierten Normung beschränkt und führt bei Anpassung auf die behandelten C-Profile zu der Nachweisgleichung (6.76).

$$\frac{N}{N_{eff,Rk}} + \frac{M_y}{M_{eff,y,Rk}} + \frac{N \cdot e_{Ny} + M_z}{M_{eff,z,Rk}} \leq 1,0 \quad (6.76)$$

Darin sind die Querschnittsbeanspruchbarkeiten jeweils unter den Einzelbeanspruchungen unter Zugrundelegung der Dehnungsverteilungen am Bruttoquerschnitt zu bestimmen, sodass eine Iteration entfallen kann. Wie in Abschnitt 6.3.2.2 beschrieben, muss bei gelenkig gelagerten Systemen mechanisch korrekt der Term mit der Momentenbeanspruchung M_z um die Schwerpunktverschiebung aus reiner Druckbeanspruchung e_{Ny} ergänzt werden, die in einfacher Weise anhand Gleichung (6.54) ermittelt werden kann. Bei nicht vorhandenen Beanspruchungskomponenten werden die entsprechenden Anteile gestrichen und Gleichung (6.76) geht in die Formulierung der Einzelkomponenten über.

6.3.2.5.2 Druck- und Biegebeanspruchung M_y

Da sich bei um die z-Achse gelenkig gelagerten, dünnwandigen C-Profilen unter Druckbeanspruchung stets ein zu berücksichtigendes Biegemoment $\Delta M_z = N \cdot e_{Ny}$ einstellt, tritt der Fall einer alleinigen Beanspruchung durch Druck und Biegung um die starke Hauptachse nur an eingespannten Bauteilen auf. Es ist allerdings zu erwarten, dass derartige Randbedingungen in realen Baukonstruktionen nur in Ausnahmefällen auftreten. Somit wird auf eine gesonderte Betrachtung der alleinigen Kombination N und M_y verzichtet und der etwaige Einfluss dieser Beanspruchungskomponenten im Zusammenwirken von Drucknormalkraft und zweiachsender Biegebeanspruchung in Abschnitt 6.3.2.5.4 untersucht.

6.3.2.5.3 Druck- und Biegebeanspruchung M_z

Wirkt auf einen dünnwandigen C-Querschnitt kein Biegemoment um die starke Hauptachse y-y ein, entfällt der entsprechende Nachweisterm in Gleichung (6.76). Um dem annähernd rein elastischen Verhalten bei negativ gerichtetem M_z einerseits und der möglichen Ausnutzung der plastischen Querschnittsreserve bei entgegen drehendem Biegemoment andererseits gerecht zu werden, muss für eine durchgängig wirtschaftliche Ausnutzung der real vorhandenen Querschnittstragfähigkeit eine Fallunterscheidung in der Nachweisgleichung eingeführt werden, Gleichung (6.77).

$$\frac{N}{N_{\text{eff,Rk}}} + \frac{N \cdot e_{Ny} + M_z}{M_{\text{pl,z,eff}}} \leq 1,0 \quad \text{für} \quad N \cdot e_{Ny} + M_z > 0$$

$$\frac{N}{N_{\text{eff,Rk}}} + \frac{N \cdot e_{Ny} + M_z}{M_{\text{el,z,eff}}} \leq 1,0 \quad \text{für} \quad N \cdot e_{Ny} + M_z < 0$$
(6.77)

Dabei sind die einzelnen Momentenbeanspruchbarkeiten gemäß den Berechnungsvorschriften (6.68) bzw. (6.75) in den vorangegangenen Abschnitten zu ermitteln.

Die Güte der Nachweisgleichung (6.77) wird anhand einer experimentellen Versuchsreihe aus [108] überprüft. Dort wurden kaltgeformte C-Profile zweier unterschiedlicher Querschnittsgeometrien unter (ex)zentrischer Druckbeanspruchung in der Symmetrieebene untersucht. Die Lastausmitten wurden derart variiert, dass beide möglichen Drehrichtungen des einwirkenden Biegemomentes betrachtet werden konnten. Die Versuchskörper waren um die Biegeachse z-z gelenkig gelagert, während für die nicht relevante starke Hauptachse eine starre Einspannung realisiert wurde. Die Bauteillängen wurden derart kurz gewählt, dass ein Einfluss möglicher globaler Stabilitätsfälle ausgeschlossen werden konnte. Eine detaillierte Zusammenstellung der untersuchten Versuchskörper kann Anhang C.6 entnommen werden. Tabelle 6.20 stellt die rechnerischen Grenznormalkräfte gemäß Gleichung (6.77) den experimentellen Ergebnissen gegenüber. Darin bedeutet die Indizierung einzelner rechnerischer Werte folgendes:

Kein Index	$N \cdot e_{Ny} + M_z < 0$; Ansatz elastischer Querschnittstragfähigkeit $M_{el,z,eff}$
Index ¹⁾	$N \cdot e_{Ny} + M_z > 0$, Ansatz plastischer Querschnittstragfähigkeit $M_{pl,z,eff}$ nach Gleichung (6.68)
Index ²⁾	$N \cdot e_{Ny} + M_z > 0$, Ansatz elastischer Querschnittstragfähigkeit $M_{el,z,eff}$ nach Eurocode 3, Teil 1-5, [R11]

Beim Vergleich der einzelnen Ergebnisse und Auswertung der zusammenfassenden statistischen Kenngrößen ergibt sich aus der Kenntnis der Ergebnisse der Einzelbeanspruchungen das erwartete Bild. Das gegenwärtig gängige Nachweisformat nach Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], sowie dem Hauptteil des Teil 1-3, [R10], unterschätzt die experimentellen Tragfähigkeiten im Mittel um 40% und in den meisten Einzelfällen noch deutlich konservativer. Im Gegensatz dazu lassen sich die Versuchsergebnisse unter Anwendung der Nachweismethoden 2 und 3 gemäß Tabelle 6.11 wirklichkeitsnah und i.d.R. sicher oder mit nur geringfügigen, tolerablen Überschreitungen wiedergeben. Eine Ausnahme stellt der Versuch 15 dar, für den die rechnerische Grenzkraft 12,5% über der im Versuch ermittelten liegt. Da jedoch mit den Versuchen 14 und 16 identische Geometrien vorlagen, und diese korrekt reproduziert werden können, wird davon ausgegangen, dass im Versuch ungünstige, versuchstechnisch bedingte Effekte auftraten, die die Traglast negativ beeinflusst haben. Ansonsten ergeben sich sehr wirklichkeitsnahe rechnerische Querschnittstragfähigkeiten, die im Vergleich zu den Versuchsergebnissen auch nur ein geringes Streuband aufweisen. Ein Vergleich der *Methode 3* mit *Methode 2* ohne Berücksichtigung des abgeminderten Beulwertes der stützenden Platte zeigt nahezu identische Tragfähigkeiten. Lediglich im Fall großer, negativer äußerer Exzentrizitäten, die sich mit der Schwerpunktverschiebung vom Brutto- zum

Nettoquerschnitt e_{Ny} annähernd aufheben, ergeben sich aufgrund der unterschiedlichen Normalkrafttragfähigkeiten $N_{eff,Rk}$ etwas größere Unterschiede.

Tabelle 6.20: Vergleich der rechnerischen Querschnittstragfähigkeiten unter Druck und Biegung M_z gemäß Gleichung (6.77) mit experimentellen Ergebnissen aus [108]

QS	VT-Nr.	Test	Methode 1		Methode 2		Methode 3	
		$P_{u,exp}$	$P_{u,calc}$	$P_{u,calc}/P_{u,exp}$	$P_{u,calc}$	$P_{u,calc}/P_{u,exp}$	$P_{u,calc}$	$P_{u,calc}/P_{u,exp}$
		[kN]	[kN]	[-]	[kN]	[-]	[kN]	[-]
U - 100 - 75 - 2	1	100,0	52,8	0,528	92,0 ¹⁾	0,920	97,9 ¹⁾	0,979
	2	85,0	44,7	0,526	84,1	0,989	87,1	1,024
	3	70,0	38,8	0,554	69,2	0,989	71,2	1,017
	4	63,5	34,2	0,539	60,8	0,957	60,2	0,948
	5	64,0		0,534		0,950		0,941
	6	63,5		0,539		0,957		0,948
	7	60,0		0,570		1,013		1,010
	8	53,0	30,6	0,577	52,6	0,992	52,2	0,985
	9	50,4	27,7	0,550	46,3	0,919	46,0	0,913
	10	42,6	25,3	0,594	41,4	0,972	41,2	0,967
U - 100 - 40 - 1	11	19,0	17,3 ²⁾	0,911	19,0 ¹⁾	1,000	19,2 ¹⁾	1,011
	12	22,5	15,7	0,698	21,3 ¹⁾	0,947	21,5 ¹⁾	0,956
	13	20,5		0,766		1,039		1,049
	14	21,0	11,3	0,538	18,0	0,857	18,0	0,857
	15	16,0		0,706		1,125		1,125
	16	18,9		0,598		0,952		0,952
	17	14,0	8,9	0,636	13,3	0,950	13,3	0,950
	18	15,5		0,574		0,858		0,858
	19	13,8		7,8	0,565	11,4		0,826
Mittelwert m:				0,605		0,964		0,959
Standardabw. s:				0,100		0,071		0,068

Auch kann mit Hilfe der modifizierten Bemessungsmodelle 2 und 3 das in den Versuchen beobachtete Tragverhalten korrekt reproduziert werden. In [108] wird für die Versuchsreihe U-100-75-2 beschrieben, „dass der Steg bei $e = -0,9\text{cm}$ (VT1) stark beult, während er bei $e \geq 0$ (VT4-10) eben bleibt“. Ersteres deutet darauf hin, dass der Steg durch ein Umschlagen des Biegemomentes aufgrund der Zusatzbeanspruchung aus der Schwerpunktverschiebung stärker belastet wird, während eine Entlastung des freien Flanschrandes stattfindet. Somit stellt sich ein annähernd gleichzeitiges Versagen von Steg und Flanschen ein. Dies wird durch die Photographien der Träger nach Versuchsdurchführung in [108] belegt, in denen deutliche Beulverformungen aller Querschnittsteile zu erkennen sind.

Diesem Umstand wird im Ingenieurmodell Rechnung getragen, indem auch hier ein Vorzeichenwechsel in der Momentenbeanspruchung auftritt und somit für die Beanspruchbarkeit aus nunmehr positiv wirkendem Biegemoment M_z eine vollplastische Spannungsverteilung über das Profil gemäß Gleichung (6.68) angenommen werden darf. Die z. Zt. normativ festgeschriebene Vorgehensweise in [R11] kann dieses Tragverhalten nicht abbilden, indem sich auch unter der großen äußeren Exzentrizität von $e = -0,9\text{cm}$ im Versuch 1 aufgrund der unkorrekt großen Schwerpunktverschiebung e_{Ny} rechnerisch ein immer noch negatives Biegemoment M_z ergibt. Dies hätte eine signifikante Verminderung der Stegbeulgefahr zur Folge, wie sie im Versuch real nicht auftrat.

Eine weitere experimentelle Versuchsreihe an kaltgeformten C-Profilen aus S460MC, die zur Verifikation der Nachweisgleichung (6.77) herangezogen werden kann, wurde im Rahmen von [92] durchgeführt. Die obigen Schlussfolgerungen zur korrekten Reproduktion des Tragverhaltens lassen sich auch hier vollumfänglich bestätigen. Ein quantitativer Vergleich der rechnerischen und experimentellen Tragfähigkeiten ist zum Bearbeitungsstand der vorliegenden Arbeit nicht möglich, da noch keine gemessenen Materialeigenschaften vorliegen. Bei Ansatz der Nennfestigkeiten ergeben sich ebenfalls gute Übereinstimmungen, wobei die rechnerischen Tragfähigkeiten etwas konservativer liegen. Da mit einer gewissen Überfestigkeit des Materials zu den Nennfestigkeiten zu rechnen ist, kann auch hier davon ausgegangen werden, dass die Versuchsergebnisse auch hier wirklichkeitsnah wiedergegeben werden können.

Somit wird zusammenfassend festgestellt, dass die vorgeschlagene Vorgehensweise zur rechnerischen Bestimmung der Querschnittstragfähigkeit druck- und um die schwache Hauptachse biegebeanspruchter C-Profile eine wirklichkeitsnahe Prognose der realen Tragfähigkeiten und des realen Tragverhaltens erlaubt. Im Gegensatz dazu kann die gegenwärtige Bemessungsmethode in Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], bzw. im Hauptteil des Teils 1-3, [R10], nur eine sehr konservative Abschätzung liefern und ebenso mitunter das Tragverhalten in den Versuchen nicht richtig wiedergeben.

6.3.2.5.4 Druck- und zweiaxiale Biegebeanspruchung M_y und M_z

Sind die einzelnen Interaktionen N - M_y und N - M_z in guter Weise durch eine lineare Beziehung wiederzugeben, ist zunächst zu erwarten, dass auch bei Einwirkung einer Drucknormalkraft in Kombination mit zweiaxialer Biegung die Interaktionsbeziehung annähernd linear verläuft. Die Beanspruchbarkeit kann somit mit Gleichung (6.76) ermittelt werden, in der zur Vermeidung einer iterativen Berechnung die Querschnittsbeanspruchbarkeiten $N_{\text{eff,Rk}}$, $M_{\text{eff,y,Rk}}$ und $M_{\text{eff,z,Rk}}$ aus alleiniger Wirkung der korrespondierenden Schnittgröße N , M_y bzw. M_z bestimmt werden.

Die resultierenden, i. A. für jede Querschnittsgeometrie unterschiedlichen Interaktionsflächen werden dann durch eine Ebene beschrieben, die sich zwischen den drei Eckpunkten ($N \neq 0; M_y = M_z = 0$), ($M_y \neq 0; N = M_z = 0$) und ($M_z \neq 0; N = M_y = 0$) aufspannt. Grundsätzlich ist durch diese Vorgehensweise immer eine konservative Abschätzung der Grenzbeanspruchbarkeit zu erwarten, da, wie oben gezeigt, auch beulgefährdete C-Profile unter Biegebeanspruchung i.d.R. eine gewisse Tragfähigkeitsreserve unter Ausnutzung von (Teil-)Plastizierungen besitzen. Es ist also zu vermuten, dass die reale Interaktionsfläche einen konvexen Verlauf aufweist.

In der Literatur existieren keine experimentellen oder numerischen Daten zur Verifikation der Beanspruchungsinteraktion N - M_y - M_z von beulgefährdeten C-Profilen unter Ausschluss globaler Stabstabilitätseffekte. Aus diesem Grund wurden eigene FE-Berechnungen angestellt, anhand derer eine Kalibration der Gleichung (6.76) erfolgen kann. Die Querschnittstragfähigkeit hängt von einer Vielzahl von Einflussparametern ab:

- Beanspruchungsintensitäten $N/N_{\text{eff,Rk}}$, $M_y/M_{\text{eff,y,Rk}}$ und $M_z/M_{\text{eff,z,Rk}}$
- Bezogene Plattenschlankeitsgrade von Flansch $\tilde{\lambda}_{p,f}$ und Steg $\tilde{\lambda}_{p,w}$
- Geometrie des Querschnitts θ und ζ

Daher ist eine vollumfängliche Verifikation im Rahmen dieser Arbeit nicht möglich und es wird somit auf die beiden unterschiedlichen, kaltgeformten Querschnitte aus [108] zurückgegriffen, bei denen die Drucknormalkräfte in Richtung beider Achsen exzentrisch an markanten Punkten eingeleitet wurden. Es wurden die in den realen Versuchskörpern vorhandenen Eckausrundungen nicht angesetzt und stattdessen die Profile scharfkantig modelliert. Bild 6.40 zeigt die untersuchten Lastangriffspunkte sowie die Querschnittsabmessungen und Materialeigenschaften für die numerischen Berechnungen.

Die Vorgaben für die numerischen Berechnungen bezüglich des angesetzten Materialgesetzes und der Randbedingungen unterscheiden sich nicht von den vorigen Abschnitten. Beim Ansatz der Ersatzimperfectionen wurde hingegen neben der Beuleigenform aus der kombinierten Druck- und Biegebeanspruchung auch die Eigenform aus reiner Drucknormalkraft aufgebracht. Dies geschah, da bei Beanspruchung aus allen Komponenten einzelne Querschnittsteile Zugspannungen ausgesetzt sind und dementsprechend bei Ansatz der korrespondierenden Eigenform keine Vorverformung aufweisen. Dies kann u.U. zu günstige Bauteilbeanspruchbarkeiten zur Folge haben. Für beide Ansätze erfolgte wie in den anderen FE-Berechnungen eine Skalierung der Maximalamplituden auf die Vorgaben gemäß Tabelle 4.7. Zur Verifikation der rechnerischen Ergebnisse wurde die kleinere numerische Traglast der beiden Vorverformungsansätze verwendet.

Tabelle 6.21 zeigt den Vergleich mit den Ergebnissen nach Gleichung (6.76) anhand der aufnehmbaren Druckbeanspruchung P_u .

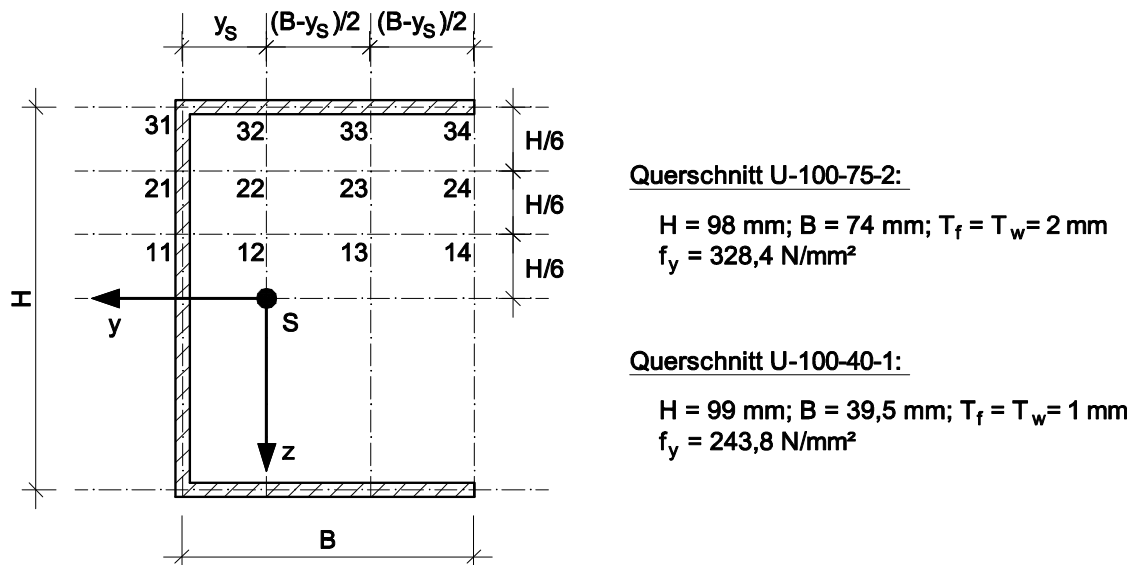


Bild 6.40: Numerisch untersuchte Lastfälle zur N - M_y - M_z -Interaktion der Querschnittstragfähigkeiten beulgefährdeter C-Profile

Der Vergleich der Ergebnisse zeigt das erwartete Bild. Die lineare Näherung in Gleichung (6.76) unter Verwendung der *Nachweismethode 1* gemäß Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], bzw. Haupttext des Teils 1-3, [R10], kann die numerischen Ergebnisse nur derart konservativ wiedergeben, dass eine wirtschaftliche Ausnutzung des Querschnitts bei mittleren Abweichungen von 42% nicht möglich ist. Dass sich unter einem positiv einwirkendem Biegemoment M_z bessere Übereinstimmungen ergeben, lässt sich darauf zurückführen, dass die Aufteilung der wirksamen Breiten nach Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], zu einer deutlich zu großen Schwerpunktverschiebung führt. Da dieser Abstand bei positiver Lastexzentrizität der äußeren Normalkraft abgezogen werden muss, wirkt sich dieser Effekt günstig aus, sodass sich in diesem Fall weniger konservative rechnerische Tragfähigkeiten ergeben. Dennoch muss ein Ingenieurmodell die Forderung nach mechanisch korrekter Beschreibung des Tragverhaltens erfüllen, weshalb diese verbesserte Wiedergabe der numerischen Tragfähigkeiten mit Hilfe der gegenwärtig normativ festgeschriebenen Methode in dem zitierten Sonderfall trotzdem kritisch zu beurteilen ist.

Tabelle 6.21: Vergleich der rechnerischen Querschnittstragfähigkeiten unter Druck und zweiachsiger Biegung mit numerischen Ergebnissen

QS	Last in Pkt.	$P_{u,FE}$ [kN]	Methode 1		Methode 2		Methode 3	
			$P_{u,calc}$ [kN]	$P_{u,calc}/P_{u,FE}$ [-]	$P_{u,calc}$ [kN]	$P_{u,calc}/P_{u,FE}$ [-]	$P_{u,calc}$ [kN]	$P_{u,calc}/P_{u,FE}$ [-]
U - 100 - 75 - 2	11	71,0	56,6	0,797	58,3	0,821	60,2	0,848
	12	59,6	28,3	0,475	50,1	0,841	49,9	0,837
	13	28,3	15,0	0,530	24,8	0,876	24,7	0,873
	14	18,3	10,2	0,557	16,5	0,902	16,4	0,896
	21	66,7	44,2	0,663	47,6	0,714	49,3	0,739
	22	51,7	24,8	0,480	42,0	0,812	41,9	0,810
	23	27,6	13,9	0,504	22,6	0,819	22,6	0,819
	24	18,0	9,71	0,539	15,5	0,861	15,5	0,861
	31	54,2	36,3	0,670	40,2	0,741	41,5	0,766
	32	44,5	22,1	0,497	36,1	0,811	35,7	0,802
	33	26,4	13,0	0,492	20,8	0,788	20,7	0,784
	34	17,7	9,24	0,522	14,6	0,825	14,5	0,819
U - 100 - 40 - 1	11	16,8	14,1	0,839	14,4	0,857	14,6	0,869
	12	15,2	7,92	0,521	13,5	0,888	13,5	0,888
	13	6,60	3,30	0,500	5,63	0,853	5,64	0,855
	14	4,06	2,09	0,515	3,58	0,882	3,58	0,882
	21	13,5	11,4	0,844	11,6	0,859	11,9	0,881
	22	12,4	7,00	0,565	10,8	0,871	10,9	0,879
	23	6,46	3,13	0,485	5,16	0,799	5,18	0,802
	24	4,03	2,02	0,501	3,39	0,835	3,39	0,835
	31	11,3	9,56	0,854	9,84	0,871	10,0	0,885
	32	10,3	6,26	0,608	9,21	0,894	9,29	0,902
	33	6,19	2,98	0,484	4,76	0,769	4,78	0,772
	34	3,99	1,95	0,489	3,21	0,805	3,22	0,807
Mittelwert m:				0,580		0,838		0,833
Standardabw. s:				0,127		0,046		0,048

Deutlich realistischere rechnerische Traglasten mit geringen Streuungen über den gesamten untersuchten Bereich ergeben sich bei Verwendung der *Methoden 2* und *3* gemäß Tabelle 6.11, wobei beide annähernd identische Ergebnisse liefern. Im Vergleich zu den Einzelbeanspruchungen stellen sich etwas größere Abweichungen ein, die unter Berücksichtigung des komplexen Tragverhaltens dennoch im Sinne eines einfach handhabbaren Handrechenverfahrens als wirtschaftlich einzuschätzen sind. Die Abweichungen lassen sich im Einzelnen auf drei Gründe zurückführen:

1. In den Betrachtungen der einzelnen Beanspruchbarkeiten N , M_y und M_z sind rechnerische Tragfähigkeitsreserven vorhanden, die sich im Falle einer kombinierten Beanspruchung folgerichtig aufsummieren.
2. Bei gleichzeitiger Einwirkung von Biegemomenten um beide Hauptachsen ergibt sich eine stark nichtlineare, konvex verlaufende Interaktionskurve, die durch den linearen Ansatz nur konservativ wiedergegeben werden kann, vgl. auch Abschnitt 6.2.3.6.
3. Unter der kombinierten Beanspruchung ergeben sich recht komplexe Spannungs- bzw. Dehnungsverläufe über den Querschnitt, vgl. beispielhaft Bild 6.41. Diese auftretenden Spannungsgradienten unterscheiden sich von den Verläufen unter Ansatz der Einzelbeanspruchungen z.T. deutlich und beeinflussen i.A. das Beulverhalten der einzelnen Querschnittsteile günstig.

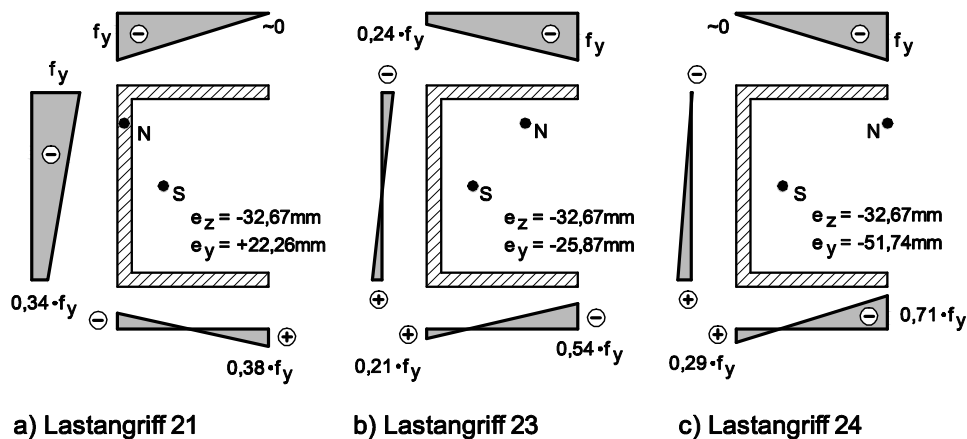


Bild 6.41: Beispielhafte Normalspannungsverläufe für C-Profil U-100-75-2 aus [108] unter Druck- und zweiachsiger Biegebeanspruchung

Mechanisch korrekt wäre die Bestimmung des wirksamen Querschnitts unter Zugrundelegung des realen Spannungsverlaufes über den Querschnitt infolge der kombinierten Beanspruchung aus allen einwirkenden Beanspruchungskomponenten. Der daraus resultierende wirksame Querschnitt weist dann eine mitunter nicht zu vernachlässigende Drehung der Profilhauptachsen auf, was dazu führt, dass auch die Einwirkungen auf das entsprechende Hauptachsensystem des Nettoquerschnitts zu beziehen sind. Zudem sind nunmehr Schwerpunktverschiebungen in beide Richtungen zu berücksichtigen und es lassen sich keine einfachen rechnerischen oder graphischen Lösungen zur Bestimmung der effektiven Querschnittswerte angeben. Der Rechenaufwand wäre enorm, vgl. dafür auch [27]. Aus diesen Gründen der einfachen Anwendbarkeit in der Ingenieurpraxis wird diese zwar mechanisch sinnvolle, aber wenig praktikable Vorgehensweise auch im Hinblick auf die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit hier abgelehnt.

Für beulgefährdete I-Profile unter kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung kommt man in [77] zu ähnlichen Ergebnissen und Schlussfolgerungen. Anhand von experimentellen Vergleichsrechnungen wird dort eine Bemessungsmethode mit ähnlicher Verteilung der wirksamen Breiten aus [12] verifiziert, für die sich Abweichungen in ähnlicher Größenordnung einstellen.

Somit wird zur weiteren Verwendung bei der Bestimmung der Querschnittstragfähigkeit dünnwandiger C-Profile unter Druck- und zweiachsiger Biegebeanspruchung die Vorgehensweise mit Trennung nach Grundbeanspruchungen weiter empfohlen. Sie vereint in guter Weise den Kompromiss aus überschaubarem Berechnungsaufwand und wirtschaftlicher Prognose der realen Tragfähigkeiten. Zur Verbesserung der Ergebnisgenauigkeit sind umfangreiche experimentelle, numerische und rechnerische Forschungsaktivitäten notwendig, um den konvexen Verlauf der Interaktionsfläche abgesichert für einen großen Parameterbereich auch rechnerisch nutzbar zu machen.

6.3.3 Bauteiltragfähigkeit

6.3.3.1 Allgemeines

Im vorigen Abschnitt 6.2.2 sind Handrechenverfahren vorgestellt worden, um die reine Querschnittstragfähigkeit von beulgefährdeten C-Profilen unter Druck- und/oder Biegebeanspruchung zu ermitteln. Jedoch sind in realen Baukonstruktionen i.d.R. Bauteil(abschnitts)längen ohne zusätzliche Stützungen vorhanden, bei denen die reine Querschnittstragfähigkeit keine sichere Abschätzung der Bauteilbeanspruchbarkeit darstellt. Es ist vielmehr in diesen Bereichen für die untersuchten Beanspruchungen der zusätzliche Einfluss globaler Stabilitätseffekte wie Biegeknicken oder Biegedrillknicken zu berücksichtigen. Dies führt für dünnwandige, beulgefährdete Querschnitte jedoch dazu, dass i.A. auch die Schnittgrößen und damit die Bauteiltragfähigkeit nicht unabhängig von Steifigkeit der Konstruktion errechnet werden können.

Dabei findet eine gegenseitige Beeinflussung globaler („global instability“ gi) und lokaler („local instability“ li) Stabilitätsprobleme statt. Einerseits wird die Stabsteifigkeit durch das lokale Ausbeulen des Querschnitts herabgesetzt und damit verbunden die Stabilitätsgefahr des Bauteils ungünstig beeinflusst. Andererseits ergeben sich durch die im globalen Stabilitätsfall auftretenden Zusatzschnittgrößen nach Theorie II. Ordnung Normalspannungsverläufe über den Querschnitt, die i.A. das lokale Plattenbeulen günstig beeinflussen. In der Literatur wird dieses Bauteilverhalten als „*Gesamtstabilität*“ (coupled instability) bezeichnet.

Unstrittig im Sinne einer mechanisch korrekten Beschreibung von Gesamtinstabilitätsproblemen ist, dass die Abminderung der Stabsteifigkeit infolge lokaler Beulef-

fekte einen Einfluss auf das Tragverhalten von dünnwandigen Stahlquerschnitten ausübt. Dennoch sieht das gegenwärtig in Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], festgeschriebene Nachweisverfahren die Berücksichtigung des Steifigkeitsverlustes nicht vor. Der Einfluss des lokalen Beulens geht ausschließlich in der Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit ein. In der Bestimmung der bezogenen Stabschlankheit von Klasse 4-Querschnitten wird dann diese reduzierte Querschnittsbeanspruchbarkeit der Verzweigungslast des nicht abgeminderten Querschnitts, d.h. unter Ansatz der vollen Steifigkeit, gegenübergestellt, vgl. Gleichung (2.50). De facto führt dies zu einer gegenüber dem Bruttoquerschnitt reduzierten Bauteilschlankheit. Es wird also ausschließlich ein positiver Effekt des lokalen Plattenbeulens auf die Stabstabilität unterstellt. Die mit dem Steifigkeitsverlust einhergehende Begünstigung der globalen Stabilitätsfälle Biegeknicken oder Biegedrillknicken wird gänzlich außer Acht gelassen. Wie in [95] durch experimentelle und numerische Vergleichsrechnungen gezeigt werden konnte, können sich bei Anwendung dieser Nachweismethode insbesondere für C-Profile rechnerische Tragfähigkeiten ergeben, die mitunter intolerabel weit auf der unsicheren Seite liegen. Zur Verdeutlichung ist die Bestimmung der Bauteilabminderung gemäß [R9] exemplarisch in Bild 6.42 dargestellt. Zur Schließung der Sicherheitslücke erscheint eine Überarbeitung des bestehenden Nachweisverfahrens im Hinblick auf eine Erfassung der realen Steifigkeiten im ausgebeulten Zustand nicht nur sinnvoll sondern notwendig.

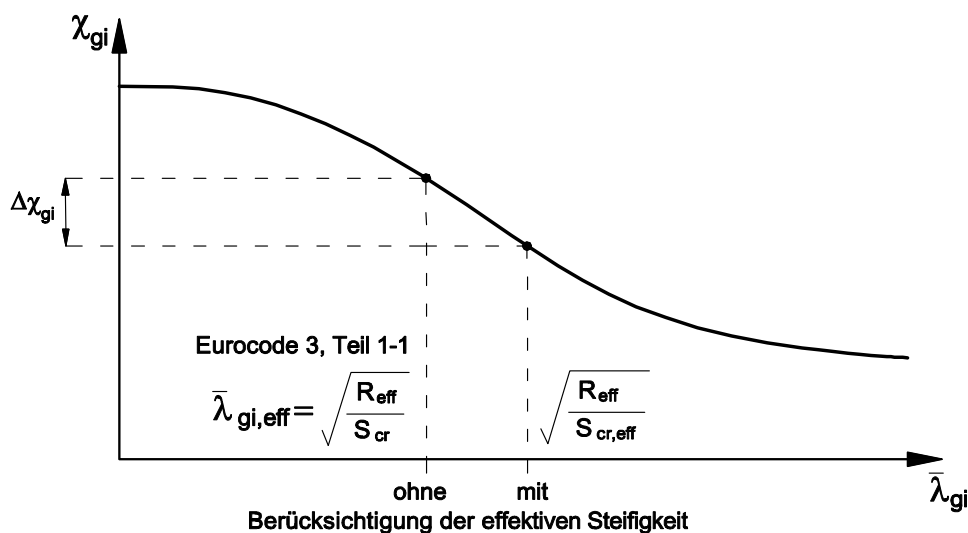


Bild 6.42: Qualitative Darstellung der Vorgehensweise zur Ermittlung der Bauteiltragfähigkeit beulgefährdeter Querschnitt nach [R9]

Die Beulgefährdung und damit verbunden die effektive Stabsteifigkeit I_{eff} ist direkt vom vorhandenen Normalspannungszustand abhängig. Letzterer ist unter Berücksichtigung der Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung am global ausgelenkten

und lokal ausgebeulten Bauteil zu bestimmen. Die Abminderung der Stabsteifigkeit vom Brutto- zum Nettoquerschnitt β_I gemäß Gleichung (6.78) lässt sich allgemeingültig wie folgt angeben.

$$\beta_I = \beta_{ci} = \frac{l_{eff}}{l} \tag{6.78}$$

Betrachtet man sehr kurze Bauteile, ist der Einfluss der Stabstabilität vernachlässigbar und die Querschnittstragfähigkeit unter Erreichen der Fließspannung f_y wird maßgebend für die Bemessung. Somit nimmt die effektive Steifigkeit l_{eff} hier den Minimalwert $\beta_{I,li}$ an. Bei langen Bauteilen tritt neben der Grundbeanspruchung die Biegeschnittgröße nach Theorie II. Ordnung am ausgelenkten Bauteil hinzu, sodass sich über den Querschnitt Spannungsgradienten einstellen und die Fließspannung, wenn überhaupt, nur an einzelnen Querschnittsstellen erreicht wird, was die Beulgefahr signifikant vermindert. Bei extrem langen Stäben und daher dem näherungsweise alleinigen Auftreten der Zusatzschnittgröße aus Theorie II. Ordnung erreicht die effektive Stabsteifigkeit l_{eff} beulgefährdeter Stäbe folgerichtig ihr Maximum $\beta_{I,gi}$. Bild 6.43 stellt den qualitativen Zusammenhang von Stabschlankheit und effektiver Biegesteifigkeit für beulgefährdete und kompakte Querschnitte graphisch dar.

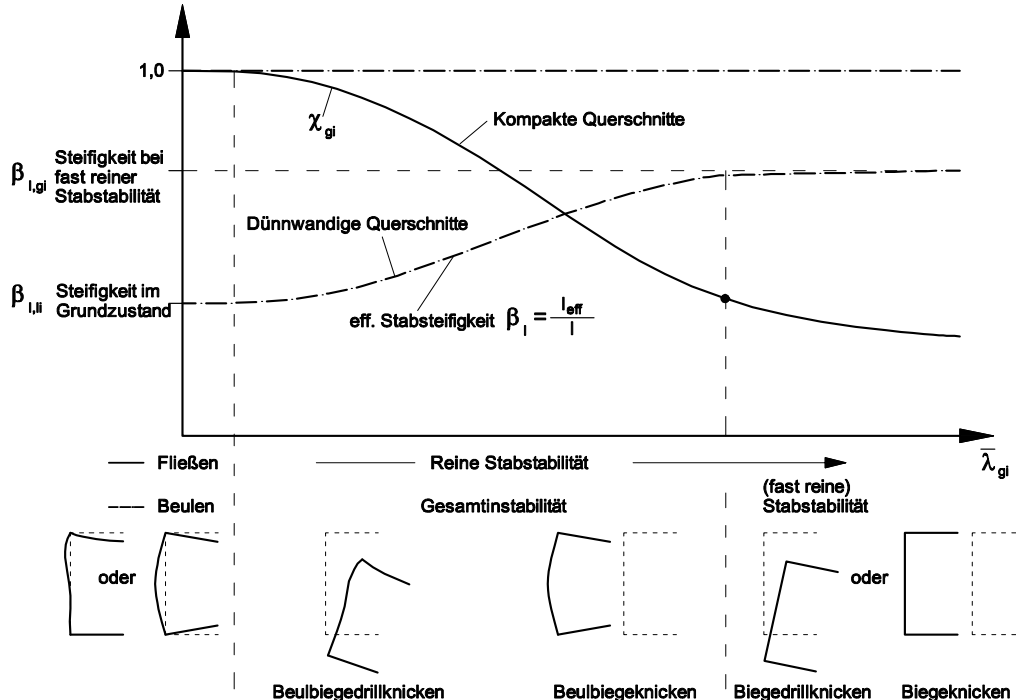


Bild 6.43: Qualitative Darstellung der effektiven Stabsteifigkeit l_{eff} in Abhängigkeit der Bauteillänge

Der in Bild 6.43 dargestellte Verlauf der effektiven Steifigkeit ist unabhängig vom betrachteten globalen Stabilitätsfall qualitativ ähnlich. Daher erscheint es sinnvoll, die für den Biegeknickfall empirisch bestimmte Bestimmungsgleichung (2.53) folgerichtig unabhängig vom vorliegenden globalen Stabilitätsfall im weiteren Verlauf zu verwenden. Dabei ist a priori der zur Allgemeingültigkeit des Nachweisverfahrens gehörige Übergang zu den einzelnen Grenzfällen gegeben. Es sind lediglich die jeweiligen Grenzwerte bei Ausschluss der Stabstabilität $\beta_{1,li}$ einerseits sowie bei (fast) ausschließlicher globaler Instabilitätserscheinungen $\beta_{1,gi}$ andererseits für den Biegeknick- oder Biegedrillknickfall unterschiedlich zu definieren.

Da die vorliegende Arbeit zur Zielsetzung hat, ingenieurmäßige Bemessungskonzepte zur Handrechnung bereit zu stellen, wird zur Ermittlung der Bauteilbeanspruchbarkeit auf das in der Praxis weit verbreitete und beliebte *Ersatzstabverfahren* zurückgegriffen. Dabei wird der betrachtete Stab(abschnitt) aus dem Gesamttragwerk herausgetrennt, wobei die Ermittlung der Beanspruchungen innerhalb des Bauteils in einfacher Weise nach Theorie I. Ordnung erfolgt. Die vorhandenen Einflüsse globaler Stabstabilität werden mit Hilfe geeigneter Bauteilabminderungskurven, i.A. der europäischen Knickspannungslinien, berücksichtigt. Somit wäre die mechanisch korrekte Vorgehensweise, den als Eingangswert erforderlichen bezogenen Bauteilschlankheitsgrad unter Einfluss lokaler Beuleffekte $\bar{\lambda}_{ci}$ zu bestimmen, denen die real auftretende Spannungsverteilung unter Berücksichtigung der Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung zu Grunde liegt. Dies gilt sowohl für die Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit R_{eff} als auch der Verzweigungsschnittgröße $S_{cr,eff}$, Gleichung (6.79).

$$\bar{\lambda}_{ci} = \sqrt{\frac{R_{eff}}{S_{cr,eff}}} \quad (6.79)$$

Diese Vorgehensweise ist im Sinne eines zur Handrechnung geeigneten Bemessungskonzeptes jedoch wenig praktikabel. Aufgrund der gegenseitigen Beeinflussung der einzelnen Stabilitätsprobleme wird eine iterative Berechnung erforderlich, die der Forderung nach einer einfachen Anwendbarkeit in der Ingenieurpraxis in ihrem Grundsatz widerspricht. Daher wird im weiteren Verlauf die normativ in [R9] festgeschriebene Näherungsmethode einer konsequenten Trennung der einzelnen globalen Stabilitätsprobleme und Beanspruchungen verfolgt. Diese einzelnen Bauteiltragfähigkeiten sind im Anschluss im Nachweisformat anhand geeigneter Interaktionsbeiwerte miteinander zu kombinieren.

Durch die Kenntnis der effektiven Stabsteifigkeit I_{eff} bzw. der Abminderung derselben gegenüber dem Bruttoquerschnitt β_1 gemäß Gleichung (2.53) lässt sich der effektive Stabschlankheitsgrad beulgefährdeter Querschnitte näherungsweise mit Gleichung (6.80) für alle Stabilitätsfälle allgemeingültig darstellen.

$$\bar{\lambda}_{ci} = \bar{\lambda}_{eff} = \sqrt{\frac{R_{eff}}{S_{cr,eff}}} = \sqrt{\frac{R_{eff}}{S_{cr} \cdot \beta_I}} = \bar{\lambda}_{gi} \cdot \sqrt{\frac{R_{eff}}{R_{Rk}} \cdot \frac{I}{I_{eff}}} \quad (6.80)$$

Darin bedeuten:

R_{eff}	reine Querschnittsbeanspruchbarkeit des ausgebeulten Querschnitts
R_{Rk}	reine Querschnittsbeanspruchbarkeit des <u>Brutto</u> querschnitts
S_{cr}	Verzweigungsschnittgröße des <u>Brutto</u> querschnitts
$\bar{\lambda}_{gi}$	Stabschlankheitsgrad des <u>Brutto</u> querschnitts

Eine entsprechende Detaillierung der allgemein formulierten Größen in Gleichung (6.80) in Abhängigkeit der Beanspruchung und des betrachteten Stabstabilitätsproblems erfolgt in den entsprechenden Folgeabschnitten.

Auf Basis der so ermittelten Bauteilschlankheit wird nunmehr der Abminderungsfaktor zur Berücksichtigung des globalen Stabilitätsfalles mit Hilfe einer geeigneten Traglastkurve ermittelt. Streng genommen wurde eine Zuordnung der einzelnen Profilformen zu den europäischen Knickspannungslinien und damit deren zu Grunde liegenden geometrischen Ersatzimperfectionen für kompakte Querschnitte vorgenommen. Eine abgesicherte Übertragung auf beulgefährdete Querschnitte auf Basis einer entsprechenden theoretischen Herleitung liegt in der Literatur nicht vor. Im Sinne einer Vereinheitlichung und der daraus resultierenden handhabbaren und praktikablen Vorgehensweise in der Ingenieurpraxis erscheint es jedoch ratsam, auch für dünnwandige Querschnitte auf die Verwendung der europäischen Knickspannungslinien zurückzugreifen.

In [77] wird ein abweichender Weg beschritten, indem der Imperfektionsbeiwert α nach Tabelle 2.2 in Abhängigkeit der Beulschlankheit $\bar{\lambda}_p$ vergrößert wird, was dazu führt, dass für jedes Bauteil stets eine eigene Knickspannungslinie definiert wird. In Kombination dazu wird die ursprüngliche Formulierung der Bauteilschlankheit ohne Berücksichtigung der effektiven Stabsteifigkeit nach Gleichung (2.50) beibehalten. Diese Vorgehensweise ist nach Ansicht des Verfassers zum einen wenig anschaulich für die Anwendung, da jegliche in der Ingenieurpraxis übliche und bekannte Zuordnung zu den etablierten Knickspannungslinien verloren geht. Zum anderen ist dieses Modell auch aus mechanischer Sicht kritisch zu hinterfragen, da die Unzulänglichkeiten infolge der Nichtberücksichtigung der wirksamen Steifigkeiten durch eine Modifikation der Knickspannungslinien und somit anschaulich durch eine Vergrößerung der anzusetzenden, geometrischen Ersatzimperfectionen kompensiert werden. Dies bedeutet unter realistischer Voraussetzung identischer, globaler geometrischer Vorverformungen für dünn-

wandige und kompakte Bauteile, eine Vergrößerung der strukturellen Imperfektionen bei Stäben mit beulgefährdetem Querschnitt. Dies widerspricht den Forschungsergebnissen aus [101] und [104]. Diese belegen anhand umfangreicher experimenteller und numerischer Studien, dass insbesondere bei beulschlanken, kaltgeformten C-Profilen der Einfluss der Eigenspannungen als strukturelle Imperfektion signifikant zurückgeht. So werden die maximalen Eigenspannungen in [104] mit 3% bis 7% der technischen Streckgrenze bei 0,2% bleibender Dehnung quantifiziert. Aus diesen Gründen wird die weitere Betrachtung dieser Vorgehensweise verworfen und stattdessen die modifizierte Formulierung der Bauteilschlankheit gemäß Gleichung (6.80) unter Beibehaltung der etablierten europäischen Knickspannungslinien auch für beulgefährdete Querschnitte vorgeschlagen.

In Tabelle 6.22 sind die im Folgenden verwendeten Berechnungsmethoden zum Nachweis gesamtstabilitätsgefährdeter C-Profile zusammengestellt.

Tabelle 6.22: Vergleichene Berechnungsmethoden für die Bauteiltragfähigkeit beulgefährdeter C-Profile

Nr.	Lokales Plattenbeulen				Längsrandlagerung	Globale Stabstabilität	
	Abminderungskurve		Modell			Stabschlankheit $\bar{\lambda}_{gi}$	europäische KSL
	Flansch ρ_f	Steg ρ_w	Flansch	Steg			
1	Gleichung (2.6)	Gleichung (2.3)	EC3-1-5, EC3-1-3, Bild 2.6	EC3-1-5, Bild 2.4	alle Platten gelenkig	Gleichung (2.50)	EC3-1-1 bzw. EC3-1-3
2	Gleichung (2.7)	Gleichung (2.3)	EC3-1-3, Annex D, Bild 2.10	EC3-1-5, Bild 2.4	Maßg. Platte Abschnitt 5.2.2.2, stützend gelenkig	Gleichung (6.80)	Abchnitt 6.2.3

In Analogie zur reinen Querschnittstragfähigkeit in Abschnitt 6.3.2 ist *Methode 1* gleichbedeutend mit der gegenwärtig vorgeschriebenen Nachweispraxis in Eurocode 3, Teile 1-1, [R9], 1-5, [R11], und dem Hauptteil des Teils 1-3, [R10]. Dabei wird zur Bauteilabminderung infolge globaler Stabilitätsprobleme für die Wahl der entsprechenden europäischen Knickspannungslinie zwischen der Fertigungsart geschweißt, [R9], oder kaltgeformt, [R10], unterschieden. *Methode 2* beinhaltet die im Rahmen dieser Arbeit vorgeschlagene, im Hinblick auf Querschnitts- und Stabtragfähigkeit verbesserte Bemessungsmodell. Aus den Untersuchungen zur

reinen Querschnittsbeanspruchbarkeit in Abschnitt 6.3.2 geht hervor, dass die Tragfähigkeitsunterschiede zwischen der Annahme einer gelenkigen Längsrandlagerung des stützenden Querschnittsteils im Vergleich zum abgeminderten Beulwert gering sind, *Methoden 2* und *3* in Tabelle 6.11. Aus diesem Grund wird hier ausschließlich der für die Praxis vereinfachte Berechnungsansatz einer gelenkig gelagerten stützenden Platte weiter verfolgt. Bei der Wahl der europäischen Knickspannungslinien für die Bauteilabminderung werden die in Abschnitt 6.2.3 experimentell und numerisch bestätigten Vorgaben verwendet. Diese sehen für baupraktische Querschnitte unabhängig von der Fertigungsmethode für alle Versagensformen Biegeknicken oder Biegedrillknicken die Knicklinie c vor.

6.3.3.2 Beanspruchung durch Drucknormalkraft

6.3.3.2.1 Allgemeines

Entsprechend den Ausführungen zur Querschnittstragfähigkeit beulgefährdeter C-Profile in Abschnitt 6.3.2 tritt eine Beanspruchung durch reine Druckkraft nur bei um die Hauptachse z-z starr eingespannten Bauteilen auf. Bei gelenkigen Stabendlagerungen ist stets infolge der Schwerpunktverschiebung vom Brutto- zum Nettoquerschnitt ein Biegemoment ΔM_z vorhanden, sodass dieser Fall im Abschnitt 6.3.3.4.3 behandelt wird. Dennoch werden in diesem Kapitel die grundlegenden Definitionsgleichungen zur Steifigkeitsabminderung β_1 infolge Drucknormalkraft aufgestellt.

Zudem muss in Analogie zum Tragverhalten bei kompakten C-Querschnitten zwischen den Stabstabilitätsformen Biegeknicken und Biegedrillknicken unterschieden werden. Letzterer Fall ist baupraktisch von geringer Bedeutung, da, wie in Abschnitt 4.5.3.5 gezeigt wurde, dafür extreme Bedingungen an Querschnittsgeometrie und Lagerungsbedingungen zusammentreffen müssen.

6.3.3.2.2 Biegeknicken

Der Biegeknickfall kann bei den im Rahmen dieser Arbeit besprochenen C-Profilen nur normal zur Hauptachse z-z auftreten, vgl. Bild 2.24. Aus der Betrachtung der ideal-kritischen Knicklast $N_{cr,z}$ in Gleichung (2.27) wird ersichtlich, dass der maßgebliche Einflussparameter die Biegesteifigkeit und somit das Trägheitsmoment 2. Grades um die betreffende Achse I_z ist. Daher gilt es zur Erfassung der effektiven Steifigkeit für den Biegeknickfall die Größe von $I_{z,eff}$ in Abhängigkeit der bezogenen Biegeknickschlankheit $\bar{\lambda}_z$ zu erfassen. Bei Verwendung der Interpolationsgleichung (2.53) zwischen den Grenzfällen reiner Grundbeanspruchung und (fast) ausschließlicher Wirkung der Schnittgröße II. Ordnung sind folgerichtig nur diese Grenzbetrachtungen und keine Zwischenzustände zu erfassen.

Bei sehr kurzen Bauteillängen, d.h. $\bar{\lambda}_z < 0,2$, treten keine Stabstabilitätseffekte auf und die effektive Steifigkeit $I_{z,eff,N}$ ist unter reiner Wirkung einer Drucknormalkraft unter Ansatz der Fließspannung f_y zu ermitteln. Im allgemeinen Fall sind sowohl Flansch als auch Steg beulgefährdet, sodass sich unter Anwendung des Modells der wirksamen Breiten für den Steg bzw. der kombinierten wirksamen Breiten und Dicken für den Flansch Fehlflächen in allen Querschnittsteilen einstellen. Eine stark vereinfachte Handrechnung auch als Näherungsformel kann daher nicht erfolgen, sodass $I_{z,eff,N}$ anhand Gleichung (6.81) bestimmt werden muss.

$$I_{z,eff,N} = \frac{B^3 \cdot T_f}{6} \cdot \left(0,42^3 + \frac{T_{f,eff}}{T_f} \cdot 0,58^3 \right) + \rho_w \cdot H \cdot T_w \cdot y_{S,eff}^2 + 2 \cdot B^3 \cdot T_f \cdot \left[0,42 \cdot \left(0,21 - \frac{y_{S,eff}}{B} \right)^2 + 0,58 \cdot \frac{T_{f,eff}}{T_f} \cdot \left(0,71 - \frac{y_{S,eff}}{B} \right)^2 \right] \quad (6.81)$$

Darin ist $y_{S,eff}$ der Schwerpunktabstand des Netto-Querschnitts von der Stegmittelebene, der sich in einfacher Weise nach Gleichung (6.53) errechnen lässt. Die Abminderung der Flanschdicke am freien Längsrand $T_{f,eff} / T_f$ wird definitionsgemäß mit Gleichung (2.19) bestimmt. Somit lässt sich die Steifigkeitsabminderung für den Grenzfall ausschließlich lokaler Stabilität unter reiner Druckbeanspruchung $\beta_{l,li}$ durch Gleichung (6.82) angeben.

$$\beta_{l,li} = \frac{I_{z,eff,N}}{I_z} \quad (6.82)$$

Für die Grenzbetrachtung sehr großer Stablängen $\bar{\lambda}_z \rightarrow \infty$ nimmt der Normalkraftanteil zu Gunsten der Biegemomentenschnittgröße M_z^{II} nach Theorie II. Ordnung stetig ab. Dabei ist die effektive Steifigkeit $I_{z,eff,Mz}$ beulgefährdeter C-Profile signifikant abhängig von der Richtung des einwirkenden Momentes. Streng genommen wird im Gegensatz zu Profilformen mit vorhandener Symmetrieachse in Stegebene somit eine Fallunterscheidung notwendig. Wie jedoch in Abschnitt 4.5.3.5 gezeigt werden konnte, führt im Biegeknickfall stets die Ausweichrichtung in Richtung des Steges, d.h. positiver y-Richtung gemäß Achsdefinition in Bild 1.2, zu den geringsten Bauteiltragfähigkeiten. Somit ist es ausreichend, im Folgenden ausschließlich eine Biegemomentenbeanspruchung um die Hauptachse z-z mit negativem Vorzeichen zu betrachten. Dabei bleibt der Steg aufgrund der einwirkenden Zugspannungen stets voll wirksam. Die effektive Biegesteifigkeit $I_{z,eff,Mz}$ wurde zur Bestimmung der reinen Querschnittstragfähigkeit in Abschnitt 6.3.2.4.3 bereits benötigt und kann mit Gleichung (6.70) errechnet werden. Daraus lässt sich nunmehr die Steifigkeitsabminderung $\beta_{l,gi}$ im Grenzzustand einer

(fast) ausschließlich einwirkenden Momentenschnittgröße II. Ordnung ermitteln, Gleichung (6.83).

$$\beta_{l,gi} = \frac{l_{z,eff,Mz}}{l_z} \quad (6.83)$$

Die Interpolationsgleichung (2.53) lässt sich nunmehr für den hier betrachteten Fall des Biegeknickens dünnwandiger Bauteile mit C-förmigem Querschnitt zu Gleichung (6.84) umschreiben.

$$\beta_{l,z} = \frac{l_{z,eff}}{l_z} = \frac{l_{z,eff,Mz}}{l_z} - \left(\frac{l_{z,eff,Mz} - l_{z,eff,N}}{l_z} \right) \cdot \frac{1}{0,96 + \bar{\lambda}_z^2} \quad (6.84)$$

Darin ist $\bar{\lambda}_z$ die Biegeknickschlankheit des Bruttoquerschnitts. Die uneingeschränkte Verwendung der Gleichung (6.84) zur Interpolation zwischen den beiden Grenzfällen $\beta_{l,li}$ und $\beta_{l,gi}$ lässt sich dadurch belegen, dass zum einen die ursprüngliche Gleichung (2.53) für den hier betrachtete kombinierten Beul- und Biegeknickfall hergeleitet und überprüft wurde. Zum anderen liegt in dieser Formulierung für die Bauteilabminderung infolge Biegeknickens eine Approximation der europäischen Knickspannungslinie c zu Grunde, vgl. Bild 2.28, die für die im Rahmen dieser Arbeit behandelten C-Profile als zutreffend bestätigt werden konnte, Bild 6.16.

Die effektive Biegeknickschlankheit des ausgebeulten Bauteils $\bar{\lambda}_{z,eff}$ kann dann mit Gleichung (6.85) ermittelt werden.

$$\bar{\lambda}_{ci} = \bar{\lambda}_{z,eff} = \sqrt{\frac{N_{eff,Rk}}{N_{cr,eff}}} = \sqrt{\frac{\beta_A \cdot N_{Rk}}{\beta_{l,z} \cdot N_{cr,z}}} = \bar{\lambda}_z \cdot \sqrt{\frac{A_{eff}}{A} \cdot \frac{l_z}{l_{z,eff}}} \quad (6.85)$$

Die Abminderung der Querschnittstragfähigkeit A_{eff}/A wird darin in einfacher Weise anhand Gleichung (6.56) bestimmt. Im Anschluss kann der Abminderungsfaktor für die Bauteiltragfähigkeit infolge Biegeknickens $\chi_{z,eff}$ in gewohnter Weise mit Hilfe der europäischen Knickspannungslinie c ermittelt werden. Die Bemessungsgleichung zum Nachweis beulgefährdeter C-Profile kann dann gemäß der ursprünglichen Formulierung in [R9] wie folgt angegeben werden.

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_{z,eff} \cdot \frac{N_{eff,Rk}}{\gamma_{M1}}} \leq 1,0 \quad (6.86)$$

Die Qualität des vorgeschlagenen Bemessungsansatzes, Gleichung (6.86), mit Integration der wirksamen Steifigkeit in die Formulierung der Biegeknickschlankheit in Gleichung (6.85) soll nun anhand experimenteller und numerischer Ergeb-

nisse verifiziert werden. Dafür wird zunächst die Versuchsreihe aus [104] herangezogen. Dort wird über an den Bauteilenden um die Hauptachse z-z starr eingespannte C-Profile unter reiner Druckbeanspruchung berichtet. Untersucht wurden zwei kaltgeformte Querschnitte mit Wandstärken $T = 1,5 \text{ mm}$ aus hochfestem Material der Stahlgüte G450 mit einer Nennfestigkeit $f_y > 450 \text{ N/mm}^2$. Dabei wurden in der Ergebnisauswertung ausschließlich die biegeknickgefährdeten Versuchsträger berücksichtigt, sodass die bezogenen Biegeknickschlankheitsgrade bezogen auf den Bruttoquerschnitt einen Bereich von $0,488 < \bar{\lambda}_z < 2,13$ abdecken. Die gemessenen Querschnittsabmessungen und Materialeigenschaften sind Anhang C.7 zu entnehmen. Der Vergleich der rechnerischen Tragfähigkeiten nach Gleichung (6.86) mit den experimentellen Bauteilbeanspruchbarkeiten ist in Tabelle 6.23 zusammengefasst. Dabei sind für die *Nachweismethode 1* gemäß Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], zwei Rechenwerte aufgeführt. Diese wurden ermittelt einerseits mit und andererseits ohne Berücksichtigung des im Regelwerk auch für eingespannte Bauteile festgeschriebenen Zusatzmomentes aus Schwerpunktverschiebung e_{Ny} .

Tabelle 6.23: Vergleich der rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten unter reinem zentrischen Druck mit den experimentellen Ergebnissen aus [104]

Versuch-Nr.	Test	Methode 1 mit $\Delta M = N \cdot e_{Ny}$		Methode 1 ohne $\Delta M = N \cdot e_{Ny}$		Methode 2	
	$P_{u,exp}$	$P_{u,calc}$	$P_{u,calc}/P_{u,exp}$	$P_{u,calc}$	$P_{u,calc}/P_{u,exp}$	$P_{u,calc}$	$P_{u,calc}/P_{u,exp}$
	[kN]	[kN]	[-]	[kN]	[-]	[kN]	[-]
P36F1000	59,0	29,1	0,493	59,4	1,007	53,7	0,910
P36F1500	50,1	24,7	0,493	47,3	0,944	39,4	0,786
P36F2000	41,7	20,9	0,501	36,7	0,880	29,4	0,705
P36F2500	32,8	17,5	0,534	27,7	0,845	22,0	0,671
P36F3000	24,7	14,5	0,587	21,1	0,854	16,8	0,680
Mittelwert m:		0,522		0,906		0,750	
Standardabw. s:		0,040		0,068		0,100	
P48F1000	62,7	24,3	0,388	63,3	1,010	62,0	0,989
P48F1500	55,5	22,9	0,413	57,2	1,031	50,6	0,912
P48F1850	47,2	22,6	0,479	54,2	1,148	45,1	0,956
P48F2150	43,6	21,0	0,482	48,8	1,119	38,4	0,881
P48F2500	38,5	19,6	0,509	43,8	1,138	33,0	0,857
P48F3000	37,4	17,8	0,476	36,9	0,987	26,7	0,714
P48F3500	29,5	15,9	0,539	30,4	1,031	21,4	0,725
Mittelwert m:		0,469		1,066		0,862	
Standardabw. s:		0,052		0,067		0,107	

Tabelle 6.23 zeigt bei der im Rahmen dieser Arbeit vorgeschlagenen *Bemessungsmethode 2* zufriedenstellende Übereinstimmungen mit den experimentellen

Bauteiltragfähigkeiten. Allerdings ergeben sich im Mittel rechnerische Beanspruchbarkeiten, die mitunter deutlich konservativ unter den Versuchswerten liegen. Dies ist im Wesentlichen auf die vorhandenen geometrischen Bauteilimperfektionen zurückzuführen, die mit Maximalstichen von $L/1400$ bis $L/26900$ in Feldmitte im Vergleich zu den ungünstigsten Vorgaben der Regelwerke, auf denen das Bemessungsmodell basiert, sehr gering ausfallen, [104]. Auch die angegebenen maximalen Eigenspannungen sind mit 3% bis 7% der technischen Streckgrenze bei 0,2% bleibender Dehnung $f_{y0,2}$ vernachlässigbar gering. Für die reale Baupraxis stellen derartig kleine geometrische und strukturelle Imperfektionen mit Sicherheit nicht den ungünstigsten Fall dar, sodass unter diesen Voraussetzungen die konservative, rechnerische Wiedergabe der experimentellen Tragfähigkeiten nicht den allgemeingültigen Fall abbildet. Unter Ansatz normativ üblicher Vorverformungsansätze ist zu erwarten, dass die Unterschiede geringer ausfallen werden.

Im Gegensatz dazu zeigt sich bei Auswertung der *Bemessungsmethode 1* gemäß Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], ein deutlich indifferentes Bild. Während unter Ansatz des Versatzmomentes ΔM_z die experimentellen Bauteilbeanspruchbarkeiten mit einer mittleren Unterschreitung von etwa 50% nur unwirtschaftlich konservativ wiedergegeben werden können, stellen sich hingegen bei mechanisch korrekter Nichtberücksichtigung von ΔM_z insbesondere bei der Versuchsreihe *P48* rechnerische Tragfähigkeiten ein, die die experimentellen Ergebnisse zum Teil deutlich überschreiten. Dies stützt die theoretische Annahme, dass die effektive Steifigkeit bei der Betrachtung der Stabtragfähigkeit berücksichtigt werden muss und die normative Vorgehensweise, wie in Bild 6.42 dargestellt, zu kleine Bauteilschlankheitsgrade zur Folge hat. Zudem ist zu bedenken, dass den rechnerischen Ergebnissen gemäß *Methode 1* eine gelenkige Längsrandlagerung der einzelnen Querschnittsteile zu Grunde liegt, wie sie real nicht vorhanden ist. Bestimmt man nunmehr die Beulwerte der beulgefährdeten Platten unter Ansatz der drehfederelastischen Einspannung, z.B. gemäß Abschnitt 5.2.2, wofür Eurocode 3, Teil 1-5, [R11], zwar keine Rechenmodelle angibt, jedoch die Möglichkeit zulässt, ergeben sich Bauteilbeanspruchbarkeiten, die noch deutlicher auf der unsicheren Seite liegen. Somit muss die gegenwärtig festgeschriebene, normative Vorgehensweise aus Sicherheitsaspekten nicht nur weiterhin kritisch hinterfragt, sondern auch notwendigerweise korrigiert werden.

Um die Güte des vorgeschlagenen Bemessungsmodells zur Bestimmung der Bauteiltragfähigkeit dünnwandiger, biegeknickgefährdeter C-Profile über einen größeren Parameterbereich überprüfen zu können, wird nachfolgend ein zusätzlicher Vergleich mit numerischen Berechnungen vorgenommen. Diese wurden im Rahmen von [95] durchgeführt, indem die vier unterschiedlichen, beulgefährdeten

Querschnitte der experimentellen Versuchsreihe in Bild 3.1 mit um die Hauptachse z-z eingespannten Stabenden unter zentrischer Druckbeanspruchung modelliert wurden. Dabei konnte unter Variation der Bauteilschlankheiten über einen Bereich von $0,226 < \bar{\lambda}_z < 2,687$ und den untersuchten Querschnittsgeometrien ein breiter baupraktischer Bereich abgedeckt werden. Die angesetzten globalen und lokalen geometrischen Ersatzimperfectionen folgen den in Abschnitt 4.4.3 definierten Vorgaben. Dies hat gegenüber den Versuchen den Vorteil, dass die Vorverformungen keine statistisch verteilte Größe darstellen, sondern gezielt derart gesteuert werden können. Damit kann das Bemessungsmodell gegenüber dem unter baupraktischen Bedingungen ungünstigst auftretenden Fall abgesichert werden. In Bild 6.44 sind die rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten am Beispiel des Querschnitts 3 den numerischen Ergebnissen gegenübergestellt. Dabei werden sowohl die Bauteiltragfähigkeit als auch die Bauteilschlankheit auf die vollplastische Normalkraft N_{Rk} bezogen.

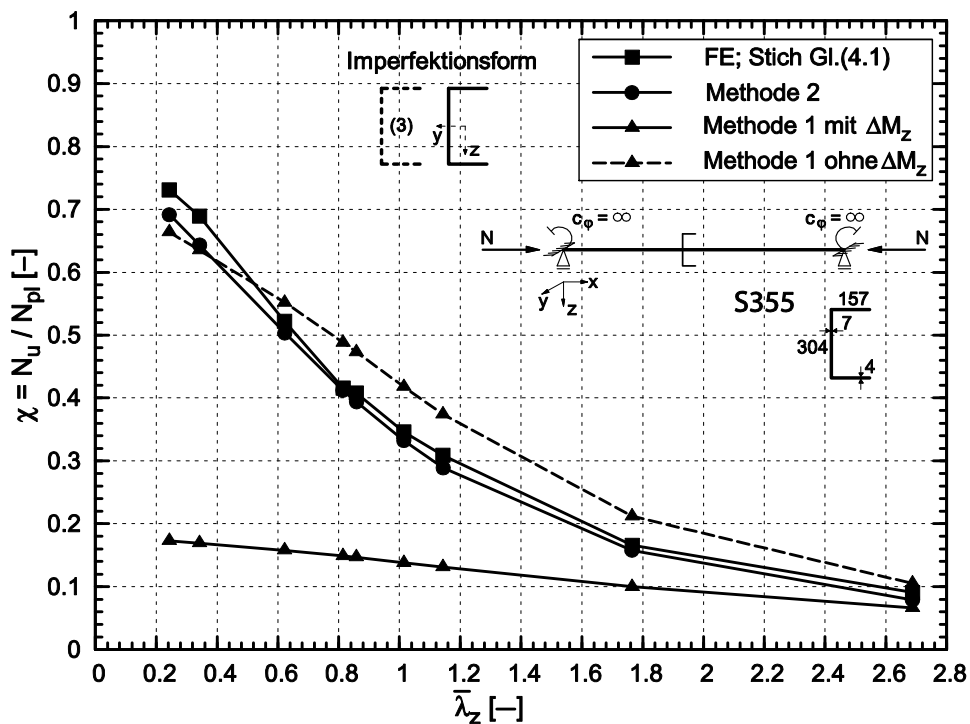


Bild 6.44: Vergleich der numerischen Bauteiltragfähigkeiten unter Druck mit rechnerischen Beanspruchbarkeiten für QS3 (Bild 3.1) und eingespannten Bauteilenden

Die bei dem Vergleich mit den experimentellen Traglasten gewonnenen Erkenntnisse werden auch durch die numerischen Berechnungen bestätigt. Während der neue Bemessungsvorschlag nach *Methode 2* gemäß Tabelle 6.22 die Bauteiltragfähigkeit sehr gut wiedergeben kann, ergeben sich für die Vorgehensweise gemäß aktueller Normung in [R11] deutliche Diskrepanzen. Die strikte Anwendung des Regelwerks unter Berücksichtigung des Versatzmomentes ΔM_z führt zu äußerst

konservativen Ergebnissen, wohingegen die rechnerischen Tragfähigkeiten ohne jene Zusatzbeanspruchung und ohne Einbinden der effektiven Steifigkeit mitunter deutlich auf der unsicheren Seite liegen. Auch hier wurden die normativen Bauteiltragfähigkeiten unter Annahme einer gelenkigen Längsrandlagerung der beulgefährdeten Querschnittsteile ermittelt, sodass bei mechanisch korrekter Beachtung der Teileinspannung zu erwarten ist, dass sich die Ergebnisse noch weiter zur unsicheren Seite verschieben. Tabelle 6.24 stellt die statistischen Kenndaten für die Auswertungen über alle Bauteile der einzelnen Querschnittsreihen zusammenfassend dar.

Tabelle 6.24: Statistische Kenndaten zum Vergleich der rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten unter reinem zentrischen Druck mit numerischen Ergebnissen

QS-Nr.	Methode 1 mit $\Delta M=N \cdot e_{Ny}$		Methode 1 ohne $\Delta M=N \cdot e_{Ny}$		Methode 2	
	$P_{u,calc} / P_{u,FE}$		$P_{u,calc} / P_{u,FE}$		$P_{u,calc} / P_{u,FE}$	
	Mittelwert m	Standardabw. s	Mittelwert m	Standardabw. s	Mittelwert m	Standardabw. s
2	0,508	0,095	0,912	0,031	0,911	0,062
3	0,405	0,162	1,119	0,129	0,947	0,032
4	0,564	0,087	0,947	0,017	0,941	0,041
8	0,866	0,071	0,913	0,060	0,892	0,061

Man erkennt, dass der neue Bemessungsvorschlag *Methode 2* durchgängig die numerischen Bauteilbeanspruchbarkeiten in guter Weise mit einem geringen Streuband wiederzugeben vermag. Dies bestätigt die obige Beobachtung, dass die konservativeren Abweichungen zu den experimentellen Ergebnissen in [104] auf die sehr kleinen vorhandenen Imperfektionen im Versuch zurückzuführen sind. Somit wird die Güte des vorgeschlagenen Bemessungskonzeptes mit der mechanisch sinnvollen steifigkeitsabhängigen Formulierung der Bauteilschlankheit in Gleichung (6.85) auch durch die numerischen Vergleichsrechnungen über einen weiten baupraktischen Parameterbereich bestätigt.

Bei den weniger beulgefährdeten Querschnitten 2, 4 und 8 ergeben sich geringere Abweichungen bei der *Bemessungsmethode 1* nach Eurocode 3, Teil 1-1, [R9]. Dies liegt darin begründet, dass sich hier die zwei Unzulänglichkeiten im Nachweis annähernd die Waage halten. Einerseits unterschätzt die gelenkige Längsrandlagerung die Querschnittstragfähigkeit und andererseits hebt die zu geringe Bauteilschlankheit gemäß Gleichung (2.50) die Bauteilbeanspruchbarkeit an. Schließt man erstgenannten Einfluss aus, indem die Beulwerte für teileingespannte Querschnittsteile gemäß Abschnitt 5.2.2.2 ermittelt werden, ergeben sich auch für die Querschnittsreihen 4 und 8 Bauteiltragfähigkeiten, die etwa 6-8% über den numerischen Ergebnissen liegen. Somit kann die Vorgehensweise gemäß Eurocode 3,

Teil 1-1, [R9], dem Anspruch an ein allgemeingültiges Nachweisverfahren, die reale Beanspruchbarkeit eines Bauteils durchgängig realitätsnah und vor allem sicher wiederzugeben, nicht gerecht werden.

6.3.3.2.3 Biegedrillknicken (*Torsional-Flexural-Buckling*)

Wie bei der Studie der Ersatzimperfektionen in Abschnitt 4.5.3.5 aufgezeigt, wird der Biegedrillknickfall unter zentrischem Druck bei baupraktischen Querschnittsgeometrien und Lagerungsbedingungen nicht maßgeblich für die Bemessung. Der horizontale Ansatz der Vorkrümmung in Richtung der Stegseite führt durchgängig zu reinem Biegeknickversagen ohne Axialverdrehung des Querschnitts mit geringeren Tragfähigkeiten als der Ansatz einer geometrischen Imperfektion in vertikaler Richtung oder als Biegedrillknickeigenform.

Grund dafür ist der signifikant höhere Steifigkeitsverlust beim Biegeknicken, da die freien Längsränder beider Gurte infolge der auftretenden Horizontalverformung zusätzliche Druckspannungen erfahren. Im Gegensatz dazu tritt bei den Torsionsverformungen durch *Torsional-Flexural-Buckling* in einem Gurt eine Entlastung des freien Flanschrandes ein, die durch die Verwölbung hervorgerufen wird, vgl. Bild 4.15. Zudem wird ein Biegedrillknickversagen bei zentrischem Druck durch eine Biegeknickverformung um die starke Profilhauptachse y - y initiiert. Dies wird bei Betrachtung der zugehörigen Verzweigungsschnittgröße $N_{cr,TF}$ in Gleichung (2.36) deutlich. Die zugehörige Biegesteifigkeit I_y und deren Abminderung β_I im ausgebeulten Zustand (Abschnitt 6.2.2.3) fällt damit geringer aus als bei Biegung um die schwache Profilhauptachse, die im Biegeknickfall alleinig auftritt.

Aufgrund der annähernd ausgeschlossenen baupraktischen Relevanz wird daher an dieser Stelle auf eine Betrachtung des kombinierten Beul- und Biegedrillknickversagens unter reiner Druckbeanspruchung verzichtet. Die effektive Steifigkeit $\beta_{I,TF}$ lässt sich jedoch theoretisch errechnen und wurde vom Verfasser in [95] angegeben.

6.3.3.3 Beanspruchung durch Biegemoment M_y

Um die starke Hauptachse beanspruchte C-Profile mit hinreichend großem Abstand zwischen den seitlichen Abstützungen unterliegen der Gefahr globalen Biegedrillknickens. Für kompakte Querschnitte konnte in Abschnitt 6.2.3.3 gezeigt werden, dass die normativ festgeschriebene europäische Knickspannungslinie d zur Bauteilabminderung eine sehr konservative rechnerische Abschätzung der Traglast darstellt. Stattdessen wird dort für den baupraktischen Bereich von Verhältnissen $H/B = \theta < 4$ die günstigere europäische Knickspannungslinie c vorgeschlagen. Obwohl diese streng genommen für beulgefährdete Querschnitte nicht hergeleitet wurde, wird aus Gründen eines modularen Aufbaus des Nachweiskon-

zeptes mit Erfassung der Grenzübergänge zur reinen Stabtragfähigkeit auch für dünnwandige C-Profile die europäische Knickspannungslinie c angewandt. Zudem erlaubt dies einen einfachen Einsatz in der Ingenieurpraxis, in der diese Bauteilabminderungskurven weitgehend bekannt und etabliert sind. Auf eine beul-schlankheitsabhängige Modifikation, wie in [77] vorgeschlagen, wird daher verzichtet, da diese Vorgehensweise für jeden Querschnitt unterschiedliche Kurven nach sich zieht.

Für beulgefährdete Stahlquerschnitte ist in Analogie zum reinen Biegeknicken auch für den Stabstabilitätsfall Biegedrillknicken infolge eines Biegemomentes der Steifigkeitsverlust infolge lokaler Beulinstabilität auf die Bauteiltragfähigkeit zu berücksichtigen. Im Vergleich zum reinen Biegeknicken, bei dem die Stabilitätsgefährdung ausschließlich von Querbiegesteifigkeit $I_{z,eff}$ um die Hauptachse $z-z$ abhängt, treten im Biegedrillknickfall noch Torsions- (I_T) und Verwölbungskenngößen (I_ω) auf, die es zu erfassen gilt. Dies geht auch aus der Betrachtung der Gleichung (5.62) zur Bestimmung der Verzweigungsschnittgröße $M_{cr,LT}$ hervor. Da die Abminderung der einzelnen Querschnittsgrößen I_z , I_T und I_ω durch lokale Beuleffekte nicht den gleichen Gesetzmäßigkeiten folgt, ist eine einfache Abminderungsgleichung zur Erfassung des Beuleinflusses auf die Stabsteifigkeit im Hinblick auf ein praktikables Nachweisverfahren nicht möglich. Daher müssen abweichende ingenieurmäßige Lösungen zur Beschreibung der Grenzfälle $\beta_{l,li}$ und $\beta_{l,gi}$ in Bild 6.43 definiert werden.

Führt man den Biegedrillknickfall in praktikabler und mechanisch anschaulicher Weise auf das reine Biegeknicken des Biegedruckgurtes zurück, lässt sich der Steifigkeitsverlust über das infolge lokalen Beulens reduzierten Flächenträgheitsmoment 2.Grades um die Hauptachse $z-z$ des gedrückten Gurtes in guter Näherung bestimmen, Gleichung (6.87).

$$\beta_{l,li} = \frac{I_{z,eff,DG}}{I_{z,DG}} \quad (6.87)$$

Darin bedeuten:

$I_{z,eff,DG}$	reduzierte Querbiegesteifigkeit des Biegedruckgurtes im ausgebeulten Zustand
$I_{z,DG}$	volle Querbiegesteifigkeit des bei Beanspruchung durch M_y gedrückten Gurtes

Dabei ist streng genommen für eine mechanisch korrekte Herleitung $I_{z,eff,DG}$ auf den Schwerpunkt des ausgebeulten, d.h. Nettoquerschnitts zu beziehen. Im Sinne eines für die Praxis handhabbaren Verfahrens wird vereinfachend der aus der

Berechnung stets bekannte Schwerpunkt des Bruttoquerschnitts gemäß Gleichung (6.19) weiterhin verwendet.

Entsprechend der Vorgehensweise bei der Ermittlung der effektiven Querschnittstragfähigkeit beulgefährdeter C-Profile lässt sich Gleichung (6.87) ausschließlich in Abhängigkeit der bezogenen Querschnittsparameter θ und ζ darstellen. Dabei wird konsequenterweise die im Rahmen der vorliegenden Arbeit favorisierte Formulierung der wirksamen Breiten/Dicken zur Abminderung des Flansches unter konstanter Druckbeanspruchung verwendet.

$$\beta_{1,li} = \frac{0,025 - 0,18 \frac{y_s}{B} + 0,42 \left(\frac{y_s}{B} \right)^2 + \frac{T_{f,eff}}{T_f} \left(0,31 - 0,824 \frac{y_s}{B} + 0,58 \left(\frac{y_s}{B} \right)^2 \right)}{\frac{1}{3} - \frac{y_s}{B} + \left(\frac{y_s}{B} \right)^2} \quad (6.88)$$

Mit y_s/B Schwerpunktlage des Bruttoquerschnitts von Stegmittellinie nach Gleichung (6.19)

$T_{f,eff}/T_f$ Abminderung der Flanschdicke nach dem Modell der wirksamen Breiten/Dicken gemäß Gleichung (2.19)

Gleichung (6.88) lässt sich in Abhängigkeit des bezogenen Beulschlankheitsgrades des Flansches $\bar{\lambda}_{p,f}$ und des Kurvenparameters θ/ζ graphisch auswerten, Bild 6.45.

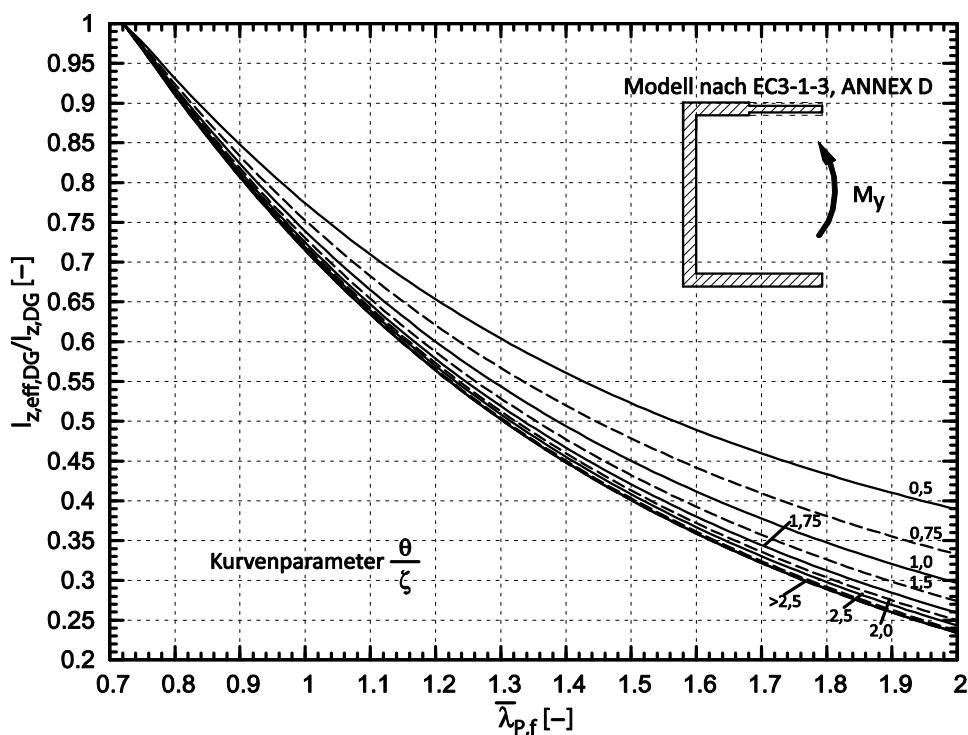


Bild 6.45: Reduktion des Querbiegesteifigkeit des Biegedruckgurtes $I_{z,eff,DG} / I_{z,DG}$ beulgefährdeter C-Profile unter Biegebeanspruchung um die Hauptachse y-y

Man erkennt folgerichtig qualitativ ähnliche Verläufe in Abhängigkeit des Kurvenparameters θ/ζ wie bei der Abminderung der Querschnittstragfähigkeit infolge eines negativen Biegemomentes M_z um die schwache Profilachse z-z. Jedoch sind einerseits die Abminderungen des Druckgurtes größer, und andererseits unterscheiden sich die Kurven ab einem Wert von $\theta/\zeta > 2,0$ nur noch marginal, sodass diese Werte auf der sicheren Seite als untere Grenze angesetzt werden können.

Um die lokale Beulgefahr im anderen Grenzzustand $\beta_{I,gi}$ bei großen Bauteillängen und den daraus resultierenden zunehmenden globalen Stabilitätseffekten beurteilen zu können, muss der Normalspannungszustand über den Querschnitt im durch Biegedrillknicken ausgelenkten Zustand bekannt sein. Dieser setzt sich aus folgenden Anteilen zusammen, vgl. Bild 6.46:

1. Primäre Biegung um die Hauptachse y-y infolge der Grundbeanspruchung,
2. Querbiegung um die Hauptachse z-z durch seitliche Auslenkung des Bauteils und
3. Verwölbung des Querschnitts durch im Biegedrillknickfall auftretende Verdrehung um die Längsachse des Querschnitts.

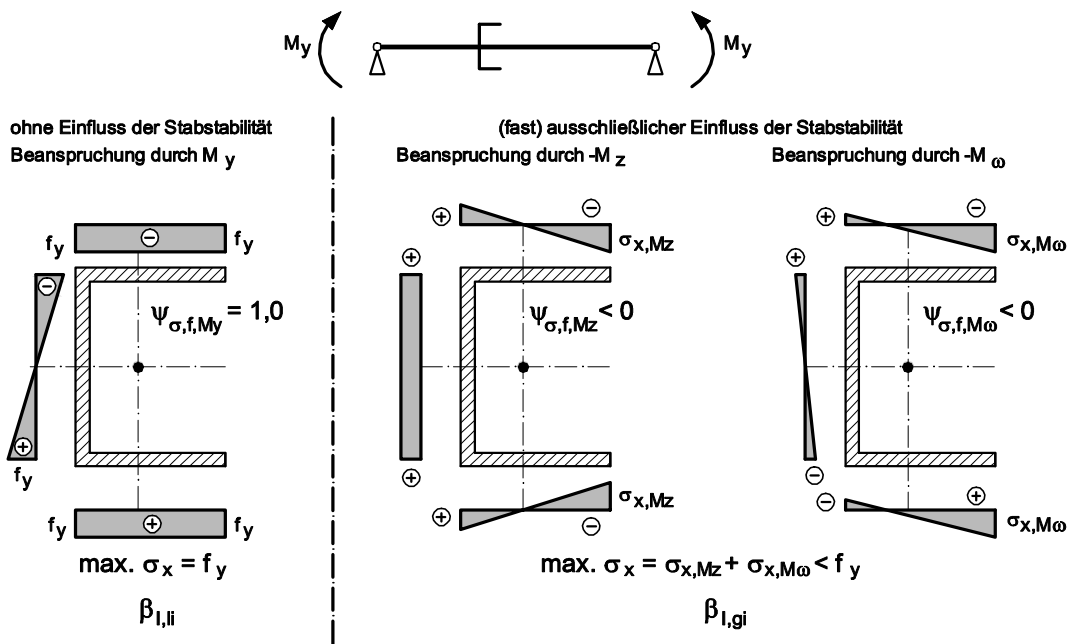


Bild 6.46: Grenzzustände der Normalspannungsverläufe über den Querschnitt bei um die Hauptachse y-y biegebeanspruchten C-Profilen mit und ohne Biegedrillknickeinfluss

Dabei wird der Einfluss der primären Biegung bei sehr großen Bauteillängen, d.h. $\tilde{\lambda}_{LT} \rightarrow \infty$ vernachlässigbar, während die sekundären Spannungszustände aus Querbiegung M_z und Verwölbung M_ω zunehmen. Das bedeutet, dass für die

Grenzbetrachtung des Steifigkeitsverlustes $\beta_{l,gi}$ der Normalspannungszustand über den Querschnitt annähernd nur durch die beiden letztgenannten Komponenten bestimmt wird.

Der Grenzzustand (fast) ausschließlicher Stabstabilität ist durch eine Vielzahl von Parametern beeinflusst und der daraus resultierende Axialspannungsverlauf über den Querschnitt ist i.A. zu komplex, um ihn allgemeingültig im Rahmen eines Handrechenverfahrens erfassen zu können. Vergleicht man jedoch den Spannungszustand mit dem ohne Einfluss des Biegedrillknickens ($\beta_{l,li}$), ergeben sich im Wesentlichen zwei Unterschiede, die auf die lokale Beulgefahr günstigen Einfluss nehmen:

1. Der Spannungsgradient über den Biegedruckgurt ist nicht mehr konstant mit $\psi_{\sigma,f} = 1,0$, sondern nimmt durch die Querbiege- und Verwölbungsanteile Randspannungsverhältnisse von $\psi_{\sigma,f} < 0$ an.
2. Der Maximalwert der Normalspannung σ_x erreicht i.A. nicht die Fließspannung f_y des Materials, da durch die im Biegedrillknickfall auftretende Torsion mit wachsender bezogener Stabschlankheit $\tilde{\lambda}_{LT}$ der Lastabtrag in zunehmenden Maße über primäre Torsion, d.h. Schubspannungen, als über Verwölbung $\sigma_{x,\omega}$ stattfindet, vgl. Bild 6.47.

Somit erscheint es sinnvoll und naheliegend, als für die Bemessung praktikable, ingenieurmäßige Näherung die effektive Steifigkeit im Falle (fast) reiner Stabstabilität $\beta_{l,gi}$ bezogen auf den Grenzfall ohne Biegedrillknickeinfluss $\beta_{l,li}$ anzugeben.

Die Auswirkung des veränderten Spannungsverlaufs über den gedrückten Gurt auf das lokale Beulverhalten kann näherungsweise dadurch erfasst werden, dass sich das Spannungsverhältnis über die Flanschbreite von $\psi_{\sigma,f} = 1,0$ infolge Biegung um die starke Achse günstig auswirkend ändert. Auf der sicheren Seite liegend wird an dieser Stelle näherungsweise ein Randspannungsverhältnis über den Flansch von $\psi_{\sigma,f} = 0$ mit fester Einspannung in den gezogenen Steg vorgeschlagen. Bezogen auf die Verzweigungsspannung ergibt sich der Unterschied dann lediglich aus dem Vergleich der Beulwerte $k_{\sigma,f}$ für diese beiden Randspannungsverhältnisse, Gleichung (6.89).

$$f_{\psi} = \frac{k_{\sigma,f,\psi=0,\text{starr}}}{k_{\sigma,f,\psi=1,\text{starr}}} = \frac{1,64}{1,28} = 1,281 \quad (6.89)$$

Der zweite Einflussfaktor des Wechsels von Wölbkraft- zu St-Venant'scher Torsion kann aus der Betrachtung des idealen Biegedrillknickmomentes $M_{cr,LT}$ abgeleitet werden. Dabei lassen sich die einzelnen Anteile $M_{cr,\omega}$ (Wölbkrafttorsion) und $M_{cr,T}$ (St. Venant'sche Torsion) in der Formulierung der Verzweigungsschnittgröße über Ihre Anteile c_{ω} und c_T im Drehradius c_z gemäß Gleichung (6.90) ausdrücken.

$$M_{cr,LT} = \sqrt{M_{cr,\omega}^2 + M_{cr,T}^2} = \zeta \cdot N_{cr,z} \cdot \sqrt{c_{\omega}^2 + c_T^2} = \zeta \cdot N_{cr,z} \cdot c_z \quad (6.90)$$

mit

$$c_{\omega}^2 = \frac{l_{\omega}}{l_z} \cdot \frac{(\beta_z \cdot L)^2}{(\beta_{\omega} \cdot L)^2} \quad (6.91)$$

$$c_T^2 = \frac{(\beta_z \cdot L)^2}{\pi^2} \cdot \frac{GI_T}{EI_z} \quad (6.92)$$

als Einzelanteile im Drehradius c_z^2 nach Gleichung (5.63).

Trägt man für C-Profile die einzelnen Anteile der beiden Torsionsarten im idealen Biegedrillknickmoment über den bezogenen Stabschlankheitsgrad $\bar{\lambda}_{LT}$ auf, bestätigt sich der oben beschriebene Sachverhalt, dass mit zunehmender Stablänge ein Wechsel der Spannungsanteile von Wölbkrafttorsion zu St. Venant'scher Torsion am Gesamtverzweigungsmoment stattfindet. In Bild 6.47 sind die einzelnen Komponenten graphisch für verschiedene gabelgelagerte Profile der UPE-Reihe aufgetragen.

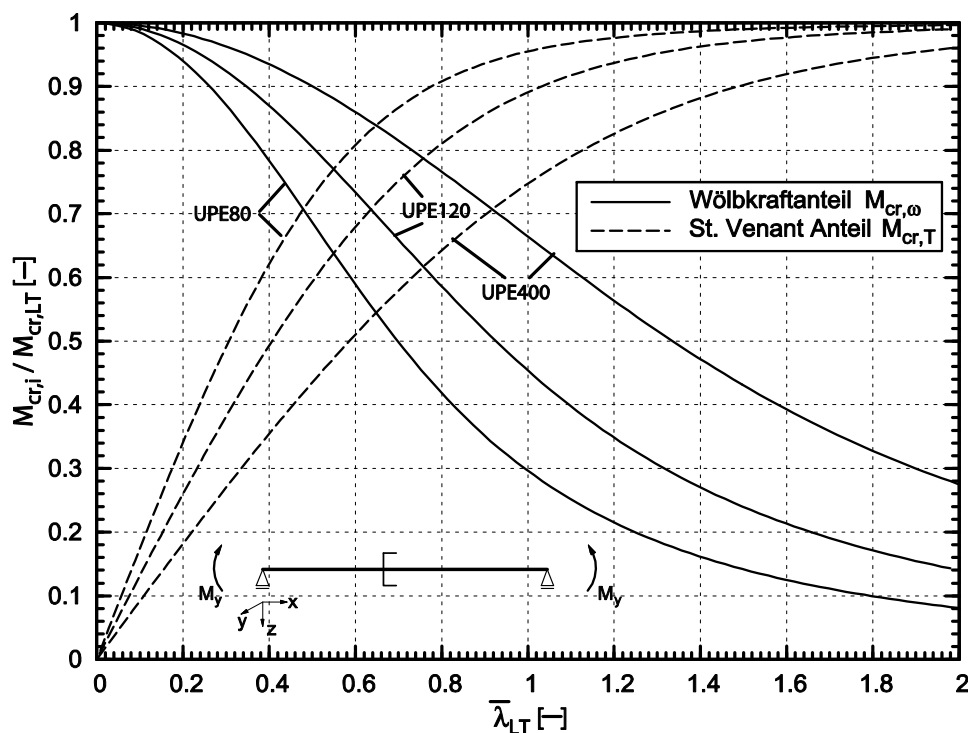


Bild 6.47: Zusammensetzung des idealen Biegedrillknickmomentes $M_{cr,LT}$ aus Wölbkraft- und St. Venant'scher Torsion in Abhängigkeit vom $\bar{\lambda}_{LT}$ für Profile der UPE-Reihe unter konstanter Biegebeanspruchung M_y

Dabei hängen der Verlauf der Kurven und damit die Anteile bei einer bestimmten Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ von der Verteilung der Querschnittswerte I_T , I_ω und I_z sowie den Lagerungsbedingungen ab. Bei gleichbleibenden Lagerungsbedingungen gilt i. A. je kleiner das H/B-Verhältnis, desto schneller nimmt der St. Venant'sche Anteil zu, was gleichbedeutend ist mit einer Abnahme der Normalspannungen infolge Verwölbung zu Gunsten von auftretenden Schubspannungen durch primäre Torsion. Durch die reduzierten Normalspannungen führt dies zu einer signifikanten Verringerung der Beulgefahr. Die Steifigkeit im globalen Stabilitätsfall $\beta_{l,gi}$ unterscheidet sich somit vom Grundzustand $\beta_{l,li}$ in erster Instanz durch das Verhältnis des Wölbkraftanteils c_ω im Drehradius c_z nach Gleichung (5.63) zur Fließspannung f_y . Die auftretende Wölbnormalspannung $\max. \sigma_\omega$ im Biegedrillknickfall kann dann bezogen auf die Fließspannung mit folgender Gleichung (6.93) ausgedrückt werden.

$$f_\omega = \frac{\max. \sigma_\omega}{f_y} = \frac{c_\omega^2}{c_z^2} = \frac{I_\omega}{I_z \cdot c_z^2} \cdot \left(\frac{\beta_z}{\beta_\omega} \right)^2 \leq 1,0 \quad (6.93)$$

Somit lässt sich eine bezogene Beulschlankheit für den Biegedruckgurt unter Berücksichtigung des Normalspannungszustandes im Falle nahezu reiner Stabstabilität durch Biegedrillknicken $\bar{\lambda}_{P,DG,gi}$ bestimmen. Dieser kann bezogen auf die Beulschlankheit des Druckgurtes $\bar{\lambda}_{P,DG,li}$ bei alleiniger Einwirkung von M_y als ingenieurmäßige Näherung durch Gleichung (6.94) beschrieben werden.

$$\bar{\lambda}_{P,DG,gi} = \sqrt{\frac{\max. \sigma_\omega}{\sigma_{cr,P,gi}}} \approx \sqrt{\frac{f_y \cdot f_\omega}{\sigma_{cr,P,li} \cdot f_\psi}} = \bar{\lambda}_{P,DG,li} \cdot \sqrt{\frac{f_\omega}{f_\psi}} \quad (6.94)$$

Überträgt man diese Formulierung vom Verzweigungs- auf das Tragfähigkeitsniveau und setzt dabei für die Beulabminderung in konservativer Weise die *Euler-Hyperbel* mit $\rho_{DG} = 1/\bar{\lambda}_{P,DG,gi}^2$ an, lässt sich der Steifigkeitsverlust im Grenzzustand nahezu alleinig auftretender Schnittgröße nach Theorie II. Ordnung bezogen auf die Steifigkeit $\beta_{l,li}$ im Zustand der Grundbeanspruchung M_y wie folgt ausdrücken.

$$\begin{aligned} \beta_{l,gi} &= \beta_{l,li} \cdot \frac{f_\psi}{f_\omega} = \beta_{l,li} \cdot 1,281 \cdot \left(\frac{\beta_\omega}{\beta_z} \right)^2 \cdot \frac{I_z \cdot c_z^2}{I_\omega} \\ &= \beta_{l,li} \cdot 1,281 \cdot \left(1 + \frac{0,039 \cdot I_T \cdot (\beta_\omega \cdot L)^2}{I_\omega} \right) \leq 1,0 \end{aligned} \quad (6.95)$$

Die Querschnittswerte sind vereinfachend am Bruttoquerschnitt zu bestimmen und somit aus der Berechnung der bezogenen Biegedrillknickschlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ ohne Beuleinfluss bereits bekannt. D. h. trotz des komplexen Spannungszustandes ergibt sich kaum Mehraufwand in der Handrechnung.

Zur Ermittlung der bauteilspezifischen effektiven Steifigkeit $\beta_{I,LT}$ zwischen den beiden Grenzzuständen $\beta_{I,li}$ und $\beta_{I,gi}$ wird die Interpolationsgleichung (2.53) angewandt. Trotzdem diese im ursprünglichen Sinne für den kombinierten Beul- und Biegeknickfall hergeleitet wurde, erscheint die Anwendung auch für die vorliegende Gesamtstabilitätsform Beulbiegedrillknicken sinnvoll, da

1. der globale Stabilitätsfall des Biegedrillknickens des Gesamtquerschnitts für die im Rahmen dieser Arbeit behandelten C-Profile in mechanisch sinnvoller und ingenieurmäßig zutreffender Näherung als Biegeknicken des Biegedruckgurtes aufgefasst werden kann. Die entsprechenden Grenzfälle $\beta_{I,li}$ und $\beta_{I,gi}$ sind ebenso basierend auf dieser Analogiebeurteilung hergeleitet worden.
2. die der Interpolationsgleichung (2.53) zu Grunde liegende Approximation der europäischen Knickspannungslinie c zur Bauteilabminderung (Bild 2.28) auch für das Biegedrillknicken biegebeanspruchter C-Profile in Abschnitt 6.2.2.3 als zutreffend bestätigt werden konnte. Auch die durch die Wahl der Konstante 0,96 im Nenner des Bruchterms in Gleichung (2.53) festgelegte Plateaulänge von $\bar{\lambda}_{LT,0} = 0,2$ ohne Bauteilabminderung infolge Biegedrillknickens konnte durch experimentelle und numerische Vergleichsrechnungen in dem dortigen Abschnitt nachvollzogen werden. Dies gewährleistet einen konfliktfreien Übergang zu kompakten Querschnitten sowie eine problemlose Integration in die bestehende Normengeneration mit Anwendung der etablierten europäischen Knickspannungslinien.

Für den Biegedrillknickfall unter Momentenbeanspruchung um die starke Hauptachse $y-y$ ergibt sich somit Gleichung (6.96).

$$\beta_{I,LT} = \frac{l_{eff,LT}}{l} = \beta_{I,gi} - (\beta_{I,gi} - \beta_{I,li}) \cdot \frac{1}{0,96 + \bar{\lambda}_{LT}^2} \quad (6.96)$$

Die nunmehr bekannte effektiven Stabsteifigkeit β_I wird in die bekannte Formulierung des bezogenen Biegedrillknickschlankheitsgrades $\bar{\lambda}_{LT,eff}$ für dünnwandige C-Querschnitte unter Biegebeanspruchung M_y eingearbeitet, Gleichung (6.97).

$$\begin{aligned} \bar{\lambda}_{LT,eff} &= \sqrt{\frac{M_{eff,y,Rk}}{M_{cr,LT,eff}}} = \sqrt{\frac{\beta_{Wy} \cdot M_{pl,y,Rk}}{\beta_{I,LT} \cdot M_{cr,LT}}} = \bar{\lambda}_{LT} \cdot \sqrt{\frac{M_{eff,y,Rk}}{M_{pl,y,Rk}} \cdot \frac{1}{\beta_{I,LT}}} \\ &= \bar{\lambda}_{LT} \cdot \sqrt{\frac{M_{eff,y,Rk}}{M_{el,y,Rk}} \cdot \frac{1}{\alpha_{pl,y} \cdot \beta_{I,LT}}} \end{aligned} \quad (6.97)$$

Darin lässt sich das Verhältnis von $M_{\text{eff},y,\text{Rk}}/M_{\text{el},y,\text{Rk}}$ anhand der im Rahmen der reinen Querschnittstragfähigkeit hergeleiteten Gleichung (6.61) oder für baupraktisch relevante Querschnitte ohne Stegbeulgefahr unter M_y anhand von Bild 6.30 graphisch bestimmen. Die plastische Querschnittsreserve $\alpha_{\text{pl},y}$ des Bruttoquerschnitts kann für C-Profile aus einem Vergleich der Gleichungen (6.2) und (6.3) formuliert werden, Gleichung (6.98).

$$\alpha_{\text{pl},y} = \frac{W_{\text{pl},y}}{W_{\text{el},y}} = \frac{\zeta + \frac{\theta}{4}}{\zeta + \frac{\theta}{6}} > 1,0 \quad (6.98)$$

Somit lässt sich der Einfluss der durch das lokale Beulproblem herabgesetzten Stabsteifigkeit auf das Biegedrillknicken von um die starke Hauptachse y-y biegebeanspruchten C-Profilen als vergleichsweise einfache ingenieurmäßige Näherung beschreiben. Auf Grundlage der modifiziert definierten Biegedrillknickschlankheit für Klasse 4 Querschnitte wird nunmehr die Bauteilabminderung $\chi_{\text{LT,eff}}$ mit der in Abschnitt 6.2.3.3 vorgeschlagenen europäischen Knickspannungslinie c ermittelt. Unter Berücksichtigung der durch Beulen verminderten Querschnittstragfähigkeit $M_{\text{eff},y,\text{Rk}}$ kann der Bauteilnachweis dann in gewohnter Weise nach Gleichung (6.99) geführt werden.

$$\frac{M_{y,\text{Ed}}}{\chi_{\text{LT,eff}} \cdot \frac{M_{\text{eff},y,\text{Rk}}}{\gamma_{\text{M1}}}} \leq 1,0 \quad (6.99)$$

Der so formulierte Bemessungsvorschlag zum Nachweis um die Hauptachse y-y biegebeanspruchter, dünnwandiger C-Profile wird nachfolgend anhand experimenteller und numerischer Bauteiltragfähigkeiten überprüft. Dafür wird zunächst die im Rahmen von [95] durchgeführte, in Abschnitt 3.4 beschriebene Versuchsreihe herangezogen. Die Bauteile wurden durch konstante Biegemomente beansprucht und waren an den Stabenden sowohl für Verwölbung als auch für Biegung um die Hauptachse z-z starr eingespannt. Den Gegenrechnungen liegen die gemessenen Abmessungen, Blechdicken und Materialfestigkeiten zu Grunde. Ein Vergleich der rechnerischen Tragfähigkeiten mit den experimentellen Ergebnissen zeigt Tabelle 6.25. Dabei wird der neue Bemessungsvorschlag (*Methode 2*) auch dem gegenwärtig normativ geregelten Nachweisverfahrens gemäß Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], (*Methode 1*), gegenübergestellt, vgl. Tabelle 6.22.

Tabelle 6.25: Vergleich der rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten unter reiner Biegebeanspruchung M_y mit den experimentellen Ergebnissen aus [95]

Versuch-Nr.	Test	Methode 1		Methode 2	
	$M_{u,exp}$	$M_{u,calc}$	$M_{u,calc}/M_{u,exp}$	$M_{u,calc}$	$M_{u,calc}/M_{u,exp}$
	[kNcm]	[kNcm]	[-]	[kNcm]	[-]
2A	3777	3455,0	0,915	3820,0	1,011
2B	3394	2514,5	0,741	2925,3	0,862
2C	2682	1694,5	0,632	1917,9	0,716
3A	9003	7803,0	0,867	8314,7	0,924
3B	8334	5656,4	0,679	5144,7	0,617
3C	4543	4774,6	1,051	3956,8	0,871
4A	1044	908,7	0,870	1045,7	1,002
4B	874	697,6	0,798	817,5	0,935
4C	649	499,8	0,770	574,9	0,886
8B	17935	11346,0	0,633	12333,3	0,688
8C	10945	8220,6	0,751	9131,6	0,834
Mittelwert m:			0,792 (0,845)		0,850 (0,916)
Standardabw. s:			0,127 (0,104)		0,127 (0,065)

Es lässt sich eine gute Übereinstimmung der rechnerischen Tragfähigkeiten des vorgeschlagenen Bemessungsmodells mit den experimentellen Ergebnissen feststellen. Die vorhandenen Abweichungen sind auf zwei wesentliche Einflüsse zurückzuführen:

1. Die bei den Versuchsträgern gemessenen Maximalstiche der seitlichen Vorkrümmungen liegen zwischen $L/720$ und $L/4080$ und sind damit im Vergleich zu den Imperfektionsgrößen, die den europäischen Knickspannungslinien zu Grunde liegen wesentlich kleiner. Zudem kann auf einen vernachlässigbaren Einfluss der strukturellen Imperfektionen geschlossen werden, da sich unabhängig von der Fertigungsart etwa identische Streuungen für die gekanteten (Querschnitt 4) und geschweißte Bauteile (Querschnitte 2, 3 und 8) ergeben. Somit scheint der vorgeschlagene, pauschale Ansatz der europäischen Knickspannungslinie c zur Bauteilabminderung biegedrillknickgefährdeter C-Profile für beiden Fertigungsarten gerechtfertigt. Eine Begründung für eine Differenzierung, wie sie derzeit in den Teilen 1-1, [R9], bzw. 1-3, [R10], des Eurocode 3 vorgenommen wird, lässt sich nicht feststellen.
2. Um die starke Hauptachse biegebeanspruchte C-Profile aus dünnwandigen Blechen erreichen ihre Grenzquerschnittstragfähigkeit in guter Nä-

herung bei Ausnutzung der Fließspannung f_y im Biegezuggurt, vgl. Abschnitt 6.3.2.3. Somit ist in diesen Fällen eine (teil-)plastische Querschnittsreserve in der Größenordnung kompakter Bauteile vorhanden, die in etwa 10% beträgt. Diese wird unter Abwägung der möglichen rechnerischen Traglaststeigerung zur Handhabbarkeit als Ingenieurmodell in der Bemessungspraxis nicht in Ansatz gebracht, ist jedoch i.d.R. stets in den Versuchen vorhanden.

Die Auswertung in Tabelle 6.25 zeigt, dass sich in den drei Versuchen 2C, 3B und 8B stärker konservative Tragfähigkeiten unter Anwendung des neuen Bemessungsvorschlags ergeben. Dies kann bei den Versuchen 3B und 8B dadurch erklärt werden, dass die horizontale Ausweichrichtung zur offenen Profilseite eintrat, was belegt durch die theoretischen und numerischen Erläuterungen in Abschnitten 3.4.3 bzw. 4.5.2.1, deutlich höhere Tragfähigkeiten zur Folge hat als bei entgegengesetzter Horizontalverformung. Im Falle des Versuchs 2C ergibt sich die Erklärung dadurch, dass der Träger durch Anliegen an den Sicherungsbalken gegen Gleiten in Längsrichtung versteift wurde und daher eine erhöhte Traglast erzielte. Dies wird ebenso durch den Vergleich mit der FE-Berechnung belegt, bei denen die experimentelle Traglast auch deutlich höher lag als die numerisch ermittelte, vgl. Tabelle 4.3. Lässt man diese drei abweichenden Versuche bei der statistischen Betrachtung außer Acht, ergibt ein deutlich verbesserter Mittelwert $m = 0,916$ bei einem verminderten Streuband mit einer Standardabweichung von $s = 0,065$, siehe Klammerwerte in Tabelle 6.25.

Somit lässt sich feststellen, dass der Bemessungsvorschlag unter Berücksichtigung der effektiven Bauteilsteifigkeit (*Methode 2*) im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen aus [95] die rechnerische Bestimmung wirtschaftlicher und sicherer Tragfähigkeiten erlaubt. Die geringfügigen Überschreitungen der experimentellen Werte von $<1,1\%$ sind im Hinblick auf das Sicherheitsniveau vernachlässigbar.

Im Vergleich dazu ergibt sich für die gegenwärtig festgelegte normative Vorgehensweise der *Methode 1* ein deutlich indifferentes Bild. Über weite Strecken liegen die so ermittelten Tragfähigkeiten deutlich konservativer, es können sich jedoch wie im Falle des Versuchsträgers 3C auch signifikante Abweichungen zur unsicheren Seite ergeben. Bei der Einordnung der errechneten Tragfähigkeiten muss zudem berücksichtigt werden, dass dem Nachweiskonzept in [R9] zwei mitunter deutlich konservative Annahmen zu Grunde liegen. Einerseits wird eine gelenkige Längsrandlagerung der einzelnen Querschnittsteile im Hinblick auf die Beulgefährdung angenommen und andererseits wird die Bauteilabminderung zur Berücksichtigung des Biegedrillknickens mit Hilfe der ungünstigsten europäischen Knickspannungslinie d vorgenommen. Für beide Faktoren konnte in den Abschnitten 6.3.2 bzw. 6.2.3.3 gezeigt werden, dass dieses nicht dem realen Tragverhalten

entspricht. Im erstgenannten Punkt geben die Regelwerke zwar keine Rechenhilfen zur Erfassung der drehfederelastischen Einspannung an, schließen allerdings eine Berücksichtigung z.B. über Anwendung entsprechender Software nicht aus. Wendet man die Definition der Stabschlankheit von Klasse-4 Querschnitten ohne Beachtung des Steifigkeitsverlusts gemäß Gleichung (2.50) an und berücksichtigt beide oben genannten Sachverhalte gemäß dem Verhalten des realen Bauteils, ergibt sich für den Versuchsträger 3C eine rechnerische Bauteiltragfähigkeit von $M_{u,calc} = 5443,3 \text{ kNcm}$, was einer Überschreitung des Versuchsergebnisses von 20% entspricht. Nach Auffassung des Verfassers sollte ein Nachweisverfahren einschließlich aller einzelnen modular zusammengefügt Einzelkomponenten das reale Tragverhalten grundsätzlich widerspiegeln, und nicht wie gegenwärtig im Regelwerk [R9] festgelegt, durch den Ansatz konservativer Einzelbausteine Unzulänglichkeiten in der grundsätzlichen mechanischen Formulierung kaschieren.

Da einer Versuchsreihe als wesentliche Einflussgrößen stets Imperfektionen in statistisch verteilter Größe und Form zu Grunde liegen, die nicht zwangsläufig den real möglichen ungünstigsten Fall abdecken, erfolgt eine zusätzliche Verifikation der vorgenannten Aussagen über einen Vergleich mit numerischen Traglastberechnungen. Im Rahmen derer können die Einflussparameter über einen weiten baupraktischen Bereich ungünstigst variiert werden können. Dabei werden die Berechnungen aus Abschnitt 4.5.3 zur Studie der ungünstigsten Imperfektionsansätze herangezogen, bei denen die Querschnitte der experimentellen Versuchsreihe numerisch simuliert wurden. Dabei wurden alle Abmessungen, Blechdicken und Materialeigenschaften als Sollwerte angesetzt. Die maßgeblichen numerischen Tragfähigkeiten ergeben sich aus dem Ansatz der horizontalen Vorkrümmung in positiver y -Richtung, d.h. der Bauteilimperfektionsform (3) gemäß Bild 4.10. Exemplarisch ist der graphische Vergleich der Ergebnisse am Beispiel des Querschnitts 3 in Bild 6.48 dargestellt, wobei sowohl die Bauteiltragfähigkeit χ_{LT} als auch der Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_{LT}$ auf die plastische Biegemomentenragfähigkeit $M_{pl,y,Rk}$ bezogen sind.

Bild 6.48 bestätigt die beim Vergleich der rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten mit den Versuchsergebnissen gewonnenen Erkenntnisse. Während das vorgeschlagene Bemessungskonzept unter Einbeziehung der reduzierten Steifigkeit (*Methode 2*) in der Lage ist, über den gesamten Schlankheitsbereich zutreffende Tragfähigkeitsprognosen zu liefern, liegt die *Nachweismethode 1* gemäß Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], durchweg unsicher mit Abweichungen bis 10% im baupraktisch relevanten mittelschlanken Bereich. Setzt man in mechanisch korrekter Weise die Teileinspannung der Plattenlängsränder nach Abschnitt 5.2.2.2.3 an und nimmt die Bauteilabminderung nach der für den Biegedrillknickfall zutreffenden europä-

ischen Knickspannungslinie c vor, ergeben sich gemäß [R9] rechnerische Grenztragfähigkeiten, die die numerischen Ergebnisse im Mittel um 24% und maximal um 35% überschreiten.

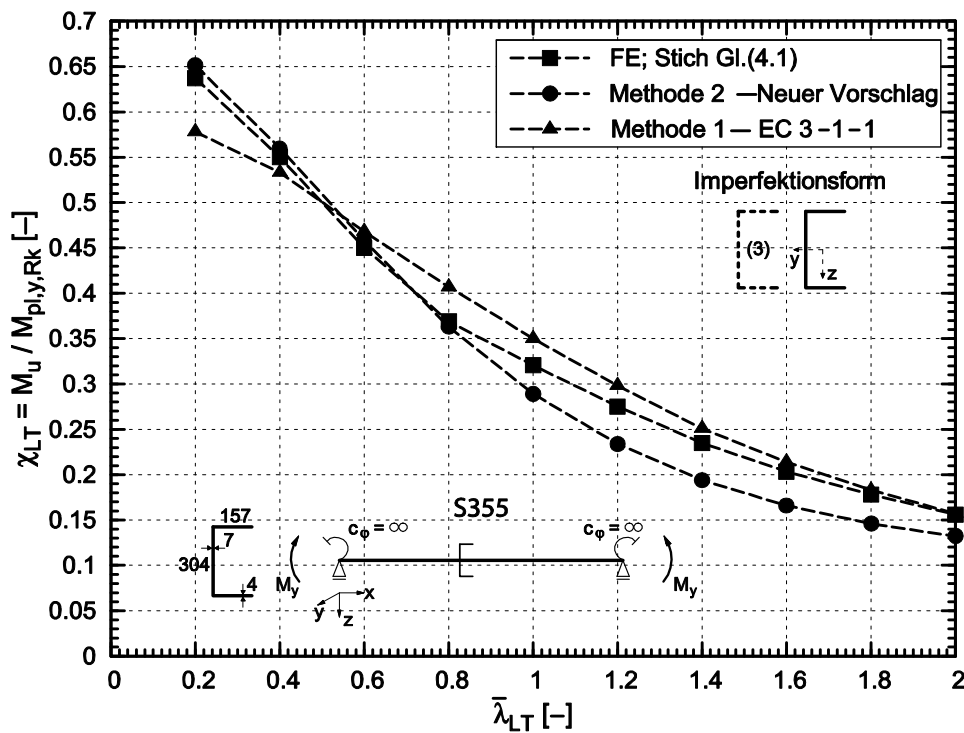


Bild 6.48: Vergleich der numerischen Bauteiltragfähigkeiten unter Biegung M_y mit rechnerischen Beanspruchbarkeiten für QS3 (Bild 3.1)

Der Steifigkeitsabfall infolge lokalen Beulens und damit die Verstärkung des globalen Biegedrillknickens lassen sich deutlich am Verlauf der Kurven in Bild 6.48 erkennen, bei der der für die Traglastabminderungskurven kompakter Querschnitte typische konvexe Verlauf im Bereich kleiner Stabschlankheiten nicht auftritt. Es findet vielmehr ab dem Plateaubereich der Querschnittstragfähigkeit ein vergleichsweise steiler linearer Abfall der Tragfähigkeit statt, der im Bereich größerer Stabschlankheiten durch den geringeren Beuleinfluss in die übliche konkave Krümmung der Abminderungskurve übergeht.

Auch für die anderen untersuchten Querschnitte 2, 4 und 8 werden die Ergebnisse der experimentellen Versuchsreihe bestätigt. Der im Rahmen der vorliegenden Arbeit entwickelte Bemessungsvorschlag erlaubt durchgängig eine wirtschaftliche und zugleich vor allem sichere Prognose der Bauteiltragfähigkeiten. Im Gegensatz dazu liefert die strikte Anwendung der normativen Vorgehensweise mit Voraussetzung gelenkiger Plattenlängsränder und der Bauteilabminderung durch die ungünstigste europäische Knickspannungslinie d durchweg konservative Ergebnisse. Unter Ansatz realer Lagerungsbedingungen der Plattenlängsränder sowie der Bauteilabminderungskurve können sich insbesondere bei kleinen und mittleren

Biegedrillknickschlankheitsgraden λ_{LT} annähernd durchgängig Abweichungen zur unsicheren Seite einstellen. Wendet man gemäß der normativen Vorgabe in Eurocode 3, Teil 1-3, [R10], für den kaltgeformten Querschnitt 4 die europäische Knickspannungslinie b zur Bauteilabminderung an, liegen für $\lambda_{LT} < 1,2$ die Abweichungen etwa bei 12%. In Tabelle 6.26 sind die statistischen Kenngrößen für alle vier numerisch untersuchten Querschnitte zusammengefasst. Die Klammerwerte bei Querschnitt 4 ergeben sich bei Ansatz der europäischen Knickspannungslinie b zur Biegedrillknickabminderung.

Tabelle 6.26: Statistische Kenndaten zum Vergleich der rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten unter reinem Biegemoment M_y mit numerischen Ergebnissen

QS-Nr.	Methode 1 (gel. Ränder, KSL d)		Methode 1 (reale Ränder, KSL c (b))		Methode 2	
	$M_{u,calc} / M_{u,FE}$		$M_{u,calc} / M_{u,FE}$		$M_{u,calc} / M_{u,FE}$	
	Mittelwert m	Standardabw. s	Mittelwert m	Standardabw. s	Mittelwert m	Standardabw. s
2	0,796	0,059	0,952	0,070	0,909	0,082
3	1,035	0,061	1,238	0,104	0,910	0,090
4	0,784	0,061	0,962 (1,031)	0,082 (0,068)	0,907	0,087
8	0,788	0,132	0,856	0,089	0,816	0,109

Während die gegenwärtige Bemessungsvorschrift ein deutlich indifferentes Bild mit einerseits konservativen und andererseits auch signifikant unsicheren Werten liefert, kann die vorgeschlagene modifizierte *Nachweismethode 2* mit konstant sicheren und wenig streuenden Ergebnissen überzeugen. Wertet man den Vergleich über alle numerisch simulierten Bauteile statistisch aus, gelangt man zu einem Mittelwert von $m = 0,885$ bei einem geringen Streuband mit einer Standardabweichung von $s = 0,097$.

Im Vergleich zu den anderen Profilen ergeben sich für Querschnitt 8 im mittleren Schlankheitsbereich geringfügig größere Abweichungen zu den numerischen Werten, was darauf zurückzuführen ist, dass bei diesem Querschnitt sowohl Gurt als auch Steg beulgefährdet sind. Somit werden bei horizontalem Ausweichen in Stegrichtung des Profils zwar die Druckspannungen im Gurt verstärkt, wohingegen der Steg durch die Überlagerung der primären Spannungen mit den Zugspannungen aus Querbiegung entlastet wird, was in einem Näherungsverfahren nicht allgemeingültig berücksichtigt werden kann. Daher ist der Steifigkeits- und somit Traglastabfall im mittleren Schlankheitsbereich nicht derart ausgeprägt, wie bei den anderen Querschnittsreihen.

Somit ist jeweils für die Einzelbeanspruchungen Druck und Biegung um die starke Hauptachse y-y für lokale und global stabilitätsgefährdete Bauteile auf Grundlage

theoretischer Untersuchungen ein Bemessungsverfahren für C-Profile, basierend auf der normativ verankerten *Q-Faktor-Methode*, hergeleitet worden, dass die wesentlichen mechanischen Hintergründe in der Formulierung einer effektiven bezogenen Bauteilschlankheit $\tilde{\lambda}_{ci,eff}$ berücksichtigt. Experimentelle Untersuchungen sowie numerische Vergleichsrechnungen haben belegt, dass

1. das gegenwärtige Nachweisverfahren in Eurocode 3, Teile 1-1, [R9], bzw. 1-3, [R10], dem Anspruch an ein mechanisch korrektes wie allgemeingültiges Bemessungskonzept nicht gerecht werden kann, da sich sowohl sehr konservative als auch insbesondere signifikant unsichere rechnerische Bauteiltragfähigkeiten ergeben können und
2. der neue Bemessungsvorschlag eine durchgängig sichere wie wirtschaftliche Prognose realer Grenztragfähigkeiten von C-Profilen der Querschnittsklasse 4 erlaubt.

Im Folgenden wird das Nachweisverfahren auf kombinierte Druck- und Biegebeanspruchung erweitert.

6.3.3.4 Kombinierte Druck- und Biegebeanspruchung

6.3.3.4.1 Allgemeines

Die rechnerische Grenztragfähigkeit dünnwandiger C-Profile unter kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung wird gemäß [R9] in Analogie zur Vorgehensweise bei kompakten Querschnitten mit Hilfe des *Ersatzstabverfahrens* ermittelt. Dort werden die Bauteiltragfähigkeiten der einzelnen globalen Stabilitätsformen additiv unter Verwendung geeigneter Interaktionsfaktoren k_{ij} zusammengefügt, die u.a. die gegenseitige Beeinflussung von Biegeknicken und Biegedrillknicken abdecken. Diese Methode bietet gegenüber einer streng genommen mechanisch korrekten Zugrundelegung des wirklichen Spannungszustandes aus kombinierter Beanspruchung den für die Ingenieurpraxis enormen Vorteil, dass keine iterative Berechnung notwendig ist. Aus diesem Grund und der Forderung nach einem durchgängigen Nachweiskonzept für jegliche Art von C-Profilen, wird im Folgenden konsequenterweise ausschließlich dieses Bemessungsverfahren weiter verfolgt. Dabei werden auch in Entsprechung zum Nachweis kompakter Querschnitte die Interaktionsfaktoren für die „*standard cases*“ nach Anhang B des Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], verwendet. Aufgrund des ohnehin mit einigem Aufwand verknüpften Verfahrens zur rechnerischen Bestimmung der Grenztragfähigkeit soll im weiteren Verlauf überprüft werden, inwiefern eine explizite Berechnung der Interaktionsbeiwerte ohne signifikante Einbußen in der Ergebnisgenauigkeit entfallen kann.

Zunächst werden die Beanspruchungszustände aus Druck und jeweils einaxialer Biegebeanspruchung um eine Profilhauptachse betrachtet, um die einzelnen mechanischen Zusammenhänge einschließlich deren rechnerischer Erfassung im Nachweisverfahren einbinden zu können. Im Anschluss daran wird das Nachweisverfahren auf den allgemeinen Fall von Druck- und zweiachsigler Biegebeanspruchung erweitert.

6.3.3.4.2 Druck und Biegebeanspruchung M_y

Der Beanspruchungsfall aus Druck und Biegung um die starke Hauptachse $y-y$ kann bei den im Rahmen dieser Arbeit untersuchten C-Profilen nur an um die schwache Achse starr eingespannten Systemen auftreten, da ansonsten stets ein Biegemoment $\Delta M_z = N_{Ed} \cdot e_{Ny}$ resultierend aus dem Schwerelinienversatz zwischen Brutto- und Nettoquerschnitt e_{Ny} geweckt wird, vgl. Abschnitte 2.2.5.2, 6.3.2.2 und 6.3.2.5.

Wie für kompakte C-Profile gezeigt wurde, kann bei C-förmigen Querschnitten der reine Biegeknickfall normal zur y -Achse nicht auftreten, Bild 2.24. Dies gilt selbstverständlich auch für Profile mit beulgefährdeten Querschnittsteilen. Somit kann sich eine von Verschiebungen senkrecht zur y -Achse dominierte Ausweichform des Bauteils nicht einstellen, sodass entsprechend dem vorgeschlagenen Nachweisformat für kompakte C-Querschnitte unter Druck- und Biegung M_y die Gleichung (2.51) nicht zu berücksichtigen ist. Zudem ergab die Studie zum Einfluss der geometrischen Imperfektionen bei dünnwandigen C-Profilen in Abschnitt 4.5.3.5, dass bei reiner Druckbeanspruchung der Biegedrillknickfall (*Torsional-Flexural-Buckling*) gegenüber dem reinen Biegeknickfall normal zur Achse $z-z$ nicht maßgebend wird. Daher kann auch eine Berücksichtigung dieser Stabstabilitätsform im Nachweisformat entfallen. Zusammenfassend lässt sich die Bemessungsgleichung von druck- und um die Hauptachse $y-y$ biegebeanspruchten C-Profilen der Querschnittsklasse 4 gemäß Gleichung (6.100) angeben.

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_{z,eff} \cdot N_{eff,Rk}} + k_{zy} \cdot \frac{M_{y,Ed}}{\chi_{LT,eff} \cdot M_{eff,y,Rk}} \leq 1,0 \quad (6.100)$$

Darin sind die einzelnen Querschnittsbeanspruchbarkeiten $N_{eff,Rk}$ und $M_{eff,y,Rk}$ nach der Methode der kombinierten wirksamen Breiten und Dicken gemäß den Gleichungen (6.55) bzw. (6.60) zu ermitteln. Die Bestimmung der Bauteilabminderungsfaktoren $\chi_{z,eff}$ und $\chi_{LT,eff}$ erfolgt unter jeweils Berücksichtigung der effektiven Steifigkeiten β_1 entsprechend den vorigen Abschnitten.

Für „verdrehweiche Bauteile“ mit Klasse-4-Querschnitten gibt [R9], Anhang B, folgende Gleichung (6.101) zur Ermittlung des Interaktionsbeiwertes k_{zy} in Abhän-

gigkeit der Bauteilabminderung infolge Biegeknickens an. Darin ist C_{mLT} der aus Gleichung (6.46) bekannte Beiwert zur Erfassung des Biegemomentenverlauf M_y .

$$k_{zy} = 1 - \frac{0,05 \cdot \bar{\lambda}_z}{C_{mLT} - 0,25} \cdot \frac{N_{Ed}}{\chi_z \cdot N_{eff,Rk}} \quad \text{für } 0 \leq \bar{\lambda}_z \leq 1,0$$

$$k_{zy} = 1 - \frac{0,05}{C_{mLT} - 0,25} \cdot \frac{N_{Ed}}{\chi_z \cdot N_{eff,Rk}} \quad \text{für } 1,0 \leq \bar{\lambda}_z$$
(6.101)

Wertet man vorstehende Gleichung (6.101) graphisch aus, ergeben sich die in Bild 6.49 für Randmomentenverhältnisse $\psi_M = -1$ und $\psi_M = 1$ exemplarisch dargestellten bilinearen Kurvenverläufe.

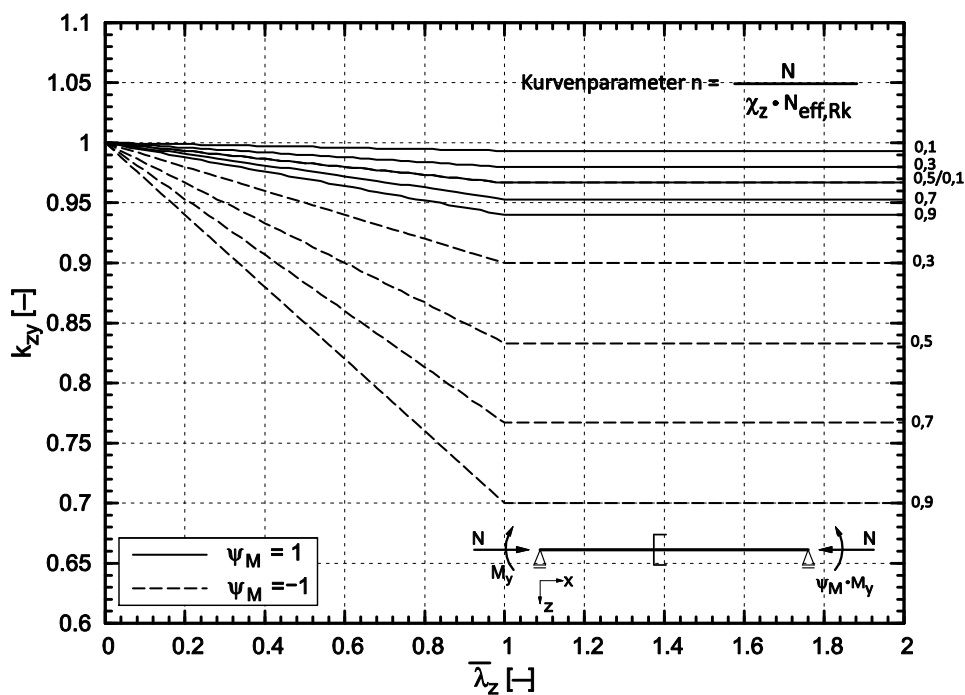


Bild 6.49: Graphische Auswertung der k_{zy} -Interaktionsbeiwerte für Klasse 4-Querschnitte nach EC3-1-1, Anhang B, [R9]

Man erkennt insbesondere für eine konstante Momentenbeanspruchung ($\psi_M = 1$), dass die Interaktionsbeiwerte nahe bei $k_{zy} = 1,0$ liegen, was gleichbedeutend mit einer linearen Addition der Spannungen auf elastischem Niveau ist. Somit erscheint es offensichtlich, dass für den hier besprochenen Beanspruchungsfall einer konstanten Druck- und Biegebeanspruchung um die Hauptachse y-y der Ansatz von $k_{zy} = 1,0$ eine gute Näherung darstellen muss.

Nachfolgend wird die Güte der Bemessungsgleichung (6.100) anhand experimenteller und numerischer Ergebnisse verifiziert. Dabei wird zunächst die im Rahmen von [95] durchgeführte Versuchsreihe an druck- und biegebeanspruchten C-Profilen aus Abschnitt 3.5 herangezogen. Für die Vergleichsrechnungen wurden

die gemessenen Abmessungen, Blechdicken und Materialeigenschaften in Ansatz gebracht.

In Tabelle 6.27 ist die Gegenüberstellung der experimentellen und der rechnerischen Grenztragfähigkeiten zusammengefasst. Dabei erfolgt der Vergleich anhand der aufnehmbaren Drucknormalkräfte P_u . Der der rechnerischen Bestimmung der Grenztragfähigkeit zugrunde liegende effektive Hebelarm e_{eff} wurde aus dem gemessenen Versuchstragmomenten $M_{u,\text{exp}}$ und Druckkräften $P_{u,\text{exp}}$ aus Tabelle 3.4 zurückgerechnet, Gleichung (6.102).

$$e_{\text{eff}} = \frac{M_{u,\text{exp}}}{P_{u,\text{exp}}} \quad (6.102)$$

Tabelle 6.27: Vergleich der rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten unter Druck- und Biegebeanspruchung M_y mit den experimentellen Ergebnissen aus [95]

Nr.	Test	Methode 1		Methode 2 $k_{zy} = 1,0$		Methode 2 k_{zy} gem. EC3-1-1, An. B	
	$P_{u,\text{exp}}$	$P_{u,\text{calc}}$	$P_{u,\text{calc}}/P_{u,\text{exp}}$	$P_{u,\text{calc}}$	$P_{u,\text{calc}}/P_{u,\text{exp}}$	$P_{u,\text{calc}}$	$P_{u,\text{calc}}/P_{u,\text{exp}}$
	[kN]	[kN]	[-]	[kNcm]	[-]	[kNcm]	[-]
2D	118,3	83,5	0,706	111,4	0,942	111,9	0,946
2E	74,1	60,8	0,821	76,0	1,026	76,9	1,038
2F	64,1	40,1	0,626	46,6	0,727	47,2	0,736
3D	177,1	138,7	0,783	171,2	0,967	172,2	0,972
3E*	86,0*	110,0	1,279	111,2	1,293	112,5	1,308
3F	98,1	85,8	0,875	77,5	0,790	78,4	0,799
4D	41,7	29,3	0,703	40,9	0,981	41,1	0,986
4E	31,3	19,2	0,613	24,8	0,792	25,1	0,802
4F	28,4	13,0	0,458	15,8	0,556	16,0	0,563
Mittelwert m:			0,763 (0,698)		0,897 (0,848)		0,906 (0,855)
Standard abw. s:			0,230 (0,133)		0,211 (0,160)		0,212 (0,159)

Man erkennt ein vergleichsweise breites Streuband des Vergleichs der rechnerischen mit den experimentellen Grenztraglasten. Allerdings muss berücksichtigt werden, dass die besonders stark zur sicheren Seite abweichende Versuche 2F und 4F in Richtung der offenen Profilseite auswichen, was, belegt durch die numerischen Parameterstudien in Abschnitt 4.5.3.6, zu signifikant höheren Tragfähigkeiten führt. Dem Bemessungskonzept liegt jedoch immer der Ansatz der ungünstigsten, entgegengesetzten horizontalen Ausweichrichtung zu Grunde.

Eine bemerkenswerte Ausnahme zur unsicheren Seite stellt der mit einem * indizierte Versuch 3E dar. Bei diesem muss allerdings berücksichtigt werden, dass die Versuchsdurchführung aufgrund von Unregelmäßigkeiten bei einem Lastniveau von etwa 80 kN und einem bereits deutlich sichtbar verformten Träger angehalten und gänzlich entlastet werden musste. Beim der anschließenden Wiederbelastung waren aufgrund von Teilplastizierungen somit deutliche geometrische und strukturelle Imperfektionen vorhanden, die eine wesentlich Traglaststeigerung nicht zuließen. Lässt man diesen Versuch bei der Auswertung folgerichtig außer Acht, ergeben sich wesentlich verbesserte Streubandbreiten, die in Klammerwerten angegeben sind. Die geringfügige rechnerische Überschätzung der experimentellen Tragfähigkeit bei Versuch 2E ist auf die vergleichsweise große geometrische, horizontale Vorkrümmung ($L/359$) zurückzuführen, die über dem normativ festgelegten Grenzwert von $v_0 = L/400$ liegt.

Grundsätzlich lässt sich jedoch eine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen den Versuchstraglasten und den Ergebnissen des im Rahmen dieser Arbeit formulierten Bemessungsvorschlags erkennen. Wie erwartet ergeben sich annähernd keine Unterschiede zwischen den beiden Ansätzen für die Interaktionsbeiwerte $k_{zy} = 1,0$ und gemäß dem Anhang B des Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], sodass der vereinfachte Ansatz gerechtfertigt erscheint. Im Gegensatz dazu liefert die gegenwärtig normativ festgeschriebene Bemessungsvorschrift (*Methode 1*) stets deutlich konservativere Werte.

Dennoch erfolgt aufgrund der vergleichsweise großen Streubreite der Ergebnisse eine zusätzliche Kalibration anhand numerischer Vergleichsrechnungen, um die Güte des Bemessungsvorschlags anhand einer breiteren Datenbasis zu verifizieren. Dabei kann eine gezielte Untersuchung im Hinblick auf die jeweils ungünstigste anzusetzende geometrische Ersatzimperfektion erfolgen. Es wird auf FE-Berechnungen aus [95] zurückgegriffen, in denen das den Versuchen zu Grunde liegende statische System einer starren Wölb- und Biegeeinspannung um die schwache Achse bei gelenkiger Lagerung um die starke Hauptachse modelliert wurde. Der Ansatz der Imperfektionen erfolgte gemäß Tabelle 4.7 und alle Abmessungen und Materialeigenschaften wurden als Nennwerte angesetzt. Exemplarisch sind die graphischen Gegenüberstellungen für QS2 und $N/N_{pl,Rk} = 0,25$ in Bild 6.50 sowie QS4 und $N/N_{pl,Rk} = 0,75$ in Bild 6.51 dargestellt. Dabei wurden als Bezugsgrößen auf der Abszisse der auf die vollplastische Momententragfähigkeit $M_{pl,y,Rk}$ bezogene Biegedrillknickschlankheitsgrad $\tilde{\lambda}_{LT}$ und auf der Ordinate die Linearkombination der plastischen Querschnittswiderstände N_{Rk} sowie $M_{pl,y,Rk}$ gewählt.

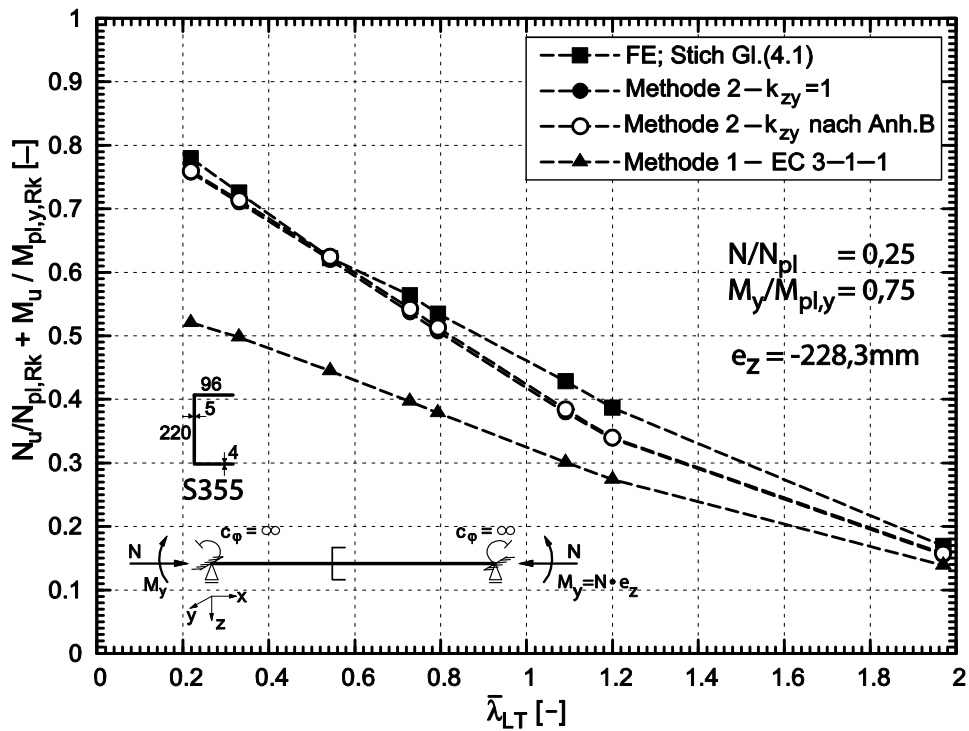


Bild 6.50: Vergleich numerischer Bauteiltragfähigkeiten unter Druck und Biegung M_y mit rechnerischen Beanspruchbarkeiten für QS2 unter $N/N_{pl,Rk} = 0,25$

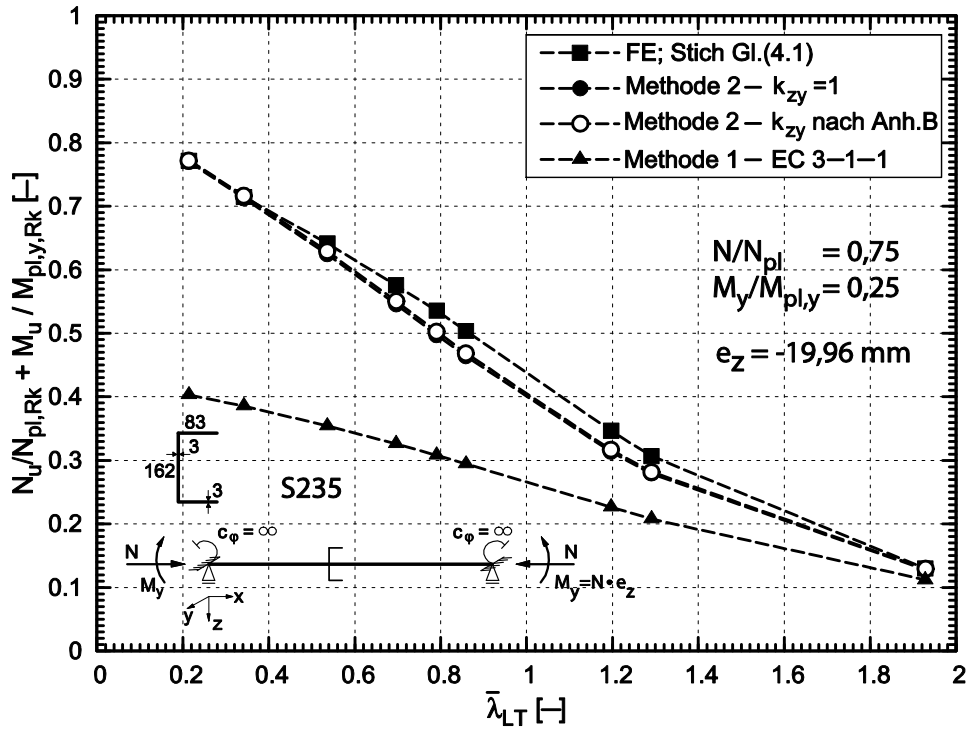


Bild 6.51: Vergleich numerischer Bauteiltragfähigkeiten unter Druck und Biegung M_y mit rechnerischen Beanspruchbarkeiten für QS4 unter $N/N_{pl,Rk} = 0,75$

In den graphischen Vergleichen lässt sich ersehen, dass der hier vorgeschlagene modifizierte Bemessungsansatz unabhängig von Querschnittsabmessung und Einwirkungskombination zutreffende rechnerische Bauteiltragfähigkeiten liefert, wobei die Wahl des Interaktionsfaktors k_{zy} annähernd keine Einfluss besitzt, da die beiden entsprechenden Kurven nahezu deckungsgleich verlaufen. Daher wird zur Vereinfachung des Berechnungsweges ohne wesentliche Einbußen an Ergebnisgenauigkeit bei konstanter Biegemomentenbeanspruchung der Ansatz von $k_{zy} = 1,0$ empfohlen. Im Gegensatz dazu liegt die gegenwärtige normative Vorgehensweise in [R9] mit Berücksichtigung des Zusatzmomentes ΔM_z aus Berücksichtigung der Schwerpunktverschiebung e_{Ny} signifikant konservativ.

Diese Erkenntnisse werden durch die statistische Auswertung aller durchgeführten numerischen Berechnungen vollumfänglich bestätigt. Die Anwendung von Gleichung (6.100) unter Berücksichtigung der effektiven Steifigkeiten ist stets in der Lage, die numerischen Tragfähigkeiten in sehr guter Näherung und dabei auf der sicheren Seite liegend mit nur geringen Streuungen der Ergebnisse wiederzugeben. In Tabelle 6.28 sind die entsprechenden statistischen Kenndaten des Vergleichs bezogen auf die Grenznormalkräfte zusammengestellt.

Tabelle 6.28: Statistische Kenndaten zum Vergleich der rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten unter kombinierter Druck und Biegebeanspruchung M_y mit numerischen Ergebnissen

QS-Nr.	N/ $N_{pl,Rk}$	Methode 1 mit $\Delta M_z = N \cdot e_{Ny}$ k_{zy} gem. EC3-1-1, An. B		Methode 2 $k_{zy} = 1,0$		Methode 2 k_{zy} gem. EC3-1-1, An. B	
		$N_{u,calc} / N_{u,FE}$		$N_{u,calc} / N_{u,FE}$		$N_{u,calc} / N_{u,FE}$	
		Mittelwert m	Stand. Abw. s	Mittelwert m	Stand. Abw. s	Mittelwert m	Stand. Abw. s
2	0,25	0,713	0,045	0,940	0,044	0,948	0,043
	0,50	0,656	0,087	0,963	0,044	0,975	0,040
	0,75	0,581	0,109	0,941	0,042	0,949	0,040
3	0,25	0,724	0,156	0,948	0,072	0,960	0,075
	0,50	0,574	0,158	0,956	0,062	0,969	0,066
	0,75	0,477	0,156	0,963	0,057	0,973	0,059
4	0,25	0,794	0,099	0,981	0,044	0,991	0,039
	0,50	0,688	0,084	0,974	0,041	0,986	0,038
	0,75	0,614	0,105	0,952	0,038	0,960	0,036
8	0,25	0,842	0,069	0,864	0,069	0,872	0,071
	0,50	0,736	0,123	0,861	0,120	0,871	0,122
	0,75	0,876	0,118	0,911	0,096	0,918	0,098
Gesamt		0,699	0,162	0,937	0,073	0,947	0,074

Wird in mechanisch korrekter Weise das Zusatzmoment ΔM_z aus der Schwerpunktverschiebung vom Brutto- zum Nettoquerschnitt im Bemessungskonzept

nach Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], (*Methode 1* gemäß Tabelle 6.22) nicht angesetzt, ergeben sich insbesondere für den hochbeuschlanken Querschnitt 3 nahezu über den gesamten Schlankheitsbereich unsichere rechnerische Tragfähigkeiten. Dies gilt trotz der konservativen Ansätze einer gelenkigen Längsrandlagerung für die Berücksichtigung des lokalen Beulproblems einerseits sowie der ungünstigsten europäischen Knickspannungslinie d zur Bauteilabminderung infolge Biegedrillknickens andererseits. In Bild 6.52 wird dieser Sachverhalt durch den graphischen Vergleich der numerischen Ergebnisse mit den rechnerischen Grenztragfähigkeiten für den Querschnitt 3 unter einer exzentrischen Normalkrafteinwirkung mit einem planmäßigen Hebelarm von $e_z = -34,23\text{mm}$ verdeutlicht.

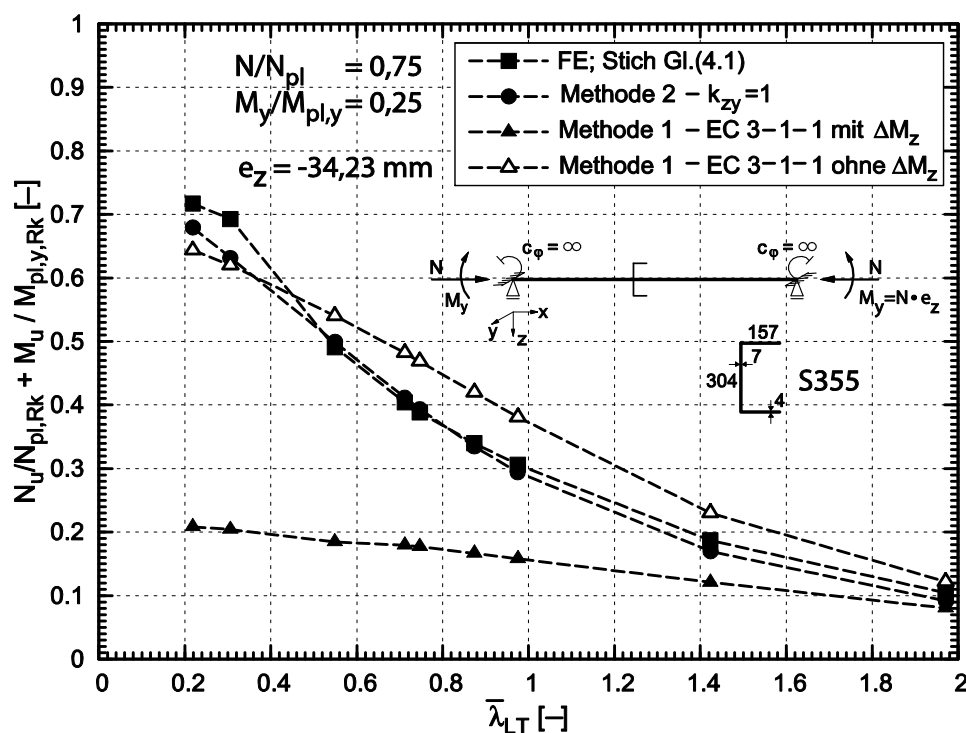


Bild 6.52: Vergleich numerischer Bauteiltragfähigkeiten unter Druck und Biegung M_y mit rechnerischen Beanspruchbarkeiten für QS3 unter $N/N_{pl,Rk} = 0,75$

Die rechnerische Überschätzung der Tragfähigkeit beträgt im baupraktisch vielfach relevanten, mittelschlanken Bereich maximal 24,4%, was im Hinblick auf das geforderte Sicherheitsniveau intolerabel ist. Zudem liegen diesen Ergebnissen ebenfalls schon konservative Annahmen zu Grunde. Berücksichtigt man gerechtfertigterweise zum einen eine drehfederelastische Teileinspannung der Plattenlängsränder und zum anderen die Bauteilabminderung mit der europäischen Knickspannungslinie c , so ergeben sich rechnerische Bauteiltragfähigkeiten, die die FE-Werte um bis zu 36% überschreiten. Daher erscheint es zur Schließung der Sicherheitslücke nicht nur sinnvoll sondern notwendig, eine Überarbeitung des

bestehenden Nachweisformates unter Berücksichtigung der effektiven Steifigkeit gemäß der vorgeschlagenen *Bemessungsmethode 2* vorzunehmen.

6.3.3.4.3 Druck und Biegebeanspruchung M_z

Bei druckbeanspruchten Bauteilen mit um die Hauptachse z-z gelenkiger Lagerung und einfachsymmetrischem Querschnitt aus beulgefährdeten Blechen, wie im Falle der vorliegenden C-Profile, tritt infolge der Schwerpunktverschiebung e_{Ny} vom Brutto- zum Nettoquerschnitt stets eine innere Biegebeanspruchung um die schwache Achse z-z auf. Die Größe des Zusatzmomentes ΔM_z ist dabei abhängig von einer Vielzahl von Faktoren:

- Beulgefährdung der einzelnen Querschnittsteile und damit verbunden die Größe der Schwerpunktverschiebung e_{Ny}
- Größe der aufgetragenen Druckbeanspruchung
- Bauteillänge bzw. globale Stabilitätsgefährdung des Bauteils

Da durch die experimentell und numerisch untersuchten Bauteile ein weiterer Parameterbereich von Beanspruchungskombinationen N und M_z nachgeprüft werden konnte, wird in den numerischen Berechnungen auf planmäßig aufgetragene Biegemomente M_z verzichtet. Stattdessen wird die Variation der Momentenschnittgröße über die o.g. Parameter an zentrisch druckbeanspruchten, gelenkig gelagerten Bauteilen gesteuert. Zur weiteren Kalibration des Bemessungsvorschlags werden jedoch auch die Versuchsergebnisse aus [108] herangezogen, bei denen die Drucknormalkraft unter verschiedenen planmäßigen Ausmitten eingeleitet wurde.

Berücksichtigt man, dass

1. Biegeknicken um die starke Hauptachse y-y bei den hier betrachteten C-Profilen nicht auftreten kann,
2. der Biegedrillknickfall unter zentrischem Druck gegenüber dem reinen Biegeknicken normal zur z-Achse nicht maßgebend wird und
3. Biegedrillknicken infolge einer Biegebeanspruchung M_z aus baupraktischer Sicht ausgeschlossen werden kann,

ist für den Bauteilnachweis druck- und durch M_z biegebeanspruchter C-Profile entgegen der Vorgehensweise in Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], nur eine Nachweisgleichung (6.103) zu erfüllen.

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_{z,eff} \cdot N_{eff,Rk}} + k_{zz} \cdot \frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} \cdot e_{Ny}}{M_{eff,z,Rk}} \leq 1,0 \quad (6.103)$$

Darin ist folgerichtig die Bauteilabminderung für Biegeknicken χ_z unter Berücksichtigung der effektiven Schlankheit $\bar{\lambda}_{z,eff}$ in Gleichung (6.85) zu ermitteln. Zusätzlich ist entsprechend dem Tragverhalten kompakter C-Profile auch für dünnwandige Querschnitte bei Druckbeanspruchung in Kombination mit einem Biegemoment um die schwache Hauptachse z-z, die ungünstige Beeinflussung der aus der Momentenbeanspruchung resultierenden horizontalen Auslenkung auf das globale Biegeknicken senkrecht zur selben Achse zu berücksichtigen. Dies geschieht im *Ersatzstabverfahren* zum Bauteilnachweis in Gleichung (6.103) durch den Interaktionsfaktor k_{zz} . Dieser wird für Klasse 4-Querschnitte gemäß dem verwendeten Ansatz der „standard cases“ in Anhang B des Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], in Abhängigkeit der Normalkraftbeanspruchung unter Berücksichtigung des Biegeknickinflusses mit Gleichung (6.104) angegeben.

$$k_{zz} = C_{mz} \cdot \left(1 + 0,6 \cdot \bar{\lambda}_z \cdot \frac{N_{Ed}}{\chi_z \cdot N_{eff,Rk}} \right) \quad \text{für } 0 \leq \bar{\lambda}_z \leq 1,0$$

$$k_{zz} = C_{mz} \cdot \left(1 + 0,6 \cdot \frac{N_{Ed}}{\chi_z \cdot N_{eff,Rk}} \right) \quad \text{für } 1,0 \leq \bar{\lambda}_z$$
(6.104)

Die Interaktionsbeiwerte „wurden aus Ableitungen nach der Elastizitätstheorie übernommen“, [35], und sind daher günstiger als diejenigen für Klasse 1 und 2-Querschnitte in Bild 6.24, die eine plastische Spannungsverteilung über den Querschnitt erlauben. Graphisch aufgetragen für die Randmomentenverhältnisse $\psi_M = 1$ und $\psi_M = -1$ ergeben sich die in Bild 6.53 dargestellten, bilinearen Kurvenscharen in Abhängigkeit der Normalkraftintensität n .

Die vorgeschlagene Nachweisgleichung (6.103) wird im Folgenden zunächst anhand fremd durchgeführter Versuchsreihen verifiziert. Dabei werden gemäß des vorangegangenen Abschnitts für Biegung um die starke Hauptachse einerseits der Ansatz der normativen Interaktionsfaktoren k_{zz} überprüft und andererseits eine Vereinfachung zu $k_{zz} = 1,0$ vorgenommen. In einem ersten Schritt wird die Versuchsreihe aus [104] herangezogen, in der zentrisch gedrückte Bauteile mit um die z-z Achse gelenkiger Stabendlagerung aus höherfesten Stählen untersucht wurden. Somit resultiert die Biegemomentenbeanspruchung alleinig aus der im ausgebeulten Querschnitt exzentrisch angreifenden Drucknormalkraft. Die gemessenen Bauteil- und Profilabmessungen sowie Materialparameter sind in Anhang C.7 zusammengestellt. Tabelle 6.29 fasst die Gegenüberstellung der rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten mit den Versuchsergebnissen zusammen.

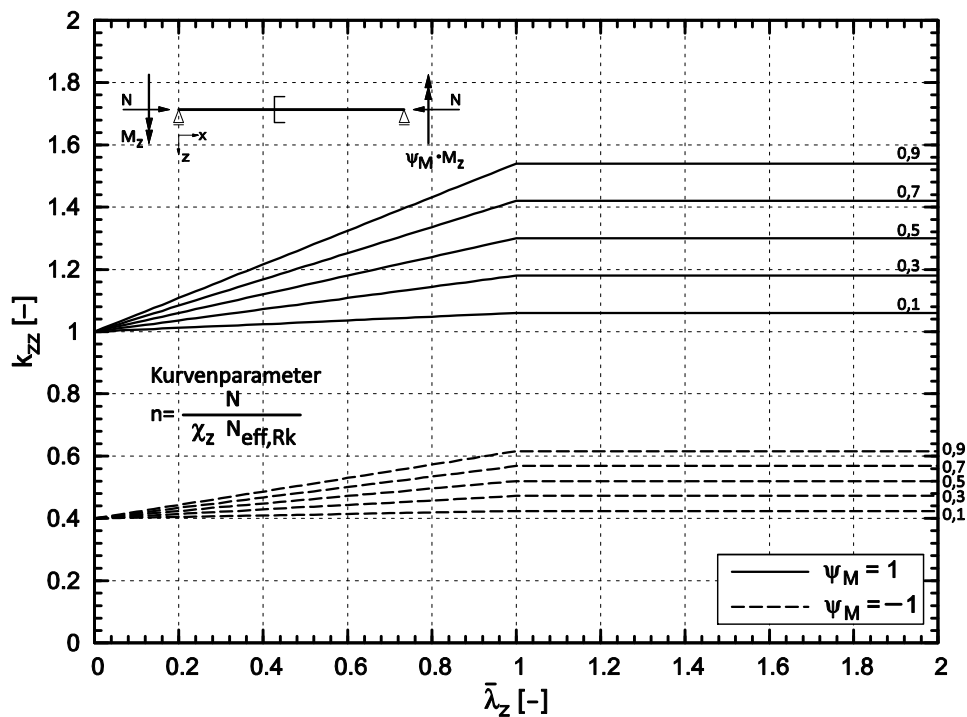


Bild 6.53: Graphische Auswertung der k_{zz} -Interaktionsbeiwerte für Klasse 4-Querschnitte nach Eurocode 3-1-1, Anhang B, [R9]

Tabelle 6.29: Vergleich der rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten unter Druck und Biegung ΔM_z mit den experimentellen Ergebnissen aus [104]

Versuch-Nr.	Test	Methode 1		Methode 2 $k_{zz} = 1,0$		Methode 2 k_{zz} EC3-1-1, An. B	
	$P_{u,exp}$	$P_{u,calc}$	$P_{u,calc}/P_{u,exp}$	$P_{u,calc}$	$P_{u,calc}/P_{u,exp}$	$P_{u,calc}$	$P_{u,calc}/P_{u,exp}$
	[kN]	[kN]	[-]	[kN]	[-]	[kN]	[-]
P36P0280	55,2	32,9	0,596	52,2	0,941	50,0	0,901
P36P0315	52,1	30,6	0,587	50,2	0,964	47,9	0,919
P36P0815	40,9	24,0	0,587	32,2	0,787	30,3	0,741
P36P1315	27,0	16,5	0,611	18,8	0,696	18,1	0,670
Mittelwert m:			0,595		0,847		0,808
Standardabw. s:			0,011		0,128		0,122
P48P0300	45,2	25,5	0,564	46,5	1,029	44,3	0,980
P48P0565	38,6	24,6	0,637	41,9	1,085	38,9	1,008
P48P1065	33,9	20,9	0,617	30,2	0,891	27,6	0,814
P48P1565	31,2	17,1	0,548	21,1	0,676	19,6	0,628
Mittelwert m:			0,592		0,920		0,858
Standardabw. s:			0,042		0,182		0,175

Die Auswertung der Gegenüberstellung von experimentellen und rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten zeigt bei Verwendung der neu vorgeschlagenen Bemess-

Methoden 2 gute Übereinstimmungen. Der vereinfachte Ansatz von $k_{zz} = 1,0$ führt für das stark beulgefährdete Profil P48 zu teilweise unsicheren Ergebnissen, da die Verstärkung der Effekte Theorie II. Ordnung durch die (planmäßige) Biegung M_z nicht erfasst werden kann. Die Verwendung der normativ definierten Interaktionsbeiwerte gemäß Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], Anhang B behebt diese Unsicherheiten und liefert realitätsnahe rechnerische Bauteiltragfähigkeiten. Das die rechnerischen Grenzdruckkräfte der beiden jeweils längsten Versuchsträger P36P1315 und P48P1565 vergleichsweise konservativ liegen, ist darin begründet, dass trotz einer signifikanten Biegeknickschlankheit im Traglastzustand vergleichsweise kleine horizontale Auslenkungen (z.B. $u_y < 2\text{mm}$, d.h. $L/780$ für P48P1565) auftraten. Dies kann ursächlich auch auf die geringen globalen horizontalen Vorverformungen von $1/2200$ bzw. $1/5000$ der Bauteillänge zurückgeführt werden.

Im Gegensatz dazu liefert die gegenwärtig vorgeschriebene *Methode 1* sehr konservative Tragfähigkeitsprognosen, die im Mittel ohne große Streuungen etwa 40% unter den Versuchstraglasten liegen. Die großen Diskrepanzen ergeben sich insbesondere durch die folgenden Unzulänglichkeiten im Bemessungskonzept:

1. Die Anordnung der wirksamen Breiten ausschließlich am gelagerten Längsrand führt zu einem zu sehr unwirtschaftlichen, rechnerischen Biegemomententragfähigkeiten $M_{\text{eff},z,Rk}$, vgl. Abschnitt 6.3.2.4.3, und zum anderen zu stark vergrößerten rechnerischen Schwerpunktverschiebungen e_{Ny} .
2. Durch den konservativen Ansatz der gelenkigen Längsrandlagerung der einzelnen Querschnittsteile werden die reinen Querschnittstragfähigkeiten $N_{\text{eff},Rk}$ bzw. $M_{\text{eff},z,Rk}$ merklich verringert und daher auch die Verschiebung des Schwerpunkts am ausgebeulten Profil vergrößert.

Als zusätzliche Verifikation der Bemessungsgleichung (6.103) wird die Versuchsreihe aus [108] an mittelschlanken, (ex-)zentrisch gedrückten C-Profilen mit gelenkiger Lagerung an den Stabenden verwandt. Dabei wurden kaltgeformte C-förmige Bauteile derselben Bauteillänge $L = 1000\text{mm}$ unter verschiedenen, entlang der Hauptachse $y-y$ verschobenen Lastexzentrizitäten e_y getestet. Eine entsprechende Zusammenfassung der Versuchskörpergeometrien kann Anhang C.8 entnommen werden. In Tabelle 6.30 ist der Vergleich der rechnerischen und experimentellen Traglasten zusammengestellt.

Die bei der Gegenrechnung der vorigen Versuchsreihe aus [104] festgestellten Beurteilungen können hier ebenso bestätigt werden. Während die gegenwärtig festgelegte *Bemessungsmethode 1* in [R9] konservative Ergebnisse liefert und der neue *Bemessungsvorschlag 2* unter Verzicht auf den Interaktionsbeiwert k_{zz} die experimentellen Tragfähigkeiten teilweise nicht unerheblich überschätzen kann,

lassen sich mit *Methode 2* bei Ansatz von k_{zz} nach Gleichung (6.104) realitätsnahe rechnerische Tragfähigkeitsprognosen erzielen. Dies gilt einschließlich des in $e_y = 9,0\text{mm}$ zur Stegseite hin exzentrisch gedrückten Versuches, bei dem sowohl im Versuch als auch in der Rechnung ein Versagen in positiver y -Richtung, d.h. zur Stegseite auftrat. In dem Bemessungsmodell wurde dafür folgerichtig die Biegemomenten Tragfähigkeit gemäß Abschnitt 6.3.2.4.2 unter Berücksichtigung des Beulens im (teil-)plastischen Bereich angesetzt.

Tabelle 6.30: Vergleich der rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten unter Druck und Biegung M_z mit experimentellen Ergebnissen aus [108]

QS	e_y	Test	Methode 1		Methode 2 $k_{zz} = 1,0$		Methode 2 k_{zz} EC3-1-1, An. B	
		$P_{u,exp}$	$P_{u,calc}$	$P_{u,calc}/P_{u,exp}$	$P_{u,calc}$	$P_{u,calc}/P_{u,exp}$	$P_{u,calc}$	$P_{u,calc}/P_{u,exp}$
	[mm]	[kN]	[kN]	[-]	[kN]	[-]	[kN]	[-]
U - 100 - 75 - 2	-9,0	35,7	23,0	0,644	38,8	1,087	35,8	1,002
	-5,0	39,8	26,0	0,653	44,1	1,108	40,7	1,022
	0	49,8	30,2	0,606	53,2	1,068	49,3	0,990
		52,9		0,571		1,006		0,932
		54,7		0,552		0,973		0,901
	5,0	80,3	39,2	0,488	67,0	0,834	63,6	0,792
	9,0	83,2	49,5	0,595	82,6	0,993	82,4	0,990
	Mittelwert m:				0,587		1,010	
Standardabw. s:				0,057		0,093		0,080

Um den Einfluss baupraktisch ungünstigster Imperfektionsgrößen auf das Sicherheitsniveau des vorgeschlagenen Bemessungskonzepts einschätzen zu können, werden ebenfalls numerische Vergleichsrechnungen an den im Rahmen des Versuchsprogramms untersuchten Querschnitten 2, 3, 4 und 8 gemäß Bild 3.1 herangezogen. Dabei wurden an den Stabenden um die z - z -Achse gelenkig gelagerte Bauteile unter zentrischer Druckbeanspruchung untersucht. Als Querschnittsabmessungen und Materialeigenschaften liegen den FE-Rechnungen die Nominalwerte zu Grunde. Exemplarisch ist die Gegenüberstellung der rechnerischen und der numerischen Grenztragfähigkeiten im Bild 6.54 für den Querschnitt 4 dargestellt. Der Vergleich erfolgt anhand der aufnehmbaren Normalkräfte N_u . Dabei wurden für die graphische Darstellung als Bezugsgröße die vollplastische Normalkrafttragfähigkeit N_{RK} und die darauf bezogene Biegeknickschlankheitsgrad $\bar{\lambda}_z$ gewählt.

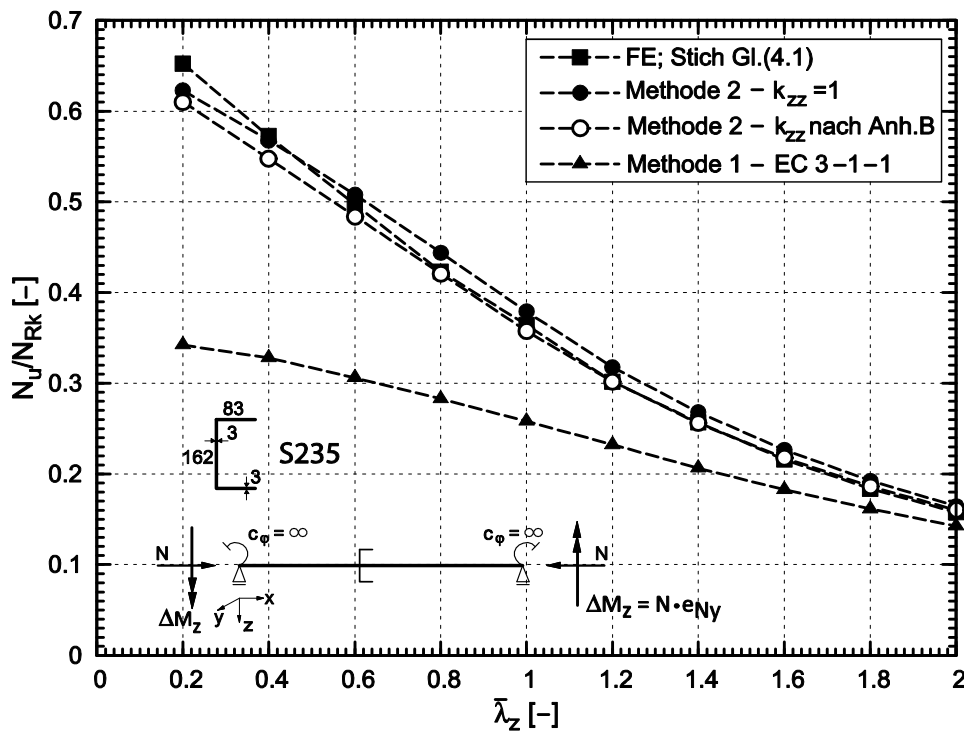


Bild 6.54: Vergleich numerischer Bauteiltragfähigkeiten unter Druck und Biegung M_z mit rechnerischen Beanspruchbarkeiten für QS4

Die Ergebnisse des Vergleichs zwischen den rechnerischen Traglasten und den experimentellen Ergebnissen werden durch die FE-Resultate vollumfänglich bestätigt. Während die Bemessung gemäß Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], sehr konservative Bauteiltragfähigkeiten liefert, ergeben sich hervorragende Übereinstimmungen unter Verwendung des neuen Bemessungsvorschlags. Eine Vereinfachung des Interaktionsbeiwertes auf $k_{zz} = 1,0$ ist nicht gerechtfertigt, da sich über einen weiten Schlankheitsbereich eine Überschätzung der realen Tragfähigkeit ergibt. Die außerordentlich guten Übereinstimmungen bei sehr geringen Streubreiten lassen sich für alle untersuchten Bauteile bestätigen. Tabelle 6.31 stellt die statistischen Kenndaten des Vergleichs von rechnerischer zu numerischer Bauteiltragfähigkeit über alle FE-Rechnungen zusammen.

Tabelle 6.31: Statistische Kenndaten zum Vergleich der rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten unter kombinierter Druck und Biegebeanspruchung M_z mit numerischen Ergebnissen

QS-Nr.	Methode 1		Methode 2 $k_{zz} = 1,0$		Methode 2 k_{zz} gem. EC3-1-1, An. B	
	$N_{u,calc} / N_{u,FE}$		$N_{u,calc} / N_{u,FE}$		$N_{u,calc} / N_{u,FE}$	
	Mittelwert m	Stand. Abw. s	Mittelwert m	Stand. Abw. s	Mittelwert m	Stand. Abw. s
2	0,674	0,126	1,008	0,047	0,966	0,044
3	0,568	0,126	1,010	0,067	0,935	0,043
4	0,717	0,110	1,029	0,032	0,988	0,026
8	0,719	0,140	0,963	0,073	0,938	0,072
Gesamt	0,683	0,139	1,002	0,060	0,958	0,052

6.3.3.4.4 Druck und zweiaxiale Biegebeanspruchung M_y und M_z

In den Abschnitten 6.3.3.4.2 und 6.3.3.4.3 wird gezeigt, dass die im Rahmen dieser Arbeit vorgeschlagene *Bemessungsmethode 2* für die einzelnen Beanspruchungskombinationen aus Druck und einachsiger Biegung M_y oder M_z die Tragfähigkeit dünnwandiger Bauteile mit C-förmigem Querschnitt im Hinblick auf das gleichzeitige Auftreten lokaler und globaler Stabilitätsformen wirklichkeitsnah widerspiegeln kann. Tritt nunmehr die Druckbeanspruchung in Kombination mit Biegemomenten um beide Profilhauptachsen y - y und z - z auf, so werden folgerichtig die beiden jeweiligen Nachweisgleichungen (6.100) und (6.103) für Druck und einachsige Biegebeanspruchung aus den vorigen Abschnitten linear miteinander kombiniert, Gleichung (6.105).

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_{z,eff} \cdot N_{eff,Rk}} + k_{zy} \cdot \frac{M_{y,Ed}}{\chi_{LT,eff} \cdot M_{eff,y,Rk}} + k_{zz} \cdot \frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} \cdot e_{Ny}}{M_{eff,z,Rk}} \leq 1,0 \quad (6.105)$$

Diese Vorgehensweise gewährleistet den konfliktfreien Übergang zu den einzelnen Beanspruchungskombinationen bei Wegfall einer Komponente. Dabei wird selbstverständlich die Vorgehensweise beibehalten, dass die Querschnittswiderstände $N_{eff,Rk}$, $M_{eff,y,Rk}$ sowie $M_{eff,z,Rk}$ unter Annahme einer jeweilig alleinig einwirkenden korrespondierenden Schnittgröße zu ermitteln sind, um eine für die Ingenieurpraxis wenig taugliche iterative Berechnung des resultierenden Spannungszustandes zu vermeiden. Selbiges gilt ebenso für die Berücksichtigung der Stabilitätsformen Biegeknicken und Biegedrillknicken. Die entsprechenden Bauteilabminderungsfaktoren $\chi_{z,eff}$ und $\chi_{LT,eff}$ sind unter Berücksichtigung der jeweiligen effektiven Steifigkeit β_1 für Biegeknicken bzw. Biegedrillknicken gemäß den Abschnitten 6.3.3.2 und 6.3.3.3 zu ermitteln.

Da in der Literatur keine experimentellen Versuchsdaten zu beulgefährdeten C-Profilen unter Druck und zweiachsialer Biegung zur Verfügung stehen, wird auf eigene numerische Vergleichsrechnungen zurückgegriffen. Dabei wurden an den Stabenden gelenkig gelagerte Bauteile der Querschnittsformen 2, 3, 4 und 8 gemäß Bild 3.1 untersucht, die durch Drucknormalkräfte mit unterschiedlichen Exzentrizitäten e_z belastet wurden. In den numerischen Berechnungen wurde analog zur Vorgehensweise in Abschnitt 6.3.3.4.3 kein zusätzliches äußeres Biegemoment M_z aufgebracht. Durch die Beulgefahr der Querschnitte war stets ein durch die Schwerpunktverschiebung e_{Ny} induziertes inneres Biegemoment ΔM_z vorhanden. Dessen Größe und Einfluss wird infolge der Abhängigkeit von der Beulgefährdung der einzelnen Querschnittsteile sowie der Bauteilschlankheit über einen weiten baupraktischen Bereich variiert. Exemplarisch ist nachfolgend ein graphischer Vergleich der Ergebnisse für den Querschnitt 2 unter $N/N_{Rk} = 0,75$ in Bild 6.55 sowie für den Querschnitt 4 unter $N/N_{Rk} = 0,25$ in Bild 6.56 dargestellt. Als Bezugsgrößen werden die auf den Bruttoquerschnitt bezogenen aufnehmbaren Normalkräfte N/N_{Rk} auf der Ordinate sowie die Biegeknickschlankheit $\bar{\lambda}_z$ auf der Abszisse gewählt.

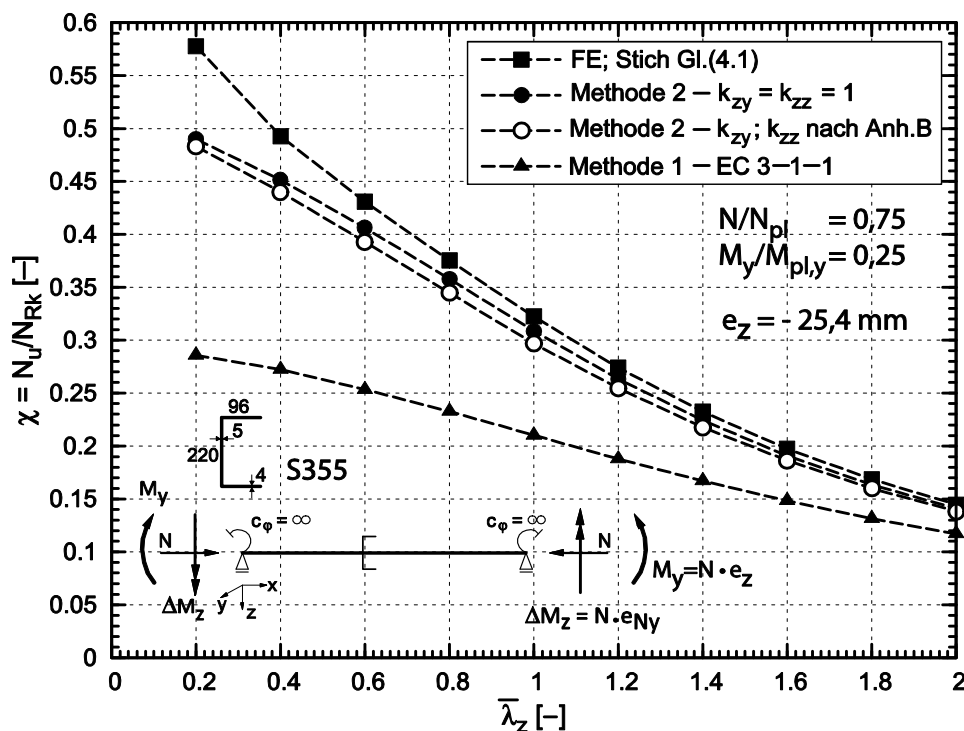


Bild 6.55: Vergleich numerischer Bauteiltragfähigkeiten unter Druck und zweiachsialer Biegung M_y und M_z mit rechnerischen Beanspruchbarkeiten für QS2 unter $N/N_{pl,Rk} = 0,75$

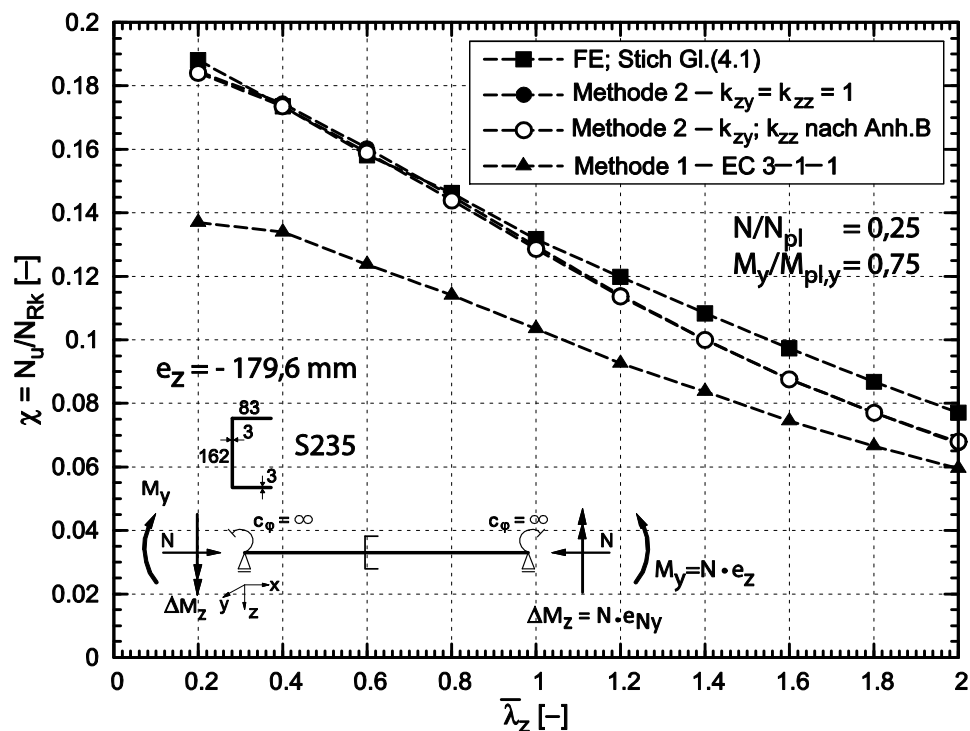


Bild 6.56: Vergleich numerischer Bauteiltragfähigkeiten unter Druck und zweiachsialer Biegung M_y und M_z mit rechnerischen Beanspruchbarkeiten für QS4 unter $N/N_{pl,Rk} = 0,25$

Man erkennt, dass auch für den allgemeinen Fall von Druck und zweiachsialer Biegebeanspruchung M_y und M_z das im Rahmen dieser Arbeit vorgeschlagene *Bemessungskonzept 2* unter Einbeziehung der effektiven Stabsteifigkeit im ausgebeulten Zustand die reale Bauteiltragfähigkeit in sehr guter Näherung wiedergeben kann. Die Abweichungen zwischen den numerischen und rechnerischen Grenztraglasten sind dabei nahezu unabhängig von der Beanspruchungskombination und der Querschnittsgeometrie. Zudem ergeben sich durch den Ansatz Interaktionsbeiwerte k_{zy} und k_{zz} nach Anhang B des Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], einerseits und vereinfachend $k_{zy} = k_{zz} = 1,0$ andererseits kaum signifikante Unterschiede in den rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten. Daher kann für die im Rahmen dieser Parameterstudie untersuchten Bauteile mit nicht dominierender Einwirkung aus konstanter Biegung um die Hauptachse z-z ohne Einbußen im Sicherheitsniveau der vereinfachte Ansatz empfohlen werden.

Im Gegensatz kann aus der Betrachtung der graphischen Auswertung in Bild 6.55 und Bild 6.56 ersehen werden, dass die gegenwärtig normativ vorgeschriebene Bemessungspraxis (*Methode 1*) auch hier im allgemeinen Beanspruchungsfall einer wirklichkeitsnahen und wirtschaftlichen Bemessung entgegensteht. Die rechnerischen Grenztraglasten liegen durchgängig deutlich unter den numerischen Ergebnissen.

Die oben formulierten Erkenntnisse werden durch die statistische Auswertung aller untersuchten Bauteile in Tabelle 6.32 belegt. Die Nachweismethode im Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], liefert überwiegend sehr konservative Ergebnisse, die z.T. auch verhältnismäßig stark streuen. Hingegen kann für den neuen Bemessungsvorschlag zusammengefasst werden, dass dadurch eine konstant gute Prognose der realen Bauteiltragfähigkeiten ohne signifikante Streuungen ermöglicht wird, die einen guten Kompromiss aus Wirtschaftlichkeit und hinreichendem Sicherheitsniveau in sich vereint. Es ergeben sich bei der Vielzahl von 120 untersuchten Bauteilen lediglich in drei Fällen Überschreitungen der numerischen Grenztraglasten von maximal 1,6%.

Eine gewisse Sonderstellung nimmt der Querschnitt 8 ein. Dort sind die untersuchten Bemessungsmethoden annähernd gleichwertig bei gleichzeitig etwas konservativeren rechnerischen Tragfähigkeiten im Vergleich zu den anderen Querschnittsreihen. Letzteres liegt darin begründet, dass die für dieses Profil auftretende Schwerpunktverschiebung aus lokalem Beulen in Richtung der Stegseite auftritt, d.h. mit der angreifenden Drucknormalkraft ein positiv gerichtetes Biegemoment um die Hauptachse z-z hervorruft. Dieses ist somit der ungünstigsten horizontalen Ausweichrichtung für Biegeknicken entgegen gerichtet. Dieser positive Effekt kann allgemeingültig nicht ohne weiteres in einem Bemessungskonzept integriert werden, da dies Fallunterscheidungen notwendig machen würde, die einer Berechnung mit vertretbarem Aufwand in der Ingenieurpraxis widersprechen. Dass die gegenwärtige Bemessungspraxis in Eurocode 3, Teil 1-1, [R9], hier bessere Ergebnisse liefert, kann dadurch erklärt werden, dass sich zwei Effekte nahezu aufheben. Durch die gelenkig angenommene Längsrandlagerung der einzelnen Querschnittsteile einschließlich der mechanisch unzureichenden Verteilung der wirksamen Breiten für den Flansch ausschließlich am gelagerten Längsrand, ergibt sich eine minimale rechnerische Verschiebung des Schwerpunkts, sodass annähernd kein Zusatzmoment ΔM_z eingetragen wird. Zudem bewirkt die Nichtberücksichtigung der effektiven Steifigkeit eine Traglaststeigerung. Gleichzeitig wird die Bauteiltragfähigkeit auch durch die konservative Biegedrillknickabminderungskurve derart abgemindert, sodass eine Überschreitung der numerischen Tragfähigkeit vermieden wird. Dies kann jedoch nicht im Sinne eines allgemeingültigen Bemessungskonzepts sein, das die wesentlichen mechanischen Phänomene in korrekter Weise berücksichtigen und rechnerisch erfassen sollte.

Tabelle 6.32: Statistische Kenndaten zum Vergleich der rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten unter kombinierter Druck- und zweiaxialer Biegebeanspruchung M_y und M_z mit numerischen Ergebnissen

QS-Nr.	N/ $N_{pl,Rk}$	Methode 1		Methode 2 $k_{zy} = 1,0$		Methode 2 k_{zy} gem. EC3-1-1, An. B	
		$N_{u,calc} / N_{u,FE}$		$N_{u,calc} / N_{u,FE}$		$N_{u,calc} / N_{u,FE}$	
		Mittelwert m	Stand. Abw. s	Mittelwert m	Stand. Abw. s	Mittelwert m	Stand. Abw. s
2	0,25	0,753	0,025	0,938	0,054	0,934	0,050
	0,50	0,696	0,056	0,933	0,033	0,919	0,029
	0,75	0,665	0,103	0,945	0,038	0,919	0,035
3	0,25	0,784	0,131	0,932	0,067	0,914	0,060
	0,50	0,654	0,141	0,907	0,048	0,872	0,039
	0,75	0,621	0,165	0,954	0,068	0,899	0,059
4	0,25	0,770	0,016	0,952	0,051	0,949	0,047
	0,50	0,670	0,046	0,863	0,019	0,854	0,015
	0,75	0,684	0,097	0,929	0,036	0,906	0,034
8	0,25	0,798	0,071	0,788	0,065	0,790	0,063
	0,50	0,776	0,026	0,757	0,032	0,754	0,033
	0,75	0,861	0,063	0,835	0,049	0,823	0,051
Gesamt		0,728	0,111	0,894	0,080	0,878	0,073

6.3.4 Zusammenfassung für beulgefährdete Querschnitte

Im zurückliegenden Teilabschnitt wurden rechnerische Näherungslösungen zur Ermittlung der Grenztragfähigkeit von C-Profilen aus beulgefährdeten Querschnittsteilen unter Druck- und/oder Biegebeanspruchung angegeben. Dabei wurde zunächst als Grundvoraussetzung die reine Querschnittstragfähigkeit unter Anwendung des Modells der wirksamen Breiten betrachtet. Im Anschluss wurde das Bemessungskonzept bei einem Zusammenspiel von lokaler und globaler Stabilitätsformen erweitert. Trotz des mitunter deutlich komplexen Tragverhaltens wurde für beide Fälle der Grundgedanke der vorliegenden Arbeit weiterverfolgt, ein für die Ingenieurpraxis taugliches, d.h. einfaches Verfahren unter Anwendung einfacher Handrechenformeln und, wo möglich, graphischer Lösungen zur Bemessung anzugeben. Entsprechend der Vorgehensweise bei kompakten Querschnitten wurde auch hier der in [R9] beschrittene Weg gewählt, durch die Trennung der einzelnen Beanspruchungskomponenten einen iterativen Berechnungsgang zu vermeiden.

Bei der reinen Querschnittstragfähigkeit unter Ausschluss von Stabstabilitätseinflüssen wurden im Einzelnen folgende Punkte bearbeitet:

- Grundsätzlich konnte gezeigt werden, dass das im Annex D des Eurocode 3, Teil 1-3, [R10], festgeschriebene Modell der kombinierten wirksamen Breiten und Dicken bei dreiseitig gestützten Platten in Kombination mit der Beulabminderungskurve (2.7) und der Berücksichtigung realer Lagerungsbedingungen der Plattenlängsränder eine zutreffende Prognose der Querschnittstragfähigkeiten für alle untersuchten Beanspruchungen erlaubt. Die Güte des vorgeschlagenen Bemessungsmodells wurde durchgängig anhand numerischer und, wo möglich, experimenteller Referenzergebnisse belegt.
- Für die Beanspruchung aus reiner Drucknormalkraft konnten einfache Bemessungsgleichungen angegeben werden, um die infolge lokaler Beuleffekte reduzierte Normalkrafttragfähigkeit (Gleichung (6.56)) bzw. die zugehörige Verschiebung des Profilschwerpunkts (Gleichung (6.54)) zu bestimmen. Für den baupraktisch häufig anzutreffenden Fall eines nicht beulgefährdeten Steges wurde eine graphische Lösung aufgezeigt.
- Bei Beanspruchung infolge eines Biegemoments um die starke Profilhauptachse $y-y$ gilt entsprechendes. Dabei wurde zur Vereinfachung der Handrechnung für den Steg das Modell der wirksamen Breiten durch ein nahezu äquivalentes Ersatzmodell mit reduzierter Blechdicke ersetzt. Zudem wurde anhand numerischer Auswertungen die mögliche Ausnutzung (teil-)plastischer Tragfähigkeitsreserven untersucht, mit dem Ergebnis, dass unter baupraktischen Voraussetzungen bei Abwägung des möglichen Tragfähigkeitsgewinns gegenüber des rechnerischen Mehraufwands eine Berechnung nach der Elastizitätstheorie ausreichend ist.
- Für eine Biegebeanspruchung um die schwache Profilachse $z-z$ muss zunächst bezüglich der Drehrichtung des einwirkenden Momentes unterscheiden werden. Für beide Richtungen wurden in Analogie zu den vorgenannten Beanspruchungen einfache Bemessungsgleichungen sowie graphische Lösungen bereit gestellt, die eine einfache Ermittlung des Querschnittswiderstandes im ausgebeulten Zustand erlauben. Wirkt M_z in positiver Drehrichtung mit Druck an der Stegseite, kann die Ergebnissenauigkeit erheblich verbessert werden, indem der sich real annähernd einstellende vollplastische Spannungsverlauf über den Querschnitt in Ansatz gebracht wird. Im Falle eines negativ gerichteten Biegemomentes, d.h. der freie Längsrand der Flansche wird gedrückt, konnte ein dertartig plastisches Verhalten nicht beobachtet werden. Hier ist der Ansatz einer rein elastischen Spannungsverteilung zur wirklichkeitsnahen Erfassung der Querschnittstragfähigkeit ausreichend.

- Abschließend wurde die Querschnittstragfähigkeit von C-Profilen unter gleichzeitiger Druck- und Biegebeanspruchung untersucht. Hierbei zeigte sich, dass die vorgeschlagene Vorgehensweise, die Beulabminderung nicht unter Zugrundelegung des kombinierten Spannungszustandes vorzunehmen und stattdessen die Einzelbeanspruchbarkeiten linear miteinander zu kombinieren, zu wirklichkeitsnahen rechnerischen Tragfähigkeitsprognosen führt.

Somit kann festgehalten werden, dass der im Rahmen dieser Arbeit vorgestellte Bemessungsvorschlag in der Lage ist, die Querschnittstragfähigkeit dünnwandiger C-Profile durchgängig realitätsnah wiederzugeben und im Hinblick auf eine Erweiterung auf Bauteile unter dem Einfluss kombinierter lokaler und globaler Stabilitätsformen verwendet werden kann. Dabei wurde die grundsätzlich etablierte Vorgehensweise der *Q-Faktor-Methode* gemäß [R9] beibehalten.

- In einem ersten Schritt wurde zur Ermittlung der Bauteiltragfähigkeit unter Berücksichtigung der *Gesamtstabilität* die gegenwärtige Bemessungspraxis diskutiert. Davon ausgehend wurde ein modifizierter Vorschlag der Stabschlankheit formuliert, der neben der offensichtlichen reduzierten Querschnittstragfähigkeit ebenso mechanisch korrekt die Abminderung der Stabsteifigkeit beinhaltet. Dieser wurde dann im Folgenden auf die einzelnen globalen Stabilitätsformen Biegeknicken und Biegedrillknicken übertragen.
- Für den Biegeknickfall normal zur schwachen Profilhauptachse z-z unter reiner Druckbeanspruchung konnte gezeigt werden, dass der neue Bemessungsvorschlag durchgängig sichere rechnerische Tragfähigkeiten liefert, die im Sinne eines Näherungsverfahrens die numerischen und experimentellen Beanspruchbarkeiten gut wiedergeben. Die ursprünglich für kompakte C-Querschnitte angegebene europäische Knickspannungslinie c zur Knickabminderung konnte hier auch für beulgefährdete Profile bestätigt werden. Im Gegensatz dazu ergeben sich bei Anwendung der gegenwärtigen Vorgehensweise gemäß Normung in [R9] teilweise signifikant unsichere Werte.
- Für den Fall des Biegedrillknickens infolge eines Biegemomentes M_y um die starke Profilhauptachse wurde die effektive Stabsteifigkeit $\beta_{i,LT}$ als ingenieurmäßige Näherung formuliert, indem der Biegedrillknickfall des Gesamtprofils auf der sicheren Seite liegend auf das Biegeknickproblem des gedrückten Gurtes zurückgeführt würde. Somit konnte auch hier eine rechnerische Näherungslösung formuliert werden, mit der eine durchgängig realitätsnahe und sichere Abschätzung der realen Bauteiltragfähigkeit erfolgen kann. Auch hier besteht bei Verwendung der in

[R9] gegenwärtig festgeschriebenen Bemessungsvorschrift die Möglichkeit einer nicht unerheblichen rechnerischen Überschätzung der Bauteiltragfähigkeiten.

- In einem letzten Schritt wurden die Einzelansätze für eine allgemeine zusammengesetzte Beanspruchung aus Druckkraft und Biegemomenten mit Hilfe geeigneter Interaktionsbeiwerte k_{zy} bzw. k_{zz} kombiniert. Dabei konnte aufgrund der Besonderheiten von C-Profilen folgerichtig in Analogie zu kompakten Querschnitten entgegen der Bemessungsvorschrift in [R9] das Nachweisformat auf eine Gleichung (6.105) reduziert werden. Dabei kann als auf der sicheren Seite liegende Vereinfachung ohne signifikante Einbuße an Ergebnisgenauigkeit der Beiwert $k_{zy} = 1,0$ gesetzt werden.

Abschließend kann somit festgehalten werden, dass mit dem im vorangegangenen Abschnitt formulierten Bemessungspaket ein durchgängiges, vergleichsweise einfach zu handhabendes Konzept zur Bemessung von C-förmigen Bauteilen mit dünnwandigen Querschnittsteilen vorliegt, dass in sehr guter Näherung das reale Tragverhalten und die realen Tragfähigkeiten beschreibt.

7 Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wird ein geschlossenes, durchgängiges Bemessungskonzept entwickelt, das es erlaubt, das Tragverhalten von Bauteilen mit C-förmigem Querschnitt ohne längsaussteifende Querschnittselemente unter Druck- und/oder Biegebeanspruchung wirklichkeitsnah zu beschreiben und rechnerisch zu erfassen.

Dabei wurde der Betrachtung der auftretenden Stabilitätsprobleme besondere Aufmerksamkeit geschenkt. Es wurden sowohl die lokale Plattenbeulstabilität einzelner Bleche des Querschnitts als auch die reine globale Stabilität dickwandiger C-Querschnitte in Form von Biegeknicken und Biegedrillknicken behandelt. In vielen Fällen ist ein Zusammenspiel der einzelnen Stabilitätsphänomene bemessungsentscheidend und wurde daher auch generell in das Bemessungskonzept integriert. Grundsätzlich wurde Wert darauf gelegt, dass das Bemessungskonzept modular aus Einzelbausteinen zusammengesetzt wird, um die Grenzübergänge bei Wegfall eines Stabilitätseinflusses bzw. einer Beanspruchungskomponente konfliktfrei zu gewährleisten.

Der Bemessungsvorschlag wurde als Handrechenverfahren auf Basis des in der Ingenieurpraxis etablierten *Ersatzstabverfahrens* formuliert, das die Vorteile einer effizienten Nachweisführung und der Möglichkeit der Ergebniskontrolle in einem guten Kompromiss miteinander verbindet. Zudem wurde darauf geachtet, dass die mögliche erreichbare Materialersparnis nicht durch einen erhöhten Rechenaufwand für den in der Praxis tätigen Ingenieur erkauft wird. Daher wurde insbesondere ein rechenintensiver, iterativer Berechnungslauf vermieden, indem die Beanspruchungen sowie Stabilitätsprobleme zunächst getrennt voneinander betrachtet werden und eine Kombination erst in der Nachweisgleichung mit Hilfe von Interaktionsfaktoren erfolgt. Zudem wurden umfangreiche Berechnungshilfen rechnerischer und graphischer Art bereitgestellt, die trotz des mitunter komplexen Tragverhaltens eine einfache Rechnung von Hand ohne Einsatz komplexer Software erlauben.

Auf dem Gebiet der Querschnittstragfähigkeit kompakter C-Profile konnten einfache Bestimmungsgleichungen hergeleitet werden, mit denen eine direkte Ermittlung der notwendigen vollplastischen Widerstandsgrößen vorgenommen werden kann. Bei Beanspruchung durch ein Biegemoment um die schwache Profilachse z-z wurde eine Begrenzung der Tragfähigkeit auf das 1,25-fache der elastischen Grenztragfähigkeit vorgeschlagen, da die zur Erreichung der vollplastischen Schnittgröße erforderlichen Axialdehnungszustände in baupraktischen Konstruktionen nicht erreicht werden. Daher wurde ein geschlossener Formelapparat

aufgestellt, mit dem die Ermittlung teilplastischer Querschnittswiderstände kompakter C-Profile für jeglichen Dehnungszustand möglich ist. Im Falle eines Biegemomentes um die starke Profilhauptachse $y-y$ konnte festgestellt werden, dass die zum vollplastischen Spannungszustand gehörige innere Wölbschnittgröße im baupraktischen Bereich vernachlässigt werden kann.

Die gegenwärtigen normativen Vorgaben zur Stabtragfähigkeit kompakter C-Profile wurden anhand experimenteller und numerischer Vergleichsrechnungen überprüft und modifiziert. Einerseits konnte belegt werden, dass die Anwendung der europäischen Knickspannungslinie c zur Bauteilabminderung infolge Biegedrillknickens zu wesentlich wirtschaftlicheren allerdings jedoch durchweg sicheren rechnerischen Tragfähigkeiten führt. Dabei kann zur notwendigen Ermittlung der Verzweigungsschnittgröße auf die Bestimmungsgleichungen für I-Profile zurückgegriffen werden. Für das Biegeknicken normal zur $z-z$ -Achse wurden reduzierte geometrische Ersatzimperfektionen hergeleitet, die der auf das 1,25-fache der elastischen Grenztragfähigkeit reduzierten Querschnittsbeanspruchbarkeit Rechnung tragen.

Die rechnerische Erfassung des lokalen Stabilitätsproblems baut konsequent auf der *Methode der wirksamen Breiten* auf, die sich auf breiter Front national wie international gegenüber abweichenden Konzepten durchgesetzt hat. Dabei wurden aktuelle Forschungsergebnisse auf dem Sektor des Plattenbeulens insbesondere dreiseitig gestützter Platten in das Bemessungskonzept integriert. Um das Tragverhalten beulgefährdeter Querschnitte in akkurater, d.h. wirtschaftlicher und gleichzeitiger sicherer Weise beschreiben zu können, wurde ein analytisches Rechenverfahren zur Erfassung realer, drehfederelastisch gestützter Längsränder der Querschnittselemente in C-Profilen vorgestellt. Hier wird die gegenseitige Beeinflussung von Steg und Flanschen bei unterschiedlichen Beanspruchungen über eine Modifikation des Beulwertes erfasst. Zur direkten Ermittlung der rechnerischen Querschnittstragfähigkeit mit Hilfe der wirksamen Breiten wurden umfangreiche Arbeitshilfen aufgestellt, mit denen eine einfache rechnerische oder graphische Bestimmung der notwendigen Rechenwerte möglich ist.

Das gleichzeitige Auftreten von lokaler und globaler Stabilität wird als Gesamtstabilität bezeichnet. Dabei setzt das lokale Plattenbeulen sowohl Querschnittstragfähigkeit als auch Stabsteifigkeit herab. Dieses Phänomen wird rechnerisch über eine Weiterentwicklung der etablierten *Q-Faktor-Methode* erfasst, indem nunmehr auch letzterer Einfluss bei der Definition der effektiven Stabschlankheit von Klasse-4-Querschnitten berücksichtigt wird. Die zugehörigen Steifigkeiten wurden in Abhängigkeit des vorliegenden Stabstabilitätsproblems analysiert, rechnerisch erfasst und als ingenieurmäßige Näherung für die Bemessungspraxis handhabbar gemacht. Dabei konnte aufgezeigt werden, dass einerseits der neue Bemessungs-

vorschlag in der Lage ist, auch dieses mitunter sehr komplexe Tragverhalten wirklichkeitsnah wiederzugeben und andererseits die aktuelle Bemessungspraxis im Eurocode 3 im Hinblick auf Wirtschaftlichkeit und Sicherheit der rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten deutliche Defizite aufweist.

Alle aufgestellten Bemessungsgleichungen wurden theoretisch hergeleitet, indem die wichtigsten mechanischen Hintergründe erfasst werden. Die rechnerischen Querschnitts- und Bauteiltragfähigkeiten wurden anhand zahlreicher numerischer und experimenteller Versuchsreihen kalibriert und verifiziert, wobei sich durchgängig wirtschaftliche wie sichere Ergebnisse ergaben. Grundsätzlich erfolgte die Überprüfung anhand einer über die Bauteillänge konstanten Biegemomentenbeanspruchung. Es bleibt zu überprüfen, inwiefern die normativen Beiwerte zur Erfassung eines Momentengradienten auf die Bauteiltragfähigkeit auch für die hier untersuchten C-Profile anwendbar sind. Dies ist aufgrund der gegenwärtig guten Übereinstimmungen in den durchgeführten Vergleichsrechnungen zweifelsfrei zu erwarten.

Mit dieser Arbeit liegt somit ein in sich konsistentes und durchgängig abgesichertes Handrechenkonzept zur rechnerischen Bestimmung der Tragfähigkeit von C-Profilen unter Druck- und/oder Biegebeanspruchung vor. Es folgt dem aus DIN 18800 und Eurocode 3 bewährten *Ersatzstabverfahren*, das sich aufgrund seiner einfachen Handhabung und großen Anschaulichkeit in der Ingenieurpraxis einer ungebrochen großen Beliebtheit erfreut. Es deckt alle notwendigen Grenzübergänge ab und erfordert auch aufgrund der bereitgestellten Bemessungshilfen einen äußerst überschaubaren Berechnungsaufwand. Es ist grundsätzlich nicht auf die Anwendung bei C-Profilen beschränkt, sondern kann theoretisch auf die Anwendung bei anderen prismatischen Querschnittsformen übertragen werden.

8 Literatur

8.1 Normen, Regelwerke und Vorschriften

- [R1] **ANSI/AISC 360-05:** Specification for Structural Steel in Buildings; American Institute of Steel Construction; 9-2005
- [R2] **DAST-Richtlinie 016:** Bemessung und konstruktive Gestaltung von Tragwerken aus dünnwandigen, kaltgeformten Bauteilen; Deutscher Ausschuss für Stahlbau; 2. Auflage; Februar 1992
- [R3] **DIN 1026:** Warmgewalzter U-Profilstahl, Teil 2: U-Profilstahl mit parallelen Flanschflächen; Deutsches Institut für Normung e.V., 2002
- [R4] **DIN 18800: Stahlbauten, Teil 1:** Bemessung und Konstruktion, Deutsches Institut für Normung e.V., 11/1990
- [R5] **DIN 18800: Stahlbauten, Teil 2:** Stabilitätsfälle, Knicken von Stäben und Stabwerken, Deutsches Institut für Normung e.V., 11/1990
- [R6] **DIN 18800: Stahlbauten, Teil 3:** Stabilitätsfälle, Plattenbeulen, Deutsches Institut für Normung e.V., 11/1990
- [R7] **DIN EN 10002:** Metallische Werkstoffe: Zugversuch. Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur, Deutsches Institut für Normung e.V., 2001
- [R8] **DIN EN 10025:** Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen, Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle; Deutsches Institut für Normung e.V., 2005
- [R9] **DIN EN 1993: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 1-1:** Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau, Deutsches Institut für Normung e.V., 07/2005
- [R10] **DIN EN 1993: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 1-3:** Allgemeine Bemessungsregeln - Ergänzende Regeln für kaltgeformte dünnwandige Bauteile und Bleche, Deutsches Institut für Normung e.V., 02/2007
- [R11] **DIN EN 1993: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 1-5:** Allgemeine Bemessungsregeln, Plattenförmige Bauteile, Deutsches Institut für Normung e.V., 02/2007

- [R12] ***Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members***, Appendix 1 – Design of Cold-Formed Steel Structural Members Using the Direct Strength Method; American Iron and Steel Institute, 2004

8.2 Fachliteratur

- [1] ***Background Document 2.5.3 to Eurocode 3, Part 2*** - Design of Steel Structures – Bridges, Evaluation of test results for the design rules of longitudinal stiffened steel plates in compression; 4th draft; Aachen, March 1997
- [2] ***Background Document No. 503 to Eurocode 3*** – Design of Steel Structures, Part 1 – General Rules and Rules for Buildings, Evaluation of test Results on Columns, Beams and Beam Columns with Cross-Sectional Classes 1-3 in order to Obtain Strength Functions and Suitable Model Factors; April 1989
- [3] ***Bambach M.R.***: Thin-Walled Sections with Unstiffened Elements Under Stress Gradients; Ph.D. Thesis; University of Sydney, Dept. of Civil Engineering; 2003
- [4] ***Bambach M.R., Rasmussen K.J.R.***: Design Models for Thin-Walled Sections in Bending Containing Unstiffened Elements, Department of Civil Engineering; University of Sydney; Research Report R820; May 2002
- [5] ***Bambach M.R., Rasmussen K.J.R.***: Effective Widths of Unstiffened Elements with Stress Gradient; Journal of Structural Engineering; S.1611-1619, October 2004
- [6] ***Bambach M.R., Rasmussen K.J.R.***: Elastic and Plastic Effective Width Equations for Unstiffened Elements; University of Sydney, Department of Civil Engineering; Research Report R819; May 2002
- [7] ***Beale R.G., Godley M.H.R., Enjily V.***: A theoretical and experimental investigation into cold-formed channel sections in bending with the unstiffened flanges in compression; Computers and Structures 79; S. 2403-2411; 2001
- [8] ***Bensch J.***: Biegedrillknicken gevouteter Stahlträger mit doppelt-symmetrischem Querschnitt unter Biegebeanspruchung; Diplomarbeit; Universität Dortmund; Lehrstuhl für Stahlbau; 2001

-
- [9] **Bleich F.:** Buckling Strength of Metal Structures; McGraw Hill; New York; 1951
- [10] **Boissonade N., Jaspart J.P., Muzeau J.P., Villette M.:** A Proposal for Beam-Column Interaction Formulae; Proceedings of the 4th International Conference on Coupled Instabilities in Metal Structures; CIMS Lissabon; 2000
- [11] **Brune B.:** Biegeknicken von druck- und biegebeanspruchten Stahlbauteilen mit beuschlanken Blechen; Mitteilung Nr.23; Universität Dortmund, Lehrstuhl für Stahlbau; 2000
- [12] **Brune B.:** Die dreiseitig gelagerte Platte in der Methode der wirksamen Breiten; Stahlbau 67; S. 851-863; 1998
- [13] **Brune B.:** Ein Modell zur Ermittlung der Tragfähigkeit vierseitig und dreiseitig gelagerter Stahlbleche unter Druckbeanspruchung; Dissertation; Universität Dortmund, Lehrstuhl für Stahlbau; 1994
- [14] **Brune B.:** Interaction between local and global flexural buckling of members in bending and compression – Comparison of design criteria and a new proposal of computation; Proceedings of the 4th International Conference on Coupled Instabilities in Metal Structures; CIMS Rom; 2004
- [15] **Brune B.:** Neue Grenzwerte b/t für volles Mittragen von druck- und biegebeanspruchten Stahlblechen im plastischen Zustand; Stahlbau 69; S. 55-63; 2000
- [16] **Brune B.:** Stabilitätsprobleme von Stahlbauteilen mit dünnwandigen, ebenen Blechen; Habilitationsschrift; Universität Dortmund, Lehrstuhl für Stahlbau; 2000
- [17] **Brune B.:** Wirksame Breiten für druck- und biegebeanspruchte Stahlbleche im plastischen Zustand; Stahlbau 68; S. 1044-1057; 1999
- [18] **Brune B.:** Zur elastischen und plastischen Querschnittstragfähigkeit von druck- und biegebeanspruchten Stahlbauteilen mit beuschlanken Blechen; Bauingenieur 75; Heft 10; 2000
- [19] **Brune B.:** Zur Gebrauchstauglichkeit dreiseitig und vierseitig gelagerter Platten unter Druck- und Biegebeanspruchung; Stahlbau 68; S. 212-227; 1999

- [20] **Brune B., Ungermann D.:** Ultimate Loads of thin-walled C-sections subjected to coupled instabilities; Bericht Nr. 1/06; ECCS - TC 7 – TWG 7.5; 2006 (unveröffentlicht)
- [21] **DeWolf J.T.:** Local and Overall Buckling of Cold-Formed Compression Members; Report No.354; Cornell University, Department of Structural Engineering; 1973
- [22] **DeWolf J.T., Peköz T., Winter G.:** Local and Overall Buckling of Cold-Formed Members; Journal of Structural Division; ASCE 100; S. 2017-2036; 1974
- [23] **Dubas P., Gehri E.:** Behaviour and Design of Steel Plates Structures (ECCS-TWG 8.3); Publication No. 44; Zürich, 1986
- [24] **Duy W.:** Kippen von [-Profilen; Bautechnik 66; S.17-25; 1989
- [25] **Enjily V., Godley M.H.R., Beale R.G.:** An Experimental Investigation into Cold-Formed Channel Sections in Bending; International Conference on Advances in Steel Structures ICASS 99; Hong Kong; S. 375-382; Elsevier; 1999
- [26] **Enjily V.:** The Inelastic Post Buckling Behavior of Cold-Formed Sections; PhD Dissertation; Dept. of Civil Engineering, Building and Cartography; Oxford Polytechnic UK; 1985
- [27] **Fahmy A.S.:** Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur Interaktion von Knicken und Beulen bei dünnwandigen kaltgeformten Bauteilen; Universität Karlsruhe; Bericht Nr. 18 der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine; 1988
- [28] **Fischer M., Roxlau U.:** Load Carrying Capacity of Welded I- and U-Sections With Slender Flanges Bent About The Minor Axis (Calculations and Experiments); Tagungsband "European Workshop of Thin-Walled Structures"; Wroclaw; 1996
- [29] **Fischer M., Zhu J., Priebe J.:** Zum gegenwärtigen Stand des Einsatzes der Methode der wirksamen Breiten; Stahlbau 64; S.326-335; 1995
- [30] **Fischer M., Zhu J.:** Verzweigungslasten von Beul- und Gesamtstabilitätsproblemen nach der Finite-Streifen-Methode; Stahlbau 56; S. 377-384; 1987

-
- [31] **Fischer M., Konowalzyk R.:** Traglastversuche an längsgestauchten unversteiften dreiseitig gelagerten Rechteckplatten; Stahlbau 57; S.135-141; 1988
- [32] **Fischer M., Kröplin B., Nethe M., Grube R.:** Rechnerische Parameteruntersuchungen zum Tragverhalten von Stahlblechen mit realistischen geometrischen Vorverformungen; Mitteilung Nr.7; Universität Dortmund, Lehrstuhl für Stahlbau; 1990
- [33] **Fischer M., Zhu J., Priebe J.:** Die Methode der wirksamen Breiten; Mitteilung Nr.21; Universität Dortmund; Lehrstuhl für Stahlbau; 1996
- [34] **Greiner R., Kaim P.:** Erweiterung der Traglastuntersuchungen an Stäben unter Druck und Biegung auf einfach-symmetrische Querschnitte; Stahlbau 72; S.173-180; 2003
- [35] **Greiner R., Lindner J.:** Die neuen Regelungen in der europäischen Norm EN 1993-1-1 für Stäbe unter Druck und Biegung; Stahlbau 72; S.157-172; 2003
- [36] **Greiner R.:** Background Information on the Beam-Column Interaction Formulae at Level 1; Technical University Graz; ECCS TC8; Ad-Hoc Working Group on Beam-Columns; Paper No. TC8; 2001
- [37] **Hinz M.:** Untersuchungen zum Gesamtstabilitätsproblem des Beulbiegedrillknickens von U-Profilen unter Druck- und/oder Biegebeanspruchung bei besonderer Berücksichtigung der Imperfektionen; Universität Dortmund, Lehrstuhl für Stahlbau; Diplomarbeit; 2005
- [38] **Kaim P.:** Spatial buckling behaviour of steel members under bending and compression; Dissertation; Institut für Stahlbau und Flächentragwerke, Technische Universität Graz; 2004
- [39] **Kalameya J.:** Das Gesamtstabilitätsproblem des Beulbiegedrillknickens bei I-Profilen mit dünnwandigen Querschnittsteilen aus Stahl; Universität Dortmund, Lehrstuhl für Stahlbau; Diplomarbeit; 2001
- [40] **Kalyanaraman V., Peköz T.:** Analytical Study of Unstiffened Elements; Journal of Structural Division; ASCE 104; S. 1507-1524; 1978
- [41] **Kalyanaraman V., Peköz T., Winter G.:** Unstiffened Compression Elements; Journal of Structural Division; ASCE 103; S. 1833-1848; 1977

- [42] **Kindmann R., Frickel J.:** Grenztragfähigkeit von häufig verwendeten Stabquerschnitten für beliebige Schnittgrößen; Stahlbau 68; S.817-828; 1999
- [43] **Klöppel K., Bilstein W.:** Untersuchungen zur linearen und nichtlinearen Beultheorie, mit Beulwerttafeln für dünnwandige U-, C- und Hutprofile und Tafeln für mitwirkende breiten und Tragspannungen von drei- und vierseitig gelenkig gelagerten Rechteckplatten nach der nichtlinearen Beultheorie; Stahlbau 45; S. 33-38 und 82-92; 1976
- [44] **Klöppel K., Bilstein W. Unger B.:** Eine näherungsweise Untersuchung des überkritischen Tragverhaltens von dreiseitig momentenfrei gelagerten, am freien Rand unversteiften Platten einschließlich Vorverformung; Stahlbau 42; S. 289-298; 1973
- [45] **Klostermann O.:** Entwicklung eines Versuchsprogramms zur realitätsnahen Bestimmung der Tragfähigkeit beul- und biegedrillknickgefährdeter Stahlquerschnitte; Universität Dortmund, Lehrstuhl für Stahlbau; Diplomarbeit; 2004
- [46] **Kollbrunner C. Meister M.:** Ausbeulen – Theorie und Berechnung von Blechen; Springer-Verlag; Berlin; 1958
- [47] **Lindner J., Heyde S.:** Schlanke Stabtragwerke; Stahlbau-Kalender 2004; S. 373-449; Ernst & Sohn; Berlin; 2004
- [48] **Lindner J., Scheer J., Schmidt H.:** Stahlbauten – Erläuterungen zu DIN 18800 Teil 1 bis Teil 4; Ernst & Sohn Beuth; 3. Auflage; 1998
- [49] **Lindner J., Gregull T.:** Plastische Interaktion; Technische Universität Berlin – Institut für Baukonstruktionen und Festigkeit; Schlussbericht zum DFG Forschungsvorhaben Li 351/4-1; Bericht VR 2104; 1990
- [50] **Lindner J., Aschinger R.:** Ergänzende Auswertungen zur Interaktion zwischen Biegedrillknicken und örtlichem Beulen; Stahlbau 61; S. 188-191; 1992
- [51] **Lindner J., Gregull T.:** Zur Traglast von Biegeträgern, die durch gleichzeitiges Auftreten von örtlichem Beulen und Biegedrillknicken versagen; Stahlbau 61; S.9-15; 1992
- [52] **Lindner J., Gietzelt R.:** Biegedrillknicken - Erläuterungen, Versuche, Beispiele; Bericht aus Forschung und Entwicklung; DAST 10/1980; Stahlbau-Verlag; Köln; 1980

-
- [53] **Lindner J., Kurth W.:** Der Einfluss von Eigenspannungen auf die Tragfähigkeit von Kaltprofilen mit offenem Querschnitt; Bericht VR 2004-P22; TU Berlin, Institut für Baukonstruktionen und Festigkeit; 1979
- [54] **Lindner J.:** Näherungen für die Europäischen Knickspannungskurven; Technische Universität Berlin; Die Bautechnik 10/1978
- [55] **Lindner W., Löffler V., Strathmann U.:** Beulen von Stabstählen mit offenem und geschlossenem Querschnitt unter Normalspannung; Dissertation; Leipzig; 1994
- [56] **Lovell M.H.:** Lateral Buckling of Light Gauge Steel Beams; Research Report; Department of Civil Engineering; University of Salford; 1985
- [57] **Müller C.:** Zum Nachweis ebener Tragwerke aus Stahl gegen seitliches Ausweichen; Dissertation; Shaker Verlag, Aachen; 2003
- [58] **Mulligan G.P., Peköz T.:** Local Buckled Thin-Walled Columns; Journal of Structural Engineering; ASCE, Vol. 110; No. 11; S.2635-2654; 1984
- [59] **Murray N. W., Khoo P. S.:** Some Plastic Mechanisms in the Local Buckling of Thinwalled Steel Structures; Int. J. Mech. Sci. Vol.23; S. 703-713; 1981
- [60] **Ofner R.:** Traglasten von Stäben aus Stahl bei Druck und Biegung; Dissertation; Institut für Stahlbau und Flächentragwerke, Technische Universität Graz; 1997
- [61] **Petersen C.:** Statik und Stabilität der Baukonstruktionen; Vieweg Verlag; 2. Auflage; 1982
- [62] **Petersen C.:** Stahlbau; Vieweg Verlag; 3. Auflage; 1997
- [63] **Priebe J.:** Die Methode der wirksamen Breiten bei der Berechnung von Querschnitts- und Stabtragfähigkeiten; Stahlbau 64; S. 336-344; 1995
- [64] **Priebe J.:** Die Methode der wirksamen Breiten und ihre Anwendung bei der Berechnung der Querschnittstragfähigkeit druckbeanspruchter Querschnitte aus Stahl; Dissertation; Universität Dortmund, Lehrstuhl für Stahlbau; 1994
- [65] **Protte W.:** Beulwerte für das Problem der Gesamtstabilität des I-Trägers mit schmalen Gurten unter reiner Biegung; Stahlbau 66; S. 120-126; 1997
- [66] **Protte W.:** Zur Gesamtstabilität von I-Trägern mit plattenartigen Gurten; Stahlbau 64; S. 65-68; 1995
-

- [67] **Rhodes J., Tomà A.W., Soetens F.:** Research into the Mechanical Behaviour of Cold-Formed Sections and Drafting of Design Rules; Commission of the European Communities; Report EUR 11670 EN; 1988
- [68] **Rondal J., Maquoi R.:** Formulations d'Ayrton-Perry pour le flambement des barres métalliques; Construction Métallique; 4-1979
- [69] **Roxlau U.:** Der Einfluss wirklichkeitsnaher Randbedingungen auf die Beultragfähigkeit von schlanken Plattenelementen in Querschnitten; Dissertation; Universität Dortmund, Lehrstuhl für Stahlbau; 2000
- [70] **Rubin H.:** Europäische Knickspannungsfunktion und ihre Erweiterung auf Stäbe mit planmäßiger Biegung; Stahlbau 54; S.200-204; 1985
- [71] **Rubin H.:** Vergleich verschiedener Näherungsmodelle für das kombinierte Beul-Knick-Problem eines Stabes unter Druck und Biegung; Stahlbau 55; S.79-86; 1986
- [72] **Rubin H.:** Zur plastischen Tragfähigkeit von 3-Blech-Querschnitten unter Normalkraft, doppelter Biegung und Wölbkrafttorsion; Stahlbau 74; S.47-61; 2005
- [73] **Ruff C.R., Schulz U.:** Der Einfluss von Imperfektionen auf das Tragverhalten von Platten; Stahlbau (68); S. 829-834; 1999
- [74] **Rusch A., Lindner J.:** Application of Level 1 Interaction Formulae to Class-4 Sections; Thin-Walled-Structures; 2003
- [75] **Rusch A., Lindner J.:** Grenz (b/t)-Verhältnisse in Abhängigkeit der Belastung unter besonderer Berücksichtigung der Imperfektionen; Schlussbericht zum DIBt-Forschungsvorhaben P32-5-16.91.32-965/00; Berlin; 2000
- [76] **Rusch A., Lindner J.:** Remarks to the Direct Strength Method; Thin-Walled Structures 39; S.807-820; 2001
- [77] **Rusch A.:** Tragfähigkeit von beulgefährdeten, normalspannungsbeanspruchten I-Profilen; Dissertation; TU Berlin; Shaker Verlag; 2000
- [78] **Salzgeber G.:** Nichtlineare Berechnung von räumlichen Stabtragwerken aus Stahl; Dissertation; Institut für Stahlbau und Flächentragwerke, Technische Universität Graz; 2000
- [79] **Schafer B.W., Yu C.:** Test Verification of the Effect of Stress Gradient on Webs of Cee and Zee Sections; Final Report; Department of Civil Engineering; March 2002

-
- [80] **Schafer B.W.:** Local, Distortional and Euler Buckling of Thin-Walled Columns; Journal of Structural Engineering; P.289-299; March 2002
- [81] **Schafer B.W., Peköz T.:** Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses; Journal of Constructional Steel Research 47; P.193-210; 1998
- [82] **Schafer B.W., Peköz T.:** Direct Strength Prediction of Cold-Formed Steel Members Using Numerical Elastic Buckling Solutions; Thin-Walled-Structures; 1998
- [83] **Schafer B.W.:** Distortional Buckling of Cold-Formed Steel Columns; Final Report; August 2000
- [84] **Schardt R.:** Eine Erweiterung der technischen Biegelehre für die Berechnung biegesteifer prismatischer Falwerke; Stahlbau 35; S. 161-171; 1966
- [85] **Schardt R., Issmer H., Mörschardt S.:** Gesamtstabilität dünnwandiger Stäbe; Bericht Nr. 5; TH Darmstadt, Institut für Statik; 1986
- [86] **Scheer J., Peil U., Fuchs G.:** Auswertung von internationalen Veröffentlichungen, Versuchsberichten, Kommissionspapieren u. ä. auf dem Gebiet des Beulens von Platten aus Stahl; Bericht 6095; TU Braunschweig, Institut für Stahlbau; 1987
- [87] **Schmoeckel D.:** Erarbeitung von Kennwerten zur Herstellung von Kaltprofilen im Walzverfahren unter dem Gesichtspunkt wirtschaftlicher Fertigung maßgenauer Profile; Studiengesellschaft für Anwendungstechnik von Eisen und Stahl e.V.; Düsseldorf; 1986
- [88] **Sedlacek G., Stangenberg H., Lindner J., Glitsch T., Kindmann R., Wolf C.:** Untersuchungen zum Einfluss der Torsionseffekte auf die plastische Querschnittstragfähigkeit und die Bauteiltragfähigkeit von Stahlprofilen, Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben P554, Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Düsseldorf, , 2004
- [89] **Sedlacek G.:** Zweiachsige Biegung und Torsion; in Stahlbau Handbuch Bd. 1A; S. 329-378; Stahlbau Verlagsgesellschaft; Köln; 1993
- [90] **Stangenberg H.:** Zum Bauteilnachweis offener, stabilitätsgefährdeter Stahlbauprofile unter Einbeziehung seitlicher Beanspruchungen und Torsion; Dissertation; Shaker Verlag, Aachen; 2007
-

- [91] **Stowell E.:** Compressive Strength of Flanges; Technical Note 2020; National Advisory Committee for Aeronautics NACA; Langley Aeronautical Laboratory; Washington; 1950
- [92] **Ungermann D., Collard J.F., Kalameya J.:** Effiziente Nachweisführung von biegeknickgefährdeten, dünnwandigen Stahlquerschnitten; Schlussbericht AIF-Forschungsvorhaben 15025 N/1; Universität Dortmund, Lehrstuhl für Stahlbau; in Vorbereitung
- [93] **Ungermann D., Brune B.:** Beultragfähigkeit von Stahlquerschnitten unter Druck- und Biegebeanspruchung – Vergleich der Bemessungsverfahren nach EN 1993-1-1 bzw. EN 1993-1-3 und Vorschlag einer einheitlichen Regelung; Stahlbau 72; S.788-796; 2003
- [94] **Ungermann D., Brune B.:** Interaction between local and global flexural buckling of members in bending and compression – Comparison of design criteria and a new proposal of computing; Proceedings of the Fourth International Conference on Metal Structures (CIMS'04); Special issue of Thin-Walled Structures; Rom; 2004
- [95] **Ungermann D., Kalameya J.:** Realitätsnahe Bestimmung der Tragfähigkeit beul- und biegedrillknickgefährdeter dünnwandiger Stahlquerschnitte; Schlussbericht AIF-Forschungsvorhaben 14125 N/1; Universität Dortmund, Lehrstuhl für Stahlbau; 2006
- [96] **Usami T.:** Effective Width of locally Buckled Plates in Compression and Bending; Journal of Structural Engineering; ASCE 119; S. 1358-1373; 1993
- [97] **Vayas I., Psycharis I.:** Dehnungsorientierte Formulierung der Methode der wirksamen Breite; Stahlbau 61; Heft 9, S.275-283; 1992
- [98] **Von Kármán T.:** Enzyklopädie der Math. Wissenschaften; Band 4; Leipzig; 1910
- [99] **Winter G.:** Strength of Thin Steel Compression Flanges; Transaction ASCE 112; pp 527-554; 1927
- [100] **Wittemann K.:** Traglastermittlung für Kaltprofile unter Berücksichtigung der Interaktion von lokalen und globalen Instabilitäterscheinungen; Universität Karlsruhe; Bericht Nr. 26 der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine; 1993

-
- [101] **Yiu F., Peköz T.:** Design of Cold-Formed Steel Plain Channels, Final Report, School of Civil and Environmental Engineering; Cornell University, 2001
- [102] **Young B.:** The Behaviour and Design of Cold-Formed Channel Columns; Ph.D. Thesis; Department of Civil Engineering; University of Sydney; 1998
- [103] **Young B., Rasmussen K.J.R.:** Bifurcation of Locally Buckled Channel Columns; Research Report R760; Department of Civil Engineering; University of Sydney; 1997
- [104] **Young B., Rasmussen K.J.R.:** Compression Tests of Fixed-Ended and Pin-Ended Cold-Formed Plain Channels; Research Report R714; Department of Civil Engineering; University of Sydney; 1995
- [105] **Young B., Rasmussen K.J.R.:** Design of Cold-Formed Singly Symmetric Compression Members; Research Report R759; Department of Civil Engineering, University of Sydney; 1997
- [106] **Young B., Rasmussen K.J.R.:** Shift of Effective Centroid of Channel Columns, Journal of Structural Engineering, P.526-531, May 1999
- [107] **Young B., Rasmussen K.J.R.:** Tests of Fixed-Ended Plain Channel Columns, Journal of Structural Engineering, P.131-139, February 1998
- [108] **Zhang X.:** Ein Beitrag zur Bestimmung der Traglast dünnwandiger, durch Knicken und Beulen gefährdeter U-Profile unter Längsdruckbelastung in der Symmetrieebene; Bericht Nr.8; TH Darmstadt, Institut für Statik; 1989
- [109] **Zhu J., Fischer M.:** Die Methode der wirksamen Schnittgrößen; Mitteilung Nr.20; Universität Dortmund, Lehrstuhl für Stahlbau; 1996

8.3 Software

- [S1] **ANSYS;** FE-Software Version 11.x; ANSYS Inc.
- [S2] **FE-BGDK:** Software Version 5.x, Ingenieur Software Dlubal
- [S3] **Schafer B.W.:** CUFSM, Elastic Buckling Prediction, Software, John Hopkins University, Dept. Of Civil Engineering, Baltimore
- [S4] **Zhu J.:** EILI – Ein Programm zur Bestimmung der Verzweigungslasten von Plattenbeul- und Gesamtstabilitätsproblemen; Software; Universität Dortmund, Lehrstuhl für Stahlbau; 1988

Anhang A: Interaktionsbeiwerte nach Eurocode 3, Teil 1-1, Annex B

Nachfolgend sind die Interaktions- und zugehörigen Momentenbeiwerte gemäß Eurocode 3, Teil 1-1, Anhang B, [R9], für die „standard cases“ zusammengestellt. Dabei werden unter „verdrehsteifen Bauteilen“ in Tabelle B.1 diejenigen Bauteile verstanden, die aufgrund ihres Querschnitts oder ihrer Lagerungsbedingungen keiner Stabilitätsgefährdung infolge Biegedrillknickens unterliegen. Alle anderen Bauteile sind als „verdrehweich“ gemäß Tabelle B.2 einzustufen.


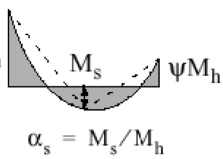
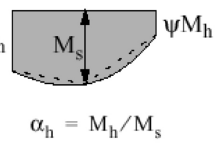
Tabelle B.1 — Interaktionsbeiwerte k_{ij} für verdrehsteife Bauteile

Bemessungsannahmen			
Interaktionsbeiwerte	Art des Querschnitts	elastische Querschnittswerte der Klasse 3, Klasse 4	plastische Querschnittswerte der Klasse 1, Klasse 2
k_{yy}	I-Querschnitte rechteckige Hohlquerschnitte	$C_{my} \left(1 + 0,6 \bar{\lambda}_y \frac{N_{Ed}}{\chi_y N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$ $\leq C_{my} \left(1 + 0,6 \frac{N_{Ed}}{\chi_y N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$	$C_{my} \left(1 + (\bar{\lambda}_y - 0,2) \frac{N_{Ed}}{\chi_y N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$ $\leq C_{my} \left(1 + 0,8 \frac{N_{Ed}}{\chi_y N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$
k_{yz}	I-Querschnitte rechteckige Hohlquerschnitte	k_{zz}	$0,6 k_{zz}$
k_{zy}	I-Querschnitte rechteckige Hohlquerschnitte	$0,8 k_{yy}$	$0,6 k_{yy}$
k_{zz}	I-Querschnitte	$C_{mz} \left(1 + 0,6 \bar{\lambda}_z \frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$ $\leq C_{mz} \left(1 + 0,6 \frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$	$C_{mz} \left(1 + (2\bar{\lambda}_z - 0,6) \frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$ $\leq C_{mz} \left(1 + 1,4 \frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$
	rechteckige Hohlquerschnitte		$C_{mz} \left(1 + (\bar{\lambda}_z - 0,2) \frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$ $\leq C_{mz} \left(1 + 0,8 \frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$
Für I- und H-Querschnitte und rechteckige Hohlquerschnitte, die auf Druck und einachsige Biegung $M_{y,Ed}$ belastet sind, darf der Beiwert $k_{zy} = 0$ angenommen werden.			

Tabelle B.2 — Interaktionsbeiwerte k_{ij} für verdrehweiche Bauteile

Bemessungsannahmen		
Interaktionsbeiwerte	elastische Querschnittswerte der Klasse 3, Klasse 4	Plastische Querschnittswerte der Klasse 1, Klasse 2
k_{yy}	k_{yy} aus Tabelle B.1	k_{yy} aus Tabelle B.1
k_{yz}	k_{yz} aus Tabelle B.1	k_{yz} aus Tabelle B.1
k_{zy}	$\left[1 - \frac{0,05\bar{\lambda}_z}{(C_{mLT} - 0,25)} \frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right]$ $\geq \left[1 - \frac{0,05}{(C_{mLT} - 0,25)} \frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right]$	$\left[1 - \frac{0,1\bar{\lambda}_z}{(C_{mLT} - 0,25)} \frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right]$ $\geq \left[1 - \frac{0,1}{(C_{mLT} - 0,25)} \frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right]$ <p>für $\bar{\lambda}_z < 0,4$:</p> $k_{zy} = 0,6 + \bar{\lambda}_z \leq 1 - \frac{0,1\bar{\lambda}_z}{(C_{mLT} - 0,25)} \frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}}$
k_{zz}	k_{zz} aus Tabelle B.1	k_{zz} aus Tabelle B.1

Tabelle B.3 — Äquivalente Momentenbeiwerte C_m zu Tabelle B.1 und B.2

Momentenverlauf	Bereich		C_{my} und C_{mz} und C_{mLT}		
			Gleichlast	Einzellast	
	$-1 \leq \psi \leq 1$		$0,6 + 0,4\psi \geq 0,4$		
 <p>$\alpha_s = M_s / M_h$</p>	$0 \leq \alpha_s \leq 1$	$-1 \leq \psi \leq 1$	$0,2 + 0,8\alpha_s \geq 0,4$	$0,2 + 0,8\alpha_s \geq 0,4$	
	$-1 \leq \alpha_s < 0$	$0 \leq \psi \leq 1$	$0,1 - 0,8\alpha_s \geq 0,4$	$-0,8\alpha_s \geq 0,4$	
 <p>$\alpha_h = M_h / M_s$</p>	$-1 \leq \alpha_h < 0$	$-1 \leq \psi < 0$	$0,1(1-\psi) - 0,8\alpha_s \geq 0,4$	$0,2(-\psi) - 0,8\alpha_s \geq 0,4$	
		$0 \leq \alpha_h \leq 1$	$-1 \leq \psi \leq 1$	$0,95 + 0,05\alpha_h$	$0,90 + 0,10\alpha_h$
		$0 \leq \psi \leq 1$	$0,95 + 0,05\alpha_h$	$0,90 + 0,10\alpha_h$	
		$-1 \leq \psi < 0$	$0,95 + 0,05\alpha_h(1 + 2\psi)$	$0,90 - 0,10\alpha_h(1 + 2\psi)$	
Für Bauteile mit Knicken in Form seitlichen Ausweichens sollte der äquivalente Momentenbeiwert als $C_{my} = 0,9$ bzw. $C_{mz} = 0,9$ angenommen werden.					
C_{my} , C_{mz} und C_{mLT} sind in der Regel unter Berücksichtigung der Momentenverteilung zwischen den maßgebenden seitlich gehaltenen Punkten wie folgt zu ermitteln:					
Momentenbeiwert	Biegeachse	In der Ebene gehalten			
C_{my}	y-y	z-z			
C_{mz}	z-z	y-y			
C_{mLT}	y-y	y-y			

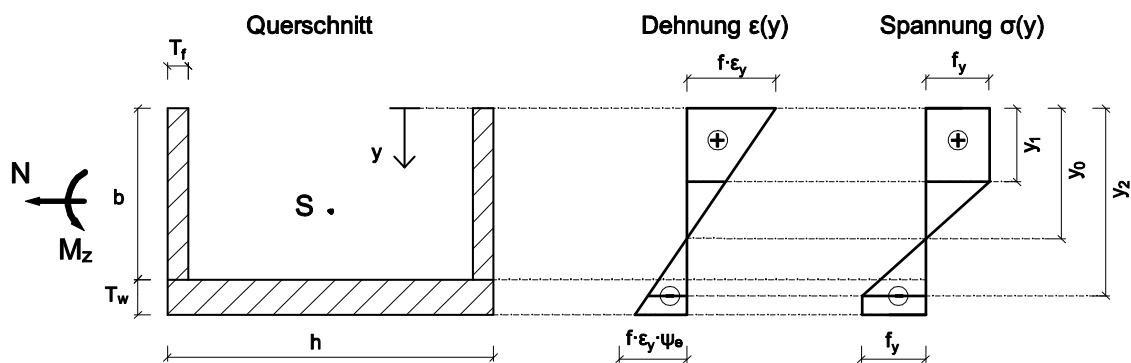
Anhang B: Berechnungsgleichungen zur teilplastischen Querschnittstragfähigkeit

Nachfolgend werden die Berechnungsgleichungen zur Bestimmung der Querschnittstragfähigkeit kompakter C-Profile unter Druck und Biegung um die schwache Profilhauptachse M_z im teilplastischen Zustand angegeben. Die benötigten Eingangswerte sind dabei die Maximaldehnung $\max. \varepsilon = f \cdot \varepsilon_y$ als Vielfaches der Fließdehnung ε_y sowie das Randdehnungsverhältnis ψ_ε . Dabei muss grundsätzlich zwischen den zwei Fällen unterschieden werden, ob die maximale Zugdehnung am freien Flanschrand (Fall A) oder am Stegrand (Fall B) auftritt.

Fall A

Zugdehnung $\max. \varepsilon$ am freien Flanschrand

Bedingungen: $-1 \leq \psi_\varepsilon \leq \frac{1}{f}$ und $y_0 > \frac{b + T_w}{2}$



Dehnungsverlauf:

$$\varepsilon(y) = f \cdot \varepsilon_y \cdot \left[1 - \frac{y \cdot (1 - \psi_\varepsilon)}{b + T_w} \right]$$

Lage der Dehnungsnulllinie:

$$y_0 = \frac{b + T_w}{1 - \psi_\varepsilon}$$

Lage der positiven Fließdehnung:

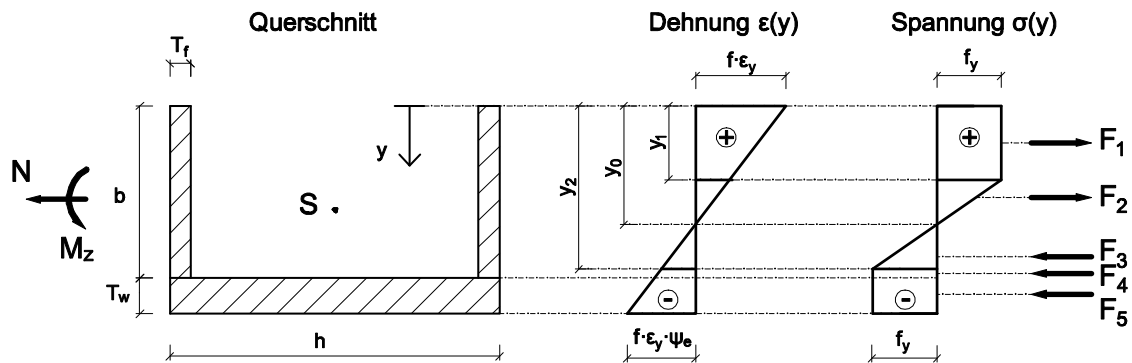
$$y_1 = y_0 \cdot \frac{f - 1}{f}$$

Lage der negativen Fließdehnung:

$$y_2 = y_0 \cdot \frac{f + 1}{f}$$

Fall: A_{f1}

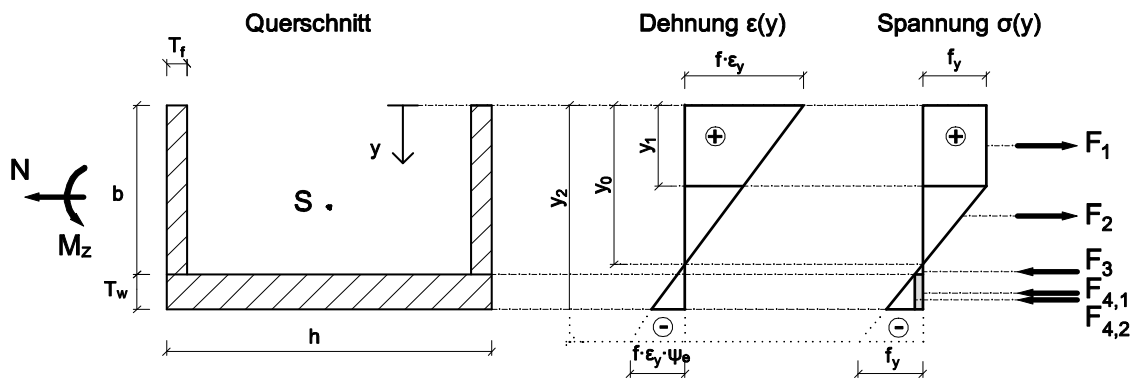
Bedingungen: $0 \leq y_0 \leq b$
 $0 \leq y_1 \leq b$
 $0 \leq y_2 \leq b$



<u>Kräfte der Teilschnittgrößen:</u>	<u>Hebelarme um y_0</u>
$F_1 = 2 \cdot T_f \cdot y_1 \cdot f_y$	$e_1 = \frac{1}{2} \cdot y_1$
$F_2 = 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot T_f \cdot (y_0 - y_1) \cdot f_y$	$e_2 = y_0 - \frac{2}{3} \cdot (y_0 - y_1)$
$F_3 = -F_2$	$e_3 = y_0 + \frac{2}{3} \cdot (y_2 - y_0)$
$F_4 = -2 \cdot T_f \cdot (b - y_2) \cdot f_y$	$e_4 = y_2 + \frac{1}{2} \cdot (b - y_2)$
$F_5 = -h \cdot T_w \cdot f_y$	$e_5 = b + \frac{T_w}{2}$

Fall: A_{f2}

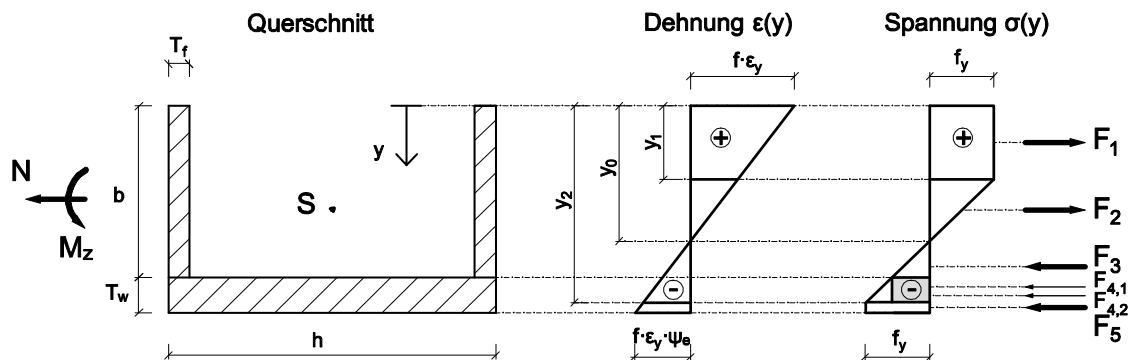
Bedingungen: $0 \leq y_0 \leq b$
 $0 \leq y_1 \leq b$
 $b + T_w \leq y_2$



<u>Kräfte der Teilschnittgrößen:</u>	<u>Hebelarme um y_0</u>
$F_1 = 2 \cdot T_f \cdot y_1 \cdot f_y$	$e_1 = \frac{1}{2} \cdot y_1$
$F_2 = 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot T_f \cdot (y_0 - y_1) \cdot f_y$	$e_2 = y_0 - \frac{2}{3} \cdot (y_0 - y_1)$
$F_3 = -2 \cdot \frac{1}{2} \cdot T_f \cdot (b - y_0) \cdot \frac{b - y_0}{y_2 - y_0} \cdot f_y$	$e_3 = y_0 + \frac{2}{3} \cdot (b - y_0)$
$F_{4,1} = -h \cdot T_w \cdot \frac{b - y_0}{y_2 - y_0} \cdot f_y$	$e_{4,1} = b + \frac{T_w}{2}$
$F_{4,2} = -\frac{1}{2} \cdot h \cdot T_w \cdot \frac{T_w}{y_2 - y_0} \cdot f_y$	$e_{4,2} = b + \frac{2}{3} \cdot T_w$

Fall A_{f3}

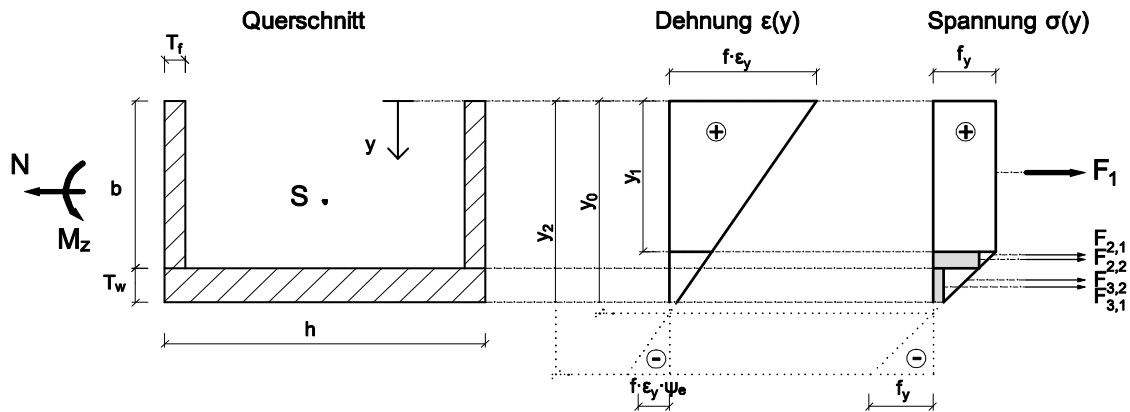
Bedingungen: $0 \leq y_0 \leq b$
 $0 \leq y_1 \leq b$
 $b \leq y_2 \leq b + T_w$



Kräfte der Teilschnittgrößen:	Hebelarme um y_0
$F_1 = 2 \cdot T_f \cdot y_1 \cdot f_y$	$e_1 = \frac{1}{2} \cdot y_1$
$F_2 = 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot T_f \cdot (y_0 - y_1) \cdot f_y$	$e_2 = y_0 - \frac{2}{3} \cdot (y_0 - y_1)$
$F_3 = -2 \cdot \frac{1}{2} \cdot T_f \cdot (b - y_0) \cdot \frac{b - y_0}{y_2 - y_0} \cdot f_y$	$e_3 = y_0 + \frac{2}{3} \cdot (b - y_0)$
$F_{4,1} = -h \cdot (y_2 - b) \cdot \frac{b - y_0}{y_2 - y_0} \cdot f_y$	$e_{4,1} = \frac{y_2}{2} + \frac{b}{2}$
$F_{4,2} = -\frac{1}{2} \cdot h \cdot (y_2 - b) \cdot \left(1 - \frac{b - y_0}{y_2 - y_0}\right) \cdot f_y$	$e_{4,1} = \frac{y_2}{2} + \frac{b}{2}$
$F_5 = -h \cdot (b + T_w - y_2) \cdot f_y$	$e_{4,2} = \frac{1}{2} \cdot (y_2 + b + T_w)$

Fall A_{f4}

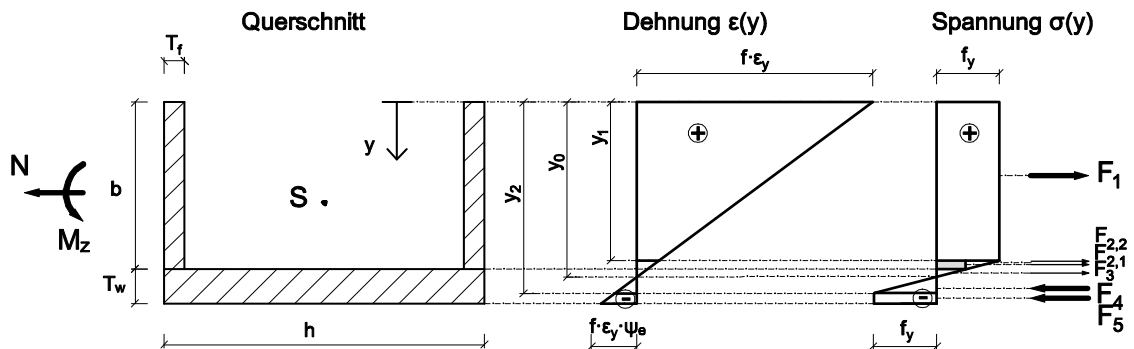
Bedingungen: $b+T_w \leq y_0$
 $0 \leq y_1 \leq b$
 $b+T_w \leq y_2$



<u>Kräfte der Teilschnittgrößen:</u>	<u>Hebelarme um y_0</u>
$F_1 = 2 \cdot T_f \cdot y_1 \cdot f_y$	$e_1 = \frac{1}{2} \cdot y_1$
$F_{2,1} = 2 \cdot T_f \cdot (b - y_1) \cdot \frac{y_0 - b}{y_0 - y_1} \cdot f_y$	$e_{2,1} = \frac{1}{2} \cdot (y_1 + b)$
$F_{2,2} = 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot T_f \cdot (b - y_1) \cdot \left(1 - \frac{y_0 - b}{y_0 - y_1}\right) \cdot f_y$	$e_{2,2} = \frac{2}{3} \cdot y_1 + \frac{1}{3} \cdot b$
$F_{3,1} = h \cdot T_w \cdot \frac{y_0 - b - T_w}{y_0 - y_1} \cdot f_y$	$e_{3,1} = b + \frac{1}{2} \cdot T_w$
$F_{3,2} = \frac{1}{2} \cdot h \cdot T_w \cdot \left(1 - \frac{y_0 - b - T_w}{y_0 - y_1}\right) \cdot f_y$	$e_{3,2} = b + \frac{1}{3} \cdot T_w$

Fall A_{w1}

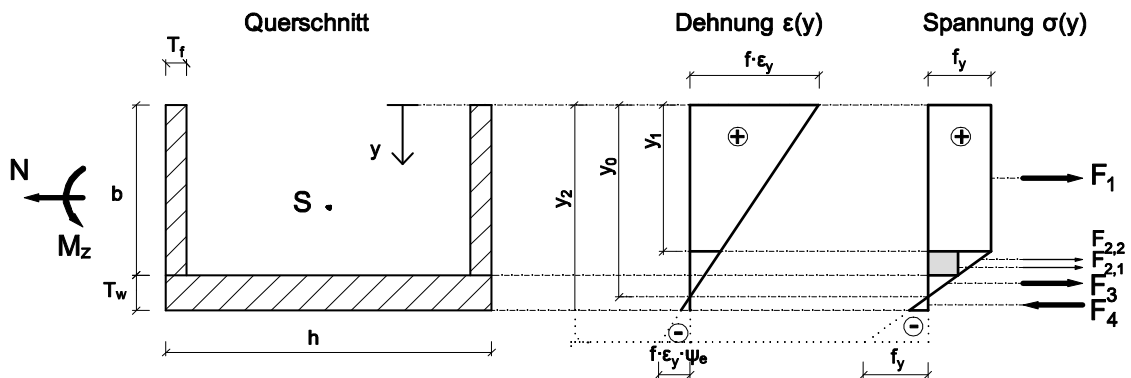
Bedingungen: $b \leq y_0 \leq b+T_w$
 $0 \leq y_1 \leq b$
 $b \leq y_2 \leq b+T_w$



Kräfte der Teilschnittgrößen:	Hebelarme um y_0
$F_1 = T_f \cdot y_1 \cdot f_y$	$e_1 = \frac{1}{2} \cdot y_1$
$F_{2,1} = 2 \cdot T_f \cdot (b - y_1) \cdot \frac{y_0 - b}{y_0 - y_1} \cdot f_y$	$e_{2,1} = \frac{1}{2} \cdot (b - y_1)$
$F_{2,2} = 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot T_f \cdot (b - y_1) \cdot \left(1 - \frac{y_0 - b}{y_0 - y_1}\right) \cdot f_y$	$e_{2,2} = \frac{2}{3} \cdot y_1 + \frac{1}{3} \cdot b$
$F_3 = \frac{1}{2} \cdot h \cdot (y_0 - b) \cdot \frac{y_0 - b}{y_0 - y_1} \cdot f_y$	$e_3 = \frac{y_0}{3} + \frac{2}{3} \cdot y_1$
$F_4 = -\frac{1}{2} \cdot h \cdot (y_2 - y_0) \cdot f_y$	$e_4 = \frac{y_0}{3} + \frac{2}{3} \cdot y_2$
$F_5 = -h \cdot (b + T_w - y_2) \cdot f_y$	$e_5 = \frac{1}{2} \cdot (y_2 + b + T_w)$

Fall A_{w2}

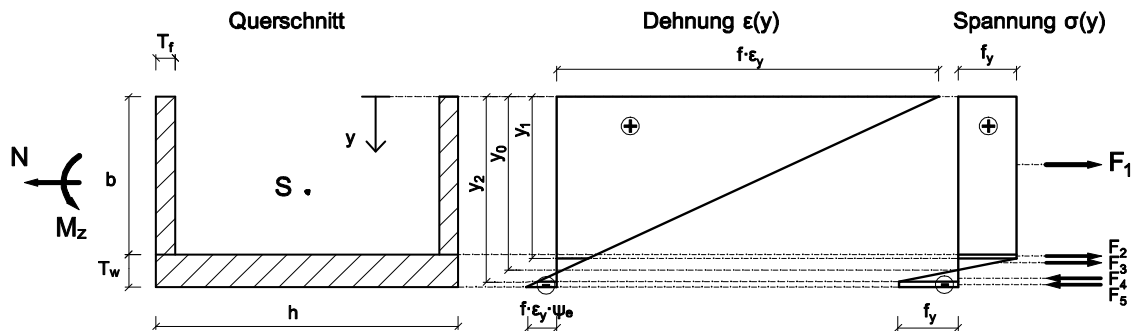
Bedingungen: $b \leq y_0 \leq b+T_w$
 $0 \leq y_1 \leq b$
 $b+T_w \leq y_2$



Kräfte der Teilschnittgrößen:	Hebelarme um y_0
$F_1 = 2 \cdot T_f \cdot y_1 \cdot f_y$	$e_1 = \frac{1}{2} \cdot y_1$
$F_{2,1} = 2 \cdot T_f \cdot (b - y_1) \cdot \frac{y_0 - b}{y_0 - y_1} \cdot f_y$	$e_{2,1} = \frac{1}{2} \cdot (y_1 + b)$
$F_{2,2} = 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot T_f \cdot (b - y_1) \cdot \left(1 - \frac{y_0 - b}{y_0 - y_1}\right) \cdot f_y$	$e_{2,2} = \frac{2}{3} \cdot y_1 + \frac{1}{3} \cdot b$
$F_3 = \frac{1}{2} \cdot h \cdot (y_0 - b) \cdot \frac{y_0 - b}{y_0 - y_1} \cdot f_y$	$e_3 = \frac{1}{3} \cdot y_0 + \frac{2}{3} \cdot b$
$F_4 = -\frac{1}{2} \cdot h \cdot (b + T_w - y_0) \cdot \frac{b + T_w - y_0}{y_2 - y_0} \cdot f_y$	$e_4 = \frac{y_0}{3} + \frac{2}{3} \cdot (b + T_w)$

Fall A_{w3}

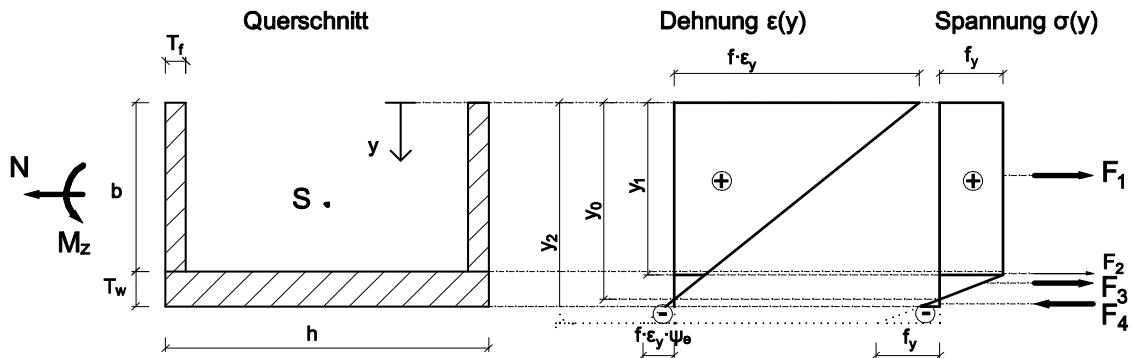
Bedingungen: $b \leq y_0 \leq b+T_w$
 $b \leq y_1 \leq b+T_w$
 $b \leq y_2 \leq b+T_w$



<u>Kräfte der Teilschnittgrößen:</u>	<u>Hebelarme um y_0</u>
$F_1 = 2 \cdot T_f \cdot y_1 \cdot f_y$	$e_1 = \frac{b}{2}$
$F_2 = h \cdot (y_1 - b) \cdot f_y$	$e_2 = \frac{1}{2} \cdot (b + y_1)$
$F_3 = \frac{1}{2} \cdot h \cdot (y_0 - y_1) \cdot f_y$	$e_3 = \frac{1}{3} \cdot y_0 + \frac{2}{3} \cdot y_1$
$F_4 = -\frac{1}{2} \cdot h \cdot (y_0 - y_1) \cdot f_y$	$e_4 = \frac{1}{3} \cdot y_0 + \frac{2}{3} \cdot y_2$
$F_5 = -h \cdot (b + T_w - y_2) \cdot f_y$	$e_5 = \frac{1}{2} \cdot (y_2 + b + T_w)$

Fall A_{w4}

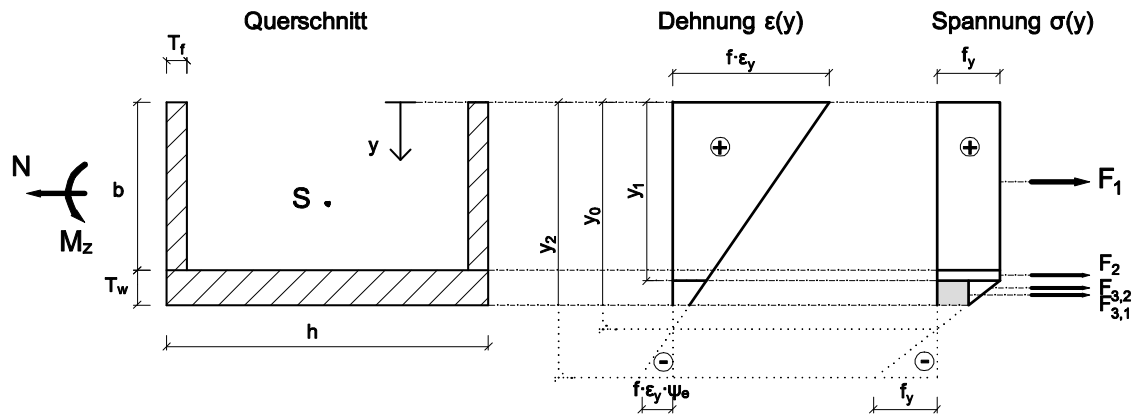
Bedingungen: $b \leq y_0 \leq b+T_w$
 $b \leq y_1 \leq b+T_w$
 $b+T_w \leq y_2$



Kräfte der Teilschnittgrößen:	Hebelarme um y_0
$F_1 = 2 \cdot T_f \cdot b \cdot f_y$	$e_1 = \frac{b}{2}$
$F_2 = h \cdot (y_1 - b) \cdot f_y$	$e_2 = \frac{1}{2} \cdot (y_1 + b)$
$F_3 = \frac{1}{2} \cdot h \cdot (y_0 - y_1) \cdot f_y$	$e_3 = \frac{1}{3} \cdot y_0 + \frac{2}{3} \cdot y_1$
$F_4 = -\frac{1}{2} \cdot h \cdot (b + T_w - y_0) \cdot \frac{b + T_w - y_0}{y_2 - y_0} \cdot f_y$	$e_4 = \frac{y_0}{3} + \frac{2}{3} \cdot (b + T_w)$

Fall A_{w5}

Bedingungen: $b + T_w \leq y_0$
 $b \leq y_1 \leq b + T_w$
 $b + T_w \leq y_2$

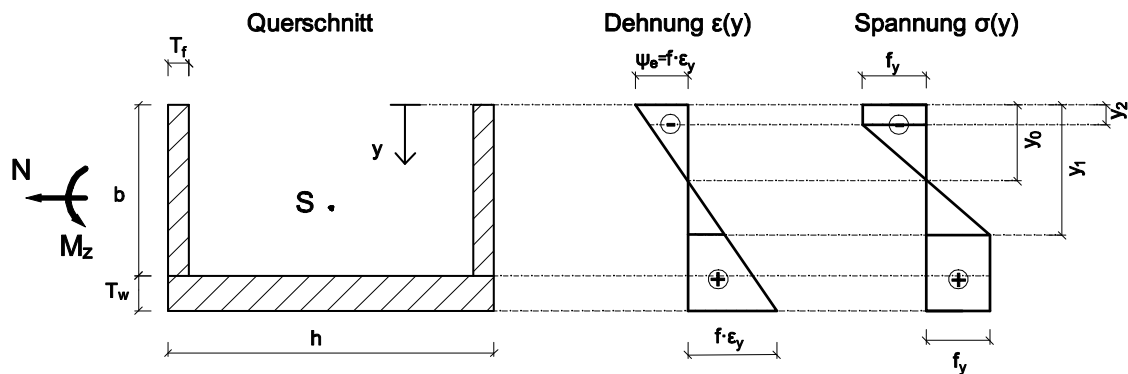


Kräfte der Teilschnittgrößen:	Hebelarme um y_0
$F_1 = 2 \cdot T_f \cdot b \cdot f_y$	$e_1 = \frac{b}{2}$
$F_2 = h \cdot (y_1 - b) \cdot f_y$	$e_{2,1} = \frac{1}{2} \cdot (y_1 + b)$
$F_{3,1} = h \cdot (b + T_w - y_1) \cdot \frac{y_0 - b - T_w}{y_0 - y_2} \cdot f_y$	$e_{3,1} = \frac{1}{2} \cdot (y_1 + b + T_w)$
$F_{3,2} = \frac{1}{2} \cdot h \cdot (b + T_w - y_1) \cdot \left(1 - \frac{y_0 - b - T_w}{y_0 - y_1} \right) \cdot f_y$	$e_{3,2} = \frac{2}{3} \cdot y_1 + \frac{1}{3} \cdot (b + T_w)$

Fall B

Zugdehnung max. ε am Stegrand

Bedingungen: $-1 \leq \psi_\varepsilon \leq \frac{1}{f}$ und $y_0 > \frac{b + T_w}{2}$



Dehnungsverlauf:

$$\varepsilon(y) = f \cdot \varepsilon_y \cdot \left[\psi_\varepsilon + \frac{y \cdot (1 - \psi_\varepsilon)}{b + T_w} \right]$$

Lage der Dehnungsnulllinie:

$$y_0 = -\psi_\varepsilon \cdot \frac{b + T_w}{1 - \psi_\varepsilon}$$

Lage der positiven Fließdehnung:

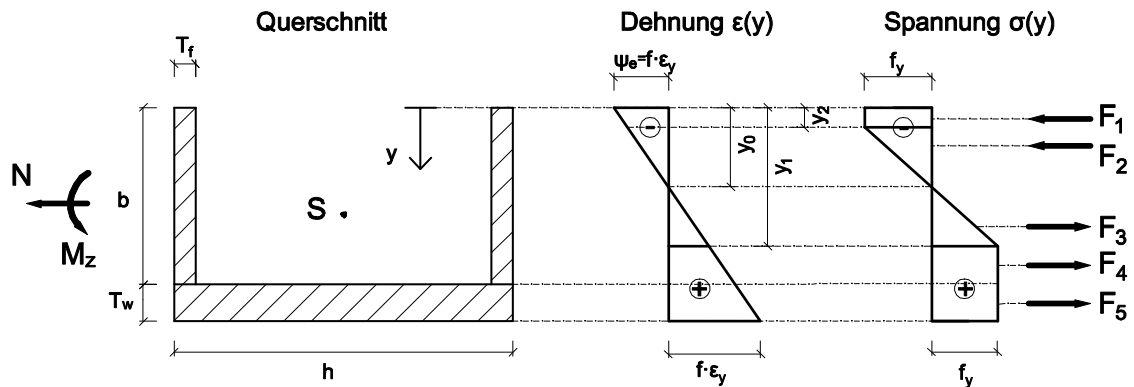
$$y_1 = y_0 \cdot \left(1 - \frac{1}{f \cdot \psi_\varepsilon} \right)$$

Lage der negativen Fließdehnung:

$$y_2 = y_0 \cdot \left(1 + \frac{1}{f \cdot \psi_\varepsilon} \right)$$

Fall B_{f1}

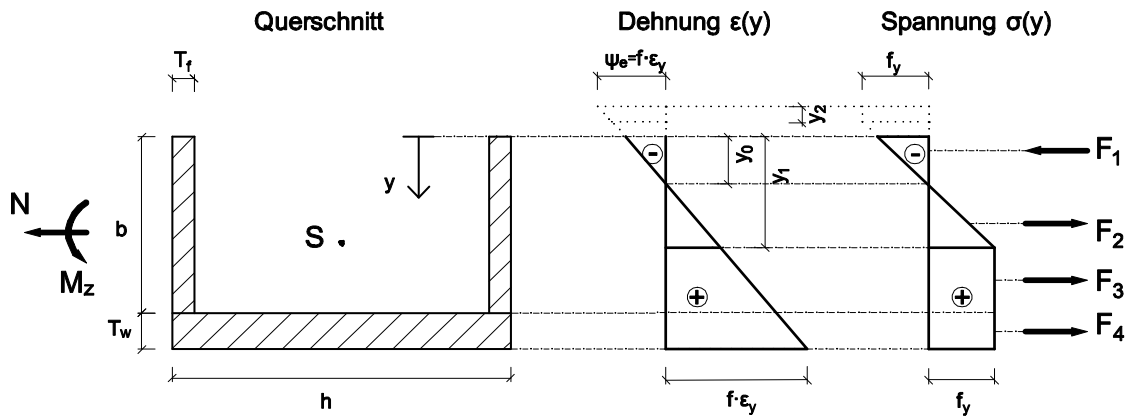
Bedingungen: $0 \leq y_0 \leq b$
 $0 \leq y_1 \leq b$
 $0 \leq y_2 \leq b$



<u>Kräfte der Teilschnittgrößen:</u>	<u>Hebelarme um y_0</u>
$F_1 = -2 \cdot T_f \cdot y_2 \cdot f_y$	$e_1 = \frac{1}{2} \cdot y_2$
$F_2 = -2 \cdot \frac{1}{2} \cdot T_f \cdot (y_0 - y_2) \cdot f_y$	$e_2 = \frac{1}{3} y_0 + \frac{2}{3} y_2$
$F_3 = -F_2$	$e_3 = \frac{1}{3} y_0 + \frac{2}{3} y_1$
$F_4 = 2 \cdot T_f \cdot (b - y_1) \cdot f_y$	$e_4 = \frac{1}{2} \cdot (y_1 + b)$
$F_5 = h \cdot T_w \cdot f_y$	$e_5 = b + \frac{T_w}{2}$

Fall B_{f2}

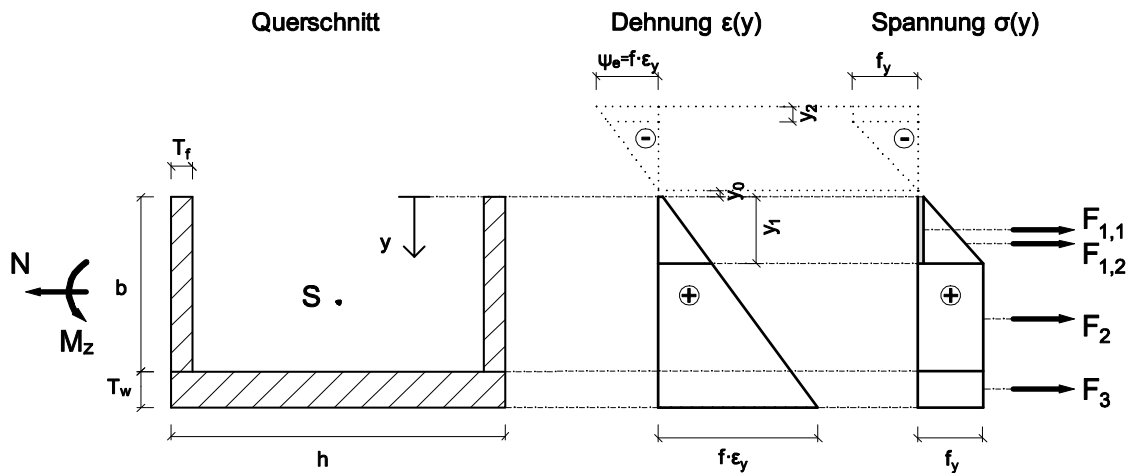
Bedingungen: $0 \leq y_0 \leq b$
 $0 \leq y_1 \leq b$
 $y_2 \leq 0$



Kräfte der Teilschnittgrößen:	Hebelarme um y_0
$F_1 = -2 \cdot \frac{1}{2} \cdot T_f \cdot y_0 \cdot \frac{y_0}{y_1 - y_0} \cdot f_y$	$e_1 = \frac{1}{3} \cdot y_0$
$F_2 = 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot T_f \cdot (y_0 - y_1) \cdot f_y$	$e_2 = \frac{1}{3} \cdot y_0 + \frac{2}{3} \cdot y_1$
$F_3 = 2 \cdot T_f \cdot (b - y_1) \cdot f_y$	$e_3 = \frac{1}{2} \cdot (b + y_1)$
$F_4 = h \cdot T_w \cdot f_y$	$e_4 = b + \frac{T_w}{2}$

Fall B_{f3}

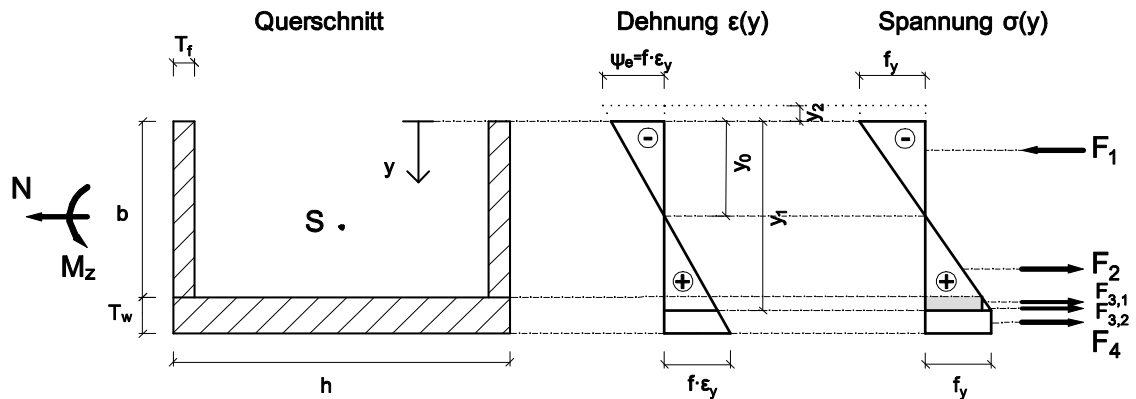
Bedingungen: $0 \leq y_0 \leq b$
 $b \leq y_1 \leq b + T_w$
 $y_2 \leq 0$



<u>Kräfte der Teilschnittgrößen:</u>	<u>Hebelarme um y_0</u>
$F_{1,1} = 2 \cdot T_f \cdot y_1 \cdot \frac{-y_0}{y_1 - y_0} \cdot f_y$	$e_{1,1} = \frac{1}{2} \cdot y_1$
$F_{1,2} = 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot T_f \cdot y_1 \cdot \left(1 + \frac{y_0}{y_1 - y_0} \right) \cdot f_y$	$e_{1,2} = \frac{2}{3} \cdot y_1$
$F_2 = 2 \cdot T_f \cdot (b - y_1) \cdot f_y$	$e_3 = \frac{1}{2} \cdot (b + y_1)$
$F_3 = h \cdot T_w \cdot f_y$	$e_4 = b + \frac{T_w}{2}$

Fall B_{f4}

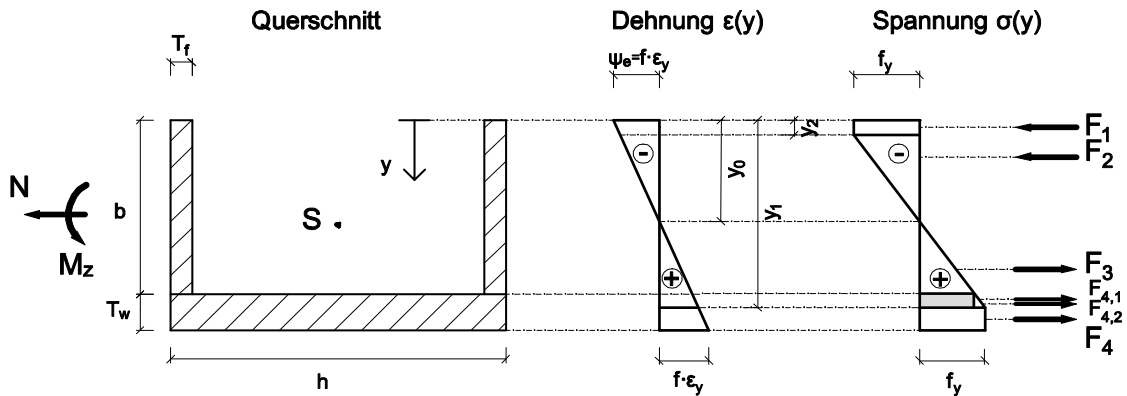
Bedingungen: $0 \leq y_0 \leq b$
 $b \leq y_1 \leq b + T_w$
 $0 \leq y_2 \leq b$



Kräfte der Teilschnittgrößen:	Hebelarme um y_0
$F_1 = -2 \cdot \frac{1}{2} \cdot T_f \cdot y_0 \cdot \frac{y_0}{y_1 - y_0} \cdot f_y$	$e_1 = \frac{1}{3} \cdot y_0$
$F_2 = 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot T_f \cdot (b - y_0) \cdot \frac{b - y_0}{y_1 - y_0} \cdot f_y$	$e_2 = \frac{1}{3} \cdot y_0 + \frac{2}{3} b$
$F_{3,1} = h \cdot (y_1 - b) \cdot \left(\frac{b - y_0}{y_1 - y_0} \right) \cdot f_y$	$e_{3,1} = \frac{1}{2} \cdot (b + y_1)$
$F_{3,1} = \frac{1}{2} \cdot h \cdot (y_1 - b) \cdot \left(1 - \frac{b - y_0}{y_1 - y_0} \right) \cdot f_y$	$e_{3,2} = \frac{1}{3} \cdot b + \frac{2}{3} y_1$
$F_4 = h \cdot (b + T_w - y_1) \cdot f_y$	$e_4 = \frac{1}{2} \cdot (y_1 + b + T_w)$

Fall B_{f5}

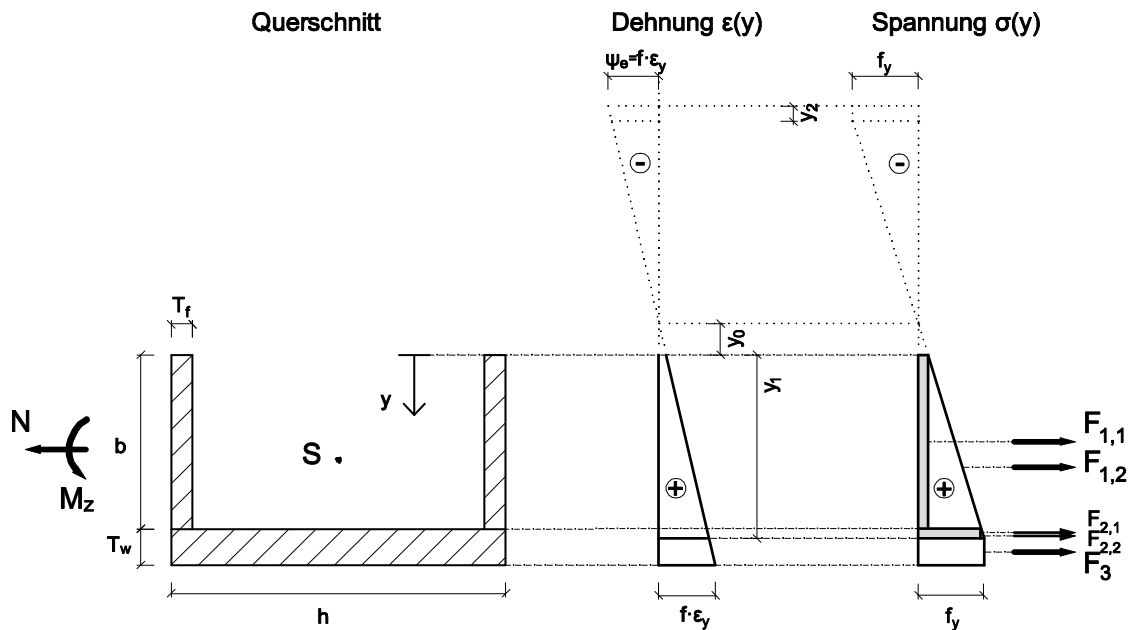
Bedingungen: $y_0 \leq 0$
 $0 \leq y_1 \leq b$
 $y_2 \leq 0$



<u>Kräfte der Teilschnittgrößen:</u>	<u>Hebelarme um y_0</u>
$F_1 = -2 \cdot T_f \cdot y_2 \cdot f_y$	$e_1 = \frac{1}{2} \cdot y_2$
$F_2 = -2 \cdot \frac{1}{2} \cdot T_f \cdot (y_0 - y_2) \cdot f_y$	$e_2 = \frac{2}{3} \cdot y_2 + \frac{1}{3} \cdot y_0$
$F_3 = 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot T_f \cdot (b - y_0) \cdot \frac{b - y_0}{y_1 - y_0} \cdot f_y$	$e_3 = \frac{1}{3} \cdot y_0 + \frac{2}{3} \cdot b$
$F_{4,1} = h \cdot (y_1 - b) \cdot \frac{b - y_0}{y_1 - y_0} \cdot f_y$	$e_{4,1} = \frac{1}{2} \cdot (y_1 + b)$
$F_{4,2} = \frac{1}{2} \cdot h \cdot (y_1 - b) \cdot \left(1 - \frac{b - y_0}{y_1 - y_0}\right) \cdot f_y$	$e_{4,2} = \frac{2}{3} \cdot y_1 + \frac{b}{3}$
$F_5 = h \cdot (b + T_w - y_1) \cdot f_y$	$e_5 = \frac{1}{2} \cdot (y_1 + b + T_w)$

Fall B_{w1}

Bedingungen: $\gamma_0 \leq 0$
 $b \leq \gamma_1 \leq b + T_w$
 $\gamma_2 \leq 0$



Kräfte der Teilschnittgrößen:	Hebelarme um y_0
$F_{1,1} = 2 \cdot T_f \cdot b \cdot \frac{-\gamma_0}{\gamma_1 - \gamma_0} \cdot f_y$	$e_{1,1} = \frac{b}{2}$
$F_{1,2} = 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot T_f \cdot b \cdot \left(1 + \frac{\gamma_0}{\gamma_1 - \gamma_0}\right) \cdot f_y$	$e_{1,2} = \frac{2}{3} \cdot \gamma_0$
$F_{2,1} = h \cdot (\gamma_1 - b) \cdot \frac{b - \gamma_0}{\gamma_1 - \gamma_0} \cdot f_y$	$e_{2,1} = \frac{1}{2} \cdot (\gamma_1 + b)$
$F_{2,2} = \frac{1}{2} \cdot h \cdot (\gamma_1 - b) \cdot \left(1 - \frac{b - \gamma_0}{\gamma_1 - \gamma_0}\right) \cdot f_y$	$e_{2,2} = \frac{2}{3} \gamma_1 + \frac{b}{3}$
$F_3 = h \cdot (b + T_w - \gamma_1) \cdot f_y$	$e_3 = \frac{1}{2} \cdot (\gamma_1 + b + T_w)$

Anhang C: Datenblätter der verwendeten Fremdversuche

Nachfolgend werden die Daten der zur Validierung des Bemessungsmodells herangezogenen Fremdversuche zusammengestellt. Dabei wurden die in der Literatur oftmals unterschiedlichen Bezeichnungen auf die im Rahmen dieser Arbeit verwendete Notation gemäß der Definitionen in Bild 1.2 vereinheitlicht.

C.1 Versuche von Mulligan/Peköz, [58]

Es handelt sich hierbei um *stub-column-tests* zentrisch gedrückter, dünnwandiger, kaltgeformter C-Profile. Für den Elastizitätsmodul wurden keine Angaben gemacht, daher wird der nominelle Wert von $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ vorausgesetzt.

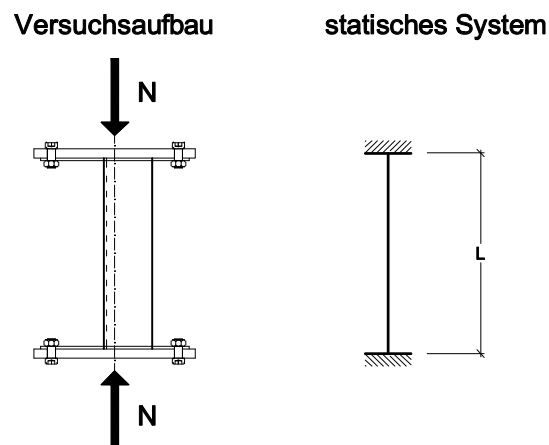


Bild C.1: Versuchsaufbau und statisches System Stub-Column-Tests

Tabelle C.1: Kenndaten der Versuche aus [58]

Versuch	H	B	T	L	f_y	$N_{u,exp}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[N/mm ²]	[kN]
SC/1 60x30	82,0	40,9	1,23	253,4	226,1	32,92
SC/1 90x30	117,1	40,9	1,21	277,9		32,69
SC/1 120x30	155,0	40,9	1,20	227,6		34,70
SC/2 120x30	155,4	40,8	1,22	428,0		31,58
SC/1 40x60	52,1	78,6	1,22	384,6	355,9	35,05
SC/2 40x60	53,2	78,6	1,22	384,6		35,10
SC/1 60x60	77,7	78,2	1,22	232,2		40,75
SC/1 100x60	128,8	78,2	1,22	384,6		40,92
SC/1 120x60	155,6	75,5	1,20	482,1	226,1	36,48
SC/1 180x60	224,6	75,8	1,21	456,7		37,90
SC/2 180x60	224,8	75,7	1,21	634,5		37,81

C.2 Versuche von Ungermann/Collard, [92]

Es handelt sich hierbei um *stub-column-tests* zentrisch gedrückter, dünnwandiger, kaltgeformter C-Profile. Der Versuchsaufbau und das statische System entsprechen Bild C.1.

Tabelle C.2: Kenndaten der Versuche aus [92]

Versuch	H	B	T	L	f_y	$N_{u,exp}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[N/mm ²]	[kN]
VT14-01	101,0	95,0	4,0	400,0	550,4	422,8
VT14-02	101,0	95,0	4,0	400,0		426,0

C.3 Versuche von Enjily/Godley/Beale, [25]

Die Versuche zur Querschnittstragfähigkeit dünnwandiger, kaltgeformter C-Profile unter positiver Biegebeanspruchung M_z , d.h. der freie Flanschrand unter Zug, wurden als Vierpunkt-Biegeversuch durchgeführt. Dabei entspricht der Versuchsaufbau Bild C.4, nur mit um 180° gedrehter Lage des C-Profils.

Tabelle C.3: Kenndaten der Versuche unter positiver Biegebeanspruchung aus [25]

Versuch	H	B	T	E	f_y	$M_{u,exp}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[kNcm]
Y1	60,0	24,0	1,60	199300	210,0	22,75
Y2	75,0	32,0	1,60			38,50
Y3	90,0	40,0	1,60			57,75
Y4	105,0	48,0	1,60			84,00
Y5	120,0	56,0	1,60			112,00
Y6	135,0	64,0	1,60			143,50
Y7	160,0	80,0	1,60			211,75
Y8	210,0	105,0	1,60			343,00
Y9	240,0	120,0	1,60			423,50
Y10	270,0	135,0	1,60			533,75
Y11	300,0	150,0	1,60			593,25

C.4 Versuche von Enjily/Godley/Beale, [25]

Die Versuche zur Querschnittstragfähigkeit dünnwandiger, kaltgeformter C-Profile unter negativer Biegebeanspruchung M_z , d.h. der freie Flanschrand unter Druck, wurden als Vierpunkt-Biegeversuch durchgeführt, vgl. Bild C.4.

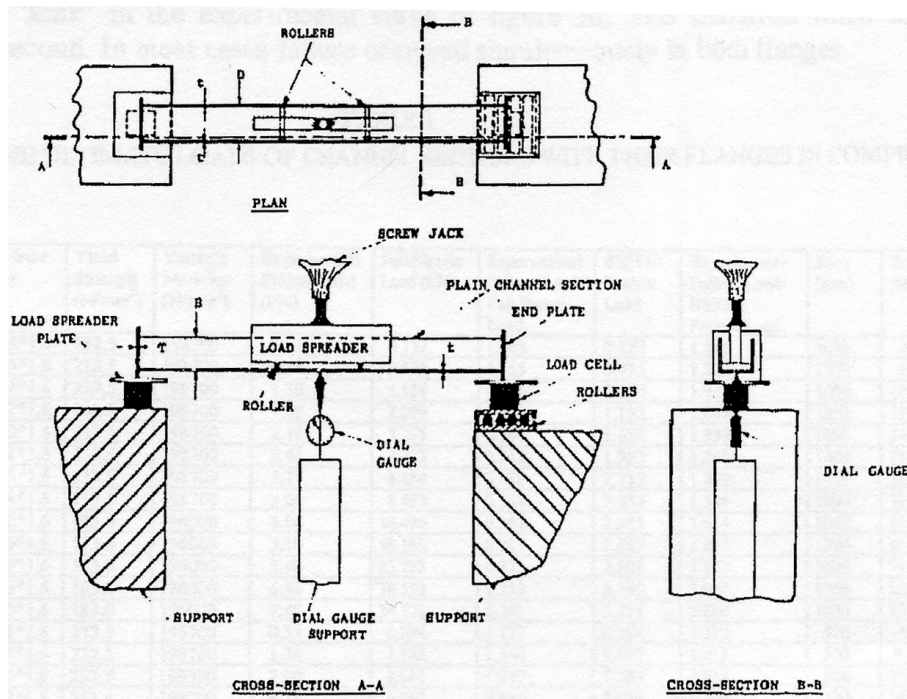


Bild C.4: Skizze des Versuchsaufbaus aus [25]

Tabelle C.4: Kenndaten der Versuche unter negativer Biegebeanspruchung aus [25]

Versuch	H	B	T	E	f_y	$M_{u,exp}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[kNcm]
M13	90,0	40,0	1,60	198700	232,5	38,33
13						37,65
M14	105,0	48,0	1,60			43,05
14						43,65
M15	120,0	56,0	1,60			47,43
15						47,03
M16	135,0	64,0	1,60	53,20		
16				51,00		
Q1	160,0	80,0	1,60	196000	183,0	66,50
Q6						65,25
Q2	210,0	105,0	1,60			89,25
Q7						87,75
Q3						94,50
Q8	240,0	120,0	1,60			98,25
Q4						112,00
Q9	270,0	135,0	1,60			89,25
Q5						129,50
Q10	300,0	150,0	1,60			95,25

C.5 Versuche von Rhodes/Thoma/Soetens, [67]

Die Versuche zur Querschnittstragfähigkeit dünnwandiger, kaltgeformter C-Profile unter negativer Biegebeanspruchung M_z , d.h. der freie Flanschrand unter Druck, wurden als Vierpunkt-Biegeversuch durchgeführt, vgl. Bild C.5. Für den Elastizitätsmodul wurden keine Angaben gemacht, es wird daher der nominelle Wert von $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ vorausgesetzt.

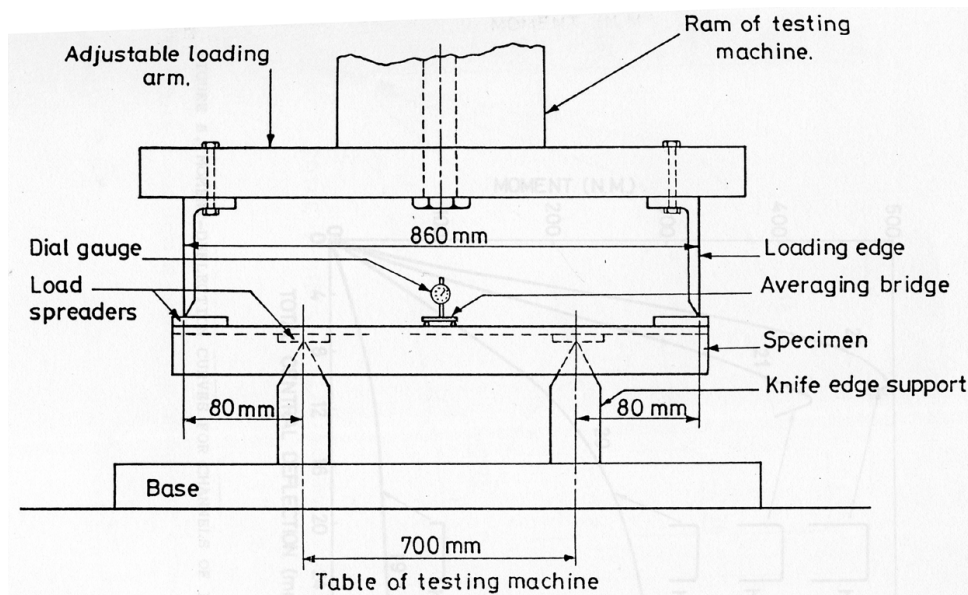


Bild C.5: Darstellung des Versuchsaufbaus aus [67]

Tabelle C.5: Kenndaten der Versuche unter negativer Biegebeanspruchung aus [67]

Versuch	H	B	T	L	f_y	$M_{u,exp}$	
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[N/mm ²]	[kNcm]	
4	52,25	51,56	1,56	500	270	52,51	
7	51,20	38,59	1,17			20,20	
8	50,73	51,68	1,18			26,14	
21	52,41	38,59	1,57	700		42,72	
22	51,14	51,29	1,57			49,48	
29	51,80	12,50	0,55			1,67	
30	51,50	25,80	0,55		3,47		
40	50,50	38,40	0,71	305	279	8,07	
41	50,80	25,50	0,708			5,58	
44	51,00	25,60	0,70			5,30	
45	52,00	26,00	0,81	700	184	6,02	
51	53,00	33,50	1,20			262	21,34
52	53,5	46,00	1,205				25,71
53	53,50	41,00	1,21				23,82

C.6 Versuche von Zhang, [108]

Im Rahmen von [108] wurden Versuche zur Querschnittstragfähigkeit an dünnwandigen, kaltgeformten C-Profilen mit gelenkig gelagerten Bauteilenden unter (ex-)zentrisch eingeleiteter Druckkraft durchgeführt, Bild C.6.

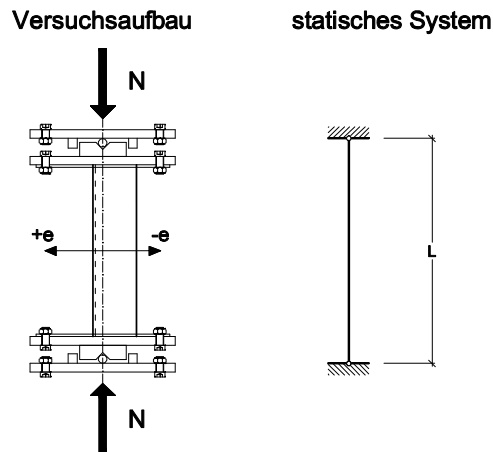


Bild C.6: Statisches System der Versuchsträger aus [108]

Tabelle C.6: Kenndaten der Versuche zur Querschnittstragfähigkeit aus [108]

Ver- such	H [mm]	B [mm]	T [mm]	e [mm]	L [mm]	f_y [N/mm ²]	$N_{U,exp}$ [kN]
1	100,0	75,0	2,0	9,0	196,0	328,4	100,0
2				6,0			85,0
3				3,0			70,0
4				0	180,0		63,5
5					200,0		64,0
6				220,0	63,5		
7				-3,0	196,0		60,0
8					196,0		53,0
9					196,0		50,4
10				-9,0	180,0		42,6
11	100,0	40,0	1,0	5,0	130,0	243,8	19,0
12				3,0			22,5
13				0	140,0		20,5
14					140,0		21,0
15					140,0		16,0
16				-3,0	130,0		18,9
17							14,0
18							15,5
19							13,8

Für den Elastizitätsmodul wurden keine Angaben gemacht, es wird daher der nominelle Wert von $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ vorausgesetzt. Das Vorzeichen der Lastexzentrizität e wurde in [108] entgegen der hier verwendeten Orientierung angegeben. Die Werte für e in Tabelle C.6 sind auf die im Rahmen dieser Arbeit benutzte Vorzeichenkonvention gemäß Bild 1.2 angepasst.

C.7 Versuche von Young/Rasmussen, [104]

Im Rahmen von [104] wurden Versuche zum Beulknicken von starr eingespannten und gelenkig gelagerten, kaltgeformten C-Profilen durchgeführt, Bild C.7. Bei erstgenannten (Bezeichnung F, Tabelle C.7.a) wurde somit planmäßig nur eine Druckbeanspruchung in die Versuchsträger eingeleitet, während bei letztgenannter Stabendlagerung (Bezeichnung P, Tabelle C.7.b) ein inneres Biegemoment ΔM_z aus der Verschiebung des Schwerpunktes hinzutritt.

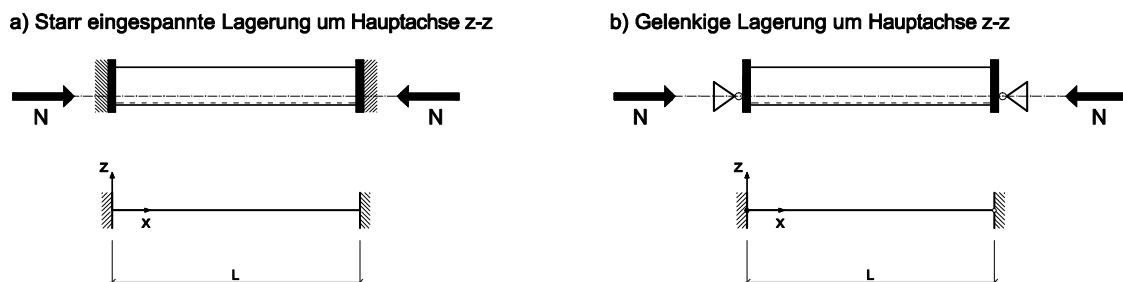


Bild C.7: Statisches System der Versuchsträger aus [104]

Tabelle C.7.a: Kenndaten der Versuche mit eingespannten Stabenden aus [104]

Versuch	H	B	T	L	f_y	$N_{u,exp}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[N/mm ²]	[kN]
P36F0280	96,8	36,8	1,51	279,9	550	65,0
P36F1000	96,6	36,7	1,52	1000,2		59,0
P36F1500	97,4	36,8	1,50	1500,9		50,1
P36F2000	96,6	36,8	1,51	2000,6		41,7
P36F2500	97,0	36,8	1,51	2499,4		32,8
P36F3000	96,9	36,8	1,51	3000,5		24,7
P48F0300	94,6	49,6	1,51	300,0	510,0	66,0
P48F1000	94,7	49,7	1,51	999,7		62,7
P48F1500	95,5	49,6	1,51	1500,9		55,5
P48F1850	95,1	49,6	1,54	1850,0		47,2
P48F2150	95,9	49,5	1,52	2148,9		43,6
P48F2500	95,4	49,7	1,52	2499,8		38,5
P48F3000	96,0	49,5	1,53	3001,3		37,4
P48F3500	95,8	49,5	1,52	3501,2		29,5

Tabelle C.7.b: Kenndaten der Versuche mit gelenkigen Stabenden aus [104]

Versuch	H	B	T	L	f_y	$N_{u,exp}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[N/mm ²]	[kN]
P36P0280	96,6	36,9	1,51	280,0	550	55,2
P36P0315	96,8	37,0	1,50	314,5		52,1
P36P0815	97,5	36,8	1,51	814,9		40,9
P36P1315	96,6	37,0	1,50	1315,1		27,0
P48P0300	94,8	49,6	1,51	300,0	510,0	45,2
P48P0565	94,5	49,8	1,53	564,9		38,6
P48P1065	94,2	50,0	1,52	1064,7		33,9
P48P1565	95,1	49,4	1,52	1565,0		31,2

Für den Elastizitätsmodul wurden keine Angaben gemacht, daher wird der nominelle Wert von $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ vorausgesetzt.

C.8 Versuche von Zhang, [108]

Ebenfalls im Rahmen von [108] wurden Versuche zum Beulknicken an dünnwandigen, kaltgeformten C-Profilen mit gelenkig gelagerten Bauteilenden unter (ex-)zentrisch eingeleiteter Druckkraft durchgeführt. Der Versuchsaufbau und das statische System entsprechen dabei der Darstellung im Bild C.6. Für den Elastizitätsmodul wurden keine Angaben gemacht, es wird daher der nominelle Wert von $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ vorausgesetzt. Das Vorzeichen der Lastexzentrizität e wurde in [108] entgegen der hier verwendeten Orientierung angegeben. Die Werte in Tabelle C.8 sind auf die im Rahmen dieser Arbeit benutzte Vorzeichenkonvention gemäß Bild 1.2 angepasst.

Tabelle C.8: Kenndaten der Beulknick-Versuche aus [108]

Ver-such	H	B	T	e	L	f_y	$N_{u,exp}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[N/mm ²]	[kN]
1	100,0	75,0	2,0	9,0	1000,0	328,4	83,2
2				5,0			80,3
3				0			54,7
4				0			52,9
5				0			54,7
6				-5,0			39,8
7				-9,0			35,7

Lebenslauf

zur Person:

Name: Jens Kalameya
Geburtsdatum: 03. Juli 1975
Geburtsort: Dortmund
Staatsangehörigkeit: deutsch
Wohnort: Plauener Straße 60; 44139 Dortmund

Eltern: Günter Kalameya, kaufm. Angestellter
Gerda Kalameya, geb. Kieseheuer

Ehefrau: Britta Kalameya, Bauingenieurin

zum Ausbildungs- und Berufsweg:

08/1981 – 06/1985: Langeloh Grundschule, Dortmund
08/1985 – 06/1994: Helene-Lange-Gymnasium, Dortmund,
Erwerb der Hochschulreife
10/1994 – 03/2001: Studium an der Universität Dortmund,
Fachrichtung Bauingenieurwesen, Vertiefungsrichtung konstruktiver Ingenieurbau;
Abschluss Diplom-Ingenieur
04/2001 – 07/2008: wissenschaftlicher Angestellter am Lehrstuhl für Stahlbau, Fakultät Bauwesen, Universität Dortmund
04/2001 – 07/2008: Freier Mitarbeiter in den Ingenieurbüros Prof. Ungermann, Dortmund und PSP – Planung und Entwicklung im Bauwesen, Aachen
Seit 08/2008: Büroleitung Ingenieurbüro PSP – Planung und Entwicklung im Bauwesen, Niederlassung Dortmund

