

Zum Biegedrillknicken von biegebeanspruchten I-Profilen mit und ohne Voute

Isabel Strohmann

Zum Biegedrillknicken von biegebeanspruchten I-Profilen mit und ohne Voute

Von der Fakultät Architektur und Bauingenieurwesen
der Technischen Universität Dortmund
genehmigte Dissertation zur Erlangung
des Grades

Doktor-Ingenieur

von

Isabel Strohmann

Prüfungskommission:

Vorsitzender:	Prof. Dr. rer. nat. B. Middendorf	TU Dortmund
Hauptreferent:	Prof. Dr.-Ing. D. Ungermann	TU Dortmund
Koreferent:	Prof. Dr.-Ing. R. Stroetmann	TU Dresden

Tag der mündlichen Prüfung: 12. November 2010

Kurzfassung

Rahmenartige Tragwerke aus Stahl werden überwiegend aus offenen, I-förmigen Walzprofilen hergestellt, wobei häufig in den hochbeanspruchten Rahmenecken durch Voutung der Profile eine Annäherung an den Beanspruchungsverlauf vorgenommen wird. Diese Konstruktionsweise bietet den wirtschaftlichen Vorteil, dass für den größten Trägerbereich ein statisch angepasstes Profil verwendet werden kann. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird das Stabilitätsverhalten von biegebeanspruchten I-Profilen mit und ohne Voute grundlegend untersucht. Hierzu werden umfangreiche analytische, numerische und experimentelle Untersuchungen unter Berücksichtigung der im Stahlhochbau relevanten Parameter durchgeführt.

Für I-Profile mit veränderlichem Querschnitt werden Bemessungshilfen zur Bestimmung des idealen Biegedrillknickmomentes M_{cr} bereitgestellt. Diese berücksichtigen die über die Bauteillänge veränderlichen Querschnittswerte sowie gegebenenfalls die Wirkung eines zusätzlichen dritten Flansches bei gevouteten Bauteilen, die aus einem durchlaufenden Grundprofil und einem daruntergeschweißten kupierten I-Profil bestehen.

Mit Hilfe von Traglastversuchen an gevouteten Bauteilen und numerischen Simulationsberechnungen wird untersucht, wie die Zuordnung der gevouteten Bauteile zu den genormten Biegedrillknickkurven gemäß Eurocode 3-1-1 erfolgen kann.

Für einen Ausschluss des Biegedrillknickversagens, werden in einem weiteren Schritt Bedingungen für die erforderliche Steifigkeit sowie die Anordnung von sekundären Traggliedern hergeleitet. Diese ermöglichen es dem Ingenieur in der täglichen Praxis, zum einen auf einen aufwändigen Biegedrillknicknachweis zu verzichten und zum anderen die Querschnittstragfähigkeit voll auszunutzen.

Schließlich werden umfangreiche Untersuchungen zur Beschaffenheit von diskreten Halterungen und zur Ausbildung von Rahmenecken durchgeführt, die dazu führen, dass konstruktive Regeln für das Herauslösen von Einzelbauteilen aus dem Gesamttragwerk bereitgestellt werden können.

Im Ergebnis wird somit ein konsistentes und durchgängig abgesichertes Handrechenkonzept zur rechnerischen Bestimmung der Tragfähigkeit von I-Profilen mit und ohne Voute unter Biegebeanspruchung vorgestellt. Dieses fügt sich in die Bemessungsregeln des Eurocode 3 ein und basiert auf dem bewährten vereinfachten Biegedrillknicknachweis an aus dem Gesamtsystem herausgelösten Einzelbauteilen. Durch die Bereitstellung von einfach zu handhabenden Bemessungshilfen wird die einfache Umsetzung und Anwendbarkeit in der Praxis gewährleistet.

Abstract

Portal frame structures made of steel mostly comprise open, I-shaped, hot-rolled sections. Often the depth of the rafter is increased near the eaves by a haunch to approximate the load distribution. This design offers the economic advantage that a smaller section can be used for the largest part of the member. In the present study the stability behavior of I-beams with and without haunches under bending is analysed. For this purpose, extensive analytical, numerical and experimental investigations taking into account the relevant parameters in building construction are carried out.

For I-beams with variable cross-section design aids that help determining the elastic critical buckling moment M_{cr} are provided. These take into account that the section properties vary over the member length. For haunched members that consist of a continuous base profile and a cropped I-section welded underneath the effect of an additional third flange is included.

With the help of experimental tests and numerical simulations, it is examined how the classification of haunched members can occur with respect to the standardized lateral torsional buckling curves in Eurocode 3-1-1.

In an additional step, requirements concerning stiffness and arrangement of secondary members are derived that permit to rule out failure due to lateral torsional buckling if complied with. These will enable the engineer in daily practice to skip the complex lateral torsional buckling check and to utilise the full resistance of the cross section.

Finally, extensive studies on the quality of discrete supports and the structural design of frame corners are performed that lead to the formulation of constructive rules for the dissolution of the overall structure into individual members.

As the result, a consistent and thoroughly confirmed concept for the determination of the moment resistance of I-beams with and without haunches by hand-calculation is presented. This complies with the design rules of Eurocode 3 and is based on the well-established design procedures involving stability checks of individual members. By providing easy-to-use design aids, the simple implementation and applicability in engineering practice can be ensured.

Vorwort des Herausgebers

I-Profile sind aufgrund der optimalen Querschnittsform zur Aufnahme von Biegemomenten und der einfachen Montierbarkeit die am häufigsten verwendeten Konstruktionselemente im Stahlhochbau. Im Stahlhallenbau werden I-förmige Rahmenriegel an den Beanspruchungsverlauf in besonderer Weise angepasst, indem an den hochbeanspruchten Rahmenecken zusätzlich voutenförmige Stabverstärkungen angebracht werden.

Die technischen Regelungen zum Nachweis von Stäben sind in der EN 1993-1-1, Eurocode 3, angegeben. Diese beinhalten neben den Querschnittsnachweisen ebenfalls die Stabilitätsnachweise für die globale Versagensart „Biegedrillknicken“, die bei biegebeanspruchten I-Profilen sehr häufig maßgebend ist.

Für einen realitätsnahen Tragfähigkeitsnachweis, der üblicherweise für den aus der Gesamtstruktur herausgelösten Einzelstabes erfolgt, fehlen Regelungen zum Nachweis biegedrillknickgefährdeter voutenförmiger Stäbe.

Hier setzt nun die Arbeit von Frau Strohmann an mit dem Ziel, Hilfen zum Nachweis biegedrillknickgefährdeter voutenförmiger Stäbe zu entwickeln, die dem Nutzer in der täglichen Praxis den Nachweis mit Handberechnungsverfahren ermöglichen, mechanische Zusammenhänge nachvollziehbar darlegen und damit die Möglichkeit der Eigenkontrolle des Anwenders gewährleisten.

Die Arbeitsziele können in folgende Themenbereiche aufgeteilt werden:

- Bereitstellung von idealen Biegedrillknickmomenten als Eingangsgrößen für den Nachweis mit den Tragfähigkeitskurven in Eurocode 3,
- Formulierung von Mindeststeifigkeiten für seitliche Stützungen oder Verdrehbehinderungen durch kontinuierlich oder diskret anschließende Bauelemente, bei deren Einhaltung Biegedrillknicken vermieden wird,
- Anforderungen an die konstruktive Ausbildung der Stabverbindungen – Rahmenecke – bei deren Einhaltung ein Herauslösen des Stabes aus dem Gesamtsystem und damit der Stabilitätsnachweis des Einzelstabes erlaubt ist, und
- Überprüfen der Gültigkeit der Tragfähigkeitskurven in Eurocode 3 für den Nachweis voutenförmiger Stäbe.

Die Entwicklung von Handberechnungsverfahren für ein derart komplexes und viel parametrisches Versagensphänomen erzwingt die Einführung von Vereinfachungen ohne dabei allgemeingültige Aussagen für das gesamte Anwendungsfeld

aus den Augen zu verlieren und weiterhin die Übergänge zu angrenzenden Nachweisverfahren zu gewährleisten. Dies ist Frau Strohmann mit der vorliegenden Arbeit auf beeindruckende Art und Weise gelungen.

Die Arbeit entstand auf der Grundlage des Forschungsprojektes „P 690 - Entwicklung von Bemessungshilfen für den Biegedrillknicknachweis von I-Trägern mit und ohne Vouten“, gefördert durch die Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. FOSTA, Düsseldorf. Dem Forschungsförderer gilt ein herzlicher Dank für die finanzielle Unterstützung des Projektes.

Ebenso geht der Dank an den zweiten Gutachter der Dissertation, Prof. Dr.-Ing. Richard Stroetmann, TU Dresden, der die Arbeit mit wertvollen Hinweisen begleitet hat. Für die Bereitschaft zu der Übernahme des Vorsitzes der Promotionsprüfung danke ich Prof. Dr. rer. nat. Bernhard Middendorf, der die Prüfung mit großem Interesse und Engagement geleitet hat.

Dortmund, im Dezember 2010

Prof. Dr.-Ing. Dieter Ungermann

Vorwort des Verfassers

Der Abschluss und die Veröffentlichung einer Dissertation sind immer ein Anlass zur Freude, denn sie stellen den Schlusspunkt eines besonderen Lebensabschnitts dar. Bei all dieser Freude sollen jedoch diejenigen nicht aus den Augen verloren werden, die diese Arbeit durch ihre Hilfe und Unterstützung erst ermöglicht haben. Daher möchte ich diese Gelegenheit nutzen, einige Menschen hervorzuheben und ihnen an dieser exponierten Stelle sehr herzlich zu danken.

Entstanden ist diese Arbeit während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Angestellte am Lehrstuhl Stahlbau an der Technischen Universität Dortmund. Daher möchte ich zunächst meinem Betreuer Prof. Dr.-Ing. D. Ungermann für die stete Förderung, die wertvollen Ratschläge und nicht zuletzt überhaupt für die Möglichkeit zu dieser Arbeit danken. Mein Dank gilt ebenso Herrn Prof. Dr.-Ing. R. Stroetmann für die Übernahme des Koreferats und die kritische Durchsicht der Arbeit. Für den Vorsitz der Prüfungskommission danke ich ganz herzlich Herrn Prof. Dr. rer. nat. B. Middendorf.

Ganz besonders bedanke ich mich auch bei allen Kolleginnen und Kollegen, die mich während meiner Tätigkeit am Lehrstuhl Stahlbau begleitet und unterstützt haben. Ihre stets vorhandene und nicht als selbstverständlich zu erachtende Diskussions- und Hilfsbereitschaft hat einen großen Anteil an der erfolgreichen Fertigstellung dieser Arbeit. Vor allem die freundschaftliche Atmosphäre auch außerhalb des Arbeitsplatzes hat dazu beigetragen, das nötige Durchhaltevermögen auch in Phasen des Zweifels aufrecht zu erhalten. Vielen Dank auch an die zahlreichen studentischen Hilfskräfte und Diplomanden sowie die Mitarbeiter des Instituts für Bauforschung, die für die Durchführung und das Gelingen der Versuche von großer Bedeutung waren.

Ebenso danke ich meinem Freund Christian, der während der Bearbeitung ein großer Rückhalt für mich war, und mich stets motivierend begleitet hat. Darüber hinaus war er auch in fachlicher Hinsicht ein unermüdlicher Diskussionspartner, der nützliche Hinweise bezüglich der Verständlichkeit der Arbeit für „den Praktiker“ gegeben hat.

Nicht zuletzt bin ich meinen Eltern für die unentwegte, gleichermaßen moralische wie tatkräftige Unterstützung, die sie mir seit jeher zu Teil werden lassen, zu tiefstem Dank verpflichtet.

Dortmund, im Dezember 2010

Isabel Strohmann

Inhaltsverzeichnis

1	EINLEITUNG	1
1.1	ALLGEMEINES	1
1.2	ANLASS UND PROBLEMSTELLUNG	2
1.3	ZIEL DIESER ARBEIT.....	5
1.4	AUFBAU DIESER ARBEIT	7
1.5	VEREINBARUNGEN UND DEFINITIONEN	8
1.5.1	<i>Annahmen und Definitionen.....</i>	<i>8</i>
1.5.2	<i>Begriffe und Formelzeichen</i>	<i>9</i>
1.5.3	<i>Abmessungen, Koordinaten und Schnittgrößen</i>	<i>12</i>
2	STAND DER FORSCHUNG.....	15
2.1	ALLGEMEINES	15
2.2	STABILITÄTSNACHWEISE FÜR STABTRAGWERKE	15
2.3	BIEGEDRILLKNICKEN VON BAUTEILEN MIT KONSTANTEM QUERSCHNITT.....	18
2.3.1	<i>Ideale Verzweigungslasten.....</i>	<i>18</i>
2.3.2	<i>Traglasten</i>	<i>26</i>
2.3.3	<i>Zusammenfassung.....</i>	<i>50</i>
2.4	BIEGEDRILLKNICKEN VON BAUTEILEN MIT VERÄNDERLICHEM QUERSCHNITT	53
2.4.1	<i>Ideale Verzweigungslasten.....</i>	<i>53</i>
2.4.2	<i>Traglasten</i>	<i>63</i>
2.4.3	<i>Zusammenfassung.....</i>	<i>67</i>
2.5	BAUTEILE MIT KONTINUIERLICHER STÜTZUNG	69
2.5.1	<i>Allgemeines</i>	<i>69</i>
2.5.2	<i>Behinderung von Verdrehungen durch Drehbettung.....</i>	<i>70</i>
2.5.3	<i>Behinderung der seitlichen Verschiebung.....</i>	<i>75</i>
2.5.4	<i>Zusammenfassung.....</i>	<i>82</i>
2.6	BAUTEILE MIT DISKRETEN STÜTZUNGEN.....	83
2.6.1	<i>Konstruktive Ausführung von diskreten Stützungen.....</i>	<i>83</i>
2.6.2	<i>Einfluss von diskreten Stützungen auf das Biegedrillknickverhalten</i>	<i>86</i>
2.6.3	<i>Nachweis von Bauteilen mit diskreten Stützungen.....</i>	<i>91</i>
2.6.4	<i>Zusammenfassung.....</i>	<i>95</i>
2.7	UNTERSUCHUNGEN AN GESAMTRAHMEN	96
3	EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN.....	101
3.1	ALLGEMEINES	101
3.2	VERSUCHSPROGRAMM.....	102
3.3	VERSUCHSAUFBAU	105
3.3.1	<i>Statisches System</i>	<i>105</i>
3.3.2	<i>Lasteinleitungs konstruktion</i>	<i>106</i>

3.4	VERSUCHSTRÄGER	112
3.4.1	<i>Querschnitte</i>	112
3.4.2	<i>Verwendete Materialien</i>	112
3.5	MESSTECHNIK.....	113
3.5.1	<i>Allgemeines</i>	113
3.5.2	<i>Imperfektionen</i>	114
3.5.3	<i>Messungen der Stabverformungen im Versuch</i>	117
3.5.4	<i>Dehnungsmessung</i>	118
3.5.5	<i>Erfassung des Lastniveaus</i>	119
3.6	VERSUCHSDURCHFÜHRUNG	119
3.7	VERSUCHSERGEBNISSE UND EINORDNUNG DER VERSAGENSARTEN	120
3.7.1	<i>Erster Belastungsdurchgang ohne drehfederelastische Halterung</i>	122
3.7.2	<i>Zweiter Belastungsdurchgang mit $c_g = 200 \text{ kNcm/rad}$</i>	127
3.7.3	<i>Dritter Belastungsdurchgang mit $c_g = 1000 \text{ kNcm/rad}$</i>	129
3.8	ZUSAMMENFASSUNG	134
4	NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN.....	137
4.1	ALLGEMEINES	137
4.2	LÖSUNGSWEG.....	137
4.2.1	<i>Untersuchungen mit dem Finite-Element-Programm Ansys</i>	139
4.2.2	<i>Untersuchungen mit der Software LTBeam</i>	140
4.3	MODELLIERUNG	140
4.3.1	<i>Modellierung von Einzelbauteilen</i>	140
4.3.2	<i>Modellierung von vollständigen Rahmen</i>	149
4.4	KALIBRATION DES NUMERISCHEN MODELLS	150
4.4.1	<i>Verzweigungslastanalysen</i>	150
4.4.2	<i>Traglasten</i>	161
4.5	PARAMETERSTUDIEN	174
4.5.1	<i>Allgemeines</i>	174
4.5.2	<i>Variierte Parameter</i>	175
4.5.3	<i>Einfluss der konstruktiven Ausbildung des Voutenendes auf das Tragverhalten</i>	176
4.6	ANSATZ UND EINFLUSS VON GEOMETRISCHEN ERSATZIMPERFEKTIONEN	178
4.6.1	<i>Allgemeines</i>	178
4.6.2	<i>Normative Vorgaben</i>	180
4.6.3	<i>Traglasten bei Verwendung unterschiedlicher Imperfektionsansätze</i>	183
4.7	ZUSAMMENFASSUNG	188
5	VERZWEIGUNGSLASTEN VON GEVOUTETEN BAUTEILEN	191
5.1	ALLGEMEINES	191
5.2	GESCHWEIßTE VOUTE.....	192

5.2.1	<i>Einzelstab mit gevoutetem und konstantem Bereich</i>	192
5.2.2	<i>Bauteile mit beidseitigen Vouten.....</i>	202
5.3	WALZPROFILE MIT UNTERGESCHWEIßTER VOUTE.....	208
5.3.1	<i>Bauteile mit linear veränderlicher Höhe</i>	208
5.3.2	<i>Einzelstab mit gevoutetem und konstantem Bereich</i>	214
5.3.3	<i>Bauteile mit beidseitigen Vouten.....</i>	220
5.4	EINFLUSS DER PROFILVERFORMUNG AUF DAS IDEALE BIEGEDRILLKNICKMOMENT GEVOUTETER BAUTEILE	222
5.4.1	<i>Allgemeines</i>	222
5.4.2	<i>Grundlegende Betrachtungen an Bauteilen mit konstanter Höhe</i>	225
5.4.3	<i>Geschweißte Vouten – Einzelstab mit gevoutetem und konstantem Bereich.....</i>	239
5.4.4	<i>Geschweißte Vouten – Bauteile mit beidseitigen Vouten.....</i>	246
5.4.5	<i>Walzprofil mit untergeschweißter Voute – Einzelstab mit gevoutetem und konstantem Bereich.....</i>	249
5.4.6	<i>Walzprofil mit untergeschweißter Voute – Bauteile mit beidseitigen Vouten.....</i>	253
5.4.7	<i>Relevanz der Untersuchungen zur Profilverformung für die Bemessungspraxis</i>	255
5.5	ZUSAMMENFASSUNG.....	257
6	TRAGFÄHIGKEIT BIEGEDRILLKNICKGEFÄHRDETER BAUTEILE .261	
6.1	ALLGEMEINES	261
6.2	BAUTEILE MIT KONSTANTEM QUERSCHNITT.....	263
6.2.1	<i>Bauteile unter konstanter Biegemomentenbeanspruchung.....</i>	263
6.2.2	<i>Bauteile unter Gleichstreckenlast am Obergurt</i>	273
6.2.3	<i>Bauteile unter Randmomentenbeanspruchung.....</i>	282
6.2.4	<i>Bauteile unter Randmomentenbeanspruchung und Querlasten .</i>	288
6.2.5	<i>Einfluss der Lagerungsbedingungen an den Bauteilenden</i>	291
6.2.6	<i>Einfluss der Profilverformung</i>	298
6.2.7	<i>Zusammenfassung.....</i>	300
6.3	TRAGLASTEN VON BAUTEILEN MIT VERÄNDERLICHEM QUERSCHNITT	301
6.3.1	<i>Allgemeines</i>	301
6.3.2	<i>Geschweißte Voute.....</i>	302
6.3.3	<i>Walzprofil mit untergeschweißter Voute.....</i>	320
6.3.4	<i>Einfluss der Profilverformung auf die Tragfähigkeit von gevouteten Bauteilen</i>	326
6.3.5	<i>Zusammenfassung.....</i>	333
7	BERÜCKSICHTIGUNG VON SEKUNDÄREN TRAGGLIEDERN336	
7.1	VERMEIDUNG DES BIEGEDRILLKNICKENS DURCH BEHINDERUNG DER VERFORMUNG...336	
7.1.1	<i>Bauteile mit kontinuierlicher Drehbettung</i>	336

7.1.2	<i>Bauteile mit kontinuierlicher seitlicher Stützung</i>	349
7.2	BERÜCKSICHTIGUNG SEKUNDÄRER BAUTEILE BEI DER ERMITTLUNG VON M_{CR}	356
7.2.1	<i>Berücksichtigung einer Drehbettung bei der Ermittlung von M_{CR}</i>	356
7.2.2	<i>Erforderliche Schubfeldsteifigkeit zum Erreichen einer gebundenen Drehachse</i>	357
7.3	BAUTEILE MIT DISKRETER SEITLICHER STÜTZUNG	360
7.4	ZUSAMMENFASSUNG	363
8	ZERLEGUNG EINES GESAMTSYSTEMS IN EINZELSTÄBE	366
8.1	MINDESTSTEIFIGKEITEN VON DISKRETEN VERDREHBEHINDERUNGEN, SO DASS EINZELSTABVERSAGEN MAßGEBEND WIRD	366
8.1.1	<i>Allgemeines</i>	366
8.1.2	<i>Bauteile mit konstanter Höhe</i>	367
8.1.3	<i>Gevoutete Träger</i>	384
8.1.4	<i>Hinweis für die Anwendung</i>	389
8.2	BEDINGUNGEN FÜR DIE KONSTRUKTIVE AUSFÜHRUNG VON RAHMENECKEN, SO DASS MIT HERAUSGELÖSTEN EINZELSTÄBEN GERECHNET WERDEN DARF	391
8.3	ZUSAMMENFASSUNG	405
9	NACHRECHNUNG DER VERSUCHE MIT BEMESSUNGSHILFEN	408
9.1	ALLGEMEINES	408
9.2	ERMITTLUNG DER IDEALEN VERZWEIGUNGSLAST	408
9.3	ERMITTLUNG DER TRAGLAST	411
10	ABLAUFDIAGRAMME UND ANWENDUNGSBEISPIEL	414
10.1	ABLAUFDIAGRAMME	414
10.2	ANWENDUNGSBEISPIEL	420
10.2.1	<i>Ermittlung der Beanspruchungen</i>	421
10.2.2	<i>Variante 1</i>	426
10.2.3	<i>Variante 2</i>	435
10.2.4	<i>Variante 3</i>	441
11	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	446
11.1	ZUSAMMENFASSUNG	446
11.2	AUSBLICK	448
12	LITERATUR	452
12.1	NORMEN, REGELWERKE UND VORSCHRIFTEN	452
12.2	FACHLITERATUR	453
12.3	SOFTWARE.....	462

- Anhang A: Zerlegung des Gesamtsystems in Einzelstäbe**
- Anhang B: Biegedrillknicken des ungestützten Einzelstabes**
- Anhang C: Vermeidung des Biegedrillknickens durch Behinderung der Verformung**
- Anhang D: Berücksichtigung sekundärer Bauteile bei der Ermittlung des idealen Biegedrillknickmoments**
- Anhang E: Einfluss der Profilverformung auf das ideale Biegedrillknickmoment**

1 Einleitung

1.1 Allgemeines

Rahmenartige Tragwerke aus Stahl werden überwiegend aus offenen, I-förmigen Walzprofilen konstruiert, wobei in den hochbeanspruchten Rahmenecken häufig Vouten angeordnet werden, um eine Annäherung der Materialverteilung an den Beanspruchungsverlauf zu erzielen. Diese Konstruktionsweise bietet gegenüber parallelgurtigen Trägern den Vorteil einer verbesserten Materialausnutzung. Für die weniger hoch beanspruchten Bereiche kann ein statisch angepasstes, kleineres Profil verwendet werden. Auch aus ästhetischen Gründen bieten sich gevoutete Bauteile an, da sie durch die günstige Ausnutzung des Querschnitts insgesamt schlanker wirken. Gevoutete I-Profile kommen als Stützen oder als Riegel von Rahmenkonstruktionen aber auch als Träger von auskragenden Konstruktionen wie Vordächern und Haltestellenüberdachungen zum Einsatz.

Im Wesentlichen können zwei Konstruktionsarten unterschieden werden:

- **Durchlaufende Walzprofile mit untergeschweißter Voute:** Die Voute wird häufig durch einen schräg verlaufenden Brennschnitt aus dem gleichen Profil hergestellt, das auch für den Grundquerschnitt gewählt wurde.
- **Geschweißte Profile mit veränderlicher Querschnittshöhe:** Diese können entweder aus einem Walzprofil bestehen, das mittels eines schräg verlaufenden Brennschnitts in zwei Teile getrennt und anschließend versetzt wieder verschweißt wird, oder aus drei Blechen geschweißt werden.

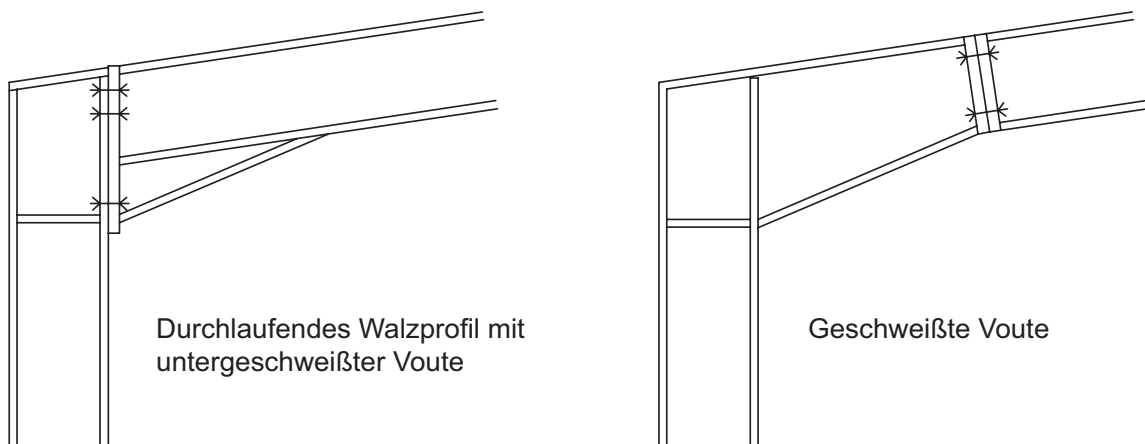


Bild 1.1: Gevoutete Rahmenecken

Unter Biegebeanspruchung kann, ebenso wie bei parallelgurtigen Trägern, auch bei gevouteten Trägern bereits deutlich vor Erreichen der Materialstreckgrenze ein Stabilitätsversagen in Form von Biegedrillknicken auftreten. Somit wird für die Bemessung in der Regel der Stabilitätsnachweis maßgebend.

Um dem Wunsch nach einer wirtschaftlichen und zugleich leichten und filigranen Konstruktion nachzukommen, ist es erforderlich, sowohl die Bauteilgeometrie als auch die real vorliegenden Randbedingungen, insbesondere die seitlichen Halterungen durch sekundäre Tragglieder, realistisch zu berücksichtigen.

1.2 Anlass und Problemstellung

Für die Bemessung von stabilitätsgefährdeten Bauteilen mit I-förmigem Querschnitt unter Biegebeanspruchung existieren derzeit unterschiedliche Methoden. Diese unterscheiden sich in ihren Anforderungen an die erforderliche Rechensoftware und an die Urteilsfähigkeit des Anwenders bezüglich der Interpretation der berechneten Ergebnisse und sind daher mehr oder weniger für die Anwendung in der täglichen Praxis geeignet.

Der grundlegende Unterschied zwischen den einzelnen Berechnungsmethoden besteht in der Art, wie das Stabilitätsverhalten der Bauteile behandelt wird. Dabei wird zwischen Stabilitätsphänomenen mit Ausweichen in der Tragwerksebene und solchen, bei denen Verformungen aus derselben heraus auftreten, differenziert. Die Berücksichtigung im Bemessungsablauf kann entweder durch eine Berechnung nach Theorie II. Ordnung unter Ansatz von geeigneten Imperfektionen oder durch vereinfachte Stabilitätsnachweise, die diese Einflüsse berücksichtigen, erfolgen.

Das Verfahren, bei dem eine Berechnung nach Theorie II. Ordnung unter Berücksichtigung sämtlicher Imperfektionen erfolgt, sowie das sogenannte „Allgemeine Verfahren“ nach Eurocode 3-1-1, [R8], Abschnitt 6.3.4, das auf der Ermittlung einer Systemschlankheit in Kombination mit einer geeigneten Traglastabminderungskurve basiert, ermöglichen einen Nachweis am Gesamtsystem. Diese Verfahren haben den Vorteil, dass eine Berücksichtigung aller stabilitätsbeeinflussenden Größen, z.B. reale Lagerungsbedingungen, Halterungen durch Sekundärtragglieder, Querschnittsaussteifungen etc. im Finite-Element-Modell möglich ist. Nachteilig ist, dass zurzeit die dafür benötigte Software noch nicht in der täglichen Praxis Einzug gefunden hat. Weiterhin bedarf es eines in der Anwendung der Software und der Stabilitätstheorie geübten Anwenders, der zu einer Beurteilung der berechneten Ergebnisse in der Lage ist.

So werden in der täglichen Praxis auch weiterhin die Nachweisformate, die einen vereinfachten Biegedrillknicknachweis an aus dem Gesamtsystem herausgelösten Einzelbauteilen ermöglichen, die größere Relevanz haben.

Sowohl in Eurocode 3, Teil 1-1, [R8], als auch in DIN 18800, Teil 2, [R4], werden für den vereinfachten Stabilitätsnachweis Nachweisformate angegeben, die auf der Ermittlung des idealen Biegedrillknickmomentes für aus dem Gesamttragwerk herausgelöste Einzelstäbe und darauf folgender Bestimmung der realen Tragfähigkeit mit Hilfe einer durch Versuche und numerische Simulationen bestimmten Tragfähigkeitskurve basieren.

Hierbei wird vorzugsweise im ersten Schritt die Beanspruchung am Gesamtsystem in der Tragwerksebene nach Theorie II. Ordnung unter Berücksichtigung von Imperfektionen berechnet. Für den Nachweis des Biegedrillknickens, d.h. den Nachweis der räumlichen Stabilität, wird im zweiten Schritt das Gesamtsystem in einzelne Stababschnitte aufgelöst. Für die Einzelstäbe wird dann unter Annahme idealisierter Randbedingungen die ideale Verzweigungslast bestimmt, die als Eingangsgröße zur Bestimmung der Traglast dient. Diese Vorgehensweise erfordert die Bereitstellung von Hilfen zur Bestimmung des idealen Biegedrillknickmomentes, da für die Vielzahl möglicher Kombinationen von Stabgeometrie, Lagerungsbedingungen, Belastungsart und Lastangriffsort keine geschlossenen Lösungen für das Biegedrillknickmoment möglich sind.

Die richtige Erfassung der das ideale Biegedrillknickmoment bestimmenden Parameter

- Querschnittsgeometrie und Stablänge,
- Schnittgrößenverlauf,
- Art der Beanspruchung und Angriffspunkt der Lasten,
- Lagerungsbedingungen und
- Materialeigenschaften

ist für die Güte des vereinfachten Stabilitätsnachweises von wesentlicher Bedeutung. Außerdem ist die Wahl einer geeigneten Traglastabminderungskurve unter Berücksichtigung der Größe und Art der Imperfektionen für eine sichere und wirtschaftliche Bemessung essentiell.

Für den Nachweis parallelgurtiger Stäbe sind hierfür in der Fachliteratur zahlreiche Hilfen angegeben, die zu befriedigenden Bemessungsergebnissen führen. Die vorhandenen Nachweisverfahren mit herausgelösten Einzelstäben erfassen das Biegedrillknicken gevouteter Bauteile nicht befriedigend und nur für einige Sonderfälle. In den relevanten Stahlbaunormen DIN 18800 ([R3], [R4]) und Eurocode

3, [R8], wird das Biegedrillknicken von gevouteten Bauteilen wie folgt berücksichtigt:

In DIN 18800, Teil 2, [R4], wird für den Fall eines gabelgelagerten Einfeldträgers mit I-Querschnitt und linear veränderlicher Steghöhe ein Nachweisverfahren angegeben, das den Verlauf der Voute über eine spezielle Traglastabminderungskurve berücksichtigt. Dieser Ansatz geht auf Untersuchungen von *Stoverink* [94] zurück. Da dieses Verfahren nur für einen dreiecksförmigen Momentenverlauf ausreichend abgesichert ist, wird im Beuth-Kommentar zur DIN 18800 [49] eine alternative Nachweismöglichkeit vorgestellt. Diese basiert auf der Ermittlung des idealen Biegedrillknickmomentes unter Berücksichtigung der veränderlichen Querschnittswerte und dem anschließenden Nachweis mit Hilfe der bekannten Traglastabminderungskurven für Bauteile mit konstanter Höhe.

Diese Nachweismethode kann zwar die Ergebnisse aus experimentellen und numerischen Untersuchungen gut wiedergeben, ein Problem besteht jedoch in der eingeschränkten Verwendbarkeit. Das Verfahren setzt voraus, dass die Verformungen aus der Biegeebene, d.h. Verschiebungen und Verdrehungen an beiden Enden der Voute, verhindert werden. Dies muss durch entsprechende seitliche Halterungen gewährleistet werden. Das Verfahren ist außerdem streng genommen nur für den Fall der geschweißten Voute gemäß Bild 1.1 hergeleitet. Eine Anwendung im Fall des durchlaufenden Walzprofils mit angeschweißter Voute führt aufgrund der Vernachlässigung des mittleren Gurtes zu konservativen Ergebnissen.

Eurocode 3 [R8] bietet in Teil 1-1 für den Nachweis der Biegedrillknicktragfähigkeit von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt nur das zuvor bereits angesprochene „Allgemeine Verfahren“ mit Systemschlankheiten an. Für Bauteile, bei denen nicht beide Voutenenden gegen seitliche Verschiebungen und Verdrehungen gehalten sind, ist dieses Verfahren zurzeit die einzige genormte Vorgehensweise.

Alternativ zu dem expliziten Nachweis gegen Biegedrillknicken bieten die aktuell vorhandenen Regelwerke die Möglichkeit an, über die Einhaltung von konstruktiven Regeln ein Versagen durch Biegedrillknicken auszuschließen. Dies ermöglicht es dem Ingenieur in der täglichen Praxis, zum einen auf einen aufwändigen Biegedrillknicknachweis zu verzichten und zum anderen die Querschnittstragfähigkeit voll auszunutzen.

Für Bauteile mit konstantem Querschnitt werden sowohl in DIN 18800, Teil 2, [R4], als auch in Eurocode 3, Teil 1-1, [R8], Angaben zur Steifigkeit und Anordnung von sekundären Traggliedern zur Gewährleistung einer ausreichenden seitlichen Halterung gemacht. Diese gehen auf Untersuchungen von *Fischer* [15] zurück.

Außerdem werden für parallelgurtige Träger auf Grundlage von [58] und [57] Regeln für die Mindeststeifigkeit von Drehbettungen angegeben, bei deren Einhaltung Biegedrillknicken ausgeschlossen werden kann. Für gevoutete Bauteile existieren derartige Angaben nicht.

In Eurocode 3 [R8], Anhang BB.3, werden zusätzlich maximale Abstände von seitlichen Abstützungen und Verdrehbehinderungen für parallelgurtige und für gevoutete Tragglieder angegeben, bei deren Einhaltung auf einen Biegedrillknicknachweis verzichtet werden kann. Für den Fall, dass diese Längen nicht eingehalten sind, wird kein Nachweisverfahren angegeben. Die angegebenen Konstruktionsregeln sehen zwingend die Anordnung von sogenannten Flanschstreben vor und sind daher nicht ohne weiteres auf die gängige Baupraxis in Deutschland übertragbar.

Im Ergebnis bedeutet dies, dass sowohl die noch gültige DIN 18800 als auch die erwartete neue Eurocode 3-Regelung für den Biegedrillknicknachweis von Trägern mit und ohne Vouten Anwendungsregeln liefern, die an bestimmte konstruktive und belastungsmäßige Voraussetzungen gebunden sind. Der Eurocode 3 definiert zwar ein allgemeingültiges Verfahren, jedoch ohne Anweisung, wie im Einzelnen vorzugehen ist.

1.3 Ziel dieser Arbeit

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit soll das Tragverhalten von biegebeanspruchten I-Profilen mit und ohne Voute grundlegend untersucht werden. Der Schwerpunkt liegt dabei auf dem Biegedrillknicken von I-Profilen mit Vouten.

Durch umfangreiche analytische, numerische und experimentelle Untersuchungen unter Berücksichtigung der im Stahlhochbau relevanten Parameter soll das Stabilitätsverhalten so weit geklärt werden, dass im Ergebnis Bemessungshilfen für gevoutete I-Profile abgeleitet werden können. Diese sollen auf den etablierten Nachweisverfahren der neuen europäischen Normengeneration des Eurocode 3, Teil 1-1, [R8], basieren, um die einfache Umsetzung und Anwendbarkeit in der Praxis zu gewährleisten.

Im Einzelnen sollen folgende Fragestellungen geklärt werden:

- Für den vereinfachten Stabilitätsnachweis mit Einzelstäben ist die Kenntnis der bezogenen Biegedrillknickschlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ erforderlich. Es wird der Frage nachgegangen, wie der über die Länge veränderliche Querschnitt die kritischen Verzweigungslasten von gevouteten Bauteilen beeinflusst. Dabei werden die Konstruktionsvarianten „Walzprofil mit Voute“ oder „geschweißtes Profil mit veränderlicher Höhe“ gemäß Bild 1.1 behandelt. Des Weiteren wird das Biegedrillknicken von Einzel-

stäben untersucht, bei denen nur in Teilbereichen eine Voute angeordnet ist, wie zum Beispiel bei Rahmenriegeln mit beidseitigen Vouten.

- Die Ermittlung der Bauteiltragfähigkeit erfolgt beim vereinfachten Stabilitätsnachweis mit Hilfe von Traglastabminderungskurven, die anhand von numerisch und experimentell bestimmten Ergebnissen festgelegt wurden. Die derzeitigen Regelungen im Eurocode 3, Teil 1-1, [R8], sehen für den allgemeinen Fall des Biegedrillknickens die Verwendung der europäischen Knickspannungslinien vor. Für „gewalzte oder gleichartige geschweißte Querschnitte“ werden spezielle Biegedrillknicklinien angegeben. Diese führen zum einen zu höheren rechnerischen Traglasten, zum anderen basieren sie auf der Annahme, dass bis zu einer bezogenen Schlankheit von $\bar{\lambda}_{LT}=0,4$ keine Abminderung der Querschnittstragfähigkeit vorzunehmen ist. Im Rahmen der Arbeit soll insbesondere untersucht werden, ob und wie die Zuordnung der gevouteten Bauteile zu diesen Abminderungskurven erfolgen kann.
- Die vorliegenden Untersuchungen zur Ableitung konstruktiver Regeln, bei deren Einhaltung ein Versagen durch Biegedrillknicken ausgeschlossen werden kann, beziehen sich ausschließlich auf Bauteile mit konstantem Querschnitt. Eingangswerte für die vorhandenen Bestimmungsgleichungen für eine ausreichende seitliche Halterung oder eine ausreichende Drehbettung sind die – im Falle des parallelgurtigen Bauteils – über die Länge konstanten Querschnittswerte. Hier soll untersucht werden, wie die veränderlichen Querschnittswerte bei gevouteten Bauteilen berücksichtigt werden können. Des Weiteren basieren die vorhandenen Angaben größtenteils noch auf der Traglastabminderungskurve, die in der DIN 18800, Teil 2, [R4], für Biegedrillknicken angegebenen war. Um die Konsistenz innerhalb der Nachweismethode zu gewährleisten, müssen hier Untersuchungen zur Anpassung der Angaben an die neue Formulierung der Biegedrillknicklinien erfolgen.
- Grundlage der vereinfachten Stabilitätsnachweise ist die Aufteilung des Gesamttragwerks in Einzelstäbe. Diese können entweder vollständige Bauteile sein, zum Beispiel Stützen oder Riegel, die aus einem Gesamtrahmen herausgelöst werden, oder Bauteilabschnitte, die sich zwischen diskreten seitlichen Halterungen befinden. Zu den Voraussetzungen, die erfüllt sein müssen, damit eine Berechnung an herausgelösten Einzelstäben eine auf der sicheren Seite liegende Annahme darstellt, liegen in der Literatur zurzeit keine systematischen Auswertungen vor. Es werden umfangreiche Untersuchungen zur Beschaffenheit von diskreten Halte-

rungen und zur Ausbildung von Rahmenecken durchgeführt, die im Ergebnis konstruktive Regeln für das Herauslösen von Einzelbauteilen bereitstellen. Diese Untersuchung bezieht die Ergebnisse der vorangegangenen Arbeitsschritte mit ein, da zunächst die idealen Verzweigungslasten und Traglasten der Einzelbauteile bekannt sein müssen, um diese mit den Ergebnissen am Gesamtsystem zu vergleichen.

Im Ergebnis soll ein konsistentes Nachweisverfahren für die Bemessung von biegedrillknickgefährdeten Bauteilen mit I-Querschnitt mit und ohne Voute hergeleitet werden, die in Form eines Handrechenverfahrens durchführbar ist. 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. Dies trifft insbesondere für kleine und mittlere Ingenieurbüros und Anwender zu, die nur gelegentlich Stahlbauprojekte abwickeln und im täglichen Geschäft keine FEM-Analyse durchführen.

1.4 Aufbau dieser Arbeit

Die vorliegende Arbeit gliedert sich im Wesentlichen in drei Teile. Zunächst werden die Hintergründe zu bestehenden Nachweisformaten für biegedrillknickgefährdete Bauteile mit und ohne Voute zusammengefasst. Im Anschluss wird über umfangreiche experimentelle und numerische Untersuchungen berichtet. Der dritte Teil widmet sich der konkreten Ausarbeitung von Bemessungshilfen für den vereinfachten Biegedrillknicknachweis von I-Profilen mit und ohne Voute. Dieser umfasst in der Regel folgende Arbeitsschritte:

1. Ermittlung der Beanspruchungen nach Theorie II. Ordnung unter Berücksichtigung von Imperfektionen in der Haupttragwerkebene mit Festlegung der verwendeten Querschnitte. Dabei sind auch die Anschlussdetails insbesondere in den Rahmenecken zu entwerfen, wobei in der Regel gelenkige oder starre und volltragfähige Verbindungen zum Einsatz kommen.
2. Zerlegung des Gesamtsystems in Einzelstäbe, an denen dann die Stabilitätsnachweise geführt werden. Bei den Einzelstäben kann es sich sowohl um vollständige Bauteile – beispielsweise bei der Zerlegung eines Rahmens in Stütze und Riegel – als auch um Bauteilabschnitte handeln.
3. Durchführung des Biegedrillknicknachweises am herausgelösten Einzelstab. Dabei wird zunächst die kritische Verzweigungsbeanspruchung

ermittelt und anschließend die Traglast mit Hilfe von Traglastabminderungskurven berechnet.

4. Sind sekundäre Tragglieder in Form von seitlichen Abstützungen oder Verdrehbehinderungen vorhanden, können diese dazu führen, dass ein Biegedrillknickversagen ausgeschlossen werden kann, oder dass die kritische Verzweigungslast signifikant ansteigt, so dass eine höhere Ausnutzung der Bauteile möglich ist.

Ziel dieser Arbeit ist die Bereitstellung von Bemessungshilfen und Anwendungsregeln für die Schritte 2 bis 4. Bei der Herleitung der Bemessungsvorschläge werden zunächst biegedrillknickgefährdete Einzelbauteile mit und ohne Voute betrachtet. Dabei werden in einem ersten Schritt Bemessungshilfen für die kritische Verzweigungsbeanspruchung hergeleitet (Kapitel 5). Anschließend werden insbesondere für die Bauteile mit Voute geeignete Traglastabminderungskurven festgelegt, mit denen die Bauteiltragfähigkeit des Einzelstabs bestimmt werden kann (Kapitel 6). Anschließend werden Untersuchungen an Einzelbauteilen mit seitlichen Abstützungen oder Verdrehbehinderungen durchgeführt (Kapitel 7). Erst dann – wenn das Tragverhalten von Einzelstäben ausführlich untersucht ist – erfolgen Überlegungen bezüglich der Zerlegung des Gesamtsystems in Einzelstäbe (Kapitel 8). Die Bemessungshilfen und Anwendungsregeln werden durch Gegenrechnung der Versuche verifiziert (Kapitel 9). Abschließend erfolgt eine Zusammenfassung in Form von Ablaufdiagrammen sowie ein Bemessungsbeispiel (Kapitel 10).

1.5 Vereinbarungen und Definitionen

1.5.1 Annahmen und Definitionen

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

- Die Untersuchungen beschränken sich auf I-Profile mit und ohne Vouten unter reiner Biegemomentenbeanspruchung M_y . Der Einfluss von zusätzlich wirkenden Normalkräften auf die Tragfähigkeit wird im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht.
- Bei der Untersuchung von Bauteilen unter Querlasten wird stets davon ausgegangen, dass diese am Obergurt angreifen. Gleiches gilt für die Lage von sekundären Bauteilen, die ebenfalls am Obergurt angenommen wird.
- Bei den Traglastberechnungen wird, sofern nicht explizit anders angegeben, ein bilineares linear-elastisches ideal-plastisches Materialgesetz vorausgesetzt.

1.5.2 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
ϑ	Verdrehung um die Stablängsachse
σ	Normalspannung
ψ	Verhältnis der Randspannungen und Randdehnungen
N	Normalkraft
M	Biegemomente
e_0	Stich der Stabvorkrümmung
ϕ_0	Schiefstellung
ϑ_0	Stich der Vorverdrehung um die Stablängsachse

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	Querschnittshöhe
h_w	Abstand der Gurtschwerpunkte
t	Blechdicke
A	Querschnittsfläche
I	Flächenmoment 2. Grades (Trägheitsmoment)
I_T	Torsionsträgheitsmoment
I_w	Wölbflächenmoment 2. Grades
β_z	Wagner-Koeffizient
W	Widerstandsmoment
S	Schwerpunkt
M	Schubmittelpunkt

Systemgrößen

L	Systemlänge eines Stabes
$\bar{\lambda}$	bezogener Schlankheitsgrad
χ	Traglastabminderungsfaktor bzw. bezogene Traglast
β	Knicklängenbeiwert
α_{ult}	Vergrößerungsfaktor für die Bemessungswerte der Belastung zum Erreichen der charakteristischen Bauteiltragfähigkeit ohne Berücksichtigung von Knicken oder Biegedrillknicken aus der Ebene
α_{cr}	Vergrößerungsfaktor für die Bemessungswerte der Belastung zum Erreichen der idealen Knick- oder Biegedrillknicklast mit Verformungen aus der Haupttragwerksebene
x_{kr}	Stelle, an der die Querschnittsausnutzung infolge äußerer Lasten maximal ist
ρ	Querschnittsausnutzung infolge äußerer Lasten
x_d	Stelle, an der sich das äußere Biegemoment M_{yE} und die Zusatzschnittgrößen am verformten System ungünstigst überlagern
M_{cr*}	ideales Biegedrillknickmoment, welches zu $\chi_{LT} = 0,95$ korrespondiert

Indizes

f	Flansch
w	Steg
v	Voute
x,y,z	Bezug auf die jeweilige Querschnittshauptachse
w	Verwölbung
ϑ	Verdrehung
i,j	bezogen auf die maximale bzw. minimale Bauteilhöhe
eq	äquivalente Querschnittsgröße
el	elastisch
pl	plastisch
LT	Biegedrillknicken infolge Momentenbeanspruchung
cr	ideale Verzweigung
Ek	Charakteristischer Wert auf Einwirkungsseite
Rk	Charakteristischer Wert auf Widerstandsseite
Ed	Bemessungswert auf Einwirkungsseite
Rd	Bemessungswert auf Widerstandsseite
kont	kontinuierlich
dis	diskret
2flan	geschweißte Voutenausführung

1.5 Vereinbarungen und Definitionen

3flan	Walzprofil mit untergeschweißter Voute
seg	bezogen auf den herausgelösten Einzelstab
LR	gebundene Drehachse (lateral restraint)

Bezogene Querschnitts- und Systemparameter

k_v	$= h_{\max}/h_{\min}$	bezogene Voutenhöhe
k_L	$= L_{\text{Voute}}/L$	bezogene Voutenlänge
ψ	$= M_2/M_1$	Randmomentenverhältnis
μ	$= qL^2/(8 \cdot M_1)$	bezogene Darstellung der Querlast

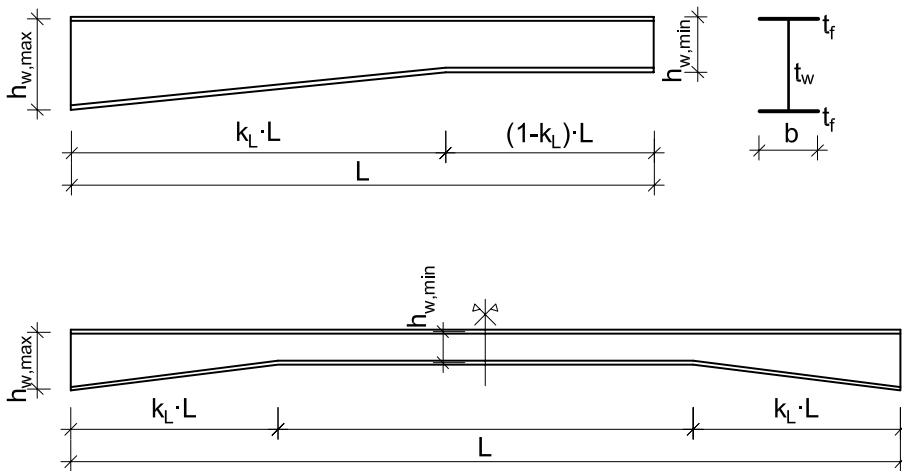


Bild 1.2: Definition der dimensionslosen Geometrieparameter

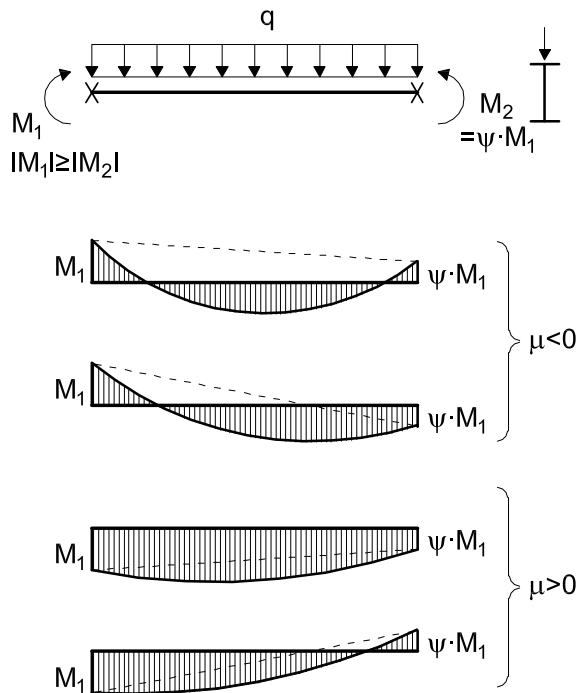


Bild 1.3: Definition der dimensionslosen Belastungsparameter

Steifigkeiten von sekundären Bauteilen

C_g	Rotationssteifigkeit einer kontinuierlichen Drehbettung in $\text{kNm}/(\text{rad}\cdot\text{m})$
c_g	Rotationssteifigkeit einer diskreten Verdrehbehinderung in kNm/rad
S	Schubfeldsteifigkeit in kN

Anpassungskoeffizienten

C_i	Koeffizienten zur Berücksichtigung des Momentenverlaufs bei der Ermittlung von M_{cr}
ξ	Korrekturfaktor, der den Zuwachs von M_{cr} infolge des dritten Flansches berücksichtigt
K_g	lastfallabhängiger Beiwert für die Ermittlung der erforderlichen Drehbettung C_g , so dass Biegedrillknicken nicht auftritt
K_v	Beiwert zur Berücksichtigung der Nachweismethode (el.-el. oder el.-pl.)
k_g	Beiwert zur Berücksichtigung des Voutenverlaufs bei der Ermittlung der erforderlichen Steifigkeit diskreter Drehfedern c_g , so dass Einzelstabversagen eintritt
K_S	Beiwert zur Bestimmung der erforderlichen Schubfeldsteifigkeit S , so dass Biegedrillknicken nicht auftritt
α	Beiwert zur Bestimmung der ideellen Torsionssteifigkeit I_{T^*}
k_c	Korrekturbeiwert zur Berücksichtigung eines nicht konstanten Momentenverlaufs bei der Traglastermittlung

Teilsicherheitsbeiwert

γ_{M1}	=1,1	Teilsicherheitsbeiwert zur Abminderung der charakteristischen Tragfähigkeit bei Stabilitätsversagen
---------------	------	---

1.5.3 Abmessungen, Koordinaten und Schnittgrößen

Im nachfolgenden Bild 1.4 sind die relevanten Querschnittsabmessungen, das verwendete Koordinatensystem und die dazu gehörigen Verschiebungen und Schnittgrößen dargestellt.

1.5 Vereinbarungen und Definitionen

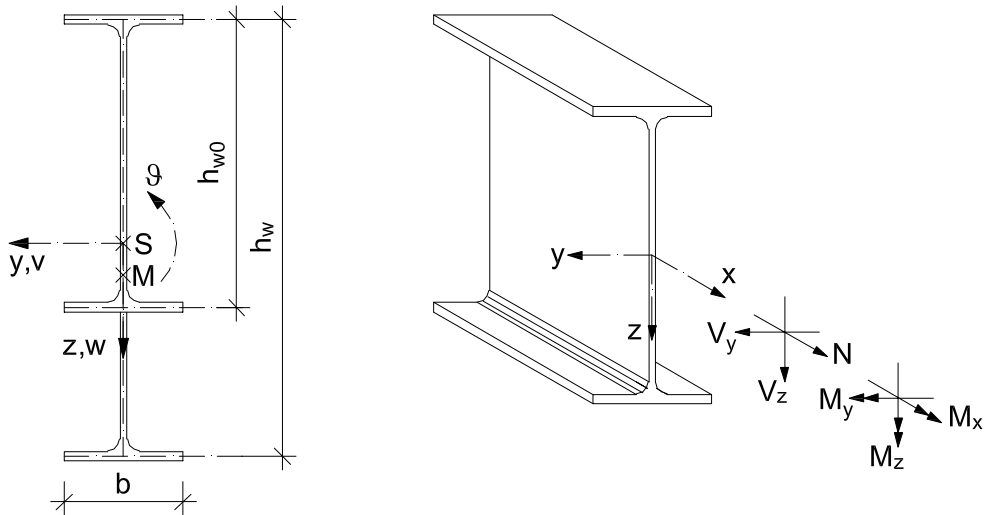


Bild 1.4: Verwendete Bezeichnungen und Koordinatenrichtungen

2 Stand der Forschung

2.1 Allgemeines

Im Folgenden werden der Stand der Forschung sowie die Hintergründe zu den bestehenden Nachweisformaten beschrieben. Aufgrund der Tatsache, dass zum Stabilitätsversagen von I-Profilen unter Biegebeanspruchung bereits eine große Fülle an Forschungsarbeiten vorhanden ist, wird auf eine umfassende Beschreibung aller existierenden Arbeiten und der geschichtlichen Entwicklung in den gegenwärtig gültigen Bemessungskonzepten verzichtet. Stattdessen wird verstärkt auf die Hintergründe jener vorhandenen Untersuchungen und Nachweisverfahren eingegangen, die eine Grundlage für die im Rahmen dieser Arbeit behandelten Fragestellungen darstellen.

2.2 Stabilitätsnachweise für Stabtragwerke

Im Folgenden werden zunächst die unterschiedlichen Nachweisverfahren vorgestellt, die Eurocode 3-1-1 [R8] für die Bemessung von Stabtragwerken bereitstellt. Dabei ist in einem ersten Schritt stets zu untersuchen, ob Einflüsse aus Tragwerksverformungen bei der Tragwerksberechnung zu berücksichtigen sind. Ist dies der Fall, so stehen unterschiedliche Nachweismethoden zur Verfügung, die sich in der Art, wie die Effekte aus Theorie II. Ordnung und die Imperfektionen bei der Ermittlung der Beanspruchung berücksichtigt werden, unterscheiden.

Die Bereitstellung verschiedener Nachweisverfahren trägt der Tatsache Rechnung, dass je nach Bemessungssituation, Ausstattung des Büros und Spezialisierungsgrad des Ingenieurs teils deutlich unterschiedliche Anforderungen bezüglich Komplexität und Genauigkeit eines Nachweisverfahrens gestellt werden [23]. So wird ein Systemhallenhersteller seine Priorität auf den minimalen Materialeinsatz setzen, der zusätzliche Aufwand, der bei der Bemessung entsteht, sowie die Anschaffungskosten für erforderliche Software fallen aufgrund der Serienfertigung weniger ins Gewicht. Auf der anderen Seite wird ein Ingenieur, der nur gelegentlich ein Stahltragwerk bearbeitet, einfache Nachweisverfahren, die für eine Handrechnung geeignet sind, bevorzugen. Die zur Verfügung stehenden Methoden unterscheiden sich nicht nur im Grad der Komplexität und Genauigkeit, sondern auch bezüglich der Anforderungen, die für die Anwendung des jeweiligen Verfahrens eingehalten werden müssen.

Das allgemeingültigste Verfahren bildet die räumliche Systemberechnung nach Theorie II. Ordnung unter Berücksichtigung von Imperfektionen (Nachweismethode 1). Dabei werden die Einflüsse aus den Stabilitätsfällen Knicken in und aus der

Haupttragwerksebene sowie Biegedrillknicken bereits bei der Schnittgrößenermittlung erfasst, so dass keine weiteren Stabilitätsnachweise erforderlich sind. Es müssen somit nur noch Querschnittsnachweise geführt werden. Dieses Verfahren erscheint auf den ersten Blick sehr einfach, es stellt jedoch höchste Anforderungen an den Ingenieur und die verwendete Berechnungssoftware. Insbesondere der richtige Ansatz der räumlichen Imperfektionen unter Berücksichtigung aller möglichen Versagensmodi stellt eine große Schwierigkeit dar. In Eurocode 3-1-1 [R8] wird gefordert, dass die Imperfektionen für das Knicken in der Haupttragwerksebene und senkrecht dazu sowie für das Biegedrillknicken in der ungünstigsten Form und Richtung angesetzt werden müssen. Für die Schnittgrößenermittlung sind Computerprogramme erforderlich, die eine geometrisch nichtlineare Berechnung unter Berücksichtigung der Wölbkrafttorsion und eines nichtlinearen elasto-plastischen Werkstoffgesetzes ermöglichen.

Eine wesentliche Vereinfachung ist durch die Nachweismethode 2 gegeben, bei der die Ermittlung der Beanspruchungen zunächst in Form einer Systemberechnung nach Theorie II. Ordnung in der Haupttragwerksebene erfolgt. Dabei kann das Stabilitätsversagen in der Haupttragwerksebene (Knicken) entweder direkt nach Theorie II. Ordnung berücksichtigt werden, so dass für diese Ausweichrichtung nur noch Querschnittsnachweise erforderlich sind (Nachweismethode 2.1). Alternativ ist es möglich, in der Berechnung nach Theorie II. Ordnung nur die Systemimperfektionen (Schiefstellung) zu berücksichtigen und mit den so erhaltenen Schnittgrößen die Bauteilnachweise jeweils am herausgelösten Einzelstab zu führen (Nachweismethode 2.2). Diese Vorgehensweise ist insbesondere dann sehr vorteilhaft, wenn bei dem zu untersuchenden Tragwerk die Einflüsse aus der Tragwerksverformung nicht vernachlässigt werden dürfen und biegedrillknickgefährdete Bauteile vorhanden sind. In diesem Fall bilden die Stabendschnittgrößen nach Theorie II. Ordnung unter Ansatz von Imperfektionen in der Tragwerksebene die Grundlage für die Stabilitätsberechnung aus der Ebene, siehe [96].

Die dritte Möglichkeit besteht in der Anwendung des bekannten Ersatzstabverfahrens (Nachweismethode 3). Dabei werden die Schnittgrößen nach Theorie I. Ordnung berechnet. Sämtliche Stabilitätsnachweise werden in Form von Bauteilnachweisen geführt. Dabei müssen ggf. gegenüber den wahren Stablängen vergrößerte Ersatzstablängen berücksichtigt werden. In der Praxis erfreut sich dieses Verfahren nach wie vor großer Beliebtheit, da eine Berechnung nach Theorie I. Ordnung möglich ist. Dennoch verbleiben bei der Anwendung dieses Verfahrens offene Fragen, zum Beispiel nach der Berücksichtigung eines veränderlichen Momentenverlaufs bei Bauteilen, deren Ersatzstablänge nicht der wahren Länge entspricht. Außerdem ist, wie bereits oben angesprochen, für den Biegedrillknicknachweis in der Regel die Kenntnis der Stabendschnittgrößen nach

Theorie II. Ordnung erforderlich, so dass sich eine Inkonsistenz im Rechenablauf ergibt.

Gegenüber diesen Nachweismethoden, die in ähnlicher Form auch schon in älteren nationalen Normen zu finden waren, bietet der Eurocode 3-1-1 [R8] zusätzlich eine neue Vorgehensweise, das sogenannte „Allgemeine Verfahren“ für den Stabilitätsnachweis von Stabtragwerken an. Dieses Verfahren ist für eine Verwendung mit Hilfe von Computerprogrammen konzipiert. Dabei erfolgt sowohl die Berechnung der Schnittgrößen in der Tragwerksebene nach Theorie II. Ordnung unter Berücksichtigung sämtlicher Imperfektionen als auch die Erfassung des räumlichen Stabilitätsverhaltens am Gesamtsystem. Es können sämtliche Randbedingungen wie seitliche Abstützungen, Vouten und Steifen detailliert abgebildet werden. Der Nachweis basiert auf der Ermittlung einer Systemschlankheit am Gesamtsystem unter Berücksichtigung aller auftretenden Einwirkungen.

Bei allen angesprochenen Nachweismethoden ist die Berücksichtigung von seitlichen Abstützungen und Verdrehbehinderungen mehr oder weniger explizit möglich.

Mit Ausnahme der vollständigen Systemberechnung nach Theorie II. Ordnung erfolgt der Stabilitätsnachweis für das Ausweichen aus der Tragwerksebene – Knicken um die schwache Achse oder Biegedrillknicken – stets auf der Verwendung von Traglastabminderungskurven. Damit kann dann ein expliziter Nachweis geführt werden. Alternativ ist es möglich, bei Einhaltung gewisser konstruktiver Regeln, die in den Normen vorgegeben sind, auf einen Biegedrillknicknachweis zu verzichten. Beispiele hierfür sind die Angaben bezüglich ausreichender Drehbetzung in DIN 18800, Teil 2, [R4], und Eurocode 3-1-1 [R8], sowie das Verfahren mit stabilen Abschnittslängen nach Eurocode 3-1-1 [R8]. Implizit entspricht auch diese Vorgehensweise dem Nachweis mit Traglastabminderungskurven, da die Grundannahme hinter diesen konstruktiven Regeln darin besteht, die Bauteilschlankheit so weit herabzusetzen, dass keine Traglastabminderung infolge Biegedrillknicken vorzunehmen ist, d.h. $\chi_{LT} = 1,0$.

Im Rahmen dieser Arbeit, die die Bereitstellung von einfachen Nachweisverfahren, die für eine Handrechnung geeignet sind, zum Ziel hat, wird die Nachweismethode 2.2 als das Standardverfahren festgelegt. Diese Methode stellt einen guten Kompromiss zwischen dem Berechnungsaufwand bei der Ermittlung der Schnittgrößen und der realitätsnahen Erfassung des Stabilitätsverhaltens dar. Sofern nicht anders vermerkt, beziehen sich alle folgenden Aussagen auf dieses Nachweisverfahren.

2.3 Biegedrillknicken von Bauteilen mit konstantem Querschnitt

2.3.1 Ideale Verzweigungslasten

Der Grad der Biegedrillknickgefährdung eines Bauteils lässt sich anhand der idealen Verzweigungslast M_{cr} , die unter elasto-statischen Voraussetzungen am idealen Träger ermittelt wird, beurteilen. Dieser Wert geht bei der Ermittlung des bezogenen Schlankheitsgrades, der sich als Eingangswert für den Nachweis bei allen Stabilitätsproblemen bewährt hat, ein.

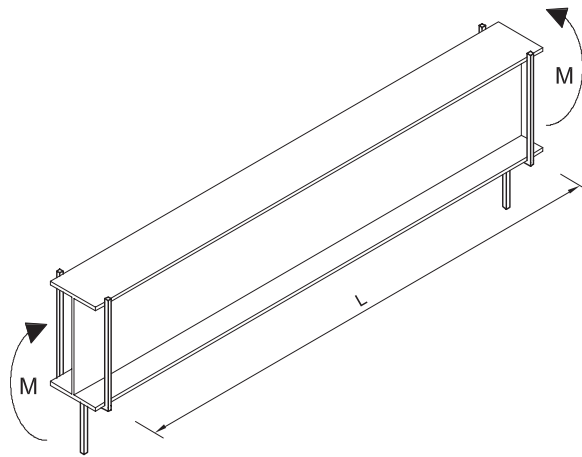
$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{M_{Rk}}{M_{cr}}} \quad (2.1)$$

Die Berechnung von M_{cr} gestaltet sich jedoch, beispielsweise gegenüber der Verzweigungslast N_{cr} beim Knickstabnachweis, deutlich schwieriger, da eine Vielzahl von Einflussparametern berücksichtigt werden muss:

- Biegemomentenverlauf über die Stablänge
- Querschnittswerte des Profils, insbesondere die Steifigkeiten, die die Verdrehung und die Verformung senkrecht zur schwachen Achse betreffen I_T , I_w und I_z
- Ort des Lastangriffs
- Randbedingungen des Trägers, insbesondere Lagerungen und seitliche Halterungen
- Lage der Drehachse

Für den Basisfall des beidseitig gabelgelagerten Stabes, der durch gegengleiche Endmomente beansprucht wird, werden die Verschiebungen v und die Verdrehungen um die Stablängsachse ϑ durch die in Bild 2.1 angegebenen gekoppelten Differentialgleichungen beschrieben. Diese sind das Ergebnis einer Gleichgewichtsbetrachtung unter Berücksichtigung der kinematischen Zusammenhänge an einem verformten Stabelement. Für den dargestellten Sonderfall, bei dem M_y über die Bauteillänge konstant ist, ergibt sich ein Differentialgleichungssystem mit konstanten Koeffizienten, so dass mit Hilfe der bekannten Rechenverfahren eine geschlossene Lösung gefunden werden kann. Mathematisch gesehen handelt es sich dabei um ein Eigenwertproblem, wobei der kleinste positive Eigenwert der gesuchten idealen Verzweigungslast entspricht. Für davon abweichende Lagerungs- und Belastungsbedingungen ist eine geschlossene Lösung des Verzweigungsproblems mit Hilfe der Differentialgleichungsmethode in der Regel nicht möglich.

2.3 Biegedrillknicken von Bauteilen mit konstantem Querschnitt



DGL

$$EI_z \cdot v'''' + M_y \cdot \vartheta'' = 0$$

$$EI_w \cdot \vartheta'''' - GI_T \cdot \vartheta'' + M_y \cdot v'' = 0$$

Lösung

$$M_{cr} = \frac{\pi^2 EI_z}{L^2} \cdot \sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{L^2 GI_T}{\pi^2 EI_z}}$$

Bild 2.1: Analytische Lösung des Verzweigungsproblems für den Basisfall

In diesem Fall ist eine näherungsweise Betrachtung mit Hilfe der Energiemethode zweckmäßig. Diese Vorgehensweise ist die Grundlage vieler Forschungsarbeiten, die sich mit Stabilitätsproblemen befassen. Insbesondere basieren einige Forschungsarbeiten zum Biegedrillknicken von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt auf diesem Ansatz, siehe Abschnitt 2.4.1.3 und 2.4.1.4. Aus diesem Grund wird diese Herangehensweise hier kurz vorgestellt.

Das elastische Potential des Biege-Torsionsproblems von Stäben mit offenem doppeltsymmetrischem Querschnitt unter einer Querbelastung q_z , die in der Stegebene angreift, lautet z.B. nach [79] mit den in dieser Arbeit verwendeten Bezeichnungen und Vorzeichenkonventionen der Verformungen:

$$\begin{aligned} \Pi = & \frac{1}{2} \int_0^L \left(EI_y w'^2 + EI_z v'^2 + EI_w \vartheta'^2 + GI_T \vartheta'^2 + 2 \cdot M_y v' \vartheta \right) dx \\ & - \int_0^L q_z \left(w - \frac{1}{2} z_p^M \vartheta^2 \right) dx + \sum_r M_y^r \cdot w_r' \end{aligned} \quad (2.2)$$

Damit Gleichgewicht am untersuchten System herrscht, muss

$$\delta \Pi_0 = 0 \quad (2.3)$$

gelten. Stabilitätsprobleme sind dadurch gekennzeichnet, dass unter der idealen Verzweigungslast mehrere Gleichgewichtslagen möglich sind. Dies bedeutet, dass bei dem Übergang vom Grundzustand zum infinitesimal verschiedenen Nachbarzustand keine Energie aufgewendet werden muss [77]. Die notwendige Bedingung für den Verzweigungszustand wird daher mit Gleichung (2.4) beschrieben.

$$\delta^2 \Pi_0 = 0 \quad (2.4)$$

Versteht man den Verzweigungszustand jedoch gleichzeitig als eine der möglichen Variationen des Grundzustandes

$$\Pi_1 = \Pi_0 + \delta\Pi_0 + \frac{1}{2!}\delta^2\Pi_0 + \dots \quad (2.5)$$

und vernachlässigt man die Glieder höherer Ordnung, so ergibt sich die notwendige und hinreichende Bedingung zur Bestimmung der idealen Verzweigungslast nach Gleichung (2.6).

$$\delta(\delta^2\Pi_0) = 0 \quad (2.6)$$

Soll die Energiemethode zur näherungsweise Ermittlung der idealen Verzweigungslast verwendet werden, werden die exakten aber unbekanntenen Verformungsbeziehungen durch Ansatzfunktionen ersetzt. Beim Näherungsverfahren zur Lösung des Variationsproblems nach *Raleigh/Ritz* wird jede unbekanntene Verformungskomponente durch einen – in der Regel mehrparametrischen – Ansatz

$$\vartheta(\mathbf{x}) = \sum_i C_i \cdot \phi_i(\mathbf{x}) \quad (2.7)$$

angenähert, wobei die Funktionen $\phi_i(\mathbf{x})$ fest vorgegeben werden und die Koeffizienten C_i die Unbekannten bilden. Der gewählte Ansatz $\phi_i(\mathbf{x})$ muss dabei die auftretenden Verformungszustände abbilden können. Außerdem müssen die Ansatzfunktionen die vorliegenden geometrischen und – je nach gewählter Ordnung der Polynomansätze – gegebenenfalls auch die statischen Randbedingungen erfüllen. Einsetzen der Ansatzfunktion in die Formulierung für die zweite Variation des elastischen Potentials und Variation der unbekanntenen Koeffizienten führt dazu, dass die Forderung (2.6) in folgendes Ersatzproblem übergeht:

$$\delta(\delta^2\Pi) = 0 \quad \Rightarrow \quad \frac{\partial(\delta^2\Pi)}{\partial C_i} = 0 \quad (2.8)$$

Als Ergebnis liegt dann ein homogenes Gleichungssystem mit n Gleichungen und n Unbekannten C_i vor. Damit neben der trivialen Lösung, bei der alle Koeffizienten C_i den Wert Null annehmen, eine weitere Lösung des Gleichungssystems existiert, muss die Determinante der Koeffizientenmatrix verschwinden. Dies führt zu einer Bestimmungsgleichung für die n Eigenwerte, deren betragsmäßig kleinster n der gesuchten Verzweigungslast entspricht.

Die Qualität der Näherungslösung hängt hierbei wesentlich von der Wahl der Ansatzfunktionen ab. Je besser die Übereinstimmung zwischen dem Näherungs-

ansatz und der exakten Verformungsfigur ist, desto genauer kann die ideale Verzweigungslast ermittelt werden. Dabei ist zu beachten, dass die exakte Lösung stets von der unsicheren Seite her angenähert wird.

Zur Verbesserung der Ergebnisse können zwei unterschiedliche Wege beschritten werden. Zum einen kann bei der Wahl der Ansatzfunktion gemäß Gleichung (2.7) eine größere Anzahl von Summengliedern berücksichtigt werden. Die zweite Variante besteht in der Anwendung der Methode der finiten Elemente. Dabei wird das Gesamtsystem in Teilelemente mit endlicher Länge aufgeteilt und für jedes einzelne Element kann dann ein relativ einfacher Ansatz für die Verformungen über den Elementbereich gewählt werden. Die Güte der Näherung kann über die Anzahl der gewählten Elemente gesteuert werden.

Für viele relevante statische Systeme und Beanspruchungsverläufe wurden mit Hilfe des Verfahrens nach *Ritz* oder der Finite-Elemente-Methode Anpassungsfaktoren zur Bestimmung des elastischen kritischen Biegedrillknickmoments hergeleitet, die in der gängigen Literatur zu finden sind und teilweise auch explizit in die Normen eingegangen sind. Für die Darstellung des idealen Biegedrillknickmoments existieren verschiedene Formulierungen, die sich jedoch für den Basisfall des Trägers mit konstanter Momentenbeanspruchung alle ineinander überführen lassen. Im Folgenden werden insbesondere die genormten Berechnungsverfahren sowie einige Alternativvorschläge kurz vorgestellt.

2.3.1.1 DIN 18800, Teil 2

In DIN 18800, Teil 2, [R4], wird zur Berechnung des idealen Biegedrillknickmomentes für Bauteile mit gleich bleibendem doppeltsymmetrischem Querschnitt die Gleichung

$$M_{cr} = \zeta \cdot N_{cr,z} \left(\sqrt{\frac{I_w + 0,039 \cdot L^2 I_T}{I_z} + 0,25 z_p^2} + 0,5 z_p \right) \quad (2.9)$$

angegeben. Für gabelgelagerte Einfeldträger werden in Element 311, Tabelle 10, einige wenige Werte für den Momentbeiwert ζ bereitgestellt. Für darüber hinaus gehende Momentenverläufe wird auf die Literatur verwiesen.

Der Lastangriffsort geht durch den Wert z_p ein. Das Vorzeichen von z_p ist im Falle einer Querlast, die in positive z -Richtung bzw. nach unten wirkt, dann positiv, wenn die Last unterhalb des Schubmittelpunktes angreift (rückstellendes Moment), andernfalls negativ. Die Zahlenwerte 0,25 bzw. 0,5, mit denen z_p multipliziert wird, sind streng genommen lastfallabhängig. Für den gabelgelagerten Einfeldträger handelt es sich hierbei um Minimalwerte, bei denen

abweichenden Momentenverläufen ist jedoch in Kombination mit ζ Werten aus der Literatur, z.B. [63], Vorsicht geboten.

2.3.1.2 Eurocode 3, Teil 1-1

Im Unterschied zur DIN 18800 wird in Eurocode 3-1-1, [R8], keine explizite Angabe zur Berechnung des idealen Biegedrillknickmoments M_{cr} gemacht. Es wird lediglich gefordert, dass M_{cr} unter Berücksichtigung des Belastungszustandes, der tatsächlichen Momentenverteilung und der seitlichen Lagerungen zu berechnen ist. Eine Berechnungsformel wird nicht angegeben. Diese Lücke wird – wie an anderen Stellen, an denen der Eurocode spezielle Themen nicht abdeckt – durch ein so genanntes NCCI-Dokument [39] geschlossen. Die Abkürzung NCCI steht für „Non-contradictory, complementary information“ und gewährleistet die Kompatibilität der Regeln zum Eurocode.

In [39] wird für die Berechnung des idealen Biegedrillknickmomentes M_{cr} für doppelsymmetrische Querschnitte die Formel

$$M_{cr} = C_1 \cdot \frac{\pi^2 E I_z}{(kL)^2} \left(\sqrt{\left(\frac{k}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(kL)^2 G I_T}{\pi^2 E I_z} + (C_2 z_g)^2} - C_2 z_g \right) \quad (2.10)$$

angegeben. Hierin berücksichtigt der Faktor C_1 den Momentenverlauf im betrachteten Bauteil. Der Faktor C_2 korrespondiert zu dem konstanten Wert 0,5 in Formel (2.9) und ist, wie oben bereits angedeutet, lastfallabhängig. Das Dokument [39] enthält Diagramme zur Bestimmung der Faktoren C_1 und C_2 in Abhängigkeit von der vorliegenden Momentenverteilung. Diese Werte wurden mit Hilfe des Programmes LTBeam [S2] hergeleitet, die Vorgehensweise ist in [18] ausführlich beschrieben. Streng genommen sind die Werte C_1 und C_2 noch von dem Torsionsparameter

$$\kappa = \frac{E I_w}{L^2 G I_T} \quad (2.11)$$

abhängig. In der Herleitung wurde daher die Wölbsteifigkeit I_w und damit κ zu Null gesetzt, so dass sich stets die Minimalwerte für C_1 und C_2 ergeben.

Durch die Faktoren k und k_w in Gleichung (2.10) können von der Gabellagerung abweichende Randbedingungen erfasst werden. Der Faktor k bezieht sich auf die Verdrehung um die schwache Profilachse am Auflager. Er entspricht dem Verhältnis der Knicklänge zur Systemlänge eines Druckgliedes. Der Faktor k_w bezieht sich auf die Verwölbung der Trägerenden. Wird die Verwölbung an den Trägerenden nicht behindert, ist k_w mit 1,0 anzusetzen, bei vollständiger Verhinderung der

2.3 Biegedrillknicken von Bauteilen mit konstantem Querschnitt

Verwölbung gilt $k_w = 0,5$. Bei Verwendung der Gleichung (2.10) ist jedoch zu beachten, dass auch die Faktoren C_1 und C_2 von den Lagerungsbedingungen am Bauteilende abhängig sind. Die in [39] aufgeführten Werte wurden für $k = k_w = 1$ ermittelt, für von der beidseitigen Gabellagerung abweichende Randbedingungen können sich andere – auch geringere – Werte ergeben.

Der Abstand des Lastangriffspunktes vom Schubmittelpunkt wird durch den Wert z_g berücksichtigt, der aber im Gegensatz zu [R4] für den Fall des abtreibenden Momentes positiv einzusetzen ist.

Insgesamt sind die zur Verfügung gestellten Hilfen zur Bestimmung von M_{cr} in [39] sehr ausführlich, d.h. für häufig auftretende Fälle wie Durchlaufträger, Rahmenriegel und -stützen ist keine weitere Literatur notwendig.

2.3.1.3 AISC 360-05 und BS 5950-1

Insbesondere im englischsprachigen Raum wird der Faktor zur Berücksichtigung des veränderlichen Biegemomentenverlaufs bevorzugt in Form einer geschlossenen Formel ausgedrückt. Als Eingangswerte hierzu dienen die Biegemomente in den Viertelpunkten sowie der Maximalwert des Biegemoments im untersuchten Bauteil, siehe Bild 2.2.

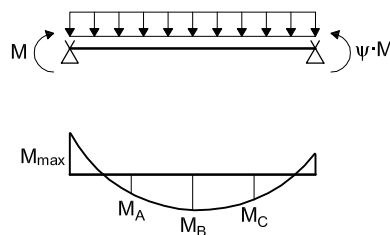


Bild 2.2: Momentendefinition zur Bestimmung von C_1

In der aktuellen Ausgabe der AISC „Specification for Structural Steel Buildings“, [R1], wird die Gleichung (2.12) zur Bestimmung von C_1 angegeben.

$$C_1 = \frac{12,5 \cdot M_{\max}}{2,5 \cdot M_{\max} + 3 \cdot M_A + 4 \cdot M_B + 3 \cdot M_C} \quad (2.12)$$

In Gleichung (2.13) ist die Formulierung gemäß BS 5950-1, [R2], aufgeführt. Für eine bessere Vergleichbarkeit mit Gleichung (2.12) wurden dabei jedoch gegenüber der Originalschreibweise Zähler und Nenner mit dem Faktor 12,5 erweitert.

$$C_1 = \frac{12,5 \cdot M_{\max}}{2,5 \cdot M_{\max} + 1,875 \cdot M_A + 6,25 \cdot M_B + 1,875 \cdot M_C} \quad (2.13)$$

Die Biegemomente gehen dabei jeweils mit ihrem Absolutwert in die Formel ein. Aufgrund der Beobachtung, dass die AISC-Formel häufig zu äußerst konservativen

Ergebnissen führt, jedoch in manchen Fällen auch auf der unsicheren Seite liegt, wurde in [60] mit Hilfe der Finite-Differenzen-Methode zur Lösung von Differentialgleichungen eine allgemeine Formulierung für den Anpassungsfaktor C_1 hergeleitet. Die Besonderheit dabei ist, dass die vorgeschlagene Formulierung die Lagerungsbedingungen am Bauteilende berücksichtigt. Die Ergebnisse wurden im Anschluss mit numerisch ermittelten Werten verglichen. Für den Fall der beidseitigen Gabelagerung, d.h. $k = k_w = 1$, ist die in [60] vorgeschlagene Formel in Gleichung (2.14) ausgewertet.

$$C_1 = \sqrt{\frac{21 \cdot M_{\max}^2}{M_{\max}^2 + 5 \cdot M_A^2 + 10 \cdot M_B^2 + 5 \cdot M_C^2}} \quad (2.14)$$

Bild 2.3 zeigt einen Vergleich der C_1 -Werte nach den Gleichungen (2.12) bis (2.14) mit den tabellierten Werten nach [39] für den Fall eines beidseitig gabelgelagerten Einfeldträgers mit linear veränderlichem Biegemomentenverlauf. Über den Wertebereich von ψ zeigt sich eine gute Übereinstimmung der numerisch hergeleiteten Werte nach [39] und der Werte nach [60]. Die C_1 -Werte nach AISC [R1] führen für Randmomentenverhältnisse $\psi < -0,4$ zu idealen Biegedrillknickmomenten, die stark auf der sicheren Seite liegen. Dahingegen überschätzt die Formel (2.13) nach BS 5950 [R2] die ideale Verzweigungslast für annähernd gleich große Randmomente mit unterschiedlichem Vorzeichen.

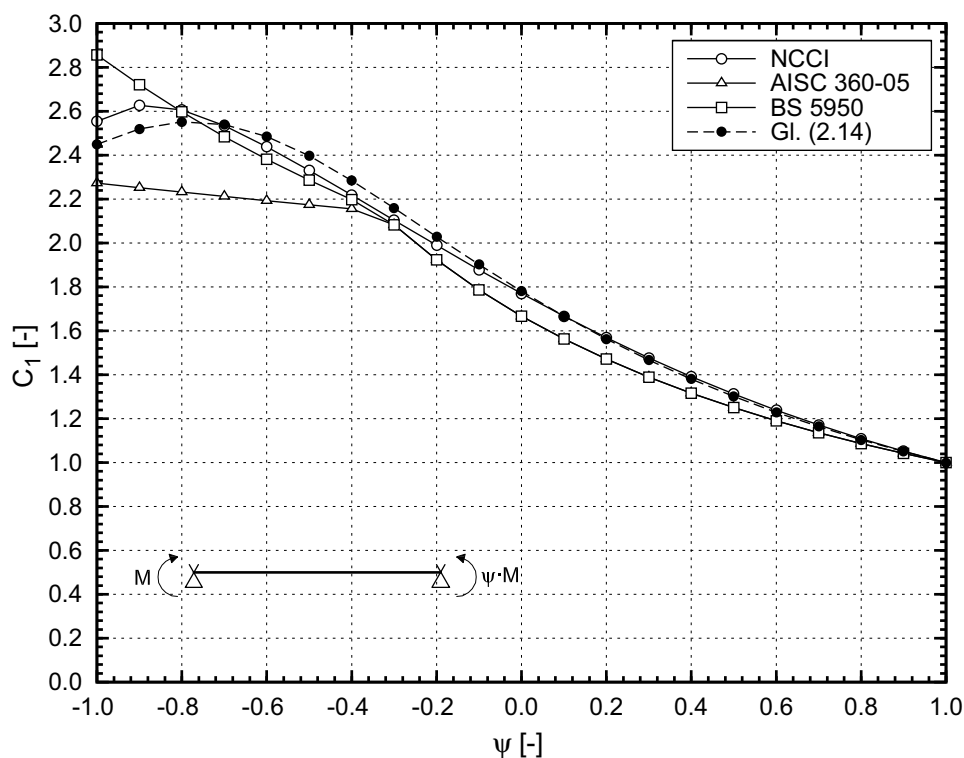


Bild 2.3: Vergleich der C_1 -Werte zur Berücksichtigung des Biegemomentenverlaufs bei der Ermittlung des idealen Biegedrillknickmoments

Verglichen mit einer graphischen Darstellung liegt der Vorteil einer formelmäßigen Aufbereitung des Faktors C_1 darin, dass eine Programmierung für beliebige Momentenverläufe leicht möglich ist. Die Notwendigkeit, umfangreiche Tabellen mit Werten zu hinterlegen und für Zwischenwerte eine Interpolation bereitzustellen, entfällt. Demgegenüber steht ein leichter Verlust an Anschaulichkeit bei der Anwendung als Handrechenverfahren. Außerdem ist festzuhalten, dass der Einfluss der Höhe des Lastangriffspunktes in dieser Formulierung nicht abgedeckt wird.

2.3.1.4 Weitere Literatur

Eine weitere mögliche und verbreitete Darstellung des idealkritischen Biegedrillknickmomentes ist mit

$$M_{cr} = \frac{k}{L} \sqrt{EI_z \cdot GI_T} \quad (2.15)$$

gegeben. Für die praktische Anwendung sind zum Beispiel in [9], [77], [79] Diagramme zur Bestimmung von M_{cr} enthalten, in denen der Wert k über dem Torsionsparameter κ aufgetragen ist. Die Besonderheit hierbei ist, dass die k -Werte, die den Beanspruchungsverlauf berücksichtigen, abhängig von der Lastangriffshöhe sind. Hierdurch ergibt sich eine sehr anschauliche Darstellungsweise, bei der der Einfluss der Lastangriffshöhe durch unterschiedliche Kurven direkt abgelesen werden kann.

2.3.1.5 Hinweis für die Anwendung

Grundsätzlich ist zu beachten, dass es sich bei dem idealen Biegedrillknickmoment M_{cr} nicht um einen Systemwert handelt. Entscheidend ist vielmehr der ideale Verzweigungslastfaktor α_{cr} , d.h. der Faktor, mit dem die vorhandene Beanspruchung multipliziert werden muss, damit das System gerade seinen Verzweigungspunkt erreicht. Im Ergebnis ist also bei einem nicht-konstanten Momentenverlauf der Wert M_{cr} auch nicht konstant, sondern berechnet sich zu $\alpha_{cr} \cdot M_y(x)$.

Es kann jedoch gezeigt werden, dass es für den vereinfachten Biegedrillknicknachweis von Bauteilen mit konstantem Querschnitt stets ausreichend ist, den Wert M_{cr} zu kennen, der zu dem betragsmäßig größten Biegemoment M_y im Bauteil korrespondiert. Die oben angesprochenen Berechnungsformeln für M_{cr} erfüllen diese Voraussetzung. Insbesondere für die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Bauteile mit veränderlichem Querschnitt kann es jedoch erforderlich werden, das ideale Biegedrillknickmoment auch an anderen Stellen längs der Trägerachse zu berechnen.

2.3.2 Traglasten

2.3.2.1 Genormte Traglastabminderungskurven

Die Ermittlung der Stabtragfähigkeit von biegebeanspruchten Bauteilen erfolgt in der Regel mit Hilfe einer Traglastabminderungskurve, die den Einfluss von Imperfektionen sowie das elastisch-plastische Materialverhalten berücksichtigt.

$$\frac{S_d}{R_d} = \frac{M_{y,Ed}}{\chi_{LT} \cdot \frac{M_{y,Rk}}{\gamma_{M1}}} \leq 1,0 \quad (2.16)$$

Eingangsparameter ist hierbei der bezogene Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_{LT}$.

Anders als beispielsweise für den Stabilitätsfall Biegeknicken unter reiner Druckbeanspruchung lagen für den vereinfachten Biegedrillknicknachweis mit Abminderungsfaktoren lange Zeit keine harmonisierten europäischen Kurven vor. Neben den „alten“ nationalen Regelungen wie z.B. [R4] wurden nun im Rahmen der Erarbeitung der neuen Regeln für den Eurocode 3-1-1 [R8] neue Abminderungsfaktoren χ_{LT} bestimmt. Die neuen Abminderungsfaktoren in Abschnitt 6.2 und 6.3 von [R8] gehen auf die Untersuchungen des „Technical Committee 8 – Structural Stability“ der ECCS, im Folgenden kurz TC8 genannt, zurück. Des Weiteren existieren alternative Formulierungen für die Traglastabminderungskurven z.B. nach [93], [89], [98], die auf einer mechanisch konsistenten Herleitung der Abminderungsfaktoren basieren. Die unterschiedlichen Definitionen der Traglastabminderungskurven werden im Folgenden beschrieben.

In DIN 18800, Teil 2, [R4], ist für den Stabilitätsfall Biegedrillknicken eine spezielle Traglastabminderungskurve definiert, die auf einer Merchant-Rankine-Formulierung basiert. In der Notation der DIN 18800 wird der bezogene Schlankheitsgrad mit $\bar{\lambda}_M$ und der Traglastabminderungsfaktor mit κ_M bezeichnet.

$$\kappa_M = \begin{cases} 1,0 & \text{für } \bar{\lambda}_M \leq 0,4 \\ \left(\frac{1}{1 + \bar{\lambda}_M^{2n}} \right)^{1/n} & \text{für } \bar{\lambda}_M > 0,4 \end{cases} \quad (2.17)$$

Bei der Herleitung dieser Traglastabminderungskurve wurde zunächst nur ein einziger Wert $n = 2,5$ angegeben, der für alle Arten von Querschnitten, Herstellverfahren, Stahlsorten und Beanspruchungsverläufe Gültigkeit haben sollte. Durch die Wahl von $n = 2,5$ sollte sichergestellt werden, dass die resultierende Kurve nicht der unteren Einhüllenden der Traglasten entspricht, sondern vielmehr einen Mittelwert darstellt. Diese Entscheidung wurde auf der Grundlage der Vernachlässigung bestimmter positiver Auswirkungen gerechtfertigt, z.B. einer gegenüber

den nominellen Werten erhöhten Streckgrenze, dem nicht-konstanten Momentenverlauf oder der Stabilisierung durch sekundäre Bauteile [45]. Es erfolgte ein Vergleich der vorgeschlagenen Kurve mit vorhandenen Versuchsergebnissen und mit Traglasten, die mittels finiter-Element-Berechnungen ermittelt wurden. Diesen Berechnungen lag als Imperfektionsansatz das alleinige Vorhandensein einer Vorkrümmung von $v_0 = L/1000$ zugrunde. Eigenspannungen wurden zu diesem Zeitpunkt nicht berücksichtigt. Schon damals musste konstatiert werden, dass die FE-Traglasten im Schlankheitsbereich $\bar{\lambda} = 0,4$ den rechnerisch zulässigen Wert M_{pl} nicht erreichten.

Die unterschiedlichen Herstellverfahren der Bauteile (gewalzt, geschweißt, Waben-träger) und die daraus resultierenden Eigenspannungsverteilungen im Querschnitt werden in DIN 18800, Teil 2, [R4], durch unterschiedliche n -Werte berücksichtigt. Weiterhin ist es zumindest für den Fall eines durch unterschiedlich große Randmomente beanspruchten Bauteils möglich, den Verlauf des Biegemoments M_y über die Trägerlänge zu erfassen. Dies geschieht über eine Abminderung des Beiwerts n in Abhängigkeit des Randmomentenverhältnisses. Kennzeichnend für diese Biegedrillknickkurve ist die Plateaulänge von 0,4. Nimmt die vorhandene bezogene Biegedrillknickschlankheit $\bar{\lambda}$ einen kleineren Wert an, so ist keine Abminderung der rechnerischen Traglast infolge Biegedrillknicken erforderlich. Dies führt zu der Aussage, dass für diesen Fall ein Biegedrillknicknachweis entbehrlich ist.

Da im Rahmen dieser Arbeit in erster Linie Bemessungskonzepte erarbeitet werden sollen, die mit den künftig geltenden Eurocodes konform gehen, wird eine Formulierung gemäß Gleichung (2.17) hier nicht weiter verfolgt. Dennoch hat die über Jahre gültige Bemessungspraxis unter Zugrundelegung einer Plateaulänge von 0,4 einen Einfluss auf die Herleitung von neuen Biegedrillknickkurven. Da dieser Wert auch in anderen nationalen Normen im europäischen Raum vorzufinden ist [7], wurde bei der Bestimmung der neuen χ_{LT} -Werte im Rahmen der TC8-Untersuchungen großer Wert auf die Erhaltung dieser Regel gelegt.

In Eurocode 3-1-1 [R8] wird bei der Wahl der maßgebenden Abminderungskurve für Biegedrillknicken zwischen dem sogenannten „allgemeinen Fall“ und dem Fall „gewalzter oder gleichartiger geschweißter Querschnitte“ unterschieden.

Für den „allgemeinen Fall“ werden zur Bestimmung des Abminderungsfaktors χ_{LT} die europäischen Knickspannungslinien verwendet, die auch für das Biegeknicken unter zentrischem Druck gelten. Hierbei führt jedoch die Zuordnung der Profile zu den jeweiligen Knickspannungslinien anhand des h/b -Verhältnisses bei Bauteilen mit einem h/b -Verhältnis $\leq 2,0$ zu einer günstigeren Einstufung als für den Stabilitätsfall Knicken um die schwache Achse. Dies liegt in der Berücksichtigung der nicht unerheblichen Torsionssteifigkeit dieser Profile begründet. Die Knickspan-

nungslinien werden unter anderem durch eine Plateaulänge von 0,2 charakterisiert. Die Anwendung dieser Kurven für den Stabilitätsfall Biegedrillknicken führt daher im Vergleich zu den „alten“ nationalen Normen zu einer reduzierten Tragfähigkeit. Der Vergleich mit Versuchen und FE-Ergebnissen hat gezeigt, dass die so errechneten χ_{LT} -Werte für Walzprofile mit I-Querschnitt zu konservativen rechnerischen Traglasten ergeben.

Daher wurde ein „alternatives Verfahren“ zur Bestimmung des Abminderungsfaktors χ_{LT} für „gewalzte und gleichartige geschweißte Querschnitte“ entwickelt, das auf [84] zurückgeht und in Abschnitt 6.3.2.3 des Eurocode 3-1-1 [R8] aufgenommen wurde. Diese speziellen Biegedrillknickkurven sollten gemäß [24] folgende Bedingungen erfüllen:

- Die Formeln zur Bestimmung der Abminderungsfaktoren sollten denen der Knickspannungslinien entsprechen. Die Anpassung an die numerisch ermittelten Traglasten erfolgt über den Imperfektionsbeiwert α_{LT} und einen zusätzlichen Parameter β .
- Die Zuordnung zu den Biegedrillknickkurven sollte über das h/b-Verhältnis der Profile erfolgen, wobei die Grenze wie beim allgemeinen Verfahren bei h/b = 2 gezogen wird. Außerdem soll zwischen gewalzten und geschweißten Profilen unterschieden werden. Insgesamt sollten alle Fälle durch drei Kurven beschrieben werden können.
- Für den Fall des konstanten Biegemomentenverlaufs sollte eine Plateaulänge von $\bar{\lambda}_{LT} = 0,4$ erreicht werden.
- Die Traglastabminderungskurven sollten die numerisch ermittelten Traglasten insbesondere im Schlankheitsbereich $\bar{\lambda}_{LT} \approx 1$ gut wiedergeben.
- Der Einfluss des Biegemomentenverlaufs auf die Traglast sollte durch einen zusätzlichen Modifikationsfaktor berücksichtigt werden

Im Ergebnis wurde die folgende Formulierung für die Biegedrillknickkurven festgelegt:

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \beta \cdot \bar{\lambda}_{LT}^2}} \quad \text{jedoch } \chi_{LT} \leq \begin{cases} 1,0 \\ 1/\bar{\lambda}_{LT}^2 \end{cases} \quad (2.18)$$

$$\Phi_{LT} = 0,5 \cdot \left[1 + \alpha_{LT} \cdot (\bar{\lambda}_{LT} - \bar{\lambda}_{LT,0}) + \beta \cdot \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] \quad (2.19)$$

$$\bar{\lambda}_{LT,0} = 0,4 \quad \text{empfohlener Höchstwert}$$

$$\beta = 0,75 \quad \text{empfohlener Mindestwert}$$

2.3 Biegedrillknicken von Bauteilen mit konstantem Querschnitt

Tabelle 2.1 gibt einen Überblick über die Zuordnung der Profile zu den Biegedrillknickkurven. Dabei fällt auf, dass gegenüber der Verwendung der bekannten Knickspannungslinien die Einstufung stets um eine Stufe ungünstiger ist. Dennoch liefern die speziellen Abminderungskurven des „alternativen Verfahrens“ über den gesamten Schlankheitsbereich größere Tragfähigkeiten. Ein Vergleich der Kurven ist in Bild 2.4 dargestellt.

Tabelle 2.1 Abminderungskurven für Biegedrillknicken nach Eurocode 3

Querschnitt	Grenzen	Allgemeines Verfahren	Alternatives Verfahren
Gewalzte I-Profile	$h/b \leq 2$	a	b
	$h/b > 2$	b	c
Geschweißte I-Profile	$h/b \leq 2$	c	c
	$h/b > 2$	d	d
Andere Querschnitte	-	d	-

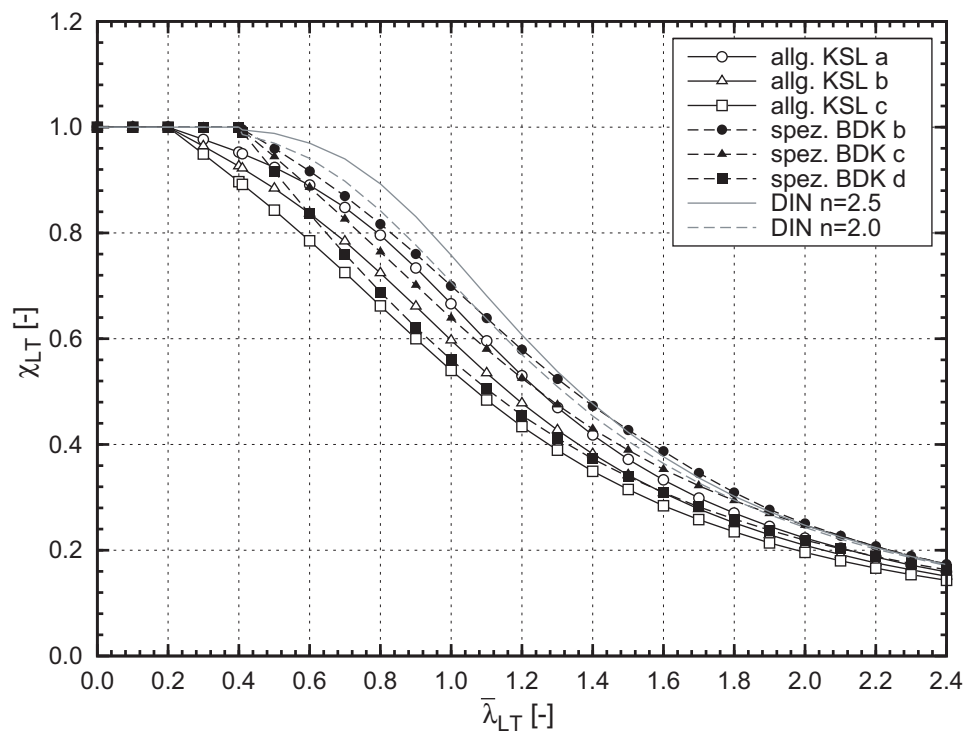


Bild 2.4: Vergleich der europäischen Knickspannungslinien für Biegedrillknicken mit den speziellen Biegedrillknickkurven für „gewalzte oder gleichartige geschweißte Querschnitte“

Der Einfluss des Biegemomentenverlaufs auf die Traglast wird durch einen zusätzlichen Modifikationsfaktor f berücksichtigt, so dass gilt:

$$\chi_{LT,mod} = \frac{\chi_{LT}}{f} \leq 1,0 \quad (2.20)$$

Der Einfluss des Momentenverlaufs auf den Modifikationsfaktor f wird durch den lastfallabhängigen Beiwert k_c erfasst. Dieser soll in seiner eigentlichen Bestimmung dazu dienen, die bezogene Biegedrillknickschlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ direkt – das heißt ohne vorherige Bestimmung von M_{cr} – aus der Knickschlankheit bezogen auf die Biegeachse z-z zu bestimmen. Diese Vorgehensweise ist insbesondere in Großbritannien weit verbreitet. Der Korrekturwert k_c kann z.B. nach Tabelle 6.6 in [R8] ermittelt werden oder – für darüber hinaus gehende Fälle – den Tabellen in [7] entnommen werden. Es gilt:

$$\frac{M_{cr,M \neq konst}}{M_{cr,M = konst}} = \frac{1}{k_c^2} \quad (2.21)$$

Des Weiteren ist der Modifikationsfaktor f auch von der Bauteilschlankheit abhängig. Der Einfluss des Momentenverlaufs auf die Traglast ist im mittelschlanken Bereich um $\bar{\lambda}_{LT} = 0,8$ am größten. Die Formulierung

$$f = 1 - 0,5 \cdot (1 - k_c) \cdot \left[1 - 2 \cdot (\bar{\lambda}_{LT} - 0,8)^2 \right] \leq 1,0 \quad (2.22)$$

wird durch numerische Traglastberechnungen von *Lindner* in [55] und [54] bestätigt.

2.3.2.2 Verifizierung der Biegedrillknickkurven nach Eurocode 3

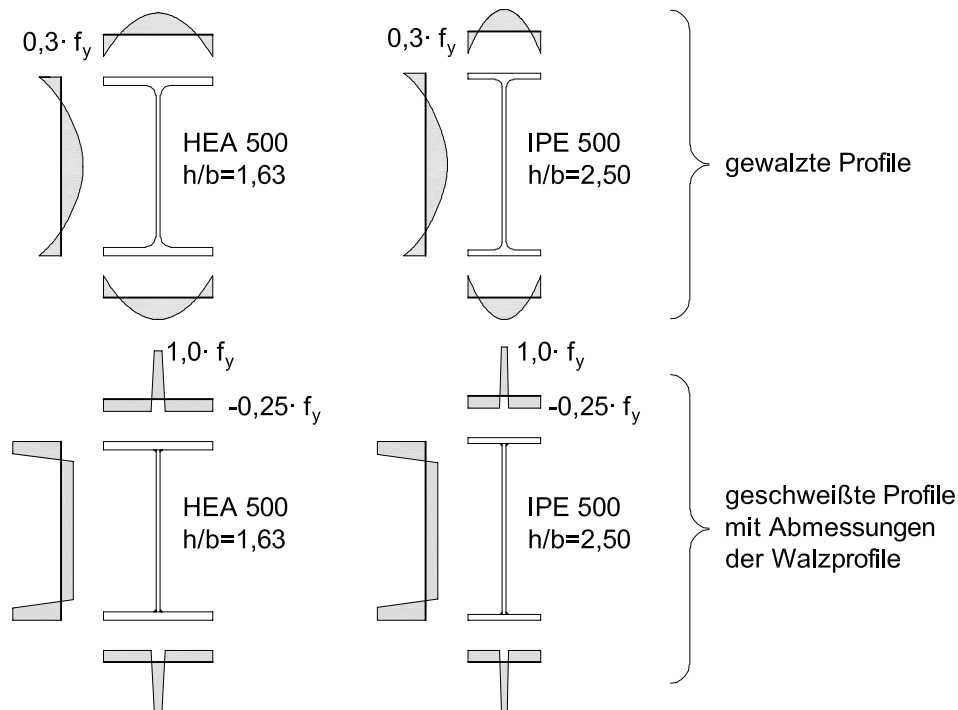
Die neuen Biegedrillknickkurven wurden im Laufe der Entwicklung des Eurocode 3 anhand von zahlreichen numerisch ermittelten Traglasten überprüft. In [24] sind Traglasten aus einer geometrisch und stofflich nichtlinearen Analyse unter Berücksichtigung von Imperfektionen (GMNIA) zusammengestellt. Die untersuchten Querschnitte sowie die getroffenen Annahmen bezüglich Materialverhalten, geometrischen und strukturellen Imperfektionen und Beanspruchungsverlauf sind in Bild 2.5 dargestellt. Es wurde je ein Profil mit einem h/b -Verhältnis $\leq 2,0$ und eines mit einem h/b -Verhältnis $> 2,0$ untersucht, wobei jedoch gezielt nicht die jeweils ungünstigsten Querschnitte ihrer Klasse gewählt wurden.

Vergleicht man die numerisch ermittelten Traglasten mit den vorgeschlagenen Traglastabminderungskurven, so ergeben sich für gewalzte Querschnitte im mittleren bis hohen Schlankheitsbereich sehr gute Übereinstimmungen mit den vorgeschlagenen Traglastabminderungskurven. Lediglich im unteren Schlankheitsbereich um $\bar{\lambda}_{LT} = 0,4$ und insbesondere für den Fall des konstanten

2.3 Biegedrillknicken von Bauteilen mit konstantem Querschnitt

Momentenverläufe können die vorgeschlagenen χ_{LT} -Werte nicht erreicht werden. Auf diesen Punkt wird im Folgenden noch gesondert eingegangen.

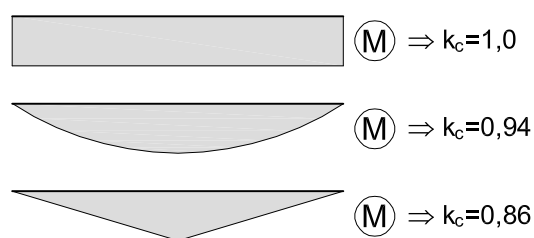
Querschnitte und Eigenspannungsansätze:



Geometrische Imperfektionen:

Vorkrümmung $v_0 = L/1000$

Beanspruchungsverläufe



Materialgesetz

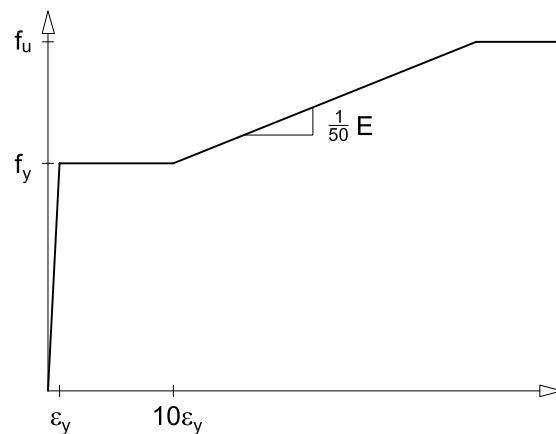


Bild 2.5: Numerische Traglastberechnungen nach [24] – Voraussetzungen und Annahmen

Bei den geschweißten Profilen ist die Übereinstimmung zwischen den numerisch ermittelten Traglasten und den genormten Traglastabminderungskurven weniger gut. Bild 2.6 zeigt die beispielhafte Auswertung für einen gabelgelagerten Einfeldträger unter einer am Obergurt angreifenden Gleichstreckenlast. Im Bereich $\bar{\lambda}_{LT} \approx 1,0$ ist die Übereinstimmung zwischen numerischen und rechnerischen Tragfähigkeiten naturgemäß gut, da dies eine Bedingung für die Herleitung der neuen

χ_{LT} -Werte war [24]. Für größere Schlankheiten liegen die vorgeschlagenen Kurven auf der sicheren, für geringere auf der unsicheren Seite. Insbesondere ist bei einer Schlankheit von $\bar{\lambda}_{LT} = 0,9$ ein Knick in den numerisch ermittelten Traglastkurven zu erkennen. Für die anderen in Bild 2.5 aufgeführten Beanspruchungsverläufe ergeben sich qualitativ ähnliche Kurvenverläufe. Ursache für den Verlauf der Kurven im Bereich $\bar{\lambda}_{LT} \leq 1,0$ ist die den numerischen Berechnungen zu Grunde gelegte Eigenspannungsverteilung, bei der die Flansche nahezu vollständig unter Druckspannungen der Größe $0,25 \cdot f_y$ stehen. Bei experimentellen Untersuchungen an geschweißten Versuchsträgern ist ein besonders ausgeprägter Traglastabfall im Schlankheitsbereich $\bar{\lambda} < 1,0$ nicht zu beobachten. Daher ist zum einen kritisch zu hinterfragen, wie realistisch die Eigenspannungsverteilung nach Bild 2.5 ist, zum anderen erscheint die Anwendung der vorgeschlagenen Traglastkurven vertretbar.

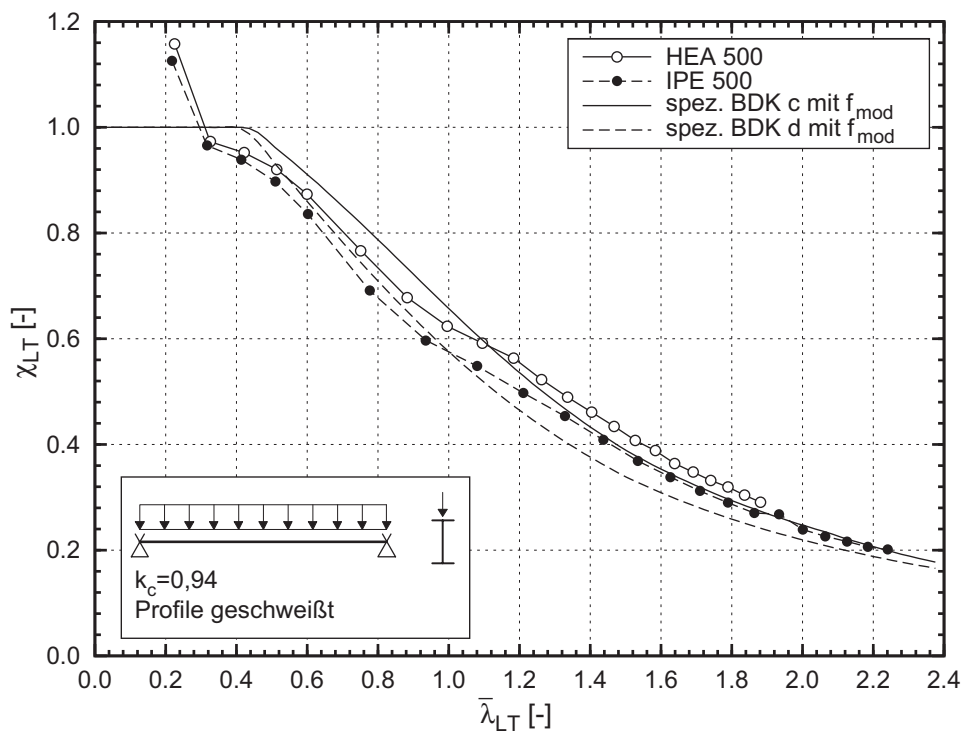


Bild 2.6: Vergleich von numerisch ermittelten Traglasten nach [24] mit Traglastabminderungskurven nach EC3-1-1

Bereits im Rahmen der Entwicklung der ENV-Version des Eurocode [R13] wurden Versuchsergebnisse identifiziert, die aufgrund ihrer Durchführung und Dokumentation als repräsentativ für das Biegedrillknicken von I-Profilen unter Biegebeanspruchung eingestuft werden können. Im „Background Document No. 503 to Eurocode 3“ [3] sind 144 Versuchsergebnisse für Walzprofile und 71 Ergebnisse für geschweißte Querschnitte zusammengestellt, die diese Bedingungen erfüllen. In Bild 2.7 sind die im Versuch gemessenen Traglasten im Vergleich zu

2.3 Biegedrillknicken von Bauteilen mit konstantem Querschnitt

den Abminderungskurven für Biegedrillknicken nach Eurocode 3-1-1 [R8] für gewalzte und geschweißte I-Profile unter konstanter Biegemomentenbeanspruchung dargestellt. Der Auswertung liegen die gemessenen Querschnittsabmessungen und Materialeigenschaften zu Grunde.

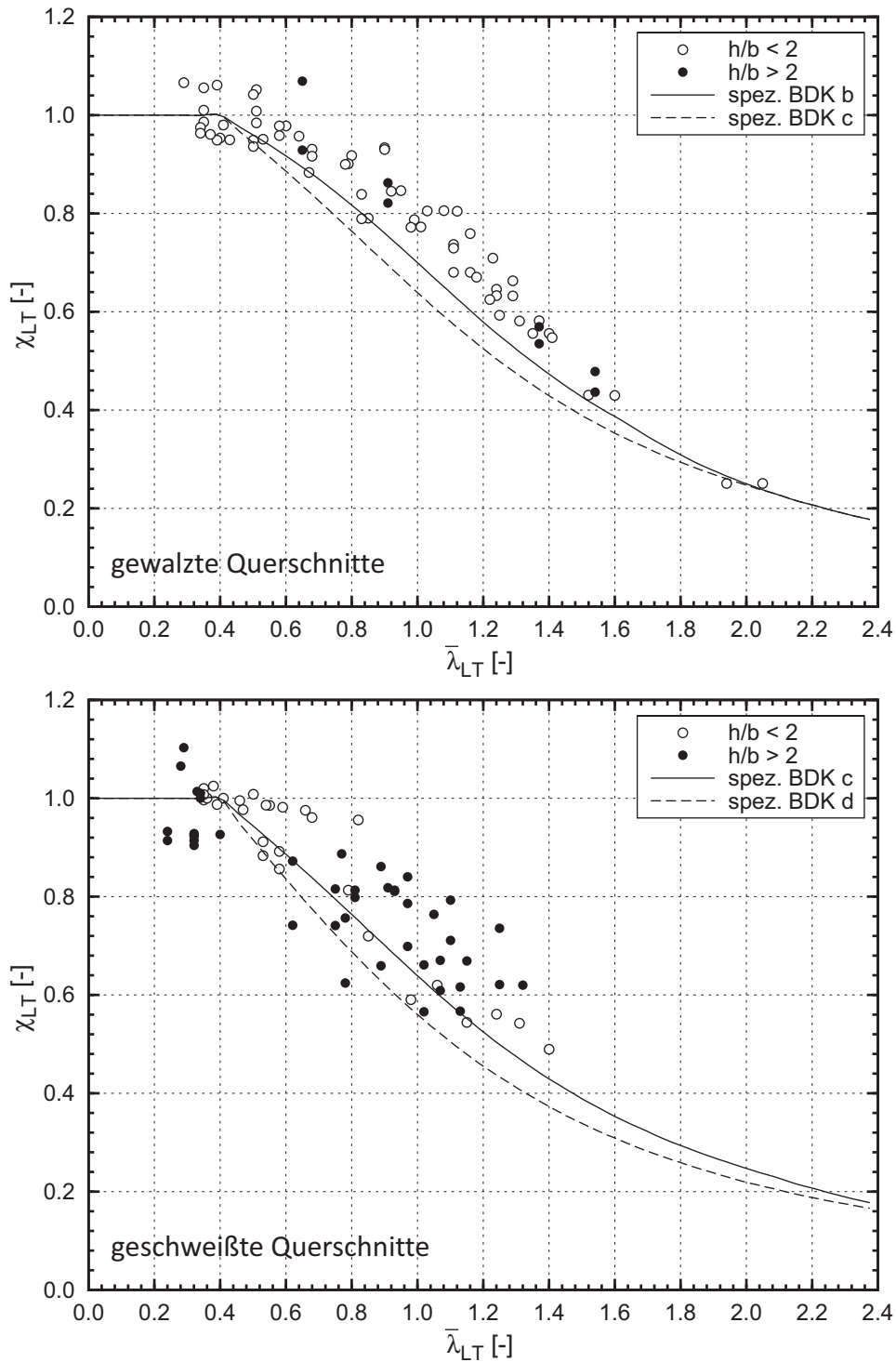


Bild 2.7: Vergleich von Versuchsergebnissen mit den Abminderungskurven für Biegedrillknicken nach EC3-1-1 [R8]

Des Weiteren konnte übereinstimmend bei allen numerischen Berechnungen festgestellt werden, dass das Plateau von $\bar{\lambda}_{LT} = 0,4$ nicht erreicht wird. Selbst bei Berücksichtigung einer Materialverfestigung bei Dehnungen größer ε_y wurde eine Abminderung der Traglast gegenüber der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit M_{pl} ab einer Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT} \approx 0,25$ beobachtet [7]. Aus diesem Grund wurden für die Legitimierung der Biegedrillknickkurven im unteren Schlankheitsbereich experimentelle Untersuchungen an Trägern herangezogen.

Byfield und *Nethercot* berichten in [10] über eine Versuchsreihe, die an der Universität Nottingham durchgeführt wurde. Bei der Ausführung der Versuche wurde besonderer Wert darauf gelegt, dass sämtliche Randbedingungen zweifelsfrei nachvollziehbar sind, um eine Verfälschung der Ergebnisse durch möglicherweise nicht berücksichtigte positive Effekte aus der Lagerungs- und Lasteinleitungsstruktur zu vermeiden. Es wurde ein Versuchsstand realisiert, der Reibungseffekte an den Endauflagern des Versuchsträgers, an den Lasteinleitungsstellen und an den seitlichen Halterungen weitestgehend ausschloss. Des Weiteren wurden keinerlei Auflager- und Lasteinleitungssteifen angeordnet, die eine Wölbbehinderung zur Folge gehabt hätten. Als statisches System für die Versuche wurde ein Vierpunktbiegeversuch gewählt, um Effekte aus einer Ausbreitung der Fließzonen in Längsrichtung, wie sie beim Dreipunktbiegeversuch auftreten, auszuschließen. Als Profile wurden ein UB 203 x 102 x 23 mit einem h/b-Verhältnis von 2,0 und ein UC 152 x 152 x 30 mit einem h/b-Verhältnis von 1,0 ausgewählt. Die Biegedrillknickschlankheit der Versuchskörper wurde durch den Abstand der seitlichen Halterungen gesteuert. Es wurden zunächst Versuche an Bauteilen mit einer rechnerischen Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT} \approx 0,1$ untersucht, bei denen als maßgebendes Versagenskriterium Beulen des gedrückten Flansches im plastischen Bereich auftrat. Im Anschluss wurden Versuchsträger mit einer Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT} \approx 0,3$ (UC-Profil) und $\bar{\lambda}_{LT} \approx 0,4$ (UB-Profil) getestet. Bei diesen Trägern trat das Versagen durch Biegedrillknicken zwischen den Halterungen kombiniert mit plastischem Beulen der druckbeanspruchten Flansche auf.

Aufgrund der Anordnung der Lasteinleitungspunkte in relativ geringem Abstand konnte ein konstanter Momentenverlauf innerhalb der relevanten Trägerlänge zwischen den seitlichen Abstützungen nicht ganz erreicht werden. Bei den Versuchen mit $\bar{\lambda}_{LT} \approx 0,4$ werden die mittleren 62,5% der relevanten Trägerlänge durch ein konstantes Moment beansprucht, an den Rändern fällt der Wert auf 81,25% des Maximalwerts ab. Wertet man für diesen Beanspruchungsverlauf einen Korrekturfaktor k_c im Sinne von Gleichung (2.22) aus, so unterscheidet sich dieser nur unwesentlich von $k_c = 1,0$ für den konstanten Momentenverlauf. Aus diesem Grund scheint das Heranziehen dieser Versuche zur Kalibration der Biegedrillknickkurven für den konstanten Momentenverlauf gerechtfertigt.

2.3 Biegedrillknicken von Bauteilen mit konstantem Querschnitt

Die im Versuch gemessenen Traglasten M_u wurden mit der vollplastischen rechnerischen Querschnittstragfähigkeit $M_{pl,calc}$ unter Berücksichtigung der gemessenen Querschnittsabmessungen und Fließgrenze verglichen. Die Ergebnisse sind in Bild 2.8 in Abhängigkeit von der bezogenen Schlankheit dargestellt.

Offensichtlich konnten bei den untersuchten Trägern gegenüber der rechnerischen Querschnittstragfähigkeit $M_{pl,calc}$ signifikante Steigerungen der Traglast infolge der Materialverfestigung erreicht werden, die bei den bisher durchgeführten numerischen Berechnungen nicht ermittelt werden konnten.

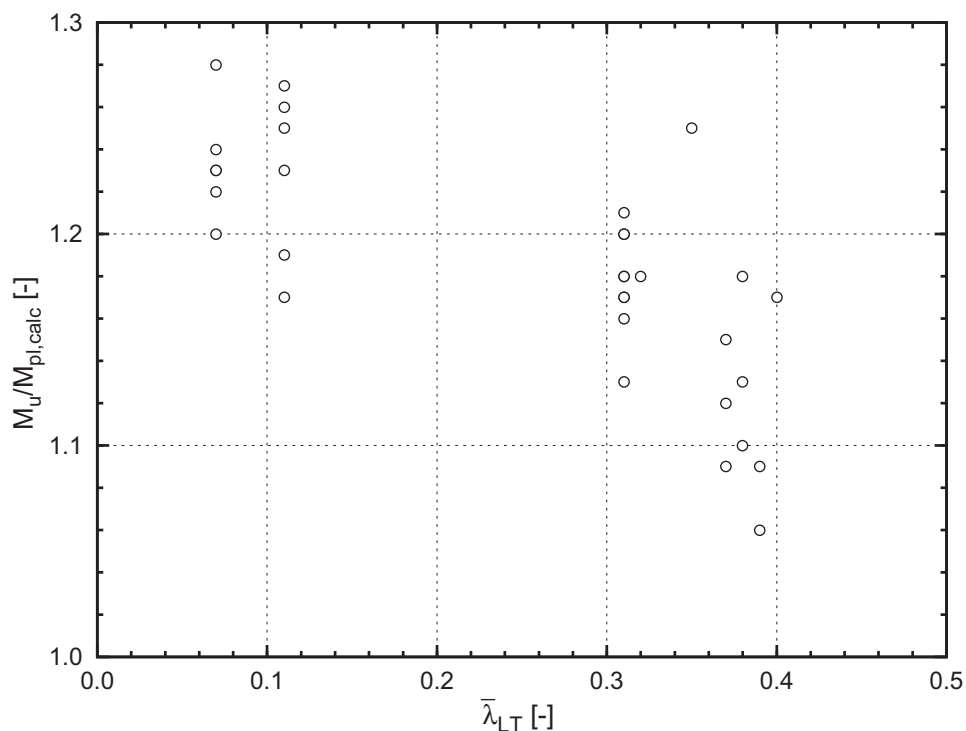


Bild 2.8: Versuchsreihe im unteren Schlankheitsbereich – gemessene Traglasten gemäß [10]

Eine mögliche Erklärung hierfür liegt in dem Materialverhalten der Versuchsträger, welches in Zugversuchen ermittelt wurde. Die Mehrzahl (75%) der Zugproben wies weder eine ausgeprägte obere und untere Fließgrenze noch ein ausgeprägtes Fließplateau auf. Der Verfestigungsbereich folgte direkt auf das Erreichen der $R_{p0,2}$ -Dehngrenze. Nach Aussage des ehemaligen britischen Stahlherstellers British Steel ist ein derartiges Materialverhalten für moderne Walzprofile nicht unüblich [10]. Das üblicherweise für numerische Berechnungen verwendete trilineare Materialgesetz geht im Gegensatz dazu von einem ausgeprägten Fließplateau aus, das durch einen horizontalen Ast bei Dehnungen zwischen der Fließdehnung ε_y und dem zehnfachen dieses Wertes abgebildet wird.

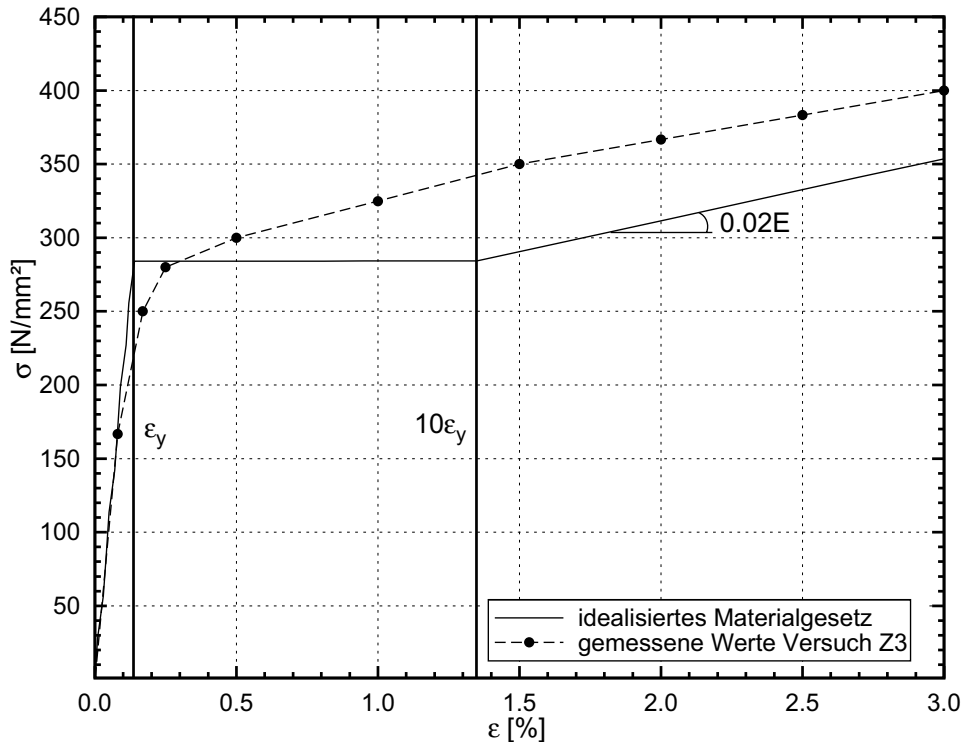


Bild 2.9: Gemessene Spannungs-Dehnungs-Beziehung aus [10] und trilineares Materialgesetz im Vergleich

Anhand des Artikels [10] lässt sich nicht ablesen, bei welchen Versuchsträgern ein Materialverhalten wie beispielhaft in Bild 2.9 für den Träger Z3 dargestellt vorlag, und bei welchen die „klassische“ Spannungs-Dehnungsbeziehung zu beobachten war. Aufgrund der äußerst geringen Streuung der Versuchstraglasten, die für alle Träger – auch die 25% mit ausgeprägtem Fließplateau – deutlich oberhalb von $M_{pl,calc}$ lagen, ist davon auszugehen, dass noch weitere Einflüsse dazu führen, dass die großen Laststeigerungen, die in den Versuchen zu beobachten waren, bei numerischen Berechnungen häufig nicht erreicht werden können. Eine weitere Ursache dieses Verhaltens liegt darin, dass das real vorliegende dreidimensionale Materialverhalten durch die mechanischen Eigenschaften, die in einem zweidimensionalen Zugversuch ermittelt wurden, nicht bis ins Letzte beschrieben werden können. In [10] ist diesbezüglich ein Beispiel angegeben, bei dem die aus den maximalen gemessenen Dehnungen zurückgerechneten Spannungen nur $1,17 \cdot f_y$ betragen, das zugehörige Moment jedoch $1,23 \cdot M_{pl,calc}$. Insgesamt ist festzuhalten, dass die gemessenen Traglasten im Versuch nicht nur das Ergebnis eines „exotischen“ Materialverhaltens sind, sondern für die im Stahlbau verwendeten Stähle als repräsentativ gelten können.

Eine statistische Auswertung der Versuche nach ENV 1993-1-1, [R13], Anhang Z, erfolgte in [36]. Als Ergebnis wird festgehalten, dass der Ansatz der Plateaulänge $\bar{\lambda}_{LT,0} = 0,4$ dem geforderten Sicherheitsniveau der Eurocodes entspricht.

2.3.2.3 Alternative Traglastabminderungskurven

Unabhängig von der Zuordnung der einzelnen Profile zu den jeweiligen Biegedrillknickkurven und der gewählten Plateaulänge ist den bislang vorgestellten χ_{LT} -Werten gemein, dass sie nicht auf einem konsistenten mechanischen Modell beruhen. Sowohl die Anwendung der Knickspannungslinien für den „allgemeinen Fall“ des Biegedrillknickens als auch die Herleitung der speziellen Biegedrillknickkurven für gewalzte und gleichartige geschweißte Profile basieren auf der Vorgehensweise, als Traglastabminderungskurven die bekannten europäischen Knickspannungslinien zu verwenden und diese durch Faktoren α und β an experimentelle und numerische Ergebnisse anzupassen.

Ein großer Nachteil bei dieser Vorgehensweise ist, dass der Einfluss der Torsionssteifigkeit der Profile auf das Biegedrillknickverhalten nicht zufriedenstellend berücksichtigt wird. Für den sogenannten „allgemeinen Fall“ des Biegedrillknickens, das heißt bei Verwendung der Knickspannungslinien, wird der positive Effekt, den der Einfluss der Torsionssteifigkeit mit sich bringt, dadurch berücksichtigt, dass eine die Zuordnung zu den Kurven um ein bis zwei Stufen günstiger ausfällt als beim Biegeknicken um die schwache Achse. Mechanisch gesehen führt dies zu einer Inkonsistenz bei der Interpretation des Imperfektionsbeiwerts α . Versteht man diesen als einen an Versuchen kalibrierten Parameter, der den Einfluss von strukturellen und geometrischen Imperfektionen abdeckt, so ist zunächst nicht nachvollziehbar, warum sich derart unterschiedliche α -Werte für den Fall des Biegeknickens um die schwache Achse und den Fall des Biegedrillknickens ergeben. Die speziellen Biegedrillknickkurven für gewalzte und gleichartige geschweißte Profile berücksichtigen den positiven Einfluss teilweise durch den modifizierten Kurvenverlauf. Insgesamt wird jedoch der Einfluss der Torsionssteifigkeit bei beiden Ansätzen nur indirekt berücksichtigt. Aus diesem Grund werden zum Beispiel in [93], [89], [98] alternative Formulierungen der Traglastabminderungskurven vorgeschlagen, die auf einer mechanischen Betrachtung des Stabilitätsfalls basieren und eine Weiterentwicklung der vorhandenen Verfahren für das Biegeknicken darstellen.

Für den Stabilitätsfall Biegeknicken unter zentrischem Druck wurden die europäischen Knickspannungslinien von *Maquoi* und *Rondal* [62] durch Zurückführen auf einen Nachweis nach Theorie II. Ordnung hergeleitet. Grundlage der Herleitung ist die Annahme einer zur Knickbiegeline affinen Vorverformungsform. Setzt man eine lineare Interaktionsbeziehung für die Schnittgrößenkombination Normalkraft und Biegemoment im nachweisrelevanten Querschnitt voraus, so ergibt sich folgende Nachweisgleichung:

$$\frac{N_E}{N_R} + \frac{N_E \cdot v_0}{M_R} \cdot \frac{1}{1 - \frac{N_E}{N_{cr}}} = 1 \quad (2.23)$$

Eurocode 3, Teil-1-1, [R8], erlaubt, den Maximalstich v_0 der sinusförmigen Vorkrümmung proportional zum bezogenen Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}$ zu ermitteln.

$$v_0 = \frac{M_R}{N_R} \cdot \alpha \cdot (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) \quad (2.24)$$

Dabei berücksichtigt das Plateau bei $\bar{\lambda}_0$, dass bei bezogenen Schlankheiten unterhalb dieses Wertes die volle Querschnittstragfähigkeit erreicht werden kann. Durch Einsetzen der bekannten Formulierungen für die bezogene Bauteiltragfähigkeit

$$\frac{N_E}{N_R} = \chi \quad (2.25)$$

und den bezogenen Schlankheitsgrad

$$\frac{N_R}{N_{cr}} = \bar{\lambda}^2 \quad (2.26)$$

und Berücksichtigung des Imperfektionsansatzes lässt sich Gleichung (2.23) nach einigen Umformungen auf die folgende Form bringen:

$$\chi + \chi \cdot \alpha \cdot (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) \cdot \frac{1}{1 - \chi \cdot \bar{\lambda}^2} = 1 \quad (2.27)$$

Löst man Gleichung (2.27) nach χ auf, ergibt sich die allgemein bekannte Formulierung der europäischen Knickspannungslinien.

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \quad (2.28)$$

$$\phi = 0,5 \cdot (1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2)$$

Der Parameter α muss dabei die Querschnittsform sowie sämtliche geometrischen Imperfektionen (Vorkrümmungen, Abweichungen vom Nennquerschnitt) und strukturellen Unwägbarkeiten (Eigenspannungen, Materialeigenschaften) berücksichtigen. Die Werte für α wurden anhand von Versuchen kalibriert. In den Normen werden fünf unterschiedliche Knickspannungslinien a_0 bis d definiert, die jeweils durch ihren Imperfektionsbeiwert α charakterisiert werden. Damit existiert ein konsistentes mechanisches Modell für den Biegeknicknachweis von

zentrisch auf Druck beanspruchten Bauteilen, welches im Ergebnis zu europäisch einheitlichen Formulierungen der Knickspannungslinien führte.

Diese Betrachtungen können auf den Stabilitätsfall Biegedrillknicken unter reiner Biegebeanspruchung erweitert werden. Da es sich um eine mechanische Betrachtung der auftretenden Phänomene handelt, unterscheiden sich die Ausführungen in unterschiedlichen Literaturquellen, z.B. [93], [89] und [98], nur in wenigen Details. Der zentrale Gedanke bei der Herleitung von alternativen Formulierungen für die Biegedrillknickkurven besteht darin, den vereinfachten Nachweis mit Traglastabminderungsfaktoren auf einen Tragsicherheitsnachweis nach Theorie II. Ordnung zurückzuführen. Werden die Schnittgrößen am verformten Stab unter Berücksichtigung von Imperfektionen nach Theorie II. Ordnung ermittelt, ist nur noch ein Nachweis der Querschnittstragfähigkeit zu führen. Hierbei muss für die kombinierte Beanspruchung aus dem äußerem Biegemoment M_{yE} und den Zusatzschnittgrößen aus Theorie II. Ordnung eine geeignete Interaktionsbeziehung zu Grunde gelegt werden.

Des Weiteren ist ein geeigneter Imperfektionsansatz zu wählen. Die Herleitung von *Maquoi* und *Rondal* [62] für das Biegeknicken unter reiner Druckbeanspruchung setzen die Annahme einer zur Knickbiegeline affinen Vorverformungsform voraus. Die Regelungen in den aktuell anzuwendenden Normen Eurocode 3, Teil 1-1, [R8], und DIN 18800, Teil 2, [R4], d.h. der Ansatz einer sinusförmigen horizontalen Vorkrümmung des Trägers normal zur betrachteten Biegeachse, entspricht dieser Forderung. Für den Fall des Biegedrillknickens geben beide Normen vor, dass eine horizontale Vorkrümmung normal zur Hauptachse z-z anzusetzen ist. Eine Torsionsimperfektion, d.h. eine Vorverdrehung um die Stablängsachse ist im Allgemeinen nicht zu berücksichtigen. Die erste Eigenform eines biegedrillknickgefährdeten Stabes ist jedoch durch seitliche Verschiebungen v senkrecht zur Hauptachse z-z kombiniert mit Verdrehungen ϑ um die Trägerlängsachse gekennzeichnet. Die Verwendung einer zur Eigenform affinen Imperfektion mit Vorverformungsanteilen v_{ini} und ϑ_{ini} ist in den aktuell vorliegenden Normen nicht geregelt.

Um die erforderlichen Beziehungen für die geforderte, zur Biegedrillknickeigenform affine Vorverformungsform, bei der die Verschiebungen v und die Verdrehungen ϑ gekoppelt auftreten, abzuleiten, wird zunächst das Differentialgleichungssystem betrachtet, das das Biegedrillknicken beschreibt.

$$\begin{aligned} EI_z \cdot v'''' + M_{yE} \cdot \vartheta'' &= 0 \\ EI_w \cdot \vartheta'''' - GI_T \cdot \vartheta'' + M_{yE} \cdot v'' &= 0 \end{aligned} \tag{2.29}$$

Dieses wird bekanntermaßen durch

2.3 Biegedrillknicken von Bauteilen mit konstantem Querschnitt

Tabelle 2.2: Herleitung der Ayrton-Perry-Formulierung für einen gabelgelagerten Einfeldträger unter konstanter Momentenbeanspruchung bei unterschiedlichen Imperfektionsansätzen

Vorverformung affin zur 1. Eigenform	Vorverformung in Form einer seitlichen Vorkrümmung
$v_{OG,ini}(x) = e_0 \cdot \sin \frac{\pi x}{L} \quad (2.33)$	$v_{ini}(x) = e_0 \cdot \sin \frac{\pi x}{L} \quad (2.34)$
Mit obigem Zusammenhang zwischen v und ϑ	
$\vartheta_{ini}(x) = e_0 \cdot \frac{1}{\sqrt{\frac{I_w}{I_z}(\varepsilon_{IT} + 1)}} \cdot \sin \frac{\pi x}{L} \quad (2.35)$	
$v_{S,ini}(x) = e_0 \cdot \frac{\varepsilon_{IT}}{\varepsilon_{IT} + 1} \cdot \sin \frac{\pi x}{L} \quad (2.36)$	
$v_{UG,ini}(x) = e_0 \cdot \frac{\varepsilon_{IT} - 1}{\varepsilon_{IT} + 1} \cdot \sin \frac{\pi x}{L} \quad (2.37)$	
Gesamtverformung nach Theorie II. Ordnung in Feldmitte	
$v_S^{II} = e_0 \cdot \frac{\varepsilon_{IT}}{\varepsilon_{IT} + 1} \cdot \frac{\frac{M_{yE}}{M_{cr,y}}}{1 - \frac{M_{yE}}{M_{cr,y}}} \quad (2.38)$	$v_S^{II} = \frac{M_{yE}^2}{M_{cr,y}^2 \cdot \left(1 - \frac{M_{yE}^2}{M_{cr,y}^2}\right)} \cdot e_0 \quad (2.39)$
$\vartheta^{II} = e_0 \cdot \frac{1}{\sqrt{\frac{I_w}{I_z}(\varepsilon_{IT} + 1)}} \cdot \frac{\frac{M_{yE}}{M_{cr,y}}}{1 - \frac{M_{yE}}{M_{cr,y}}} \quad (2.40)$	$\vartheta^{II} = \frac{N_{cr} \cdot M_{yE}}{M_{cr,y}^2 \cdot \left(1 - \frac{M_{yE}^2}{M_{cr,y}^2}\right)} \cdot e_0 \quad (2.41)$
Zusatzbeanspruchung aus Theorie II. Ordnung	
$M_z^{II} = \frac{M_{yE}}{1 - \frac{M_{yE}}{M_{cr,y}}} \cdot \frac{1}{\sqrt{\frac{I_w}{I_z}(\varepsilon_{IT} + 1)}} \cdot e_0 \quad (2.42)$	$M_z^{II} = \frac{M_{yE}^2}{\left(1 - \frac{M_{yE}^2}{M_{cr,y}^2}\right)} \cdot \frac{N_{cr}}{M_{cr,y}^2} \cdot e_0 \quad (2.43)$
$M_w^{II} = \frac{M_{yE}}{1 - \frac{M_{yE}}{M_{cr,y}}} \cdot \frac{1}{\varepsilon_{IT}(\varepsilon_{IT} + 1)} \cdot e_0 \quad (2.44)$	$M_w^{II} = \frac{M_{yE}}{\left(1 - \frac{M_{yE}^2}{M_{cr,y}^2}\right)} \cdot \frac{N_{cr}^2}{M_{cr,y}^2} \cdot \left(\frac{h}{2}\right)^2 \cdot e_0 \quad (2.45)$
Lineare Interaktion zwischen Doppelbiegung und Verwölbung	
$\frac{M_{yE}}{M_{yR}} + \frac{M_z^{II}}{M_{zR}} + \frac{M_w^{II}}{M_{wR}} = 1 \quad (2.46)$	

Tabelle 2.2: Fortsetzung

Nachweis	
$\frac{M_{yE}}{M_{yR}} + \frac{M_{yE}}{M_{zR}} \cdot \frac{N_{cr}}{M_{cr,y}} \cdot e_0 \cdot \frac{1}{1 - \frac{M_{yE}}{M_{cr,y}}} = 1 \quad (2.47)$	$\frac{M_{yE}}{M_{yR}} + \frac{1}{1 - \frac{M_{yE}^2}{M_{cr,y}^2}} \cdot e_0 \cdot \left(\frac{N_{cr}}{M_{zR}} \cdot \frac{M_{yE}^2}{M_{cr,y}^2} + \frac{N_{cr}^2 \cdot h/2}{M_{zR}} \cdot \frac{M_{yE}}{M_{cr,y}^2} \right) = 1 \quad (2.48)$
Definitionen	
	$\frac{M_{yE}}{M_{yR}} = \chi_{LT} \quad (2.49)$
	$\frac{M_{yR}}{M_{cr,y}} = \bar{\lambda}_{LT}^2 \quad (2.50)$
Ayrton-Perry-Formulierung	
$\chi_{LT} + \chi_{LT} \frac{N_R}{M_{zR}} \cdot \frac{\bar{\lambda}_{LT}^2}{\bar{\lambda}_z^2} \cdot e_0 \cdot \frac{1}{1 - \chi_{LT} \cdot \bar{\lambda}_{LT}^2} = 1 \quad (2.51)$	$\chi_{LT} + \chi_{LT} \frac{N_R}{M_{zR}} \cdot \frac{\bar{\lambda}_{LT}^2}{\bar{\lambda}_z^2} \cdot e_0 \cdot \left(1 + \frac{N_{cr} \cdot h/2}{M_{cr,y} \cdot \chi_{LT} \bar{\lambda}_{LT}^2} \right) \cdot \frac{\chi_{LT} \bar{\lambda}_{LT}^2}{1 - \chi_{LT}^2 \bar{\lambda}_{LT}^4} = 1 \quad (2.52)$

Der Maximalstich e_0 der Vorverformung ist nun in Abhängigkeit von der Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ einzusetzen. Dabei ist zu beachten, dass der Imperfektionsansatz immer mit der gewählten Interaktionsbeziehung verknüpft ist. Definitionsgemäß sind die χ_{LT} -Werte statistisch anhand von Versuchen festgelegt und stellen somit eine feste Schranke für die erzielbare Bauteiltragfähigkeit dar. Es müssen sich daher unabhängig von der gewählten Interaktionsbeziehung dieselben Traglasten ergeben. Es ist somit nicht möglich, durch eine günstigere Interaktionsbedingung eine höhere Bauteiltragfähigkeit zu erzwingen, vielmehr kann eine günstigere Interaktionsgleichung nur in Kombination mit vergrößerten Imperfektionen zum Einsatz kommen. Mathematisch betrachtet zeigt sich die Verknüpfung von Imperfektionsansatz und gewählter Interaktionsgleichung dadurch, dass sich der Anteil N_R/M_{zR} aus der Nachweisgleichung herauskürzen muss. Setzt man die Bestimmungsgleichung

$$e_0 = \frac{M_{zR}}{N_R} \cdot \alpha \cdot (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) \quad (2.53)$$

in die oben hergeleiteten Ayrton-Perry-Formeln ein, so ergibt sich für den Fall einer alleinigen seitlichen Vorkrümmung Gleichung (2.54)

$$\chi_{LT} + \chi_{LT} \cdot \frac{\bar{\lambda}_{LT}^2}{\bar{\lambda}_z^2} \cdot \alpha \cdot (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) \cdot \left(1 + \frac{N_{cr} \cdot h/2}{M_{cr,y} \cdot \chi_{LT} \bar{\lambda}_{LT}^2} \right) \cdot \frac{\chi_{LT} \bar{\lambda}_{LT}^2}{1 - \chi_{LT}^2 \bar{\lambda}_{LT}^4} = 1 \quad (2.54)$$

und bei Berücksichtigung einer eigenformaffinen Vorverformungsform Gleichung (2.55).

$$\chi_{LT} + \chi_{LT} \cdot \frac{\bar{\lambda}_{LT}^2}{\bar{\lambda}_z^2} \cdot \alpha \cdot (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) \cdot \frac{1}{1 - \chi_{LT} \cdot \bar{\lambda}_{LT}^2} = 1 \quad (2.55)$$

Eine Lösung von Gleichung (2.54), die eine einfache formelmäßige Darstellung der Traglastabminderungskurven erlaubt, ist nicht möglich. Betrachtet man jedoch Gleichung (2.55), so fällt auf, dass diese Formel in ihrer Form der Gleichung (2.27) entspricht. Die Lösung entspricht daher ebenfalls der Formulierung der europäischen Knickspannungslinien.

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} \quad (2.56)$$

mit

$$\phi = 0,5 \cdot \left(1 + \alpha \cdot \frac{\bar{\lambda}_{LT}^2}{\bar{\lambda}_z^2} \cdot (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right) \quad (2.57)$$

Der wesentliche Unterschied zwischen den Herleitungen in [93] und [89] auf der einen und [98] auf der anderen Seite besteht in der Wahl von α und $\bar{\lambda}$ in Gleichung (2.53). In [93] und [89] wird der Imperfektionsbeiwert α anhand der Einstufung der Profile für den Stabilitätsfall Biegeknicken normal zur Hauptachse z-z gewählt. Die Berücksichtigung des schlankheitsabhängigen Verlaufs von e_0 erfolgt durch Einsetzen der bezogenen Schlankheit für Biegedrillknicken $\bar{\lambda}_{LT}$. Im Unterschied dazu wird in [98] der Imperfektionsbeiwert α angesetzt, der sich gemäß der zu verwendenden Knickspannungslinie für den „allgemeinen Fall“ des Biegedrillknickens ergibt. Die Schlankheitsabhängigkeit wird in diesem Fall auf die bezogene Schlankheit für Knicken um die schwache Achse $\bar{\lambda}_z$ bezogen. Der Wert $\bar{\lambda}_0$, der beschreibt, ab welcher bezogenen Schlankheit Biegedrillknicken berücksichtigt werden muss, wird in beiden Fällen zu 0,2 gesetzt.

In Bild 2.11 und Bild 2.12 werden die profilabhängigen χ_{LT} -Kurven gemäß [93] und [98] mit den genormten Traglastabminderungskurven gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] in der allgemeinen Formulierung und für den Sonderfall für „gewalzte und gleichartig geschweißte Querschnitte“ verglichen. Als repräsentative Querschnitte

werden ein IPE 500-Profil mit geringer und ein HEM 200-Profil mit hoher Torsionssteifigkeit ausgewählt.

Für das IPE 500-Profil mit geringer Torsionssteifigkeit ist der Unterschied zwischen den genormten Kurvenverläufen und den mechanisch hergeleiteten Biegedrillknickkurven gering. Der in den Ayrton-Perry-Formulierungen angesetzte Imperfektionsbeiwert α ist für die Methoden nach [93] und [98] identisch. Grundsätzlich verläuft die Kurve nach [98] über den gesamten Schlankheitsbereich zwischen den genormten Kurven nach Eurocode 3, während die Kurve nach [93] im mittelschlanken Bereich zu höheren rechnerischen Traglasten führt.

Bei dem HEM 200-Profil mit großer Torsionssteifigkeit weicht der Verlauf der Ayrton-Perry-Kurven deutlich von den genormten Kurven ab und liefert insbesondere im mittleren Schlankheitsbereich höhere Traglasten. Dabei ist der Gewinn der rechnerischen Tragfähigkeit bei der Formulierung nach [93] größer als bei der Variante gemäß [98]. Offensichtlich führt die Verwendung der genormten Traglastabminderungskurven im Falle von Profilen mit hoher Torsionssteifigkeit im mittelschlanken Bereich zu einer zu konservativen Ermittlung der rechnerischen Traglast. Eine definitive Entscheidung bezüglich der Wahl von α und $\bar{\lambda}$ in Gleichung (2.53) kann nur durch einen Vergleich mit experimentell und numerisch ermittelten Traglasten gefällt werden.

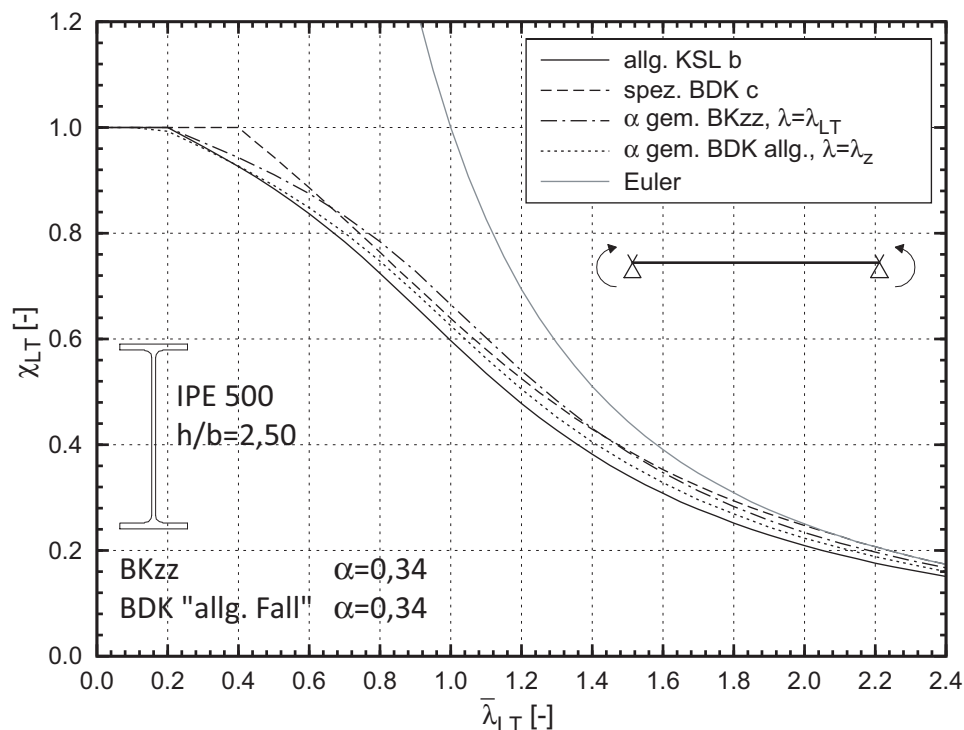


Bild 2.11: Vergleich der genormten und der alternativen Biegedrillknickkurven für ein IPE 500-Profil

2.3 Biegedrillknicken von Bauteilen mit konstantem Querschnitt

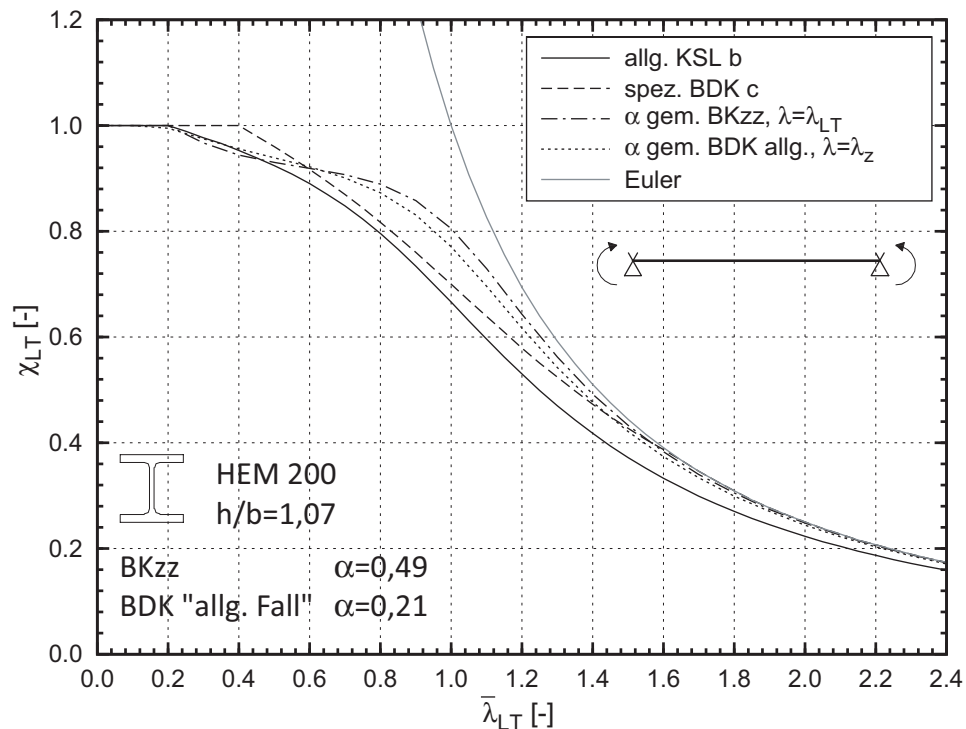


Bild 2.12: Vergleich der genormten und der alternativen Biegedrillknickkurven für ein HEM 200-Profil

Die vorangegangene Herleitung gilt für den Basisfall des gabelgelagerten Einfeldträgers unter konstanter Biegemomentenbeanspruchung mit doppelt-symmetrischem I-Profil. Für diesen Sonderfall lassen sich die Verformungen und Schnittgrößen mit der Differentialgleichungsmethode mathematisch exakt ermitteln. Bei anderen Beanspruchungsverläufen ist eine geschlossene Lösung des Differentialgleichungssystems nicht möglich. Es existieren daher unterschiedliche Ansätze zur Berücksichtigung des Momentenverlaufs.

Stangenberg [93] bemüht sich um eine weitestgehend konsistente analytische Herangehensweise unter Verwendung von numerisch hergeleiteten Hilfwerten. Für die Lastfälle „mittig angreifende Einzellast“ und „einseitig angreifendes Moment“ werden Anpassungsfaktoren angegeben, die den gegenüber dem Lastfall „konstantes Moment“ abweichenden Verlauf der seitlichen Verschiebungen und Verdrehungen sowie der Momentenanteile M_z und M_w erfassen. Die daraus resultierenden rechnerischen Traglasten werden mit numerisch und experimentell ermittelten Werten verglichen. Dabei ergeben sich sehr gute Übereinstimmungen. Insgesamt resultiert diese Art der Herleitung somit in einem konsistenten Bemessungsmodell. Für eine Anwendung in der Praxis ist es jedoch notwendig, zusätzliche Bemessungshilfen bereitzustellen, aus denen die erforderlichen lastfallabhängigen Beiwerte ermittelt werden können.

Naumes schlägt in [69] vor, den Beanspruchungsverlauf durch eine konsequente Weiterverfolgung der Beziehungen in Gleichung (2.63) und (2.64) zu berücksichtigen. Hierbei wird zunächst vereinfachend der Anteil des Steges an der Querschnittstragfähigkeit vernachlässigt, so dass sich

$$\frac{\bar{\lambda}_{LT}^2}{\lambda_z^2} = \frac{1}{\varepsilon_{IT}} \quad (2.58)$$

ergibt. Für allgemeine Beanspruchungsverläufe kann dann der Term in Gleichung (2.57), der den Einfluss der Torsionssteifigkeit berücksichtigt, wie folgt umgeformt werden.

$$\frac{\bar{\lambda}_{LT}^2}{\lambda_z^2} = \frac{\alpha_{cr}^*}{\alpha_{cr}} \quad (2.59)$$

mit

α_{cr}^* Verzweigungslastfaktor bei Vernachlässigung der Torsionssteifigkeit I_T

α_{cr} Verzweigungslastfaktor bei Berücksichtigung der Torsionssteifigkeit

Es ergibt sich somit ein modifizierter Imperfektionsbeiwert α^* nach Gleichung (2.60).

$$\alpha_{LT}^* = \frac{\alpha_{cr}^*}{\alpha_{cr}} \cdot \alpha \quad (2.60)$$

Der Einfluss des Biegemomentenverlaufs auf die Traglast wird analog zu Eurocode 3-1-1 [R8] durch einen zusätzlichen Modifikationsfaktor berücksichtigt. Für die Herleitung dieses Faktors wird die Stelle im Bauteil betrachtet, an der die Querschnittsbeanspruchung aus der kombinierten Wirkung des äußeren Biegemoments M_{yE} sowie den Zusatzschnittgrößen M_z und M_w am verformten System maximal wird. Diese Stelle wird mit x_d bezeichnet. Da die Stelle x_d im Rahmen des vereinfachten Nachweises nicht explizit berechnet wird, soll der Nachweis alternativ an der Stelle geführt werden, an der $\alpha_{ult,k}$ minimal wird. Bei einer ausschließlichen Beanspruchung durch Biegemomente M_y und bei gleichbleibendem Querschnitt ist dies gleichbedeutend mit der Stelle, an der das Biegemoment maximal ist. Die Bestimmungsgleichung zur Ermittlung von χ ist dann entsprechend zu modifizieren, d.h. es muss gelten:

$$\frac{\chi(x_d)}{M_E(x_d)} = \frac{\chi_{\text{mod}}}{\max. M_E} \quad (2.61)$$

Die Lage der nachweisrelevanten Stelle x_d im Bauteil ist dabei lastfall- und schlankheitsabhängig und bei Beanspruchungen, die vom konstanten Momentenverlauf abweichen, nicht ohne Weiteres ersichtlich. Es gilt:

$$\chi_{\text{LT}} = \frac{\alpha_E}{\alpha_{\text{ult},k}(x_d)} \quad (2.62)$$

Dabei ist $\alpha_{\text{ult},k}$ der Faktor, mit dem die vorhandene Beanspruchung vergrößert werden muss, damit an der Stelle x_d im Bauteil gerade die Querschnittstragfähigkeit erreicht wird. Das Verhältnis der Schlankheit und des Traglastabminderungsfaktors zwischen der Stelle x_d und der Stelle, an der das äußere Biegemoment maximal ist, lässt sich durch den Faktor f ausdrücken.

$$\chi_{\text{LT}} = \frac{\alpha_E}{\alpha_{\text{ult},k}} = \frac{\alpha_E}{\alpha_{\text{ult},k,\text{min}}} \cdot \frac{\alpha_{\text{ult},k,\text{min}}}{\alpha_{\text{ult},k}} = \chi_{\text{LT,mod}} \cdot f \quad (2.63)$$

$$\bar{\lambda}_{\text{LT}} = \sqrt{\frac{\alpha_{\text{cr}}}{\alpha_{\text{ult},k}}} = \sqrt{\frac{\alpha_{\text{cr}}}{\alpha_{\text{ult},k,\text{min}}}} \cdot \sqrt{\frac{\alpha_{\text{ult},k,\text{min}}}{\alpha_{\text{ult},k}}} = \bar{\lambda}_{\text{mod}} \cdot \sqrt{\frac{1}{f}} \quad (2.64)$$

Einsetzen von (2.67) und (2.68) in (2.56) und (2.57) liefert dann

$$\chi_{\text{LT,mod}} = \frac{\chi_{\text{LT}}}{f} \leq 1,0 \quad (2.65)$$

$$\chi_{\text{LT}} = \frac{1}{\Phi_{\text{LT}} + \sqrt{\Phi_{\text{LT}}^2 - \beta \cdot \bar{\lambda}_{\text{LT}}^2}} \quad (2.66)$$

$$\Phi_{\text{LT}} = 0,5 \cdot \left[1 + \alpha_{\text{LT}}^* \cdot \left(\sqrt{\beta} \cdot \bar{\lambda}_{\text{LT}} - \bar{\lambda}_{\text{LT},0} \right) + \beta \cdot \bar{\lambda}_{\text{LT}}^2 \right] \quad (2.67)$$

mit

$$\bar{\lambda}_{\text{LT},0} = 0,2$$

$$\beta = 1/f$$

Eine derartige Formulierung ist durch die Angaben in Eurocode 3-1-1, [R8], explizit zugelassen, da es sich bei den Faktoren α_{LT} , β und $\bar{\lambda}_{\text{LT},0}$ um national festzulegende Parameter handelt. Lediglich der Korrekturfaktor $\sqrt{\beta}$ mit dem die vorhandene Biegedrillknickschlankheit $\bar{\lambda}_{\text{LT}}$ innerhalb des Klammerausdrucks von Gleichung (2.67) vergrößert wird, weicht von der genormten Formulierung ab.

Für die konkrete Berechnung von der bemessungsrelevanten Stelle x_d , die für die Festlegung von f benötigt wird, ist in der Regel ein iteratives Vorgehen erforderlich. Dies widerspricht jedoch der Zielsetzung dieser Arbeit, die darin besteht, benutzerfreundliche Bemessungsregeln bereitzustellen, die der Ingenieur in der täglichen Bemessungspraxis sicher anwenden kann. Für ausgewählte Fälle sind in [89] gesonderte Bemessungshilfen angegeben.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die Darstellung der Traglastabminderungskurven mit Hilfe von Ayrton-Perry-Formulierungen in Analogie zu der bekannten Herleitung für den Stabilitätsfall Biegeknicken unter zentrischem Druck [62] zu einem mechanisch konsistenten Bemessungsverfahren führt. Insbesondere für Bauteile mit einer hohen Torsionssteifigkeit können mit dieser Vorgehensweise gegenüber den genormten Biegedrillknickkurven Tragfähigkeitsgewinne erzielt werden. Nachteilig ist jedoch festzustellen, dass sich eine Vielzahl unterschiedlicher lastfall-, bauteil- und profilabhängiger Abminderungskurven ergibt. Dies widerstrebt dem Wunsch nach einem anschaulichen und leicht überprüfbareren Handrechenverfahren.

Neuere Untersuchungen zum Biegedrillknicken von Walzprofilen wurden von *Beier-Tertel* [4] durchgeführt. Es erfolgten umfangreiche numerische Traglastberechnungen in Form einer geometrisch und stofflich nichtlinearen Analyse unter Berücksichtigung von Imperfektionen (GMNIA). Dabei beschränkt sich die Auswertung auf den in der Praxis häufig vorkommenden Fall des gabelgelagerten Einfeldträgers unter einer Gleichstreckenlast oder einer Einzellast in Feldmitte, die jeweils entweder im Schubmittelpunkt des Profils oder auf Höhe des Obergurts angreifen.

Beim Vergleich unterschiedlicher Walzprofile ergaben sich große Unterschiede zwischen den numerisch bestimmten Abminderungsfaktoren χ_{LT} , die durch die Zuordnung zu den Biegedrillknickkurven gemäß Tabelle 2.1, Spalte 4, nur bedingt wiedergegeben werden.

Wie bereits bei der Herleitung der Ayrton-Perry-Kurven erläutert, spielen die Schnittgrößen M_z und M_w nach Theorie II. Ordnung eine wichtige Rolle für das Lastabtragungsverhalten im Falle des Biegedrillknickens. Je größer diese Schnittgrößenanteile sind, desto geringer ist das aufnehmbare Biegemoment M_y aus äußerer Belastung. Maßgeblich für den Einfluss der Schnittgrößen M_z nach Gleichung (2.42) und M_w gemäß Gleichung (2.43) ist der profil- und längenabhängige Parameter ε_{IT} .

$$\varepsilon_{IT} = \sqrt{1 + \frac{L^2 \cdot GI_T}{\pi^2 \cdot EI_w}} \quad (2.68)$$

Dieser Faktor lässt sich mit Hilfe der bekannten Stabkennzahl

$$\varepsilon_T = L \cdot \sqrt{\frac{G \cdot I_T}{E \cdot I_w}} \quad (2.69)$$

auch in modifizierter Form

$$\varepsilon_{IT} = \sqrt{1 + \frac{\varepsilon_T^2}{\pi^2}} \quad (2.70)$$

beschreiben. Die Stabkennzahl liefert eine Abschätzung bezüglich der Aufteilung der Torsionsbeanspruchung in Wölbkrafttorsion und St-Venant'sche Torsion. Bei Bauteilen, bei denen ein großer Anteil der Torsionsbeanspruchung über primäre Torsion abgetragen wird, ist der Schnittgrößenanteil M_w gering. Dieses Verhalten ließ sich auch bei der Auswertung der numerischen Berechnungen zeigen. Nachteilig ist jedoch, dass die Stabkennzahl und die daraus abgeleiteten Faktoren längenabhängig sind, was dem Wunsch nach einer einfachen Zuordnung der Profile zu einer Traglastabminderungskurve anhand von Geometrieigenschaften widerspricht.

Beier-Tertel zeigt in [4], dass bei Auswertung des Faktors ε_{IT} für die untersuchten Walzprofile bei einer gegebenen Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ eine Analogie zwischen dem Verlauf von ε_{IT} und dem I_y/I_T -Verhältnis der Profile besteht. In [4] wird daher vorgeschlagen, die Zuordnung der Profile zu den Biegedrillknickkurven nach ihrem I_y/I_T -Verhältnis vorzunehmen. Dies führt dazu, dass bei Profilen mit einer hohen Torsionssteifigkeit I_T eine günstigere Einstufung in die Biegedrillknickkurve a möglich ist. Da zum Teil für Querschnitte mit einer geringen Torsionssteifigkeit beobachtet werden kann, dass die rechnerischen Traglasten gemäß der Einstufung nach Tabelle 2.1 nicht erreicht werden, eine Einstufung in die Biegedrillknickkurve d jedoch zu konservativen Ergebnissen führt, wird die Einführung einer zusätzlichen Kurve zwischen den vorhandenen Kurven c und d vorgeschlagen. Für diese neue Kurve c-d ist der Imperfektionsbeiwert α in Formel (2.19) zu 0,63 zu setzen.

Tabelle 2.3: Zuordnung von gewalzten I-Profilen zu den Biegedrillknickkurven

Kurve	α	Zuordnung nach Beier-Tertel [4]	Zuordnung nach EC 3-1-1, 6.3.2.3
a	0,21	$I_y/I_T < 100$	-
b	0,34	$100 \leq I_y/I_T < 250$	$h/b \leq 2$
c	0,49	$250 \leq I_y/I_T < 500$	$h/b > 2$
c-d	0,63	$I_y/I_T \geq 500$	-

Bild 2.13 bestätigt, dass die Zuordnung der Profile zu den Traglastabminderungskurven anhand des I_y/I_T -Verhältnisses das Tragverhalten gabelgelagerter Einfeldträger mit Walzquerschnitt unter Querbelastung gut wiedergibt. Eine Erweiterung auf weitere Beanspruchungsverläufe und auf geschweißte Profile muss noch untersucht werden.

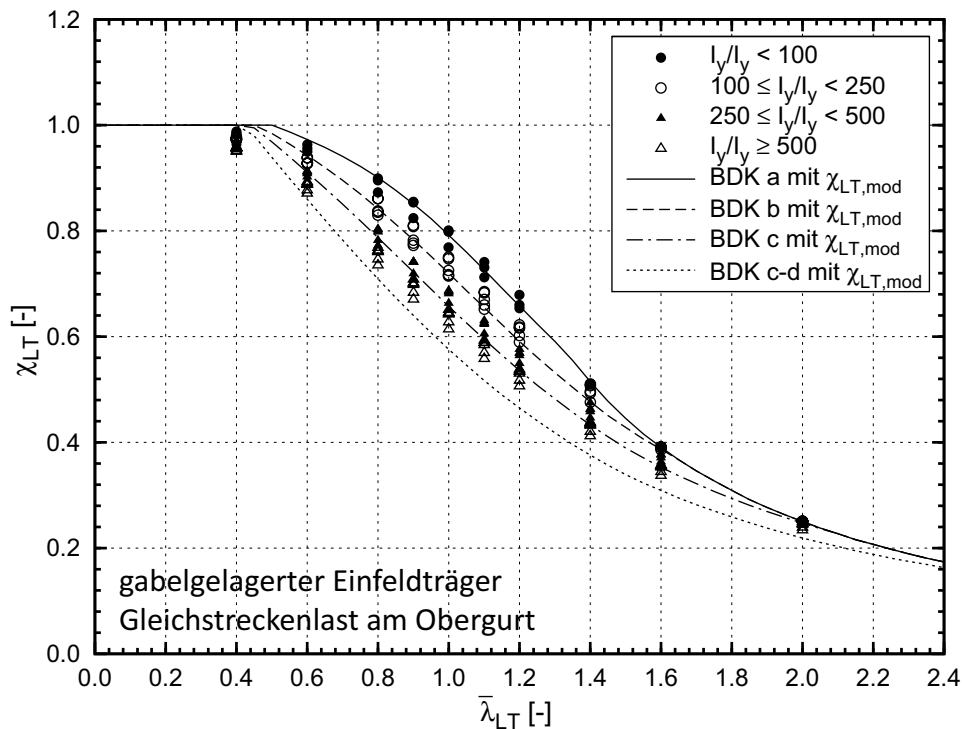


Bild 2.13: Vergleich von numerisch ermittelten Traglasten mit rechnerischen Werten gemäß Zuordnung nach [4]

2.3.3 Zusammenfassung

Da die Berechnung des idealen Biegedrillknickmoments M_{cr} in der Regel nicht durch eine geschlossene Lösung des zu Grunde liegenden Differentialgleichungssystems erfolgen kann, sind für die praktische Anwendung stets entsprechende Bemessungshilfen erforderlich. Für Bauteile mit konstantem I-förmigem Querschnitt liegen hierzu in der Literatur und der gängigen Normung zahlreiche Angaben vor. Besonders herauszustellen sind hierbei die Bemessungshilfen in [39], die die baupraktisch relevanten Fälle vollumfänglich abdecken, und deren Kompatibilität zum Eurocode durch den sogenannten NCCI-Status gewährleistet ist.

Mit der Einführung des Eurocode 3-1-1 [R8] liegen erstmalig harmonisierte europäische Kurven für den vereinfachten Biegedrillknicknachweis mit Abminderungsfaktoren vor. Dabei wird zwischen dem „allgemeinen Fall“ und dem Fall „gewalzter oder gleichartiger geschweißter Querschnitte“ unterschieden.

Neben den genormten Nachweisverfahren existieren alternative Formulierungen für die Traglastabminderungskurven, die auf einer mechanisch konsistenten Herleitung der Abminderungsfaktoren basieren. Den Anstoß für derartige Alternativkonzepte lieferte die – zum Teil berechtigte – Kritik an der Herleitung der genormten Kurven. Insgesamt lassen sich die unterschiedlichen Konzepte wie folgt zusammenfassen:

- Die „allgemeinen“ Biegedrillknickkurven nach Eurocode 3-1-1 [R8], die den europäischen Knickspannungslinien entsprechen, führen dazu, dass die rechnerischen Traglasten gegenüber experimentellen und numerischen Untersuchungen an biegedrillknickgefährdeten I-Profilen konservativ ermittelt werden. Somit können teils signifikante Tragfähigkeitsreserven in der Bemessung nicht genutzt werden.
- Die „speziellen“ Kurven für „gewalzte und gleichartige geschweißte Querschnitte“ sind anhand von experimentellen und numerischen Untersuchungen festgelegt worden. Die Zuordnung zu den Biegedrillknickkurven über das h/b -Verhältnis der Profile und die Begrenzung auf insgesamt drei unterschiedliche Kurven für alle Fälle führt zu einem äußerst anwenderfreundlichen Nachweisverfahren. Nachteilig ist hingegen festzuhalten, dass die Herleitung der speziellen Kurven nicht auf einem konsistenten mechanischen Modell beruht, sondern die Zuordnung auf empirischen Beobachtungen fußt. Dies betrifft insbesondere die Berücksichtigung der Torsionssteifigkeit. Außerdem muss festgehalten werden, dass für die Finite-Elemente-Berechnungen, die der Herleitung der speziellen Kurven zu Grunde liegen, nicht die Extremfälle mit dem jeweils ungünstigsten h/b -Verhältnis ausgewählt wurden. Des Weiteren führt die Bedingung, dass die Traglastabminderungskurven die numerisch ermittelten Traglasten insbesondere für $\bar{\lambda}_{LT} \approx 1$ gut wiedergeben sollten, in den übrigen Schlankheitsbereichen zu Abweichungen.
- Das Erreichen einer Plateaulänge von $\bar{\lambda}_{LT} = 0,4$ war eine vorgegebene Bedingung für die Herleitung der speziellen Biegedrillknickkurven. Diese konnte zwar in den numerischen Untersuchungen nicht bestätigt werden, es erfolgte jedoch eine Verifizierung anhand einer speziellen Versuchsreihe, siehe [10]. Die Diskrepanz zwischen numerisch ermittelten Traglasten und den rechnerischen Werten bei Verwendung der speziellen Kurven im unteren Schlankheitsbereich ist jedoch weiterhin ein Kritikpunkt, mit dem sich zahlreiche Forschungsarbeiten auseinandersetzen.

- Die Alternativvorschläge für die Formulierung der Biegedrillknickkurven, die auf der Erweiterung der Herleitungen von *Maquoi* und *Rondal* [62] basieren und den vereinfachten Stabilitätsnachweis auf einen Nachweis nach Theorie II. Ordnung zurückführen, führen zu einer Vielzahl von möglichen Kurven, die profil- und lastfallabhängig sind. Somit kann zwar ein Höchstmaß an Genauigkeit bei den rechnerischen Traglasten erzielt werden, dies geschieht jedoch auf Kosten der Anwenderfreundlichkeit. Insbesondere für die Anwender, die nicht täglich mit der Materie befasst sind, und für solche, die eine schnelle Einschätzung der Bauteiltragfähigkeit anstreben, ist dieses Nachweisverfahren weniger geeignet. Des Weiteren sind für eine vollständig konsistente Bemessung zusätzliche Hilfen – zum Beispiel bezüglich der Lage der nachweisrelevanten Stelle x_d – erforderlich.
- Bezüglich der Herleitung von eigenformaffinen und schlankheitsabhängigen geometrischen Ersatzimperfectionen stellen die Untersuchungen nach [93], [89] und [98] eine wesentliche Grundlage für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten weitergehenden Untersuchungen dar.
- Der Vorschlag von *Beier-Tertel* [4], die Zuordnung der Profile zu den Biegedrillknickkurven nach ihrem I_y/I_T -Verhältnis vorzunehmen, stellt einen sinnvollen Zwischenweg dar. Auf der einen Seite wird der Einfluss der Torsionssteifigkeit mechanisch berücksichtigt, auf der anderen Seite ist die Anwenderfreundlichkeit durch die Begrenzung auf vier Kurven gegeben.

Eine Zielsetzung im Rahmen dieser Arbeit befasst sich mit der Frage, ob der vereinfachte Stabilitätsnachweis von gevouteten Bauteilen mit Hilfe der speziellen Biegedrillknickkurven gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] geführt werden kann und wie die Zuordnung zu den Kurven erfolgen muss. Dabei wird zunächst angestrebt, die aktuell gültige Zuordnung anhand des h/b -Verhältnisses zu verwenden. Bevor eine Erweiterung auf gevoutete Bauteile stattfinden kann, werden in Abschnitt 6.2 umfangreiche Finite-Element-Untersuchungen an Bauteilen mit konstantem Querschnitt durchgeführt.

2.4 Biegedrillknicken von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt

2.4.1 Ideale Verzweigungslasten

2.4.1.1 Allgemeines

Verglichen mit dem Stand der Forschung zum elastischen Biegedrillknicken von Bauteilen mit konstantem Querschnitt liegen zur Ermittlung der Verzweigungslasten von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt deutlich weniger Forschungsarbeiten vor. Zusätzlich zu den Parametern, die auch bei Bauteilen mit konstanter Höhe berücksichtigt werden müssen, kommt hier noch hinzu, dass die Querschnittswerte, die bei der Berechnung des idealen Biegedrillknickmoments eine Rolle spielen, über die Bauteillänge veränderlich sind.

In neueren Forschungsberichten, die sich mit dem Biegedrillknicken von Bauteilen mit veränderlicher Höhe befassen, wird die ideale Verzweigungslast häufig unter Zuhilfenahme von Computerprogrammen ermittelt. Herauszustellen ist hierbei die Arbeit von *Boissonade* [6], in der ein spezielles finites Element für Bauteile mit veränderlichem Querschnitt hergeleitet wird. Da das Ziel dieser Arbeit darin liegt, geeignete Handrechenverfahren für derartige Bauteile zur Verfügung zu stellen, wird dieser Ansatz hier nicht weiter verfolgt. Im Folgenden werden daher unterschiedliche Ansätze zur Ermittlung des idealen Biegedrillknickmoments von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt vorgestellt und diese insbesondere im Hinblick auf eine spätere Erweiterung auf weitere Querschnitts- und Bauteilgeometrien bewertet.

Schleusner [87] bestimmte im Jahr 1953 auf der Grundlage der Energiemethode die kritische Verzweigungslast für den speziellen Fall eines gabelgelagerten Einfeldträgers unter konstanter Streckenlast. Bei dem untersuchten Träger handelte es sich um einen symmetrischen Satteldachbinder mit Rechteckquerschnitt, wie man ihn aus dem Stahlbetonbau kennt. Der Einfluss der Wölbsteifigkeit auf die Verzweigungslast wurde folgerichtig nicht berücksichtigt. Der Ansatz wurde 1973 von *Mucha* [66] auf I- und Kastenquerschnitte erweitert, wobei dann auch der Effekt der Querschnittsverwölbung sowie der Einfluss aus der Lage des Lastangriffs berücksichtigt wurden.

Unger [99] befasste sich 1970 im Rahmen seiner Dissertation mit dem elastischen Kippen von beliebig gelagerten und aufgehängten Durchlaufträgern mit einfachsymmetrischem, in Trägerachse veränderlichem Querschnitt. Als Lösungsmethode wird eine Abwandlung des Reduktionsverfahrens, welches eine Kombination aus Kraftgrößen- und Formänderungsgrößenverfahren darstellt, verwendet. Das zu untersuchende Bauteil wird durch ein Bauteil mit abschnittsweise konstanten

Querschnittswerten angenähert. Es können somit beliebige Querschnittsverläufe betrachtet werden – auch solche, die sich zum Beispiel nicht durch einen einfachen Polynomansatz beschreiben lassen. Dieses Verfahren erfordert in der Regel eine Programmierung der Bestimmungsgleichungen und ist für eine Handrechnung nicht geeignet.

2.4.1.2 Verfahren mit äquivalenten Querschnittswerten

Ein äußerst anschauliches Verfahren zur Ermittlung des idealen Biegedrillknickmoments von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt wurde von *Rafla* [78] anhand der Betrachtung eines symmetrischen Satteldachbinders und von *Galéa* [17] für Bauteile mit linear veränderlicher Höhe vorgestellt. Das Prinzip der Herleitung, welches auf der Betrachtung des elastischen Potentials nach Gleichung (2.2) basiert, ist bei beiden Betrachtungen identisch, der einzige Unterschied besteht in der Beschreibung der Geometrie des zu untersuchenden Bauteils. Der Grundgedanke des Verfahrens besteht darin, ein Bauteil mit veränderlicher Höhe durch ein gedachtes Bauteil mit konstanten, jedoch zunächst unbekanntem Querschnittswerten zu ersetzen. Die Bestimmung dieser äquivalenten Querschnittswerte erfolgt mittels der Bedingung, dass sich für den Ersatzträger dieselbe Formänderungsarbeit ergibt wie für das zu untersuchende Bauteil mit veränderlicher Höhe. Das ideale Biegedrillknickmoment kann dann unter Verwendung der bekannten Formeln und Hilfwerte, die für Bauteile mit konstanter Höhe gelten, ermittelt werden. Im Folgenden werden die wesentlichen Schritte für die Herleitung von äquivalenten Querschnittswerten anhand des von *Galéa* untersuchten Bauteils mit linear veränderlichem Querschnitt beschrieben, da diese die Grundlage für die Untersuchungen in Kapitel 5 für weitere Geometrien darstellen. Ausgangspunkt der Herleitung der äquivalenten Querschnittswerte ist das elastische Potential nach Gleichung (2.2). Berücksichtigt man die Gleichgewichtsbedingung eines Biegebalkens im verformten Zustand

$$EI_z \cdot \frac{d^2v}{dx^2} + M_y(x) \cdot \vartheta = 0 \quad (2.71)$$

und löst diese nach d^2v/dx^2 auf, so erhält man nach Einsetzen in Gleichung (2.2) folgende Beziehung:

$$\begin{aligned} & \frac{1}{2} \int_0^L EI_w \left(\frac{d^2\vartheta}{dx^2} \right)^2 dx + \frac{1}{2} \int_0^L GI_T \left(\frac{d\vartheta}{dx} \right)^2 dx - \frac{1}{2} \int_0^L \frac{(M_y \vartheta)^2}{EI_z} dx \\ & + \frac{1}{2} \int_0^L q_z z_p^M \vartheta^2 + \sum_r M_y^r \cdot w_r' = 0 \end{aligned} \quad (2.72)$$

2.4 Biegedrillknicken von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt

Es fällt auf, dass Gleichung (2.72) nur noch von einer Verformungskomponente, nämlich von der Verdrehung ϑ abhängt. Bei einem Träger mit linear veränderlicher Steghöhe und konstantem Gurtquerschnitt sind lediglich das Wölbflächenmoment I_w und das Torsionsträgheitsmoment I_T über die Trägerlänge veränderlich, das Trägheitsmoment um die z-Achse I_z bleibt konstant. Daher genügt es, im Folgenden die ersten beiden Terme aus Gleichung (2.72) zu betrachten.

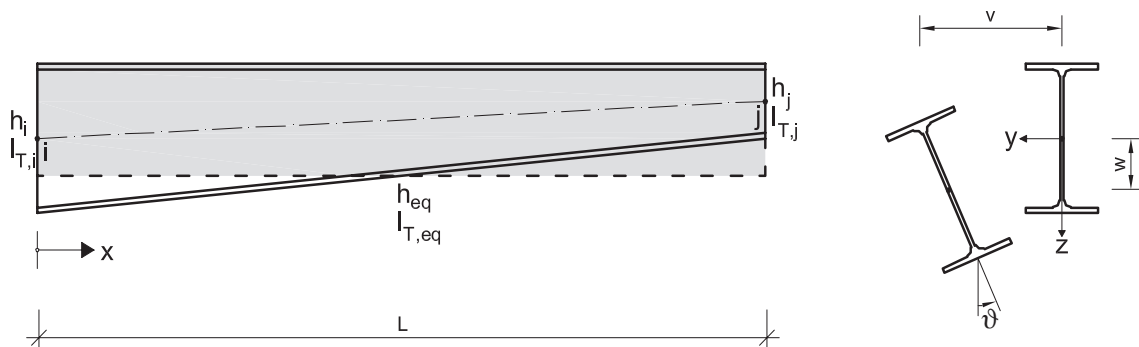


Bild 2.14: Bezeichnungen am gevouteten Träger nach Galéa

Für Träger mit linear veränderlicher Steghöhe gelten folgende Zusammenhänge:

$$h(x) = h_i \cdot \left(1 - (1 - \gamma) \cdot \frac{x}{L} \right) \quad (2.73)$$

$$\text{mit } \gamma = \frac{h_j}{h_i} \leq 1$$

$$I_T(x) = I_{T,i} \cdot \left(1 - (1 - \delta) \cdot \frac{x}{L} \right) \quad (2.74)$$

$$\text{mit } \delta = \frac{I_{T,j}}{I_{T,i}} \leq 1$$

Für doppelsymmetrische I-Querschnitte gilt außerdem generell

$$I_w = \frac{1}{4} \cdot h^2 \cdot I_z \quad (2.75)$$

Als Ansatz für den Verlauf der Verdrehungen ϑ über die Trägerlänge wird für den gabelgelagerten Träger ein sinusförmiger Ansatz gewählt.

$$\vartheta(x) = a \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} \quad (2.76)$$

Betrachtet man nun den ersten Term aus Gleichung (2.72)

$$\Gamma_1 = \int_0^L EI_w \cdot \left(\frac{d^2 \vartheta}{dx^2} \right)^2 dx \quad (2.77)$$

und setzt die Beziehungen (2.73), (2.75) sowie (2.76) ein, so erhält man

$$\Gamma_1 = \frac{1}{4} \cdot a^2 \cdot \frac{\pi^4}{L^4} \int_0^L EI_z \cdot h_i^2 \cdot \left(1 - (1-\gamma) \cdot \frac{x}{L} \right)^2 \cdot \sin^2 \frac{\pi x}{L} dx \quad (2.78)$$

Nach Auswertung des Integrals ergibt sich

$$\Gamma_1 = \frac{\pi^2}{4 \cdot L^3} \cdot EI_z \cdot h_i^2 \cdot f(\gamma) \quad (2.79)$$

$$\text{mit } f(\gamma) = (1 + \gamma^2) \cdot \left(\frac{\pi^2}{6} - \frac{1}{4} \right) + \gamma \cdot \left(\frac{\pi^2}{6} + \frac{1}{2} \right)$$

Für einen Träger mit konstanter Höhe ($\gamma=1$) ergibt sich:

$$\Gamma_1 = \frac{\pi^2}{4 \cdot L^3} \cdot EI_z \cdot h^2 \cdot \frac{\pi^2}{2} \quad (2.80)$$

Die äquivalente Höhe h_{eq} ist nun als diejenige Höhe definiert, die ein parallelgurtiger Träger haben muss, damit sich für ihn dieselbe Verformungsenergie ergibt wie für den zugehörigen gevouteten Träger. Mit anderen Worten, es muss

$$\Gamma_1(\gamma=1, h_{eq}) = \Gamma_1(\gamma, h(x)) \quad (2.81)$$

gelten. Gleichsetzen von (2.79) und (2.80) und Auflösen nach h_{eq} liefert:

$$h_{eq} = h_i \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot f(\gamma)}{\pi^2}} = h_i \cdot \sqrt{0,283 \cdot (1 + \gamma^2) + 0,434 \cdot \gamma} \quad (2.82)$$

Nach demselben Prinzip wird nun aus dem zweiten Term von Gleichung (2.72) das äquivalente Torsionsträgheitsmoment hergeleitet.

$$\Gamma_2 = \int_0^L GI_T \cdot \left(\frac{d\vartheta}{dx} \right)^2 dx \quad (2.83)$$

Mit den Beziehungen aus (2.74) und (2.76) folgt

$$\Gamma_2 = \frac{\pi^2}{L^2} \int_0^L GI_{T,i} \cdot \left(1 - (1-\delta) \cdot \frac{x}{L} \right) \cdot \cos^2 \frac{\pi x}{L} dx \quad (2.84)$$

was nach Auswertung des Integrals zu

$$\Gamma_2 = \frac{\pi^2}{4 \cdot L} \cdot GI_{T,i} \cdot (1 + \delta) \quad (2.85)$$

wird. Für einen Träger mit konstanter Höhe und folglich konstantem Torsionsträgheitsmoment I_T gilt:

$$\Gamma_2 = \frac{\pi^2}{2 \cdot L} \cdot GI_{T,i} \quad (2.86)$$

Soll nun wiederum das äquivalente Torsionsträgheitsmoment so definiert sein, dass sich für den gevouteten Träger und den zugehörigen Träger mit konstanter Höhe dieselbe Deformationsenergie ergibt, so müssen Gleichung (2.85) und (2.86) gleichgesetzt und nach $I_{T,eq}$ aufgelöst werden.

$$I_{T,eq} = I_{T,i} \cdot \frac{1 + \delta}{2} = \frac{1}{2} \cdot (I_{T,i} + I_{T,j}) \quad (2.87)$$

Die so hergeleiteten äquivalenten Querschnittswerte können dann in die bekannte Formel (2.10) eingesetzt werden, so dass das ideale Biegedrillknickmoment für das gevoutete Bauteil mit Gleichung (2.88) bestimmt werden kann.

$$M_{cr} = C_1 \cdot \frac{\pi^2 E I_z}{L^2} \left(\sqrt{\frac{I_{w,eq}}{I_z} + \frac{L^2 GI_{T,eq}}{\pi^2 E I_z} + (C_2 z_{g,eq})^2} - C_2 z_{g,eq} \right) \quad (2.88)$$

Bezüglich der Qualität der Ergebnisse, die mit diesem Ansatz erzielt werden, muss festgehalten werden, dass die Annäherung an die exakte Lösung immer dann sehr gut gelingt, wenn die tatsächliche Verformungsfigur möglichst wenig von dem gewählten Sinus-Ansatz gemäß Gleichung (2.76) abweicht. Ob diese Bedingung erfüllt ist, hängt dabei zum einen von der Momentenverteilung und dem Verlauf der Voute und zum anderen von den vorliegenden Randbedingungen ab. Die Herleitung in [17] erfolgte für einen gabelgelagerten Einfeldträger, der über seine Länge frei biegedrillknicken kann. Sind zum Beispiel Endeinspannungen oder Bettungen vorhanden, kann die Verformungsfigur durch den gewählten Sinus-Ansatz häufig nicht zutreffend abgebildet werden.

Eine – zum Teil stark – auf der sicheren Seite liegende Vereinfachung für Bauteile ohne Querbelastung wird von *Braham* und *Hanikenne* [8] vorgeschlagen. Dabei wird das Torsionsträgheitsmoment I_T vernachlässigt und die äquivalente Höhe nach Gleichung (2.82) durch den Mittelwert aus minimaler und maximaler Höhe ersetzt.

$$M_{cr} = C_1 \cdot \frac{\pi^2 E I_{z,Fl}}{L^2} \frac{h_{\min} + h_{\max}}{2} \quad (2.89)$$

mit

$I_{z,Fl}$ Trägheitsmoment des Druckflansches normal zur Hauptachse
z-z

2.4.1.3 Verfahren mit speziellen C_i -Koeffizienten

Vayas leitet in [103] mit Hilfe der Energiemethode unter Verwendung zweigliedriger Ansätze C_i -Werte zur Bestimmung des elastischen Biegedrillknickmoments einfachsymmetrischer I-Profile her. Für Bauteile mit veränderlicher Querschnittshöhe wird dabei grundsätzlich eine ähnliche Idee verfolgt wie in [17], das heißt, es werden die einzelnen Terme im elastischen Potential betrachtet, hier insbesondere der Term, der die Wölbsteifigkeit $E I_w$ enthält. Als Ergebnis werden modifizierte Koeffizienten C_i und k

$$C_{i,verän} = \frac{C_i}{\sqrt{\zeta}} \quad (2.90)$$

$$k_{verän} = \frac{k}{\sqrt{\zeta}} \quad (2.91)$$

vorgeschlagen, mit denen dann das ideale Biegedrillknickmoment berechnet werden kann. Der Parameter ζ hängt von der Querschnittsgeometrie ab.

$$\zeta = \frac{1 + k_v + k_v^2}{3} - \left(\frac{k_v - 1}{\sqrt{2} \cdot \pi} \right)^2 \quad (2.92)$$

Das ideale Biegedrillknickmoment kann dann mit Gleichung (2.93) berechnet werden, wobei für die Querschnittswerte I_w , I_z und I_T der Minimalwert entlang der Bauteilachse einzusetzen ist.

$$M_{cr} = C_{1,verän} \cdot \frac{\pi^2 E I_z}{(k \cdot L)^2} \left(\sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{(k \cdot L)^2 G I_T}{\pi^2 E I_z} + (C_{2,verän} \cdot z_g)^2} - C_{2,verän} \cdot z_g \right) \quad (2.93)$$

2.4.1.4 Berücksichtigung der Gurtneigung

Andrade et al. schlagen in [1] eine modifizierte Formel zur Ermittlung der idealen Verzweigungslast eines gabelgelagerten Einfeldträgers unter Randmomentenbeanspruchung mit linear veränderlichem Querschnitt vor.

$$M_{cr} = \frac{\mu_0 \lambda_{cr}}{L} \sqrt{EI_z^* \cdot GI_{T0}} \quad (2.94)$$

mit

$$I_z^* = \frac{1}{6} (b \cdot \cos \varphi)^3 t_f$$

φ Neigungswinkel der Gurte

I_{T0} Torsionsträgheitsmoment an der Stelle der geringsten Trägerhöhe

Die Besonderheit der Herleitung in [1] besteht dabei darin, dass der Einfluss der geneigten Gurte auf das Biegetorsions-Verhalten des Bauteils berücksichtigt wird. Das Stabilitätsproblem wird unter Verwendung der Energiemethode gelöst, wobei bis zu zwölfgliedrige Ansätze verwendet werden. Im Ergebnis wird die Formel (2.95) zur Bestimmung des Terms $\mu_0 \lambda_{cr}$ angegeben.

$$\mu_0 \lambda_{cr} = C_1 \cdot \pi \sqrt{1 + a \cdot \kappa_0^2 + b \cdot \kappa_{J0}^2} \quad (2.95)$$

mit

$$\kappa_{J0} = \frac{h_0 t_w^3}{3I_{T0}} \quad (2.96)$$

Der Wert κ_0 entspricht dabei dem Torsionsparameter nach Gleichung (2.11) ausgewertet für die Stelle der geringsten Trägerhöhe unter Berücksichtigung der geneigten Gurte. Die Koeffizienten a und b wurden durch eine Ausgleichsrechnung aus den analytisch errechneten Ergebnissen bestimmt und können mit Gleichung (2.97) berechnet werden.

$$a = 1 - 1,021 \left(1 - \frac{h_j}{h_i} \right) + 0,2927 \left(1 - \frac{h_j}{h_i} \right)^2$$

$$b = -0,3815 \left(1 - \frac{h_j}{h_i} \right) \quad (2.97)$$

Die Berücksichtigung des Momentenverlaufs erfolgt durch eigene C_1 -Werte, für die ebenfalls im Rahmen einer Regressionsanalyse Berechnungsformeln bestimmt wurden. Für den Sonderfall eines Bauteils mit konstanter Höhe unter konstanter Biegemomentenbeanspruchung geht die Formel (2.94) in die exakte Lösung gemäß Bild 2.1 über.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass das Verfahren durch die Berücksichtigung der Veränderlichkeit des Querschnitts und des vorliegenden Momentenverlaufs in einer einzigen Formel weniger anschaulich und daher auch fehleranfälliger als die Methode mit äquivalenten Querschnittswerten ist. Des Weiteren ist eine Erweiterung auf Bauteile mit andersartiger Geometrie – zum Beispiel auf Bauteile mit einem gevouteten Bereich und einem Bereich mit konstanter Höhe – nicht geschlossen, sondern nur durch eine erneute Ausgleichsrechnung von numerisch oder analytisch berechneten Werten möglich.

2.4.1.5 Verfahren mit modifiziertem Momentenverlauf

Ibañez und *Serna* [29] schlagen einen anderen Weg zur Berücksichtigung des veränderlichen Querschnittsverlaufs ein. Dabei wird das veränderliche Bauteil durch einen konstanten Träger ersetzt, der die Querschnittseigenschaften an der Stelle der minimalen Trägerhöhe aufweist. Anschließend wird der Momentenverlauf durch einen gedachten modifizierten Momentenverlauf substituiert, welcher die veränderlichen Querschnittseigenschaften berücksichtigt:

$$M^*(x) = m(x) \cdot M(x) \quad (2.98)$$

mit

$$m(x) = \frac{\frac{\pi^2 E I_{z0}}{L^2} \sqrt{I_{w0} + \frac{L^2 G I_{T0}}{\pi^2 E I_{z0}}}}{\frac{\pi^2 E I_{z,x}}{L^2} \sqrt{I_{w,x} + \frac{L^2 G I_{T,x}}{\pi^2 E I_{z,x}}}} = \frac{M_{cr0}}{M_{cr}(x)} \quad (2.99)$$

Die Gleichung (2.99) muss in den Viertelpunkten sowie an der Stelle, an der der Maximalwert des Biegemoments im untersuchten Bauteil auftritt, ausgewertet werden, siehe Bild 2.2. Im Ergebnis besteht das Ersatzproblem dann darin, die ideale Verzweigungslast für ein Bauteil mit konstanter Höhe unter einer in Trägerlängsrichtung veränderlichen Biegemomentenbeanspruchung zu ermitteln.

Ibañez und *Serna* [29] schlagen vor, den Faktor zur Berücksichtigung des Momentenverlaufs mit der Formel (2.14) nach *Lopez* [60] zu berechnen (siehe 2.3.1), wobei der modifizierte Momentenverlauf eingesetzt wird.

$$C_1 = \frac{1}{m_{\max}} \sqrt{\frac{21 \cdot M_{\max}^{*2}}{M_{\max}^{*2} + 5 \cdot M_A^{*2} + 10 \cdot M_B^{*2} + 5 \cdot M_C^{*2}}} \quad (2.100)$$

Aufgrund der Notwendigkeit, die Formel (2.99) an bis zu fünf Stellen im Träger auszuwerten, wobei insbesondere die Querschnittswerte I_w und I_T von der Bau-

teilhöhe abhängen, bringt dieses Verfahren einen hohen Berechnungsaufwand mit sich. Von Vorteil ist, dass keinerlei vertafelte Hilfwerte für die Bestimmung des idealen Biegedrillknickmoments erforderlich sind. Wie schon in 2.3.1.3 erläutert, ist der Einfluss der Höhe des Lastangriffspunktes in dieser Formulierung nicht abgedeckt.

2.4.1.6 Vergleich der vorgestellten Verfahren

In Bild 2.15 werden die rechnerischen Werte für M_{cr} , die sich mit den Verfahren nach Galéa [17], Vayas [103], Andrade et al. [1] und Ibañez/Serna [29], für einen beispielhaft ausgewählten Fall ergeben, gegenübergestellt. Zum Vergleich sind zusätzlich die idealen Verzweigungslasten, die mit dem Programm LTBeam [S2] für das Bauteil mit elementweise konstanten Querschnittswerten ermittelt wurden, dargestellt.

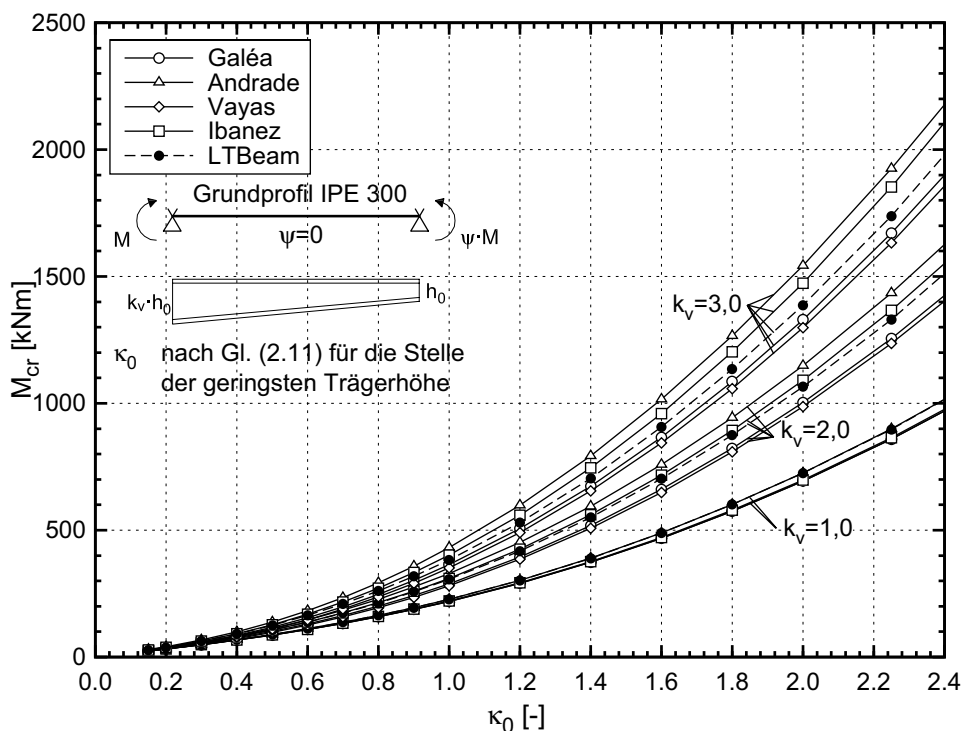


Bild 2.15: Vergleich der rechnerischen Werte für M_{cr} nach den unterschiedlichen Näherungsverfahren und aus numerischer Berechnung mit dem Programm LTBeam

Es zeigen sich insbesondere zwischen den Werten nach Galéa und Andrade relativ große Abweichungen. Dabei wachsen die Unterschiede zunächst mit abnehmender Bauteillänge bis etwa $\kappa_0=0,8$ stark an und bleiben dann in etwa gleich. Die maximale Differenz beträgt für den dargestellten Fall -15,5%. Abgesehen von der Formulierung der Bestimmungsgleichung für M_{cr} bestehen zwischen den Verfahren zwei essentielle Unterschiede. Zum einen wird beim Vorschlag nach Andrade die Abhängigkeit des Beiwerts C_1 von dem Torsionsparameter κ berücksichtigt,

bei Verwendung der C_1 -Werte aus [39] ist dies nicht der Fall, da diese auf der sicheren Seite liegend für $L = \infty$ hergeleitet sind. Dies führt bei kurzen Bauteilen, das heißt bei großen Werten von κ_0 , naturgemäß zu einer Unterschätzung von M_{cr} . Zum anderen berücksichtigt die Herleitung von *Andrade* den Einfluss der geneigten Gurte auf das Lastabtragungsverhalten. Vernachlässigt man diesen Effekt, der bei kurzen Bauteilen mit großem Voutenverhältnis k_v besonders stark ausgeprägt ist, so führt dies zu einer Reduzierung des idealen Biegedrillknickmoments M_{cr} und wirkt der konservativen Abschätzung von C_1 entgegen.

Um abschätzen zu können, wie groß die Auswirkungen aus der Berücksichtigung der geneigten Gurte sind, wird für die Darstellung in Bild 2.16 das ideale Biegedrillknickmoment nach *Andrade* alternativ unter Ansatz des C_1 -Wertes aus [39] in Gleichung (2.95) ermittelt und mit den Werten nach *Galéa* verglichen.

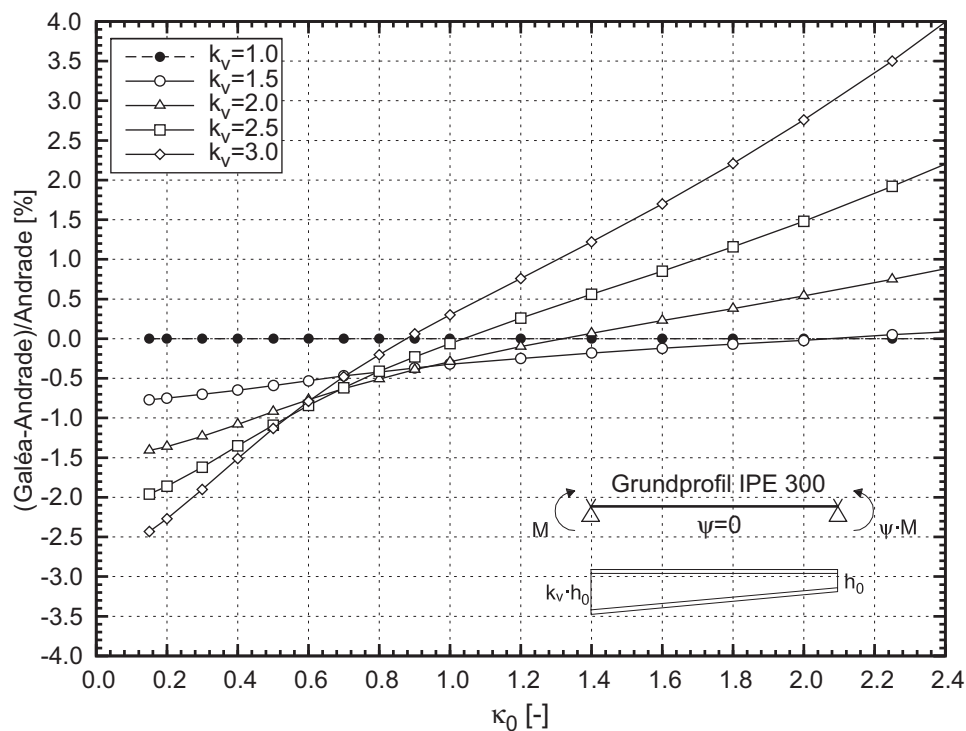


Bild 2.16: Vergleich der Verfahren nach *Galéa* und *Andrade* mit C_1 aus NCCI [39]

Die Unterschiede zwischen den rechnerischen Werten für M_{cr} sind so offensichtlich wesentlich geringer und betragen nur noch -2,4 bis +4,3 %. Für kleine Werte von κ_0 , das heißt für lange Bauteile, liefert das Verfahren nach *Galéa* weiterhin geringfügig kleinere Werte für M_{cr} . Für kurze Bauteile mit großem Voutenverhältnis k_v wird die ideale Verzweigungslast aus der Berechnung mit äquivalenten Querschnittswerten, die unter Vernachlässigung der Gurtneigung hergeleitet wurden, sogar größer nach der Formulierung gemäß *Andrade*. Insgesamt sind die Abweichungen für baupraktische Längen- und Voutenverhältnisse jedoch gering,

so dass die Vernachlässigung des Effekts aus der Gurtneigung vertretbar erscheint.

Den hier vorgestellten Verfahren ist gemeinsam, dass sie für eine linear veränderliche Biegemomentenbeanspruchung hergeleitet wurden. Das bedeutet, dass eine zusätzliche Querbelastung und insbesondere der Lastangriffspunkt z_g einer solchen nicht berücksichtigt werden. Bei dem Verfahren nach *Galéa* [17] mit äquivalenten Querschnittswerten ist eine Erweiterung auf querbelastete Bauteile ohne weiteres möglich. Hierzu muss lediglich der Potentialanteil in Gleichung (2.72), der die Querbelastung q_z und den Lasthebelarm z_g enthält, in gleicher Weise betrachtet werden, wie zuvor bei den anderen Potentialanteilen beschrieben. Als exakte Lösung ergibt sich für den äquivalenten Lasthebelarm $z_{g,eq}$ bezogen auf den Schubmittelpunkt der Mittelwert aus Minimal- und Maximalwert. Alternativ und auf der sicheren Seite liegend kann $z_{g,eq}$ jedoch auch aus der bereits bestimmten äquivalenten Höhe nach Gleichung (2.82) bestimmt werden. Auch der Vorschlag nach *Vayas* [103] unter Ansatz von z_g in Trägermitte ist für Bauteile unter Querbelastung problemlos verwendbar.

Bei den Vorschlägen nach *Andrade* [1] und *Ibañez* [29] ist eine solche Erweiterung unter Verwendung der C_2 -Werte nach [39] mit

$$M_{cr} = \sqrt{M_{cr,qinM}^2 + (C_1 \cdot N_{cr,z} \cdot C_2 \cdot z_g)^2} - C_1 \cdot N_{cr,z} \cdot C_2 \cdot z_g \quad (2.101)$$

zwar grundsätzlich möglich, insbesondere beim zweitgenannten Verfahren muss dabei aber die Grundidee der geschlossenen Formellösung aufgegeben werden.

Aufgrund des hohen Grads an Anschaulichkeit und der Möglichkeit, grobe Fehler – z.B. aufgrund von falschen Eingabewerten – leicht zu erkennen sowie des Vorzugs, dass die bekannten Formeln und Hilfswerte zur Bestimmung von M_{cr} genutzt werden können, wird für die weiteren Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit die Methode mit äquivalenten Querschnittswerten gewählt. Eine Erweiterung auf andere Bauteil- und Querschnittsgeometrien ist bei diesem Verfahren leicht möglich, wie schon die vorliegenden Arbeiten von *Rafila* [78] und *Galéa* [17] zeigen.

2.4.2 Traglasten

2.4.2.1 DIN 18800, Teil 2

In der zurzeit noch gültigen nationalen Norm DIN 18800, Teil 2, [R4], wird das gegenüber parallelgurtigen Trägern andersartige Biegedrillknickverhalten gevouteter Bauteile allein durch den Ansatz einer speziellen Traglastabminderungskurve berücksichtigt. Dieses Verfahren geht auf Forschungsergebnisse von *Stoverink* [94] zurück. Bei der Berechnung der bezogenen Schlankheit $\bar{\lambda}$ werden sowohl das vollplastische Moment M_{pl} als auch das ideale Biegedrillknickmoment M_{cr} für

einen gedachten Träger mit konstanter Höhe, die der maximalen Bauteilhöhe entspricht, ermittelt.

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{M_{pl,y}(h=h_{\max})}{M_{cr}(h=h_{\max})}} \quad (2.102)$$

Mit der Kenntnis des bezogenen Schlankheitsgrades $\bar{\lambda}$ kann dann der Abminderungsfaktor für Biegedrillknicken mit der Beziehung (2.17) errechnet werden, wobei ein spezieller Trägerbeiwert n für gevoutete Bauteile zu verwenden ist.

$$n = 0,7 + 1,8 \frac{h_{\min}}{h_{\max}} \quad (2.103)$$

Der Nachweis wird dann mit

$$\frac{M_y}{\kappa_M \cdot M_{pl,y,d}} \leq 1 \quad (2.104)$$

geführt, wobei M_y der Größtwert des vorhandenen Biegemomentes ist. Dieses Vorgehen ist für den Lastfall des einseitig angreifenden Moments hergeleitet worden und auch nur für diesen Fall hinreichend abgesichert. In DIN 18800, Teil 2, [R4], werden jedoch keinerlei Einschränkungen bezüglich der Anwendung des Verfahrens gemacht. Für vom dreiecksförmigen Momentenverlauf abweichende Beanspruchungen können die rechnerischen Traglasten zum Teil beträchtlich auf der unsicheren Seite liegen. Dies wird deutlich, wenn man den Fall eines Bauteils mit veränderlicher Höhe, bei dem auch ohne Vorliegen einer Stabilitätsgefährdung das vollplastische Moment an der Stelle mit der maximalen Trägerhöhe nicht erreicht werden kann, betrachtet. Dies wird im Folgenden anhand eines Beispiels mit Hilfe von Bild 2.17 verdeutlicht.

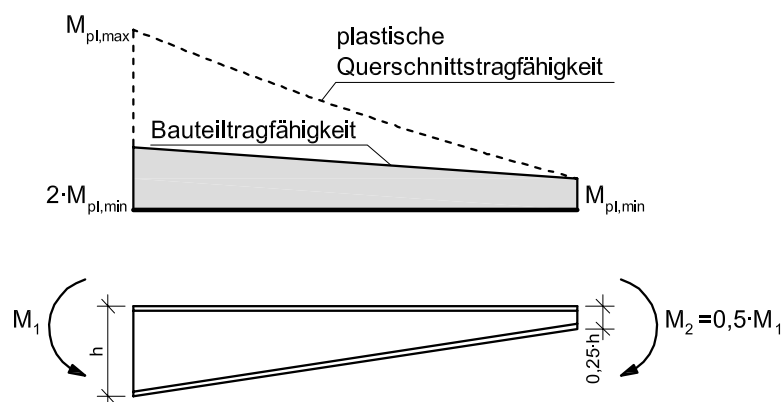


Bild 2.17: Vergleich der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit und der Bauteiltragfähigkeit für das Voutenverhältnis $k_v = 0,25$ und $\psi = 0,5$

Die Stelle, an der die Querschnittsausnutzung infolge des äußeren Momentes M_{yE} maximal ist, befindet sich bei dem Randmomentenverhältnis $\psi = 0,5$ und dem Voutenverhältnis $h_{\min}/h_{\max} = 0,25$ an dem Trägerende mit der geringeren Querschnittshöhe. Diese Stelle wird mit x_{kr} bezeichnet und ist nicht mit der nachweisrelevanten Stelle x_d gemäß Abschnitt 2.3.2 zu verwechseln, da für letztere der Verlauf der Zusatzschnittgrößen M_z und M_w infolge Biegedrillknicken berücksichtigt werden muss.

Im vorliegenden Beispiel kann ein Bauteil, welches nicht stabilitätsgefährdet ist, an der Stelle x_{kr} maximal das vollplastische Grenzmoment $M_{pl,\min}$ aufnehmen. Bei der gegebenen Belastung ergibt sich damit das größtmögliche Moment am Trägerende mit der größeren Höhe zu $2 \cdot M_{pl,\min}$. Dieser Wert ist jedoch deutlich kleiner als das vollplastische Grenzmoment $M_{pl,\max}$ am Bauteilende mit der größeren Höhe. Allgemein kann festgestellt werden, dass das Vorgehen nach DIN 18800, Teil 2, [R4], stets dann gute Ergebnisse liefert, wenn die Stelle x_{kr} ohne Berücksichtigung von Stabilitätserscheinungen und die Stelle mit der größten Querschnittshöhe zusammenfallen. Befindet sich der höchstbeanspruchte Querschnitt jedoch nicht am Bauteilende mit der größten Steghöhe, liegt der unkritische Anwender der Norm auf der unsicheren Seite.

Aufgrund der fehlenden Allgemeingültigkeit dieses Verfahrens wird im *Beuth-Kommentar* zur DIN 18800 [49] eine alternative Berechnungsmethode vorgeschlagen. Da das der Methode zu Grunde liegende Prinzip identisch mit dem im folgenden Abschnitt beschriebenen „Allgemeinen Verfahren“ nach Eurocode 3-1-1 ist, und im Rahmen dieser Arbeit in erster Linie Bemessungskonzepte erarbeitet werden sollen, die mit den künftig geltenden Eurocodes konform gehen, wird hierauf nicht näher eingegangen.

2.4.2.2 Eurocode 3, Teil 1-1

Eurocode 3 [R8] bietet in Teil 1-1 für den Nachweis der Biegedrillknicktragfähigkeit von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt nur das zuvor bereits angesprochene „Allgemeine Verfahren“ mit Systemschlankheiten an. Für einzelne Bauteile mit beliebigem einfach-symmetrischem Querschnitt, veränderlicher Bauhöhe und beliebigen Randbedingungen, die in ihrer Hauptebene belastet werden, sowie für vollständige ebene Tragwerke, die aus solchen Bauteilen bestehen, wird in [R8], Abschnitt 6.3.4, ein Verfahren angegeben, mit dem das Ausweichen aus der Tragwerksebene nachgewiesen werden kann. Dazu wird der Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_{op}$ benötigt:

$$\bar{\lambda}_{op} = \sqrt{\frac{\alpha_{ult,k}}{\alpha_{cr,op}}} \quad (2.105)$$

Dabei bedeuten:

$\alpha_{ult,k}$ kleinster Vergrößerungsfaktor für die Bemessungswerte der Belastung, mit dem die charakteristische Tragfähigkeit der Bauteile mit Verformungen in der Tragwerksebene erreicht wird, ohne dass Knicken oder Biegedrillknicken aus der Ebene berücksichtigt wird. Dabei werden, wo erforderlich, alle Effekte aus Imperfektionen und Theorie II. Ordnung in der Tragwerksebene berücksichtigt. In der Regel wird $\alpha_{ult,k}$ durch den Querschnittsnachweis am ungünstigsten Querschnitt des Tragwerks oder Teiltragwerks bestimmt.

$\alpha_{cr,op}$ kleinster Vergrößerungsfaktor für die Bemessungswerte der Belastung, mit dem die ideale Knick- oder Biegedrillknicklast mit Verformungen aus der Haupttragwerksebene erreicht wird. Dabei werden keine weiteren Verformungen in der Tragwerksebene berücksichtigt.

Der Nachweis kann dann mit

$$\frac{\chi_{op} \cdot \alpha_{ult,k}}{\gamma_{M1}} \geq 1 \quad (2.106)$$

geführt werden. Dabei ist

χ_{op} Abminderungsfaktor für den Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_{op}$, mit dem Biegedrillknicken oder Knicken aus der Tragwerksebene berücksichtigt wird

Der Abminderungsfaktor χ_{op} darf dabei durch Interpolation zwischen den Werten für Knicken aus der Tragwerksebene und Biegedrillknicken ermittelt werden. Alternativ kann auch der kleinere Wert aus χ (Knicken) und χ_{LT} (Biegedrillknicken) gewählt werden.

Für aus dem Gesamttragwerk herausgelöste Einzelstäbe unter reiner Biegebeanspruchung lässt sich die Formulierung in Eurocode 3-1-1 [R8] wie folgt vereinfachen. Bezeichnet man die Stelle im Bauteil, an der das Verhältnis des äußeren Biegemoments zur vollplastischen Querschnittstragfähigkeit maximal wird mit x_{kr} , so ergeben sich die Gleichungen (2.107) und (2.108).

$$\alpha_{ult,k} = \frac{M_{pl}(x_{kr})}{M(x_{kr})} \quad (2.107)$$

$$\alpha_{cr,op} = \frac{M_{cr}(x_{kr})}{M(x_{kr})} \quad (2.108)$$

Damit kann die Gleichung (2.105) umformuliert

$$\bar{\lambda}_{op} = \sqrt{\frac{M_{pl}(x_{kr})}{M_{cr}(x_{kr})}} \quad (2.109)$$

und der Nachweis mit Hilfe einer geeigneten Traglastabminderungskurve geführt werden. Diese Formulierung ist identisch mit der alternativen Berechnungsmethode, welche im *Beuth-Kommentar* zur DIN 18800 [49], aufgrund der fehlenden Allgemeingültigkeit des Verfahrens in DIN 18800, Teil 2, [R4], vorgeschlagen wird. Die gute Eignung dieses Verfahrens zur rechnerischen Erfassung des Biegedrillknickens von gevouteten I-Profilen konnte im Rahmen des europäischen Forschungsvorhabens „Lateral torsional buckling in steel and composite beams“ [61] durch experimentelle und numerische Untersuchungen bestätigt werden.

Einen ähnlichen Ansatz beschreiben auch *Braham* und *Hanikenne* in [8]. Dabei ist bei der Berechnung der bezogenen Schlankheit der Wert $\alpha_{cr,op}$ bezogen auf die Stelle, an der die Querschnittshöhe maximal ist, in Kombination mit dem kleinsten Wert für $\alpha_{ult,k}$ zu berücksichtigen. Als Traglastabminderungskurve wird die Merchant-Rankine Formulierung wie in DIN 18800, Teil 2, [R4], vorgeschlagen, wobei jedoch der Trägerbeiwert n zu 1,5 zu setzen ist. Angesichts der Zielsetzung dieser Arbeit, für die Zukunft Verfahren bereitzustellen, die mit den Eurocodes konform gehen, und aufgrund der weniger konsistenten Formulierung wird dieser Ansatz hier jedoch nicht weiter verfolgt.

2.4.3 Zusammenfassung

Zur Ermittlung der Verzweigungslasten von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt unter Biegebeanspruchung liegen unterschiedliche Ansätze vor, die in diesem Abschnitt vorgestellt und miteinander verglichen wurden.

- Das **Verfahren mit äquivalenten Querschnittswerten** stellt eine äußerst anschauliche Methode zur Ermittlung des idealen Biegedrillknickmoments von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt dar. Der größte Vorzug dieses Lösungsansatzes besteht darin, dass die bekannten Formeln und Hilfwerte, die auch für Bauteile mit konstanter Höhe gelten, zur Bestimmung von M_{cr} genutzt werden können. Eine Erweiterung auf andere Bauteil- und Querschnittsgeometrien ist bei diesem Verfahren leicht möglich.
- Auch bei Anwendung des **Verfahrens mit speziellen C_i -Koeffizienten** kann auf die vorhandenen Formeln und Hilfwerte für Bauteile mit konstantem Querschnitt zurückgegriffen werden. Es ist lediglich ein zusätzlicher Berechnungsschritt notwendig, in dem die C_i -Koeffizienten in Gleichung (2.10) in Abhängigkeit der bezogenen Voutenhöhe k_v modifiziert werden. Verglichen mit dem Verfahren mit äquivalenten

Querschnittswerten, bei dem Fehler durch den Bezug auf physikalische Größen – z.B. die Bauteilhöhe – leicht auffallen, ist diese Methode etwas weniger anschaulich.

- Der Berechnungsvorschlag von *Andrade et al.* [1], welcher die **Neigung der Gurte** berücksichtigt, ist zunächst nur für gabelgelagerte Einfeldträger unter Randmomentenbeanspruchung mit linear veränderlichem Querschnitt ausformuliert. Die Berücksichtigung des Momentenverlaufs erfolgt durch spezielle C_1 -Werte, die anstelle der bekannten und vertafelten Werte für Bauteile mit konstanter Höhe bereitgestellt werden müssen. Aufgrund der Berücksichtigung der Veränderlichkeit des Querschnitts und des vorliegenden Momentenverlaufs in einer einzigen Formel ist das Verfahren weniger anschaulich und daher auch fehleranfälliger als die Methode mit äquivalenten Querschnittswerten. Außerdem konnte in 2.4.1.6 gezeigt werden, dass der Einfluss der Gurtneigung auf das ideale Biegedrillknickmoment für baupraktische Längen- und Voutenverhältnisse vernachlässigbar ist.
- Das Verfahren, bei dem der vorliegende Momentenverlauf durch einen gedachten **modifizierten Momentenverlauf** substituiert wird, ist mit einem hohen Berechnungsaufwand verbunden. Von Vorteil ist, dass für Bauteile unter Randmomentenbeanspruchung keinerlei vertafelte Hilfswerte für die Bestimmung von M_{cr} erforderlich sind. Bei Bauteilen unter Querbelastung ist jedoch der Einfluss der Höhe des Lastangriffspunktes in dieser Formulierung nicht abgedeckt.

Aufgrund der zuvor beschriebenen Vorzüge der Methode mit äquivalenten Querschnittswerten – insbesondere des hohen Maßes an Praxisfreundlichkeit – wird dieses Verfahren für die weiteren Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit gewählt.

Zur Ermittlung der Bauteiltragfähigkeit von biegedrillknickgefährdeten Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt liegen zurzeit zwei grundsätzlich unterschiedliche Ansätze vor:

- In **DIN 18800, Teil 2, [R4]**, wird das Biegedrillknicken gevouteter Bauteile allein durch den Ansatz einer speziellen Traglastabminderungskurve berücksichtigt. Dieses Vorgehen ist für den Lastfall des einseitig angreifenden Moments hergeleitet worden und auch nur für diesen Fall hinreichend abgesichert. Die alternative Berechnungsmethode nach dem *Beuth-Kommentar* [49] entspricht in ihren Ansätzen dem „Allgemeinen Verfahren“ nach Eurocode 3-1-1, basiert jedoch auf der Merchant-Rankine Formulierung der Biegedrillknickkurve gemäß

DIN 18800. Da im Rahmen dieser Arbeit in erster Linie Bemessungskonzepte erarbeitet werden sollen, die mit den künftig geltenden Eurocodes konform gehen, wird hierauf nicht näher eingegangen.

- In **Eurocode 3-1-1 [R8]** wird für Bauteile mit veränderlichem Querschnitt das „allgemeine Verfahren für Knick- und Biegedrillknicknachweise für Bauteile“ angegeben. Der Abminderungsfaktor χ ist dabei gemäß Eurocode 3-1-1 [R8], Abschnitt 6.3.4, für Bauteile unter reiner Biegung mit Hilfe der Biegedrillknickkurven für den „allgemeinen Fall“, d.h. der Knickspannungslinien, zu ermitteln. Eine Aussage, für welche Stelle im Bauteil die Zuordnung zu den Kurven erfolgen soll, fehlt jedoch. Bezüglich der Verwendung der speziellen Biegedrillknickkurven im Rahmen des „allgemeinen Verfahrens“ liegen derzeit keine Untersuchungen vor. Die prinzipiell gute Eignung dieses Verfahrens zur rechnerischen Erfassung des Biegedrillknickens von gevouteten I-Profilen konnte durch [61] bestätigt werden.

2.5 Bauteile mit kontinuierlicher Stützung

2.5.1 Allgemeines

In baupraktischen Konstruktionen dienen biegedrillknickgefährdete Bauteile häufig als Unterkonstruktion für flächenhafte, raumabschließende Elemente, wie zum Beispiel Trapezprofile oder Sandwichelemente. Letztere stellen jedoch nicht unbedingt nur eine Belastung für die tragende Konstruktion dar, sie können auch stabilisierend wirken. Die anschließenden Konstruktionsteile wirken als kontinuierliche elastische Stützung, wobei je nach konstruktiver Ausbildung und Steifigkeit entweder die seitlichen Verschiebungen aus der Haupttragwerksebene oder die Querschnittsverdrehungen behindert werden. Um eine wirtschaftliche Bemessung der Unterkonstruktion zu gewährleisten, ist es erforderlich, den günstigen Einfluss aus den angrenzenden Bauteilen auf die stabilitätsgefährdeten Träger oder Stützen zu berücksichtigen.

Die stabilisierende Wirkung von sekundären Traggliedern und deren Einfluss auf die Verformungen kann dazu führen, dass ein Biegedrillknickversagen ausgeschlossen werden kann. Für die Bemessung bedeutet dies, dass zum einen ein aufwändiger BDK-Nachweis entfallen und zum anderen die Querschnittstragfähigkeit voll ausgenutzt werden kann. Aus der Bedingung, dass Biegedrillknicken ausgeschlossen werden soll, können konstruktive Regeln für die erforderliche Steifigkeit der sekundären Tragglieder abgeleitet werden. Implizit entspricht auch diese Vorgehensweise dem Nachweis mit Traglastabminderungskurven, da die Grundannahme hinter diesen Regeln darin besteht, die Bauteilschlankheit so weit

herabzusetzen, dass keine Traglastabminderung infolge Biegedrillknicken vorzunehmen ist.

Reicht die vorhandene Steifigkeit der anschließenden Bauteile nicht aus, um ein Biegedrillknickversagen auszuschließen, ist es dennoch möglich, deren positive Wirkung für den Biegedrillknicknachweis zu nutzen.

2.5.2 Behinderung von Verdrehungen durch Drehbettung

2.5.2.1 Erforderliche Drehbettung zur Verhinderung des Biegedrillknickens

Für Träger mit konstantem Querschnitt sind in [58] und [57] Mindestwerte für eine ausreichende Drehbettung angegeben, die auch in die Vorschriften [R4] und [R8] eingegangen sind. Diese gelten zurzeit nur für Träger mit konstantem Querschnitt. Für gevoutete Träger existieren derartige Bemessungshilfen derzeit nicht.

Die Herleitung dieser Regeln basiert auf der Bedingung, dass durch die kontinuierliche Drehbettung das ideale Biegedrillknickmoment so weit gesteigert werden kann, dass die Bauteiltragfähigkeit 95% der Querschnittstragfähigkeit erreicht. Es ergibt sich somit in Abhängigkeit von der gewählten Traglastabminderungskurve eine Grenزشlankheit $\bar{\lambda}_{LT,grenz}$.

$$\chi_{LT} = f(\bar{\lambda}_{LT,grenz}) = 0,95 \quad (2.110)$$

Diese Schlankheit kann in einen Zielwert für M_{cr} umgerechnet werden, bei dessen Erreichen Biegedrillknicken rechnerisch nicht auftritt.

$$M_{cr*} = \frac{M_{pl}}{\bar{\lambda}_{LT,grenz}^2} \quad (2.111)$$

Das ideale Biegedrillknickmoment eines Bauteils mit konstantem Querschnitt unter konstanter Momentenbeanspruchung kann mit Gleichung (2.112) unter Berücksichtigung der stabilisierenden Wirkung der Drehbettung berechnet werden.

$$M_{cr}^2 = EI_z \left(EI_w \frac{\pi^4}{L^4} + GI_T \frac{\pi^2}{L^2} + C_9 \right) \quad (2.112)$$

Setzt man (2.111) in (2.112) ein, und nimmt dabei vereinfachend $L=\infty$ an, so ergibt sich durch Auflösen nach C_9 folgende Formel für die erforderliche Drehbettung:

$$\text{erf. } C_9 = \frac{\left(M_{pl} / \bar{\lambda}_{LT,grenz}^2 \right)^2}{EI_z} \quad (2.113)$$

Vom konstanten Momentenverlauf abweichende Beanspruchungen können durch einen Faktor ζ gemäß Gleichung (2.114) berücksichtigt werden.

$$\text{erf. } C_{\vartheta} = \frac{\left(M_{\text{pl}} / \bar{\lambda}_{\text{LT,grenz}}^2 \right)^2}{\zeta^2 \cdot EI_z}$$

mit (2.114)

$$\zeta = \frac{M_{\text{cr}}}{M_{\text{cr},M=\text{konst}}}$$

Als Ergebnis dieser theoretischen Überlegungen wurde die Beziehung

$$C_{\vartheta,k} \geq \frac{M_{\text{pl},k}^2}{EI_z} \cdot K_{\vartheta} \cdot K_v$$

mit (2.115)

$K_v=1,0$ bei Ausnutzung plastischer Querschnittstragfähigkeit

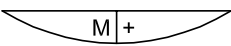
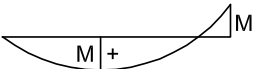
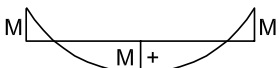

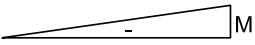

K_{ϑ} = lastfallabhängiger Beiwert

in die gültigen Regelwerke [R4] und [R8] aufgenommen. Durch Auswertung der Formel (2.114) für unterschiedliche Momentenverläufe konnten Zahlenwerte für den Faktor K_{ϑ} definiert werden. Gemäß dem Normungsstand zum Zeitpunkt der Herleitung erfolgte dies auf der Grundlage der Biegedrillknickkurve nach DIN 18800, Teil 2, [R4]. Die Bedingung (2.115) wurde bei der Erarbeitung von Eurocode 3-1-1 [R8] inklusive der zugehörigen Beiwerte K_{ϑ} übernommen. Dies ist bemerkenswert, da in den beiden Normen unterschiedliche Traglastabminderungskurven für Biegedrillknicken gelten, vgl. Bild 2.4. Im Entwurf des Nationalen Anwendungsdokuments (NAD) zum EC 3-1-1 [R12] wurde diesem Umstand Rechnung getragen. In Tabelle 2.4 sind die Beiwerte K_{ϑ} für die Bestimmung einer ausreichenden Drehbettung in Abhängigkeit vom Momentenverlauf und der zu verwendenden Biegedrillknickkurve zusammengestellt. Dabei liegen den Werten nach Eurocode 3, [R8], die speziellen Biegedrillknickkurven für Walzprofile unter Berücksichtigung des Modifikationsfaktors f zugrunde.

Bei der Auswertung der Gleichung (2.114) für unterschiedliche Momentenverläufe wurden bei der Berechnung von M_{cr} die C_i -Faktoren für Bauteile ohne Verdrehbehinderung zugrunde gelegt, die von einem sinusförmigen Verlauf der Verschiebungen v und der Verdrehungen um die Trägerlängsachse ϑ ausgehen. Diese Voraussetzung ist jedoch bei Bauteilen mit kontinuierlicher Drehbettung nicht immer erfüllt. Dies führt dazu, dass die K_{ϑ} -Faktoren in [R8] zum Teil auf der

unsicheren Seite liegen. Beispielrechnungen, die dies verdeutlichen, sind in [25] aufgeführt.

Tabelle 2.4: *Beiwerte K_ϑ für die Bestimmung einer ausreichenden Drehbettung in Abhängigkeit von Momentenverlauf und verwendeter Biegedrillknickkurve*

Momentenverlauf	freie Drehachse				gebundene Drehachse			
	DIN	b	c	d	DIN	b	c	d
	4,0	6,8	10,0	14,2	0	0	0	0
	3,5	4,8	7,3	10,9	0,12	0,030	0,041	0,067
	3,5	4,2	6,4	9,7	0,23	0,032	0,044	0,072
	2,8	2,8	4,4	7,1	0	0	0	0
	1,6	0,89	1,4	2,6	1,0	0,38	0,60	1,1
	1,0	0,47	0,75	1,4	0,7	0,23	0,36	0,65

2.5.2.2 Berücksichtigung einer vorhandenen Drehbettung beim Biegedrillknicknachweis

Wenn die vorhandene Drehfedersteifigkeit C_ϑ nicht ausreicht, um ein Biegedrillknickversagen auszuschließen, ist es trotzdem möglich, die positive Wirkung der Drehbettung für den Biegedrillknicknachweis zu nutzen. Sollen dabei die bekannten Formeln für M_{cr} verwendet werden, die auch für Bauteile ohne Drehbettung gelten, ist zu berücksichtigen, dass die erste Eigenform bei Vorhandensein einer Drehbettung von derjenigen des ungestützten Bauteils abweicht. Dabei sind insbesondere die Verdrehungen ϑ um die Bauteilachse zu beachten. Bei der Herleitung der bekannten Formeln – z.B. (2.10) – und der zugehörigen C_T -Koeffizienten wurde ein einwelliger Sinus-Ansatz für den Verlauf der Verdrehungen ϑ über die Trägerlänge angenommen. Je größer jedoch die vorhandene Drehbettung ist, desto stärker weicht der wahre Verlauf der Verdrehungen von dieser Annahme ab.

Die Erfassung der Drehbettung kann zum Beispiel über eine ideale Torsionssteifigkeit

$$I_T^* = I_T + \alpha \cdot C_\vartheta \cdot \frac{L^2}{G \cdot \pi^2} \quad (2.116)$$

erfolgen [48]. Dieser Wert kann dann in die bekannte Formel (2.10) für M_{cr} eingesetzt werden, wobei die Koeffizienten C_1 und C_2 , die für ein Bauteil ohne Drehbettung gelten, verwendet werden dürfen. Der Korrekturfaktor α berücksichtigt, dass sich für ein Bauteil mit und ohne Drehbettung unterschiedliche Eigenformen ergeben. Der Wert α nimmt mit wachsender Drehfedersteifigkeit ab. Für $\alpha = 1,0$ entspricht der Verlauf der Verdrehungen ϑ einer Sinushalbwellen. In [48] wird die prinzipielle Abhängigkeit des Korrekturfaktors α von der Steifigkeit der Drehbettung an einem Beispiel verdeutlicht, eine systematische Auswertung erfolgt jedoch nicht.

Alternativ wird in [32] eine Formel für M_{cr} in Analogie zu Gleichung (2.9) vorgeschlagen, bei der die Drehbettung C_ϑ direkt berücksichtigt wird. Der von der Sinusform abweichende Verlauf der Verdrehungen ϑ wird dabei durch spezielle, lastfallabhängige ζ -Werte in Abhängigkeit der Steifigkeit C_ϑ bezogen auf die Verdrehsteifigkeit des Bauteils erfasst.

Im Rahmen dieser Arbeit wird das Vorgehen mittels einer ideellen Torsionssteifigkeit gemäß Gleichung (2.116) weiter verfolgt, da mit diesem Verfahren das ideale Biegedrillknickmoment mit Hilfe der vorhandenen Formeln und C_i -Koeffizienten und mit nur einem zusätzlichen Hilfwert α berechnet werden kann.

2.5.2.3 Vorhandene Drehbettungswerte von Sekundärbauteilen

Die vorhandene Drehfedersteifigkeit, die durch Sekundärbauteile realisiert werden kann, setzt sich aus dem Anteil aus der Biegesteifigkeit des stabilisierenden Bauteils unter Annahme einer steifen Verbindung mit dem Träger, dem Anteil aus der Anschlussverdrehung zwischen Träger und stabilisierendem Bauteil und der Querschnittsverformung des gestützten Trägers zusammen und kann mit Gleichung (2.117) bestimmt werden, vgl. [R9] oder [58].

$$\frac{1}{C_\vartheta} = \frac{1}{C_{\vartheta,R}} + \frac{1}{C_{\vartheta,C}} + \frac{1}{C_{\vartheta,D}}$$

mit

$C_{\vartheta,R}$	aus Biegesteifigkeit des stabilisierenden Bauteils	(2.117)
$C_{\vartheta,C}$	aus Anschlusssteifigkeit	
$C_{\vartheta,D}$	aus Profilverformung	

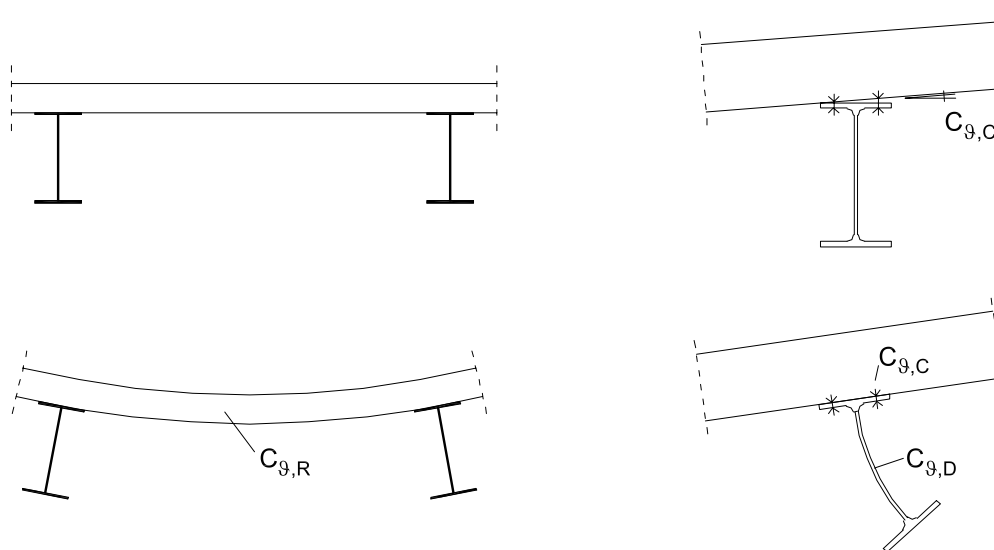


Bild 2.18: Verformungsanteile zur Bestimmung der vorhandenen Drehfedersteifigkeit

Dabei sind die Anteile $C_{\vartheta,R}$ aus der Biegesteifigkeit des stabilisierenden Bauteils und $C_{\vartheta,D}$ aus der Profilverformung des gestützten Bauteils durch entsprechende Verformungsbetrachtungen rechnerisch zu ermitteln. Dahingegen muss bei der Bestimmung der Anschlusssteifigkeit zwischen Träger und stabilisierendem Bauteil, die insbesondere bei dünnwandigen Bauteilen wie Trapezblechen eine große Rolle spielt, in der Regel auf Versuchsergebnisse zurückgegriffen werden.

Hierzu wurden an der TU Berlin zahlreiche experimentelle Untersuchungen durchgeführt, siehe zum Beispiel [47]. Dabei wurde jeweils ein Trapezblech auf einem Stahlprofil befestigt, auf das dann eine definierte Verdrehung aufgebracht wurde. Aus der Momenten-Verdrehungsbeziehung konnte dann die Anschlusssteifigkeit $C_{\vartheta,C}$ als Sekantensteifigkeit abgeleitet werden, wobei die maßgebende Verdrehung des gestützten Bauteils bei $\vartheta=0,1$ rad definiert wurde. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in die DIN 18800, Teil 2, [R4], eingegangen, wobei die dort aufgeführten Werte auf konstruktiven Annahmen basieren, die den damals vorliegenden Forschungsstand berücksichtigen. So wurden zunächst nur Trapezbleche mit einer Blechdicke von 0,75 mm untersucht und die Auflast, die zwischen Trapezblech und Unterkonstruktion wirkt, wurde mit 1,0 kN/m gering angenommen. Nach Erscheinen der DIN 18800, Teil 2, [R4], im Jahre 1990 wurden die Untersuchungen zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeit weitergeführt. Dabei wurde insbesondere die günstige Wirkung von erhöhten Auflasten und größeren Blechdicken berücksichtigt, die zu höheren Anschlusssteifigkeiten führen können. Die Ergebnisse sind in die europäische Norm Eurocode 3-1-3 [R9] aufgenommen worden.

Für den Fall, dass die vorhandenen Verdrehungen ϑ des stabilisierten Bauteils kleiner sind als 0,1 rad, existieren darüber hinaus weitergehende Überlegungen,

$C_{9,C}$ als Sekantensteifigkeit direkt aus den Versuchsdaten zu ermitteln. Je nach Anschlusskonfiguration ist bei den Momenten-Verdrehungsbeziehungen aus den Versuchen ein lineares Verhalten mit konstanter Steifigkeit oder eine näherungsweise bilineare Kurve mit größerer Anfangssteifigkeit und anschließender Verflachung zu beobachten. Im ersten Fall kann bei kleinen vorhandenen Verdrehungen eine deutlich größere Steifigkeit berechnet werden, die sich günstig auf das stabilisierte Bauteil auswirkt. Für Sandwichelemente ist diese Vorgehensweise durch Versuche und numerische Untersuchungen, die an der Universität Karlsruhe im Rahmen von [13] und [82] durchgeführt wurden, abgesichert und wurde in die Neufassung der DIN 18800-2 (2008) [R5] aufgenommen. Für Trapezprofile liegen derartige systematische Auswertungen, die zu einem genormten Bemessungsvorschlag führen, derzeit nicht vor. Der Vorschlag von *Osterrieder* [72], die Anschlusssteifigkeit bis zum Erreichen des sogenannten Kontaktmoments gänzlich zu vernachlässigen, ist jedoch kritisch zu bewerten, da zum einen auch bei einer bilinearen Momenten-Verdrehungsbeziehung die Anfangssteifigkeit $C_{9,C}$ endlich ist, und zum anderen auch Anschlusskonfigurationen möglich sind, bei denen keine erhöhte Anfangssteifigkeit zu beobachten ist, siehe auch [48].

Ein zentraler Punkt im Rahmen dieser Arbeit beschäftigt sich mit der Frage, wie groß die Steifigkeit einer kontinuierlichen Drehbettung sein muss, damit Biegedrillknicken nicht auftritt. Um abschätzen zu können, ob die erforderliche Steifigkeit bei Einsatz baupraktischer Querschnitte erreicht werden kann, wird die Anschlusssteifigkeit mit Hilfe der genormten Angaben in [R9] bestimmt.

2.5.3 Behinderung der seitlichen Verschiebung

2.5.3.1 Erforderliche Steifigkeit zum Erreichen einer gebundenen Drehachse

Bezüglich der Anforderungen an eine kontinuierliche seitliche Stützung beschreiben die vorhandenen Regelwerke und Literaturstellen zwei unterschiedliche Wege. In [R4] und [R8] sind Mindestwerte für die Schubsteifigkeit von Trapezblechen angegeben, die zur Ausbildung einer gebundenen Drehachse führen.

$$S \geq \left(EI_w \frac{\pi^2}{L^2} + GI_T + EI_z \frac{\pi^2}{L^2} 0,25h^2 \right) \frac{70}{h^2} \quad (2.118)$$

Wird diese Bedingung eingehalten, kann davon ausgegangen werden, dass das Bauteil am Angriffspunkt des Trapezbleches seitlich unverschieblich gehalten ist. Falls ein Momentenverlauf ohne Vorzeichenwechsel vorliegt und die Halterung am Druckgurt erfolgt, kann ein Biegedrillknicken ausgeschlossen werden. Liegt jedoch ein Momentenverlauf mit Vorzeichenwechsel vor, so ist in einem zweiten Schritt das kritische Biegedrillknickenmoment unter Berücksichtigung der

gebundenen Drehachse zu ermitteln und mit diesem Wert der Biegedrillknicknachweis zu führen. Hierzu liegen in der Literatur zahlreiche Bemessungshilfen vor, wobei die Darstellung in der Form

$$M_{cr,LR} = \frac{k}{L} \sqrt{EI_z \cdot GI_T} \quad (2.119)$$

üblich ist. Der Wert k kann in Abhängigkeit des Beanspruchungsverlaufs aus Diagrammen, z.B. aus [49], abgelesen werden. Bild 2.19 zeigt ein derartiges Diagramm, in dem k in Abhängigkeit vom Belastungsparameter μ und über dem dimensionslosen Torsionsparameter κ gemäß Gleichung (2.11) aufgetragen ist.

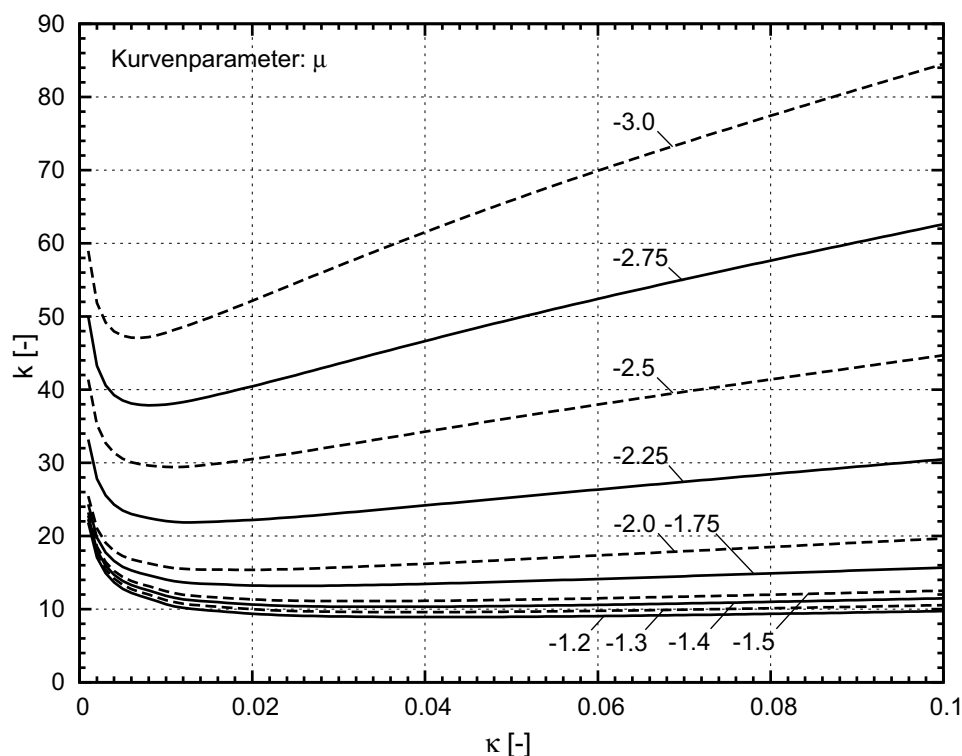


Bild 2.19: Beiwert k zur Bestimmung des idealen Biegedrillknickmomentes $M_{cr,LR}$ unter Annahme einer starren seitlichen Halterung am Obergurt

Die Bedingung (2.118) geht auf Untersuchungen von *Fischer* [15] zurück, und beruht auf der Annahme, dass näherungsweise das ideale Biegedrillknickmoment erreicht wird, das für den Fall einer starren seitlichen Halterung gilt. Dieser Wert wird im Folgenden mit $M_{cr,LR}$ bezeichnet. Als ausreichende Näherung wird dabei das Erreichen von 95% von $M_{cr,LR}$ definiert.

Theoretisch kann das ideale Biegedrillknickmoment bei vollständiger Verhinderung der seitlichen Verschiebung und entsprechender Anordnung der seitlichen Abstützung in Abhängigkeit von der Beanspruchung unendlich groß werden. In Bild 2.20 ist der qualitative Verlauf von M_{cr} bei starrer seitlicher Halterung in

Abhängigkeit von der Lage der seitlichen Abstützung für den Fall eines Trägers mit konstantem Momentenverlauf dargestellt. Für $e \leq 0$ kann Biegedrillknicken nicht auftreten. Im Umkehrschluss bedeutet dies jedoch auch, dass die erforderliche Steifigkeit der stützenden Bauteile zum Erreichen von $0,95 \cdot M_{cr,LR}$ unendlich groß würde. In [15] wird dem dadurch Rechnung getragen, dass das zu erreichende ideale Biegedrillknickmoment nach oben hin auf die elastische Querschnittstragfähigkeit M_{el} begrenzt wird.

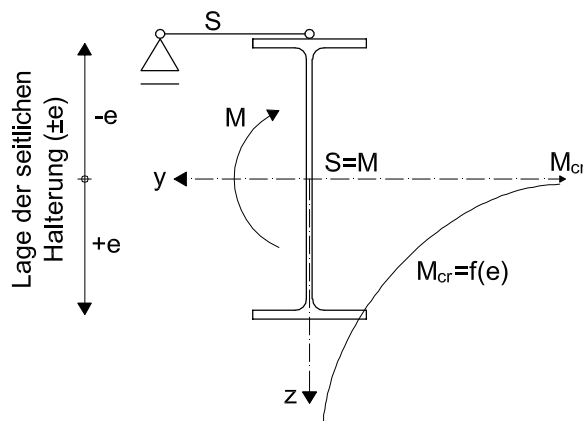


Bild 2.20: Qualitativer Verlauf von M_{cr} bei starrer seitlicher Halterung in Abhängigkeit von e bei konstantem Momentenverlauf

Falls $M_{cr,LR}$ kleiner als M_{el} ist, wird die erforderliche Schubfeldsteifigkeit in [15] mit Gleichung (2.120) berechnet.

$$\frac{S \cdot L^2}{E\pi^2} \geq M_{cr,LR} \cdot \frac{2 \cdot L^2}{E\pi^2 \cdot 0,225 \cdot e} - I_z \quad (2.120)$$

Geht man dabei auf der sicheren Seite liegend bei der Berechnung von $M_{cr,LR}$ von einem durch gegengleiche Endmomente beanspruchten Bauteil mit konstantem Momentenverlauf aus, so gilt:

$$M_{cr,LR} = \frac{1}{2 \cdot \pi^2} \cdot \frac{(I_w + e^2 I_z) \cdot E \cdot \pi^4 + G \cdot I_T \cdot \pi^2 \cdot L^2}{L^2 \cdot e} \quad (2.121)$$

Eingesetzt in (2.120) ergibt sich damit die Formel zur Berechnung der Schubfeldsteifigkeit, die erforderlich ist, um 95% von $M_{cr,LR}$ zu erreichen.

$$S \geq \left((I_w + e^2 I_z) \cdot E \cdot \frac{\pi^2}{L^2} + G \cdot I_T \right) \cdot \frac{1}{0,225 \cdot e^2} \quad (2.122)$$

Für den Fall, dass $M_{cr,LR}$ größer als M_{el} ist, wird in [15] ein fiktiver Abstand der seitlichen Halterung zur Schubmittelpunktsachse e^* definiert, für den gerade $M_{cr,LR} = M_{el}$ gilt. Dieser wird dann in Gleichung (2.122) anstelle von e eingesetzt.

$$S \geq \left((I_w + e^2 I_z) \cdot E \cdot \frac{\pi^2}{L^2} + G \cdot I_T \right) \cdot \frac{1}{0,225 \cdot e^{*2}} \quad (2.123)$$

Gleichung (2.118) ergibt sich aus (2.123) unter Annahme eines auf der sicheren Seite liegenden Wertes für e^* .

Entspricht der vorhandene Abstand e zur Schubmittelpunktsachse dem Wert e^* , so ergibt sich das ideale Biegedrillknickmoment unter Ansatz der Schubfeldsteifigkeit S nach Gleichung (2.123) zu M_{el} . In der Regel ist jedoch die seitliche Verschiebungsbehinderung an einem der beiden Gurte angeordnet, so dass die Annahme von e^* auf der sicheren Seite liegt. Berücksichtigt man den wahren Wert für e , so ergibt sich für den Fall, dass $M_{cr,LR} \leq M_{el}$ ist, eine geringere erforderliche Schubfeldsteifigkeit als nach Gleichung (2.123). Mit S (2.123) nach Gleichung wird $0,95 M_{cr,LR}$ somit stets erreicht.

Ist $M_{cr,LR}$ größer als die elastische Querschnittstragfähigkeit M_{el} und wird bei der Berechnung von M_{cr} die Schubfeldsteifigkeit nach Gleichung (2.122) und der wahre Abstand der seitlichen Halterung von der Schubmittelpunktsachse eingesetzt, so wird der rechnerische Wert für M_{cr} stets größer als M_{el} , es kann jedoch nicht in allen Fällen garantiert werden, dass auch der Zielwert $0,95 \cdot M_{cr,LR}$ erreicht wird. Bei Bauteilen, bei denen die Halterung über die gesamte Länge am Druckgurt angeordnet ist, erreicht das vorhandene ideale Biegedrillknickmoment eine Größenordnung, bei der Biegedrillknickversagen ausgeschlossen werden kann. Liegt jedoch ein Momentenverlauf mit Vorzeichenwechsel vor, wie es zum Beispiel bei Rahmenriegeln oder Durchlaufträgern der Fall ist, und wird die seitliche Abstützung an einem der beiden Gurte angeordnet, so ist dies nicht zwingend der Fall. Wird keine gesonderte Untersuchung zur Bestimmung von M_{cr} durchgeführt, so ist mit M_{el} als Grenzwert, der der Herleitung zu Grunde liegt, zu rechnen.

Die Berechnung von M_{cr} unter Berücksichtigung der vorhandenen Steifigkeit der seitlichen Stützung kann zum Beispiel mit Gleichung (2.124) erfolgen. Diese beschreibt das ideale Biegedrillknickmoment eines Bauteils mit seitlicher Halterung für den rechnerisch ungünstigsten Fall eines konstanten Biegemomentenverlaufs.

$$M_{cr} = e \cdot S \cdot \left(-1 \pm \sqrt{1 + \frac{EI_w \frac{\pi^4}{2L^3} + GI_T \frac{\pi^2}{2L} + EI_z \frac{\pi^4}{2L^3} \frac{e^2 \cdot \frac{S \cdot \pi^2}{2 \cdot L}}{EI_z \frac{\pi^4}{2L^3} + \frac{S \cdot \pi^2}{2 \cdot L}}{\left(e \cdot \frac{S \cdot \pi^2}{2 \cdot L} \right)^2}} \right) \quad (2.124)$$

Falls

$$\frac{S \cdot \pi^2}{2 \cdot L} \gg EI_z \frac{\pi^4}{2L^3} \quad (2.125)$$

gilt, kann die Gleichung (2.124) noch entsprechend vereinfacht werden.

$$M_{cr} = e \cdot S \cdot \left(-1 \pm \sqrt{1 + \frac{EI_w \frac{\pi^4}{2L^3} + GI_T \frac{\pi^2}{2L} + EI_z \frac{\pi^4}{2L^3} e^2}{e^2 \cdot \frac{S \cdot \pi^2}{2 \cdot L}}} \right) \quad (2.126)$$

Bei Verwendung der Vorzeichendefinition für den Abstand der seitlichen Stützung vom Schubmittelpunkt gemäß Bild 2.20 ist vor dem Wurzelausdruck bei positivem e eine Addition und bei negativem e eine Subtraktion vorzunehmen.

Im Ergebnis zeigt die Zusammenfassung der theoretischen Hintergründe der Beziehung (2.118), dass bei Vorhandensein eines Schubfeldes mit entsprechender Steifigkeit folgende Schlussfolgerungen gezogen werden können:

- Ist $M_{cr,LR}$ kleiner als M_{el} , so wird $M_{cr,LR}$ stets erreicht. In Abhängigkeit vom betrachteten Lastfall und der Lage der seitlichen Abstützungen können hierzu jedoch auch schon geringere Schubfeldsteifigkeiten ausreichen, so dass Gleichung (2.118) auf der sicheren Seite liegt.
- Ist $M_{cr,LR}$ größer als M_{el} , so erreicht das ideale Biegedrillknickmoment mindestens den Wert M_{el} . In Abhängigkeit vom betrachteten Lastfall und der Lage der seitlichen Abstützungen kann M_{cr} diesen Wert auch überschreiten. Eine Aussage, ob die Bauteilschlankheit so weit reduziert wird, dass ein Biegedrillknicknachweis entfallen kann, kann jedoch nicht getroffen werden.

2.5.3.2 Erforderliche Steifigkeit zum Ausschluss des Biegedrillknickens

Für die konkrete Bemessung von Bauteilen ist die Frage, ob die seitlichen Verschiebungen am gehaltenen Gurt ausgeschlossen werden können, von untergeordneter Bedeutung. In der täglichen Bemessungspraxis interessiert vielmehr der Wert der Schubsteifigkeit, der erforderlich ist, damit das Bauteil die vollplastische Querschnittstragfähigkeit erreicht, ein Biegedrillknickversagen folglich ausgeschlossen ist. Zur Beantwortung dieser Frage liegen Untersuchungen von Heil [26] vor, der für Einfeldträger mit Querbelastung und parabelförmigem Momentenverlauf folgenden Wert für die erforderliche Schubsteifigkeit angibt:

$$S \geq 10,2 \frac{M_{pl}}{h} \quad (2.127)$$

Dieser Wert ist stets kleiner als die erforderliche Schubfeldsteifigkeit nach (2.118). Er ist jedoch nur für Fälle abgesichert, bei denen die Halterung am gedrückten Gurt angreift, d.h. kein Vorzeichenwechsel im Momentenverlauf auftritt. Experimentelle Untersuchungen und Finite-Element-Berechnungen in [85] bestätigen die Untersuchungen nach [26].

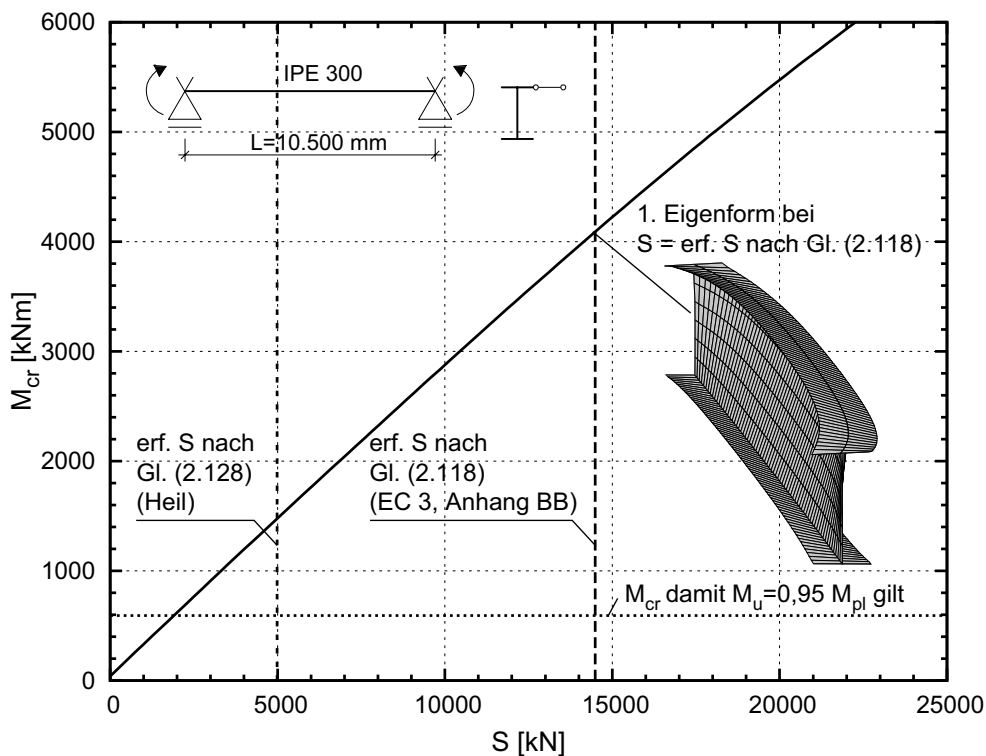


Bild 2.21: Ideales Biegedrillknickmoment in Abhängigkeit von der vorhandenen Schubfeldsteifigkeit und unterschiedliche Definition der „erforderlichen“ Schubfeldsteifigkeit – Beispiel

Bild 2.21 verdeutlicht an einem Beispiel die Größenordnung der Schubsteifigkeiten gemäß den Bedingungen (2.118) und (2.127). Die dargestellte Verformungsfigur zeigt, dass bei Ansatz der Schubsteifigkeit nach Eurocode 3 [R8] selbstverständlich noch seitliche Verformungen am Obergurt auftreten. Dies liegt darin begründet, dass bei dem vorliegenden Fall $M_{cr,LR}$ unendlich groß ist und somit die Begrenzung auf M_{el} zum Tragen kommt.

Bemessungshilfen im Sinne von Gleichung (2.127), die die Ausnutzung der plastischen Querschnittstragfähigkeit erlauben, liegen zurzeit für Beanspruchungsverläufe, die von dem Fall des Einfeldträgers mit parabelförmigem Moment abweichen, nicht vor. Des Weiteren existieren keine Angaben zur Berechnung der erforderlichen Steifigkeit von seitlichen Abstützungen für gevoutete Bauteile.

2.5.3.3 Vorhandene Schubfeldsteifigkeiten von stabilisierenden Bauteilen

Angaben zur vorhandenen Schubfeldsteifigkeit von Trapezblechen sind in den entsprechenden Zulassungen in Form einer ideellen Schubsteifigkeit G_s enthalten. Daraus kann für den betrachteten Fall die vorliegende Schubfeldsteifigkeit

$$S = G_s \cdot L_s \quad (2.128)$$

ermittelt werden, wobei L_s die Schubfeldlänge in Profilrichtung beschreibt. Die berechnete Steifigkeit ist dann noch auf die zu stabilisierenden Bauteile zu verteilen.

Die Berücksichtigung der Schubfeldsteifigkeit für den Biegedrillknicknachweis setzt voraus, dass die reale Konstruktion so ausgeführt wird, dass die Stabilisierungskräfte mittels Schubfeldwirkung abgetragen werden können. Dies führt zu entsprechenden Anforderungen an die Konstruktion. Die Trapezbleche müssen mit der Unterkonstruktion und untereinander schubfest verbunden werden. Bei Hallendächern mit Pfetten, bei denen die Oberkanten der Hauptträger und der Pfetten in der Regel nicht auf einer Höhe liegen, sind zusätzliche Schubverbinder erforderlich. Des Weiteren sind die Trapezbleche in jeder Sicke mit der Unterkonstruktion zu verbinden. Erfolgt die Befestigung nur in jeder zweiten Sicke, ist der Wert nach Gleichung (2.128) auf 20% abzumindern. Nach [49] ist es zulässig, bei Annahme des Wertes $0,2 \cdot S$ auf die vierseitige Befestigung der Trapezblechscheibe zu verzichten und nur eine zweiseitige Lagerung vorzusehen.

Ist das Trapezblech nur an zwei Seiten befestigt, so ergibt sich ein „unechtes Schubfeld“. Bezüglich der Steifigkeit derartiger Schubfelder liegen aktuelle Untersuchungen vor, über die in [13] und [51] berichtet wird.

2.5.4 Zusammenfassung

Sekundärbauteile, wie zum Beispiel Trapezprofile oder Sandwichelemente, stellen für die tragende Primärkonstruktion eine kontinuierliche elastische Stützung dar und wirken daher stabilisierend. Je nach konstruktiver Ausführung behindern sie entweder die seitlichen Verschiebungen aus der Haupttragwerksebene oder die Querschnittsverdrehungen des biegedrillknickgefährdeten Bauteils. Dies kann dazu führen, dass ein Biegedrillknickversagen vollständig ausgeschlossen werden kann. Ist dies nicht der Fall, so ist es dennoch möglich, die positive Wirkung für den Biegedrillknicknachweis zu nutzen.

- Für Träger mit konstantem Querschnitt liegen **Mindestwerte für eine ausreichende Drehbettung** vor. Diese sind stets im Zusammenhang mit der zugehörigen Traglastabminderungskurve für Biegedrillknicken zu betrachten. Die Herleitung der Werte basiert auf der theoretischen Überlegung, dass die bezogene Schlankheit durch die kontinuierliche Drehbettung so weit herabgesetzt werden kann, dass die Bauteiltragfähigkeit 95% der Querschnittstragfähigkeit erreicht. Untersuchungen auf Traglastniveau an Bauteilen mit Drehbettung unter Berücksichtigung von Imperfektionen, die die Ausgangsannahme verifizieren, existieren nicht. Insbesondere liegen derzeit keine ausreichenden Untersuchungen vor, die die Angaben zur Mindeststeifigkeit auf Grundlage der speziellen Biegedrillknickkurven für Walzprofile unter Berücksichtigung des Modifikationsfaktors f auf Traglastniveau bestätigen.
- Bei der Herleitung des **Faktors K_{ϑ}** für unterschiedliche Momentenverläufe wurden bei der Berechnung von M_{cr} die C_T -Faktoren für Bauteile ohne Verdrehbehinderung zugrunde gelegt, die von einem sinusförmigen Verlauf der Verschiebungen v und der Verdrehungen um die Trägerlängsachse ϑ ausgehen. Diese Voraussetzung ist jedoch bei Bauteilen mit kontinuierlicher Drehbettung nicht immer erfüllt. Dies führt dazu, dass die K_{ϑ} -Faktoren in [R8] zum Teil auf der unsicheren Seite liegen. Systematische Untersuchungen hierzu liegen zurzeit nicht vor.
- Reicht die vorhandene Drehfedersteifigkeit C_{ϑ} nicht aus, um ein Biegedrillknickversagen auszuschließen, kann die Wirkung der Drehbettung über eine **ideelle Torsionssteifigkeit** erfolgen. Hierzu ist ein Korrekturfaktor α erforderlich, der berücksichtigt, dass sich für ein Bauteil mit und ohne Drehbettung unterschiedliche Eigenformen ergeben. Dieser hängt von der Steifigkeit der Drehbettung ab. Systematische Auswertungen zur Größe von α liegen derzeit nicht vor.

- In den gängigen Regelwerken [R4] und [R8] sind Mindestwerte für die Schubsteifigkeit von Trapezblechen angegeben, die zur **Ausbildung einer gebundenen Drehachse** führen. Falls ein Momentenverlauf ohne Vorzeichenwechsel vorliegt, die Halterung die entsprechende Steifigkeit aufweist und am Druckgurt erfolgt, kann ein Biegedrillknickversagen ausgeschlossen werden. Für Momentenverläufe mit Vorzeichenwechsel, kann in jedem Fall garantiert werden, dass das ideale Biegedrillknickmoment mindestens die elastische Querschnittstragfähigkeit M_{el} erreicht. Eine Aussage, ob die Bauteilschlankheit so weit reduziert wird, dass ein Biegedrillknicknachweis entfallen kann, kann jedoch nicht getroffen werden.
- Für die praktische Bemessung ist die **erforderliche Schubfeldsteifigkeit, um Biegedrillknicken auszuschließen**, von großer Bedeutung. Für Einfeldträger mit Querbelastung und parabelförmigem Momentenverlauf existiert hierzu eine Bestimmungsgleichung. Für darüberhinaus gehende Fälle liegen keine Angaben vor.
- Für **gevoutete Bauteile** existieren derzeit keinerlei Angaben zur Berücksichtigung der positiven Wirkung einer kontinuierlichen seitlichen Stützung oder Drehbettung.

2.6 Bauteile mit diskreten Stützungen

2.6.1 Konstruktive Ausführung von diskreten Stützungen

Auch wenn ein biegedrillknickgefährdetes Bauteil nicht direkt durch flächenhafte raumabschließende Elemente kontinuierlich gestützt wird, besteht häufig die Möglichkeit, die günstige Wirkung von sekundären Bauteilen, wie Pfetten, Querträgern oder Verbände, für die Stabilisierung zu nutzen. Diese können als seitliche Stützungen, die nur die Verschiebungen aus der Haupttragwerksebene verhindern, als Verdrehbehinderungen, die der Querschnittsverdrehung entgegen wirken, und als Kombination aus beidem wirken, siehe Bild 2.22. Derartige Abstützungen wirken in der Regel jedoch nicht als starres Auflager, sondern in Form einer diskreten federelastischen Halterung.

Pfetten oder speziell zu diesem Zweck angeordnete Druckrohre, die an einen Verband angeschlossen sind, wirken zum Beispiel der seitlichen Verschiebung entgegen. Sind die Pfetten nicht an einen Verband angeschlossen, können sie keine Kräfte quer zur Haupttragwerksebene aufnehmen und wirken mit ihrer Biegesteifigkeit als reine Verdrehbehinderung. Die Steifigkeit einer Verdrehbehinderung hängt maßgeblich von der konstruktiven Ausbildung des Anschlusses zwischen Pfette und auszusteiendem Bauteil ab. Dabei ist insbesondere die ge-

gegenseitige seitliche Verschiebung zwischen dem freien und dem gehaltenen Gurt von Bedeutung. Wird beispielsweise der Obergurt eines Rahmenriegels ohne weitere Maßnahmen zur Verhinderung der Anschluss- und Profilverformung an einen Verband angeschlossen, so ist die resultierende Drehfedersteifigkeit c_9 in der Regel sehr viel kleiner als die Steifigkeit, die sich bei einer isolierten Betrachtung der Biegesteifigkeit des stützenden Profils ergeben würde. In diesem Fall wird die Gesamtdrehfedersteifigkeit c_9 fast ausschließlich durch die Profilverformung bestimmt. Der positive Einfluss auf das zu stützende Bauteil ist entsprechend geringer als bei verhinderter Profilverformung, kann jedoch immer noch dazu führen, dass die Biegedrillknicksicherheit erheblich gesteigert wird. Durch den Verband ist eine seitliche Abstützung gegeben, siehe Bild 2.22 links. Insbesondere bei Bauteilen, bei denen die Druckbeanspruchung teilweise im gehaltenen Obergurt und teilweise im freien Untergurt auftritt, d.h. bei durchschlagenden Momentenverläufen, reicht eine alleinige seitliche Abstützung bei wirtschaftlich ausgenutzten Profilen jedoch in der Regel nicht aus, um den Biegedrillknicknachweis zu erfüllen.

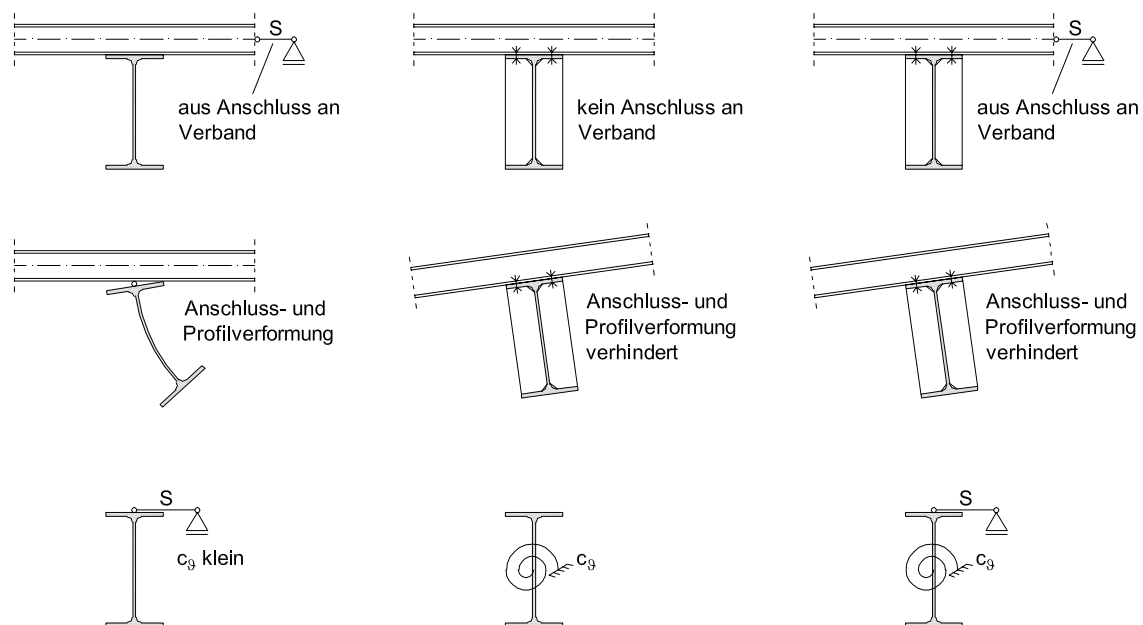


Bild 2.22: Idealisierung von diskreten Abstützungen

Eurocode 3 [R8] gibt in Abschnitt 6.3.5 als mögliche Maßnahme zur diskreten seitlichen Abstützung von Biegeträgern die Ausführung gemäß Bild 2.23 an. Dabei wird die Verschiebung des freien Untergurts gegenüber dem gehaltenen Obergurt durch sogenannte Flanschstreben verhindert.

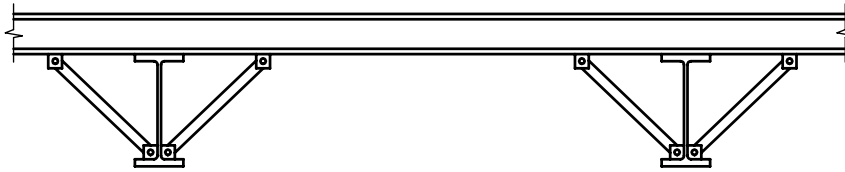


Bild 2.23: Beispiel für eine Verschiebungs- und Verdrehungsbehinderung nach Eurocode 3

In einigen europäischen Ländern, zum Beispiel Großbritannien, Spanien und den Niederlanden, ist die seitliche Abstützung mit sogenannten Flanschstreben durchaus übliche Praxis. Bild 2.24 zeigt Beispiele aus Großbritannien und Spanien.

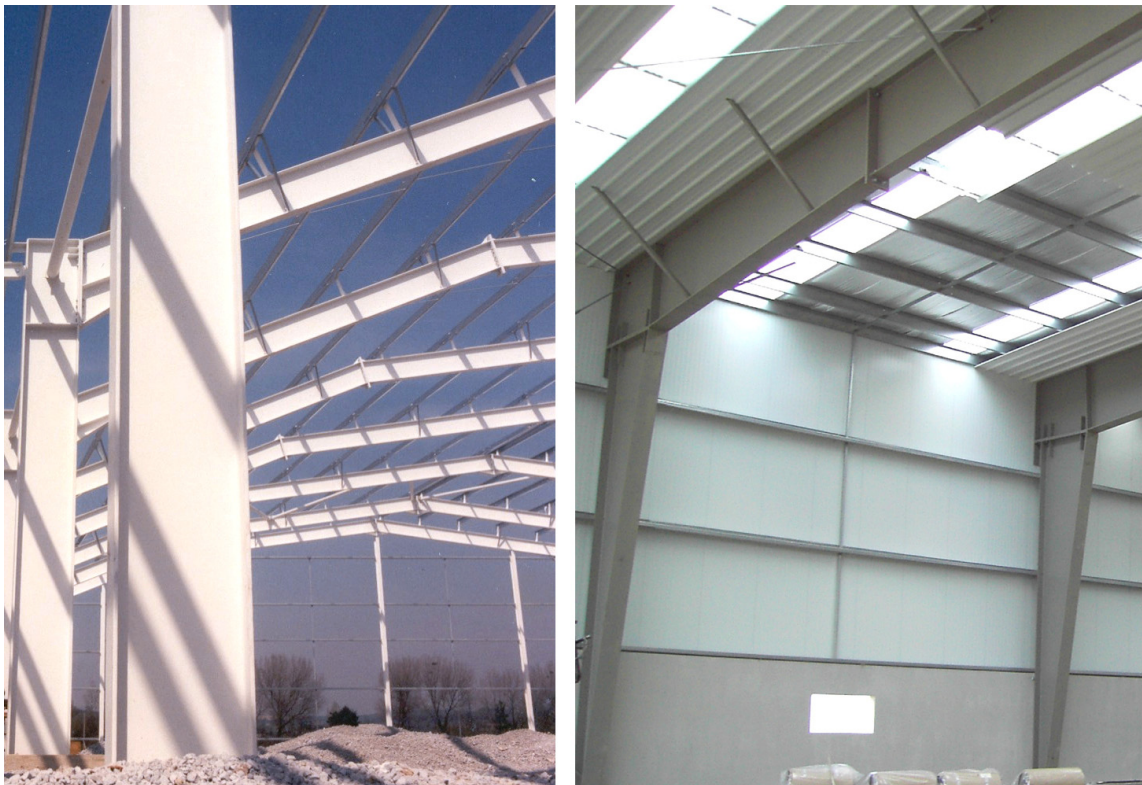


Bild 2.24: Beispiele für Rahmenriegel, die durch Flanschstreben ausgesteift werden

In Deutschland ist diese Art der Konstruktion nur wenig verbreitet. In der Regel wird die vorhandene Drehfedersteifigkeit durch aufliegende Pfetten gewährleistet, die mehr oder weniger biegesteif mit dem zu stabilisierenden Bauteil verbunden sind. Die Steifigkeit dieser Verdrehbehinderung hängt maßgeblich von der konstruktiven Ausbildung des Anschlusses zwischen Pfette und auszusteiendem Bauteil ab. Dabei ist insbesondere die gegenseitige seitliche Verschiebung zwischen dem mit der Pfette verbundenen Obergurt und dem freien Untergurt von Bedeutung. Falls erforderlich, ist die Profilverformung konstruktiv zu verhindern, z. B. durch eine mit dem Druckflansch verbundene Stegsteife.

2.6.2 Einfluss von diskreten Stützungen auf das Biegedrillknickverhalten

2.6.2.1 Ideale Verzweigungslasten

Der Einfluss von diskreten Abstützungen auf das Biegedrillknickverhalten von biegebeanspruchten Bauteilen lässt sich anhand der Auswirkungen auf die ideale Verzweigungslast M_{cr} beurteilen. Für ausgewählte Sonderfälle, wie zum Beispiel dem beidseitig gabelgelagerten Stab, der durch gegengleiche Endmomente beansprucht wird, und dessen seitliche Verformungen und Verdrehungen an diskreten Stellen vollständig verhindert werden, kann M_{cr} mit analytischen Methoden berechnet werden, siehe [2]. Für davon abweichende Lagerungs- und Belastungsbedingungen ist eine geschlossene Lösung des Differentialgleichungssystems in der Regel nicht möglich.

Nethercot und *Rockey* [70] untersuchten daher im Jahr 1972 das Biegedrillknickverhalten von ausgewählten Biegeträgern mit jeweils maximal zwei diskreten Stützungen mit Hilfe der Finite-Element-Methode. Es wurden Verzweigungslastberechnungen durchgeführt, wobei als statisches System ein gabelgelagerter Einfeldträger unter konstanter Momentenbeanspruchung zu Grunde gelegt wurde. Die Wirkung der federelastischen diskreten Halterungen wurde sowohl getrennt für seitliche Stützungen und Verdrehbehinderungen als auch für eine Kombination beider Anteile untersucht. Bei Vorliegen von Verdrehbehinderungen wurde dabei speziell auf die Auswirkungen der Profilverformung eingegangen.

Insgesamt wird gezeigt, dass schon durch relativ geringe Federsteifigkeiten erheblich größere ideale Biegedrillknickmomente erreicht werden können. Dabei wird jedoch auch deutlich, dass eine Erhöhung der Federsteifigkeit der diskreten Stützungen oberhalb einer bestimmten Steifigkeit nicht mehr zu einer Vergrößerung von M_{cr} führt. Der obere Grenzwert wird dadurch definiert, dass das Biegedrillknicken zwischen den diskreten Abstützungen auftritt. Eine systematische Auswertung bezüglich der zugehörigen Steifigkeitswerte erfolgt jedoch nicht.

Für Bauteile mit konstanter Höhe wurden hierzu von *Parvizinia* [74] Untersuchungen durchgeführt, vgl. Bild 2.25. Anhand eines Vergleichs zwischen einer kontinuierlichen Drehbettung und entsprechenden diskreten Drehfedern erfolgt eine Grenzwertbetrachtung für das „Verschmieren“ von Einzeldrehfedern zu Streckendrehfedern. Ab einer gewissen Anzahl von Einzeldrehfedern nähert sich die Größe des idealen Biegedrillknickmoments und der Verlauf der Eigenform dem Fall der kontinuierlichen Drehbettung an. Mit steigendem Abstand zwischen den Einzeldrehfedern wird die ideale Verzweigungslast entsprechend geringer. Ab einer gewissen Steifigkeit der Einzeldrehfeder stabilisiert diese das System wie eine Gabellagerung, eine Steigerung der Federsteifigkeit hat somit keine Steigerung der Verzweigungslast zur Folge (vgl. Bild 2.25, Kurve 1). Die entsprechend

verschmierte Feder suggeriert jedoch ein wesentlich höheres ideales Biegedrillknickmoment (vgl. Bild 2.25, Kurve 3). Das „Verschmieren“ liegt demnach immer dann auf der sicheren Seite, wenn das Versagen des untersuchten Bauteils durch das Ausweichen des elastisch gestützten Gesamtstabes bestimmt wird. Tritt hingegen ein Einzelstabversagen zwischen den diskreten Abstützungen auf, so liegt diese Annahme auf der unsicheren Seite.

Für die praktische Anwendung ist eine systematische Untersuchung erforderlich, in der für baupraktische Momentenverläufe sowie gevoutete Bauteile geklärt wird, bei welcher Einzelfedersteifigkeit die Versagensform vom Gesamtstabversagen zum Einzelstabversagen umschlägt.

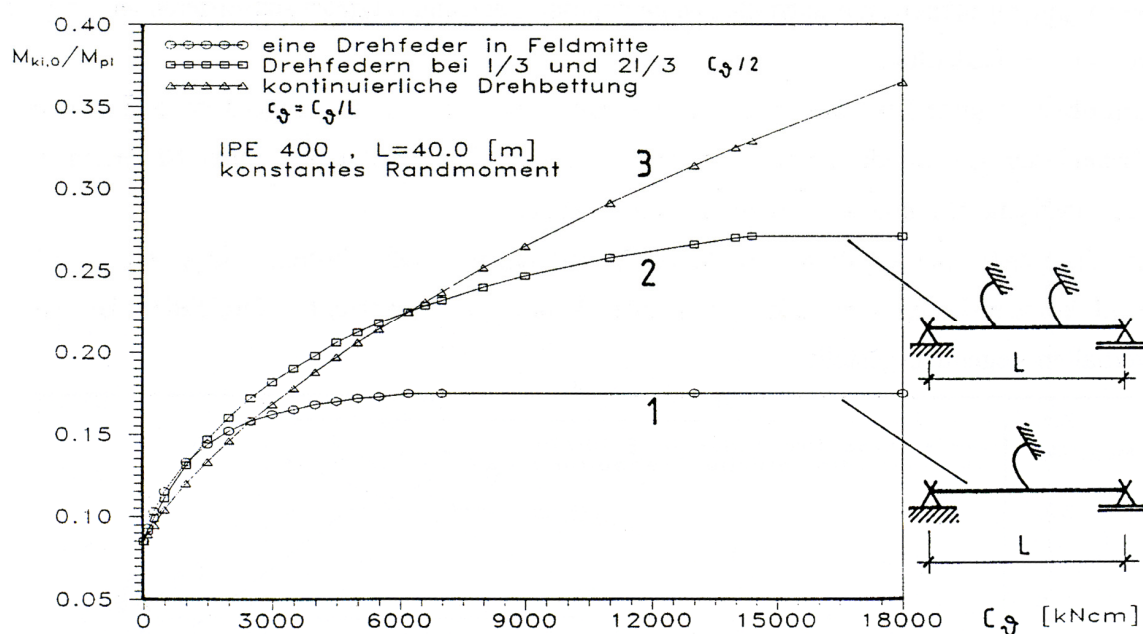


Bild 2.25: Vergleich idealer Biegedrillknickmomente aus kontinuierlicher Drehbettung und Einzeldrehfeder für Bauteile unter konstanter Momentenbeanspruchung, [74]

Aswandy untersucht in [2] Bauteile mit diskreten Stützungen, wobei zum einen reine seitliche Halterungen („L-restraints“) und zum anderen Abstützungen, die sowohl die seitlichen Verschiebungen als auch die Verdrehungen verhindern, („L+T-restraints“), berücksichtigt werden. Die Abstützungen werden als starre Auflager abgebildet, eine Berücksichtigung der Federsteifigkeit aus der vorhandenen Konstruktion erfolgt nicht. Die Untersuchung beschränkt sich auf Bauteile mit einer Halterung in Feldmitte bzw. zwei Halterungen in den Drittelpunkten des Bauteils.

Bei der Analyse von Bauteilen mit ausschließlich seitlichen Abstützungen wird die Lage des Anschlusses variiert. Dabei wird untersucht, an welcher Stelle im Querschnitt die Halterung angeordnet werden muss, damit sie wie eine

Verdrehbehinderung wirkt. Als Bedingung hierfür wird das Erreichen des idealen Biegedrillknickmoments $M_{cr,seg}$ eines zwischen den Abstützungen herausgelösten und als beidseitig gabelgelagert angenommenen Einzelstabes definiert. Wird die seitliche Stützung in der Druckzone des Bauteils angeordnet, kann diese Bedingung stets erfüllt werden.

Für die Bestimmung des idealen Biegedrillknickmoments von diskret seitlich gehaltenen Bauteilen ist es gemäß [2] ausreichend, den Minimalwert aus $M_{cr,seg}$ und dem idealen Biegedrillknickmoment, das sich für ein Bauteil mit kontinuierlicher gebundener Drehachse ergibt, zu verwenden. Eine ähnliche Vorgehensweise wird auch von *Kaim* [30] und *Meister* [65] vorgeschlagen. Die Verzweigungslast kann somit für Bauteile mit konstantem Querschnitt mittels Handrechnung leicht bestimmt werden. Insbesondere bei Bauteilen mit positiven und negativen Momentenbereichen reicht die Berücksichtigung einer rein seitlichen Abstützung jedoch häufig nicht aus, um den Biegedrillknicknachweis für baupraktisch wirtschaftliche Profile zu erfüllen.

Bei Bauteilen mit nicht-konstantem Momentenverlauf, bei denen sowohl die seitlichen Verschiebungen als auch die Verdrehungen an diskreten Stellen verhindert werden, ist das numerisch berechnete ideale Biegedrillknickmoment für den Gesamtstab $M_{cr,real}$ immer größer als $M_{cr,seg}$, da sich die höher beanspruchten Abschnitte immer um ein gewisses Maß in die benachbarten Abschnitte einspannen können. Das Verhältnis zwischen $M_{cr,real}$ und $M_{cr,seg}$ wird in [2] für unterschiedliche Momentenverläufe ausgewertet. Die Steigerung infolge der günstig wirkenden Einspannung in die benachbarten Felder, die bei einer Ermittlung von $M_{cr,seg}$ am herausgelösten gabelgelagerten Einzelstab vernachlässigt wird, kann in Abhängigkeit der Anzahl der diskreten Stützungen und des vorhandenen Momentenverlaufs Größenordnungen bis zu einem Faktor von ca. 2,2 annehmen. Die größten Steigerungen ergeben sich dabei bei nur einer diskreten Abstützung und bei Momentenverläufen mit wechselndem Vorzeichen.

2.6.2.2 Tragfähigkeit von Bauteilen mit diskreten Abstützungen

Bei der Ermittlung der Bauteiltragfähigkeit von biegebeanspruchten Bauteilen mit diskreten Abstützungen ist der Einfluss der unvermeidlichen geometrischen und strukturellen Imperfektionen sowie des elastisch-plastischen Materialverhaltens zu berücksichtigen.

Lindner und *Schmidt* berichten in [50] über experimentelle Untersuchungen an biegedrillknickgefährdeten Bauteilen unter Berücksichtigung wirklichkeitsnaher Lasteinleitung. Es wurden gabelgelagerte Einfeldträger unter einer Einzellast in Feldmitte untersucht, wobei die Lasteinleitung über einen aufgelegten, aber nicht mit dem Versuchsträger verbundenen Querträger erfolgte. Durch Variation der

konstruktiven Ausbildung der Lasteinleitungsstelle ergab sich somit für den Versuchsträger eine drehfederelastische Stützung in Feldmitte. Konkret wurde untersucht, wie sich ein unausgesteifter bzw. ausgesteifter Lasteinleitungsbereich, eine reduzierte Auflagerbreite des Querträgers und eine zusätzliche seitliche Stützung auf die Traglast des Versuchsträgers auswirken.

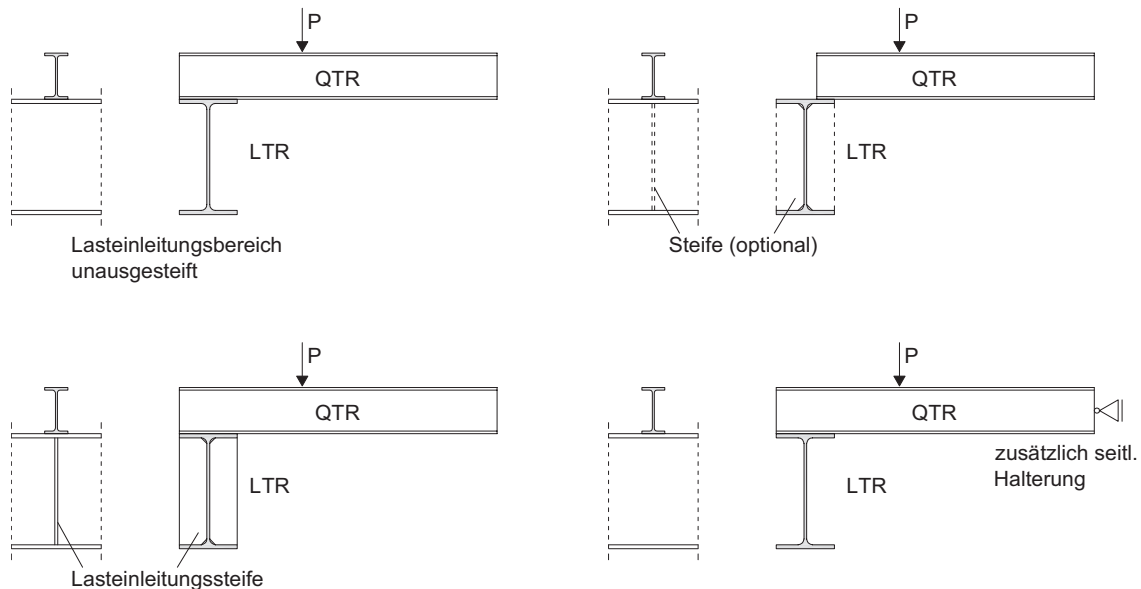


Bild 2.26: Traglastversuche an Bauteilen mit diskreter Stützung in Feldmitte nach [50]

Die gemessenen Traglasten im Versuch wurden dann mit der zur Zeit der Untersuchung aktuellen Traglastabminderungskurve nach DIN 18800, Teil 2, [R4], verglichen. Die rechnerische Bauteilschlankheit wurde dabei zunächst ohne Berücksichtigung der drehfederelastischen Halterung in Feldmitte berechnet. Es zeigt sich, dass die rechnerischen Traglasten für alle Lasteinleitungsvarianten mit Ausnahme der Konstruktion mit reduzierter Auflagerbreite, erreicht werden konnten. Bei dieser Variante entsteht – aufgrund der fehlenden Verbindung mit dem Hauptträger – ein zusätzliches abtreibendes Moment. Derartige Konstruktionen sollten daher vermieden werden.

Im nächsten Schritt wurde die Bauteilschlankheit unter Zugrundelegung des idealen Biegedrillknickmoments M_{cr} errechnet, welches sich für die halbe Trägerlänge bei einem dreiecksförmigen Momentenverlauf ergibt. Dies entspricht der Annahme, dass die federelastische Halterung in Feldmitte steif genug ist, um ein „Gabellager“ an dieser Stelle zu erzwingen. Es wurde jedoch nicht überprüft, ob diese Annahme durch die vorhandene Konstruktion erfüllt wird. Bei einem Vergleich der experimentell ermittelten Traglasten mit der Traglastabminderungskurve konnte festgestellt werden, dass die rechnerischen Traglasten nun nur noch bei den Bauteilen mit zusätzlicher seitlicher Stützung klar und bei den Versuchskörpern mit ausgesteiftem Lasteinleitungsbereich knapp

erreicht wurden. Bei ersteren konnte sogar beobachtet werden, dass Biegedrillknicken im untersuchten Schlankheitsbereich gar nicht auftrat, die Bauteiltragfähigkeit wurde durch den plastischen Querschnittswiderstand definiert. Überträgt man diese Ergebnisse auf baupraktische Konstruktionen, so darf dabei günstig wirkend berücksichtigt werden, dass in der Regel eine mechanische Verbindung zwischen dem auszusteifenden Bauteil und dem stabilisierenden Bauteil vorhanden ist.

Als Tendenz lässt sich aus den Ergebnissen ablesen, dass eine diskrete drehfederelastische Abstützung die Traglast so weit anheben kann, dass die rechnerische Idealisierung, das untersuchte Bauteil in gabelgelagerte Einzelstäbe zwischen den Halterungen aufzulösen, auf der sicheren Seite liegt. Eine systematische Auswertung bezüglich der erforderlichen Mindeststeifigkeit unter Berücksichtigung von Imperfektionen und elastisch-plastischem Materialverhalten sowie eine Bewertung bezüglich der Traglastabminderungskurven nach Eurocode 3-1-1 [R8] fehlt jedoch.

Von *Aswandy* wurden in [2] nicht nur ideale Biegedrillknickmomente für Bauteile mit diskreten Halterungen berechnet, es wurden auch Traglastuntersuchungen sowohl unter reiner Biegung als auch unter kombinierter Druck- und Biegemomentenbeanspruchung durchgeführt. Wie bereits in Abschnitt 2.6.2.1 beschrieben, wurden die diskreten Halterungen dabei stets als starre Auflager angenommen.

Als Ergebnis konnte festgestellt werden, dass die rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten unter Verwendung der Traglastabminderungskurven nach Eurocode 3-1-1 [R8] für Walzprofile gegenüber den numerisch ermittelten Ergebnissen auf der sicheren Seite liegen. Dabei wurde bei der Berechnung der Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ das numerisch berechnete ideale Biegedrillknickmoment verwendet. Wird M_{cr} konservativ ermittelt – bei Bauteilen mit Verdrehbehinderungen z.B. durch Berechnung am herausgelösten gabelgelagerten Einzelstab – ergeben sich größere rechnerische Schlankheiten. Die Anwendung der genormten Kurve ist somit abgesichert. Ein Vergleich der numerischen Simulationsberechnungen, bei denen neben der Biegebeanspruchung gleichzeitig eine Drucknormalkraft berücksichtigt wurde, mit den Interaktions-Formeln nach Eurocode 3-1-1 [R8] zeigt, dass die Formeln eine hinreichend gute Näherung der Traglast der diskret gestützten Bauteile gewährleisten.

In [92] wird über Traglastuntersuchungen an biegebeanspruchten Bauteilen mit einer federelastischen seitlichen Halterung in Feldmitte berichtet. Die Federsteifigkeit wurde dabei so festgelegt, dass das ideale Biegedrillknickmoment M_{cr} 95% des Wertes erreicht, der sich bei starrer seitlicher Halterung ergibt. Durch Vergleich der numerisch ermittelten Traglasten mit den Traglastabminderungskurven

nach Eurocode 3-1-1 [R8] wurde aufgezeigt, dass die Verwendung der Biegedrillknickkurven für den sogenannten „allgemeinen Fall“, zu auf der sicheren Seite liegenden Ergebnissen führen. Die modifizierten Traglastabminderungskurven für Walzträger nach Gleichung (2.18) führen hingegen dazu, dass die rechnerische Traglast überschätzt wird. Dies gilt insbesondere, wenn zusätzlich der Modifikationsfaktor f nach Gleichung (2.22) bei der Berechnung der bezogenen Tragfähigkeit χ_{LT} berücksichtigt wird. Es wird daher vorgeschlagen, bei derartigen Systemen die Biegedrillknickkurven für den „allgemeinen Fall“, deren Formulierung den europäischen Knickspannungslinien entspricht, zu verwenden.

2.6.3 Nachweis von Bauteilen mit diskreten Stützungen

Wird ein Träger nicht kontinuierlich seitlich gestützt – z.B. durch ein aufliegendes Trapezblech – sondern nur an diskreten Stellen, wie es bei der Anordnung von Pfetten der Fall ist, so wird im Allgemeinen (z.B. [49]) davon ausgegangen, dass die diskreten Federsteifigkeiten c_{diskret} über die Trägerlänge "verschmiert" und wie eine kontinuierliche Drehbettung C_{kont} behandelt werden dürfen. Bei Federsteifigkeiten, die dazu führen, dass ein Biegedrillknicken des Einzelstabs zwischen zwei Abstützungen auftritt, liegt diese Annahme jedoch auf der unsicheren Seite, vgl. Bild 2.25. Der Nachweis ist also stets für die zwei Grenzfälle „Gesamtstabversagen des elastisch gestützten Stabes“ und „Einzelstabversagen zwischen den Abstützungen“ zu führen.

In Eurocode 3-1-1 [R8] wird das Biegedrillknicken von Bauteilen mit diskreten Stützungen mit und ohne Voute in Anhang BB behandelt. Es werden stabile Abschnittslängen sowohl für parallelgurtige als auch für gevoutete Träger und Stützen angegeben, bei deren Einhaltung auf einen Biegedrillknicknachweis verzichtet werden kann. Dabei wird vorausgesetzt, dass das betrachtete Bauteil am möglichen Fließgelenk seitlich unverschieblich und verdrehsteif gehalten ist. Werden die stabilen Abschnittslängen überschritten, ist kein Nachweis möglich.

Es wird zwischen dem Abstand L_m vom Fließgelenk bis zur nächsten seitlichen Halterung und dem Abstand L_s bis zur nächsten Verdrehbehinderung unterschieden.

$$L_m = \frac{38i_z}{\sqrt{\frac{1}{57,4} \cdot \left(\frac{N_{Ed}}{A}\right) + \frac{1}{756C_1^2} \left(\frac{W_{pl}^2}{A I_t}\right) \left(\frac{f_y}{235}\right)^2}} \quad (2.129)$$

für parallelgurtige Träger und Vouten mit drei Flanschen

$$L_m = 0,85 \sqrt{\frac{38i_z}{\frac{1}{57,4} \cdot \left(\frac{N_{Ed}}{A}\right) + \frac{1}{756C_1^2} \left(\frac{W_{pl}^2}{AI_t}\right) \left(\frac{f_y}{235}\right)^2}} \quad (2.130)$$

für Vouten mit zwei Flanschen

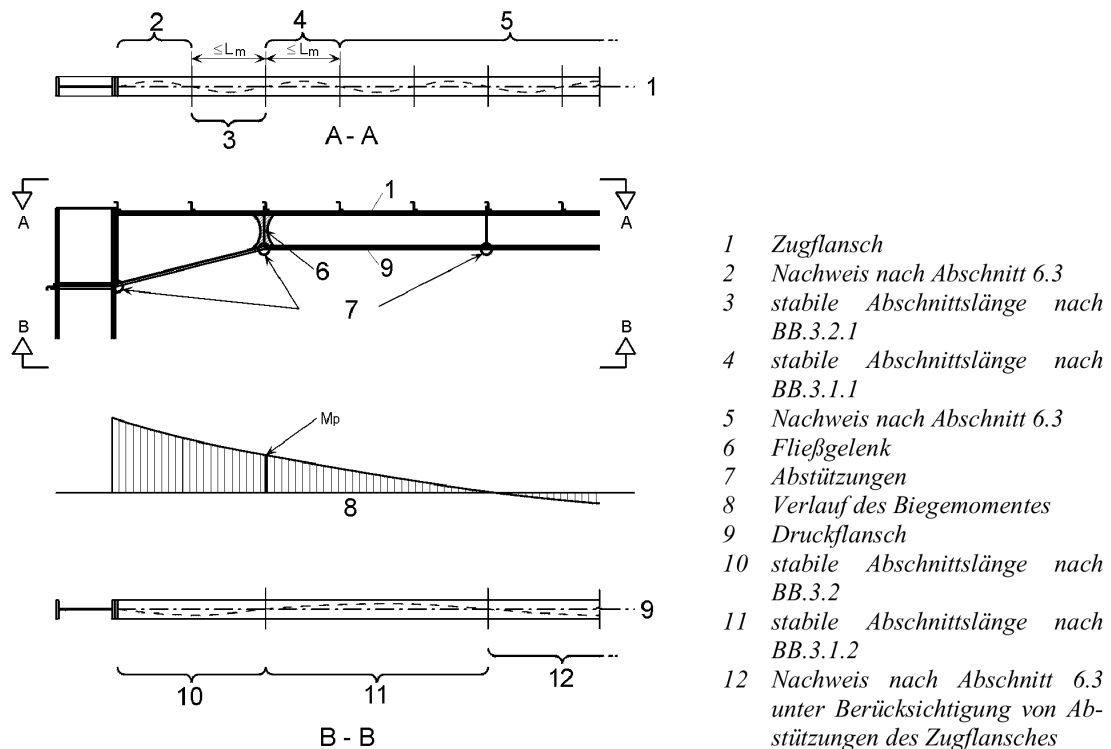


Bild 2.27: Stabile Abschnittslängen für Bauteile mit zwei-flanschigen Vouten, aus [R8]

Die Bestimmungsgleichungen für L_m für Träger mit und ohne Voute unterscheiden sich dabei nur in dem Faktor 0,85, der der Gleichung für gevoutete Träger vorangestellt wird. Die Querschnittswerte W_{pl} , A , I_T und i_z werden stets am Querschnitt mit der maximalen Trägerhöhe berechnet und sind von der Form der Voute unabhängig.

Liegen nur Verdrehbehinderungen ohne dazwischen liegende seitliche Stützungen vor, ist L_m auch als maximaler Abstand der Verdrehbehinderungen stets einzuhalten. Für den Fall, dass zwischen den Verdrehbehinderungen noch seitliche Stützungen vorhanden sind, gelten die Formeln (2.129) bzw. (2.130) für den Abstand der seitlichen Stützungen. Die Verdrehbehinderung darf dann höchstens den Abstand L_s vom Fließgelenk haben, wobei L_s in der Regel größer ist als L_m .

2.6 Bauteile mit diskreten Stützungen

Tabelle 2.5: Bestimmungsgleichungen für den Abstand der Verdrehbehinderungen L_s aus [R8]

		Abstand der Verdrehbehinderungen
Gleichförmige Bauteile	Linearer Momentenverlauf	$L_s = \sqrt{C_m} L_k \left(\frac{M_{pl,y,Rk}}{M_{N,y,Rk} + aN_{Ed}} \right)$
	Nichtlinearer Momentenverlauf	$L_s = \sqrt{C_n} L_k$
Vouten mit drei Flanschen		$L_s = \frac{\sqrt{C_n} L_k}{c}$
Vouten mit zwei Flanschen		$L_s = 0,85 \frac{\sqrt{C_n} L_k}{c}$

$$L_k = \frac{\left(5,4 + \frac{600f_y}{E} \right) \left(\frac{h}{t_f} \right) i_z}{\sqrt{5,4 \left(\frac{f_y}{E} \right) \left(\frac{h}{t_f} \right)^2 - 1}} \quad (2.131)$$

Der Momentenverlauf wird dabei durch die Faktoren C_m bzw. C_n berücksichtigt, während der Voutenverlauf über den Faktor c eingeht.

Bei diesem Verfahren wird, wie auch bei den vorher beschriebenen Verfahren, davon ausgegangen, dass das betrachtete Bauteil am Fließgelenk, d.h. an beiden Voutenenden seitlich unverschieblich und verdrehsteif gehalten ist. Durch diese Einschränkung ist das Verfahren nur für wenige Sonderfälle anwendbar.

Der Hintergrund und die Herleitung der Ausführungen in Anhang BB.3 wird in [37] beschrieben. Die Bedingung, die erfüllt sein muss, damit für ein beidseitig gabelgelagertes Bauteil ohne Zwischenabstützungen kein Biegedrillknicken auftritt, wird dort so definiert, dass die maximale Länge gerade das 0,6-fache des Wertes ergibt, bei dem

$$M_{cr} = W_{el} \cdot f_y \quad (2.132)$$

gilt. Auf der sicheren Seite liegend wird dabei das Wölbflächenmoment I_w vernachlässigt, so dass sich folgende Bedingung ergibt:

$$W_{el} \cdot f_y = \sqrt{\frac{C_1^2 \cdot \pi^2 E I_z G I_T}{L^2}} \quad (2.133)$$

Löst man diese Beziehung nach L auf, so ergibt sich

$$L_m = 0,6 \cdot L = 0,6 \sqrt{\frac{C_1^2 \cdot \pi^2 E I_z G I_T}{(W_{el} \cdot f_y)^2}} \quad (2.134)$$

Gleichung (2.129) resultiert hieraus nach Einarbeiten des Anteils für die Normalkraft. Außerdem wird W_{el} durch W_{pl} ersetzt. Wertet man das kritische Biegedrillknickmoment unter Ansatz des so erhaltenen Wertes für L_m aus, so ergibt sich

$$M_{cr} = \sqrt{\frac{C_1^2 \cdot \pi^2 E I_z G I_T \cdot (W_{pl} \cdot f_y)^2}{0,36 \cdot C_1^2 \cdot \pi^2 E I_z G I_T}} = \frac{M_{pl}}{0,6} \quad (2.135)$$

Dies entspricht einer bezogenen Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT} = 0,775$ unterhalb der Biegedrillknicken rechnerisch nicht auftritt. Im Vergleich zu den Abminderungskurven im Hauptteil des Eurocode 3, die eine Abminderung der Bauteiltragfähigkeit ab $\bar{\lambda}_{LT} = 0,2$ bzw. 0,4 vorsehen, ist dieser Wert sehr hoch. Bild 2.28 verdeutlicht diese Situation, indem die gültigen Abminderungskurven für Biegedrillknicken mit der Grenzschlankheit nach Anhang BB.3 verglichen werden.

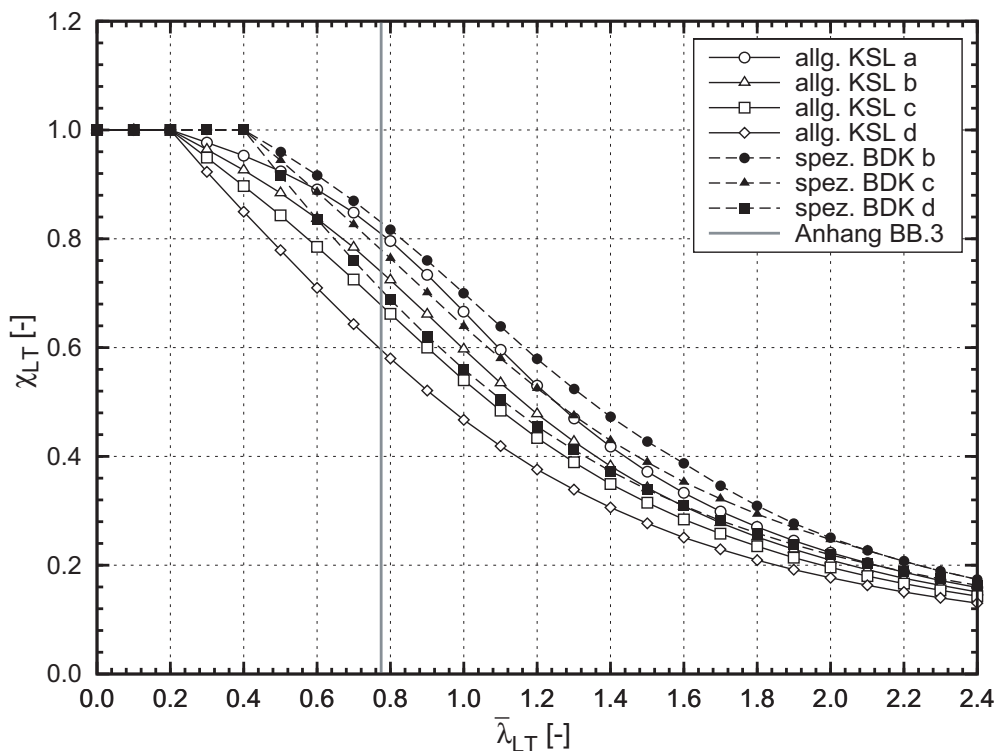


Bild 2.28: Vergleich der Abminderungskurven für Biegedrillknicken mit der Grenzschlankheit nach Anhang BB.3

Im Zuge der Erstellung des nationalen Anhangs, welcher über die Anwendbarkeit informativer Anhänge entscheiden kann, sollte diese Diskrepanz zwischen Anhang und Haupttext kritisch überprüft werden.

2.6.4 Zusammenfassung

Diskrete Stützungen in Form von Pfetten, Querträgern oder Verbänden können für die Stabilisierung von biegedrillknickgefährdeten Bauteilen genutzt werden. Dabei ist zwischen seitlichen Stützungen, Verdrehbehinderungen und der Kombination von beidem zu unterscheiden. Derartige Abstützungen wirken in der Regel jedoch nicht als starres Auflager, sondern in Form einer diskreten federelastischen Halterung. Die Ausbildung von sogenannten Flanschstreben ist in Deutschland nur wenig verbreitet. In der Regel wird die vorhandene Drehfedersteifigkeit durch aufliegende Pfetten gewährleistet, die mehr oder weniger biegesteif mit dem zu stabilisierenden Bauteil verbunden sind. Für die Berücksichtigung im Nachweisverfahren ist eine gezielte Untersuchung der Auswirkungen von diskreten Stützungen erforderlich.

- Eine signifikante Steigerung des **idealen Biegedrillknickmomentes** kann schon durch relativ geringe Federsteifigkeiten erzielt werden. Oberhalb einer bestimmten Steifigkeit führt eine Erhöhung der Federsteifigkeit der diskreten Stützungen jedoch nicht mehr zu einer Vergrößerung von M_{cr} . Der obere Grenzwert wird dadurch definiert, dass das Biegedrillknicken zwischen den diskreten Abstützungen auftritt. Für die praktische Anwendung ist eine systematische Untersuchung erforderlich, in der für baupraktische Momentenverläufe sowie gevoutete Bauteile geklärt wird, bei welcher Einzelfedersteifigkeit die **Versagensform vom Gesamtstabversagen zum Einzelstabversagen** umschlägt.
- Zur **Bauteiltragfähigkeit** von biegebeanspruchten Bauteilen mit diskreten Abstützungen liegen derzeit **experimentelle Untersuchungen** an gabelgelagerten Einfeldträgern unter einer Einzellast in Feldmitte vor. Als Tendenz lässt sich aus den Ergebnissen ablesen, dass eine diskrete drehfederelastische Abstützung die Traglast so weit anheben kann, dass die rechnerische Idealisierung, das untersuchte Bauteil in gabelgelagerte Einzelstäbe zwischen den Halterungen aufzulösen, auf der sicheren Seite liegt.
- **Numerische Traglastuntersuchungen an diskret gestützten Bauteilen** unter reiner Biegung oder unter kombinierter Druck- und Biegemomentenbeanspruchung konnten die rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten unter Verwendung der Traglastabminderungskurven nach Eurocode 3-1-

1 [R8] für Walzprofile bestätigen. Dabei wurden für die diskreten Halterungen jedoch stets starre Auflager angenommen.

- Numerische **Traglastuntersuchungen** an biegebeanspruchten Bauteilen mit **einer federelastischen seitlichen Halterung in Feldmitte**, deren Steifigkeit so ausgelegt war, dass das ideale Biegedrillknickmoment M_{cr} 95% des Wertes erreicht, der sich bei starrer seitlicher Halterung ergibt, zeigen, dass für diesen Fall nur die europäischen Knickspannungslinien zu sicheren Ergebnissen führen.
- In Eurocode 3 [R8], Teil 1-1, Anhang BB, werden **stabile Abschnittslängen** sowohl für parallelgurtige als auch für gevoutete Träger und Stützen angegeben, bei deren Einhaltung auf einen Biegedrillknicknachweis verzichtet werden kann. Die Herleitung basiert gemäß [37] darauf, dass unterhalb einer bezogenen Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT} = 0,775$ kein Biegedrillknicken auftritt. Dieser Wert weicht deutlich von den Angaben im Hauptteil des Eurocode 3, die eine Abminderung der Bauteiltragfähigkeit ab $\bar{\lambda}_{LT} = 0,2$ bzw. 0,4 vorsehen. Im Zuge der Erstellung des nationalen Anhangs, welcher über die Anwendbarkeit informativer Anhänge entscheiden kann, sollte diese Diskrepanz zwischen Anhang und Haupttext kritisch überprüft werden.

2.7 Untersuchungen an Gesamtrahmen

Die Ermittlung von kritischen Biegedrillknicklasten an vollständigen Rahmensystemen kann in der Praxis nur mit Hilfe von Computerprogrammen durchgeführt werden. Dazu können beispielsweise hochentwickelte Finite-Element-Programme verwendet werden. Alternativ ist die Abbildung der räumlichen Struktur des Rahmens durch ein Gitterrostmodell und die anschließende Berechnung mit Hilfe eines Stabwerksprogramms möglich. Beide Lösungswege erlauben dabei die detaillierte Abbildung von Steifen, Vouten und seitliche Halterungen im numerischen Modell.

Mit wachsender Leistungsfähigkeit der verfügbaren Hard- und Software steigt auch die Relevanz der computergestützten Bemessung. Da es hierfür jedoch neben geeigneter Software auch eines geübten Anwenders bedarf, der zu einer Beurteilung der berechneten Ergebnisse in der Lage ist, wird das Handrechenverfahren mit herausgelösten Einzelstäben auch künftig noch einen hohen Stellenwert für die tägliche Praxis haben. Dies gilt insbesondere für kleinere Ingenieurbüros, und solche, die nur vereinzelt im Bereich Stahlbau tätig sind.

Der vereinfachte Biegedrillknicknachweis basiert auf dem Ansatz, das Gesamtsystem in einzelne Stäbe oder Stababschnitte aufzulösen. Für diese Einzelstäbe wird

dann das ideale Biegedrillknickmoment ermittelt und der Nachweis unter Ansatz einer geeigneten Traglastabminderungskurve geführt. Bei den Einzelstäben kann es sich sowohl um vollständige Bauteile – beispielsweise bei der Zerlegung eines Rahmens in Stütze und Riegel – als auch um Bauteilabschnitte handeln.

Die Verwendung von Bemessungshilfen zur Bestimmung des idealen Biegedrillknickmomentes M_{cr} am herausgelösten Einzelstab ist dabei an bestimmte konstruktive Voraussetzungen gebunden. Bei der Zerlegung eines Gesamtsystems in Einzelstäbe wird in der Mehrzahl aller Fälle davon ausgegangen, dass sich an den Stabenden ein „Gabellager“ befindet. Das heißt, die Verschiebung aus der Ebene sowie die Verdrehung um die Trägerlängsachse sind voll verhindert, gleichzeitig liegt für Momentenbeanspruchung um die beiden Biegeachsen eine gelenkige Lagerung vor und die Verwölbung ist nicht behindert. Die realen Randbedingungen weichen von dieser Idealisierung jedoch häufig ab. Dabei können sowohl größere als auch geringere Steifigkeiten vorhanden sein als rechnerisch angesetzt. Ein rechnerisch als gelenkig eingestuftes Stützenfuß hat in der Regel eine Kopfplatte, die die Verwölbung behindert, gleiches gilt für einen biegesteifen Kopfplattenstoß zwischen Träger und Stütze. Auf der anderen Seite kann zum Beispiel die Annahme, dass die Verdrehungen um die Trägerlängsachse ausgeschlossen sind, stark auf der unsicheren Seite liegen. Dies gilt insbesondere für Rahmenecken, die nicht ausreichend ausgesteift sind, und bei denen die Innenecke nicht gegen seitliches Ausweichen gehalten ist.

Für eine vereinfachte Berechnung an herausgelösten Einzelstäben ist es erforderlich zu wissen, wie die Rahmenecke konstruktiv ausgebildet sein muss, damit ein vollständiges Zusammenwirken von Stütze und Riegel gewährleistet ist. Zu den Voraussetzungen, die erfüllt sein müssen, damit eine ersatzweise Berechnung an herausgelösten gabelgelagerten Einzelstäben eine auf der sicheren Seite liegende Annahme darstellt, liegen in der Literatur zurzeit keine systematischen Auswertungen vor. In den vorhandenen Forschungsergebnissen zu diesem Thema spiegelt sich die Entwicklung bei den vorhandenen Berechnungsprogrammen und der zugehörigen Hardware stark wieder.

Erste systematische Berechnungen an Gesamtrahmen wurden Mitte der 1980er Jahre von *Stoverink* [94] und *Lichtenthäler* [16], [43] durchgeführt. Diesen Untersuchungen ist gemein, dass sie die räumliche Struktur des Rahmens durch ein Gitterrostmodell abbilden und die Berechnungen mit Hilfe eines Stabwerksprogramms durchführen. Hierbei konnten schon Vouten, Steifen und seitliche Halterungen berücksichtigt werden. Die Untersuchungen in den genannten Arbeiten beschränken sich auf Beispielrechnungen, die belegen, dass das Biegedrillknickverhalten von Gesamtrahmen mit dem gewählten Modell gut ab-

gebildet werden kann. Eine systematische Auswertung bezüglich der Ausführung der Rahmenecke erfolgte nicht.

Krenk/Damkilde haben in [41] Übergangsbedingungen für unterschiedliche Eckausbildungen zunächst auf analytischem Wege hergeleitet und mittels FEM-Berechnung verifiziert. Im Ergebnis werden für die Ecktypen gemäß Bild 2.29 lokale Steifigkeiten angegeben, die auf der Grundlage der Verzerrungsenergie der Verwölbung E_{ϑ} und der Querschnittsdeformation E_{ψ} hergeleitet wurden.

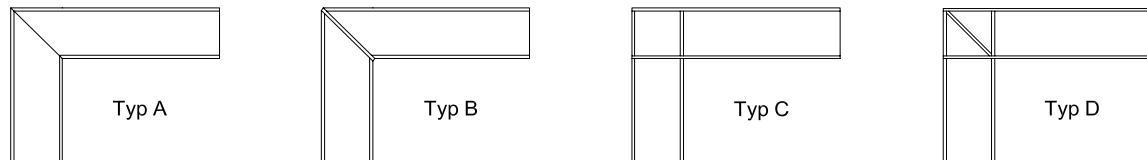


Bild 2.29: Ecktypen, für die Wölbfederkennwerte gemäß [41] vorliegen

Von *Saal* wurde in [83] über Untersuchungen an vollständigen Hallenrahmen mit dem Programm BPTL, welches auf den Herleitungen von *Osterrieder* [73] basiert, berichtet. Es wurden zwei Ausführungsformen der Rahmenecke untersucht:

- Rippenkonstruktion mit Schubfenster
- Gehrungsstoß mit Diagonalsteife

Die Rahmen wurden mit Hilfe von Balkenelementen diskretisiert, wobei die Übergangsbedingungen einschließlich der Wölbfedersteifigkeiten in den Rahmenecken berücksichtigt wurden. Die idealen Biegedrillknicklasten, welche sich aus der Berechnung am Gesamtrahmen ergaben, wurden mit denjenigen für die entsprechenden Einzelstäbe – Stütze und Riegel – verglichen. Im Ergebnis konnte festgestellt werden, dass für die untersuchten Ecktypen die kleinste kritische Last der Einzelstäbe eine untere Grenze für die kritische Last des Gesamtrahmens bildet.

Weiterhin liegen Beispielrechnungen von *Lichtenthähler* [44] und *Hanf* [25] mit dem Programm RASTRA vor, das auf [43] basiert. Die kritischen Lasten des Gesamtrahmens werden mit den kritischen Lasten der Einzelstäbe verglichen. Auch diese Untersuchungen beschränken sich auf wenige Variationen von Rahmengenometrie und Eckausbildung.

Masarira erweiterte in [64] die Herleitungen nach [41] auf zusätzliche Ecktypen. Hierbei wurden insbesondere auch Eckausführungen mit Vouten berücksichtigt. Die Ergebnisse wurden mittels Finiter-Element-Untersuchungen bestätigt. Es wurden Berechnungen von kritischen Lasten am Gesamtrahmen unter Voraussetzung unterschiedlicher Ecktypen durchgeführt. Die Ergebnisse wurden mit den idealen Biegedrillknicklasten, die mit der Formel

$$M_{ki,y} = \zeta \cdot N_{ki,z} \left(\sqrt{c^2 + 0,25 \cdot z_p^2} - 0,5 \cdot z_p \right)$$

mit

$$c^2 = \frac{I_w \left(\frac{\beta_z L}{\beta_0 L} \right)^2 + 0,039 \cdot (\beta_z L)^2 I_T}{I_z} \quad (2.136)$$

für die Einzelbauteile berechnet werden können, verglichen. Aus den FEM-Ergebnissen wurde dann in Abhängigkeit von der Eckausführung auf die Werte β_0 und β_z zurückgeschlossen, die dazu führen, dass sich mit der Handrechnung dieselbe ideale Verzweigungslast ergibt. Die Werte entsprechen den Koeffizienten k und k_w in Gleichung (2.10).

Dabei bezieht sich der Faktor k auf die Verdrehung der Trägerenden um die schwache Achse, der Faktor k_w auf die Verwölbung der Trägerenden. Eine Gabelagerung entspricht demgemäß $k=k_w=1,0$. Im Rahmen der Arbeit wurden die Vouten in den Rahmenecken nur im Anschlussbereich zur Übertragung des Momentes angesetzt. Da das Stützenprofil stets dem Grundprofil des Riegels entspricht, kann die Beanspruchung in der Rahmenecke immer nur so groß sein, dass sie auch vom Grundprofil allein abgetragen werden könnte. Die Vouten sind daher nur zu einem geringen Maß ausgenutzt. Es werden ausschließlich sehr kurze Vouten (4-8% der Riegellänge) untersucht, die aus untergeschweißten Walzprofilen bestehen. Im Gegensatz zur hier vorliegenden Aufgabenstellung – nämlich die Mindeststeifigkeit der Rahmenecke zu identifizieren, damit der Ansatz der Gabelagerung auf der sicheren Seite liegt – beschäftigt sich der zentrale Punkt der Arbeit [64] mit der Fragestellung, wie die Steifigkeit hoch ausgesteifter Ecken im Nachweis positiv berücksichtigt werden kann.

Lindner untersuchte in [56] einige Fälle aus [64] und verglich die Ergebnisse mit den idealen Biegedrillknicklasten für die Einzelbauteile. Als Ergebnis konnte festgestellt werden, dass es für „ausreichend steife“ Rahmenecken stets genügt, die Einzelbauteile zu untersuchen und an den Elementenden eine Gabelagerung anzusetzen. Als „ausreichend steif“ wurden dabei die Eckausführungen B bis D gemäß Bild 2.29 eingestuft. Alternativ wird eine Berechnung an einem Ersatzdurchlaufträger, der mit den Schnittgrößen aus der Rahmenberechnung beaufschlagt wird, vorgeschlagen. Diese Methode liegt für die untersuchten Fälle ebenfalls auf der sicheren Seite.

Mit der Entwicklung leistungsfähigerer Berechnungsprogramme und Computer werden vermehrt Untersuchungen an Gesamtrahmen möglich, die mittels Schalelementen detailgenau abgebildet werden. Viele dieser Untersuchungen, z.B.

[75], [67] und [12], befassen sich mit dem Gesamtstabilitätsversagen von Hallenrahmen mit beuschlanken Querschnittsteilen. Es handelt sich insbesondere bei [67] und [12] um Untersuchungen zur Anwendung des sogenannten „Allgemeinen Verfahrens“ nach Eurocode 3-1-1 [R8], Abschnitt 6.3.4. Da dieses Verfahren eine Alternative zum vereinfachten Nachweis mit herausgelösten Einzelstäben darstellt, werden naturgemäß keine Aussagen zur vorliegenden Fragestellung gemacht.

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 sind zahlreiche experimentelle Untersuchungen an gewalzten und geschweißten biegedrillknickgefährdeten I-Profilen dokumentiert. So sind zum Beispiel in [3] 215 Versuche zusammengestellt, die aufgrund ihrer Durchführung und Dokumentation als repräsentativ für das Biegedrillknicken von I-Profilen unter Biegebeanspruchung eingestuft werden können. Diese beschränken sich jedoch auf Bauteile mit über die Länge konstantem Querschnitt.

Experimentelle Untersuchungen zum Tragverhalten von gevouteten I-Profilen wurden bislang ausschließlich im Rahmen des europäischen Forschungsvorhabens „Lateral torsional buckling in steel and composite beams“ [61] an der Universität Lüttich durchgeführt. Dabei wurden gabelgelagerte, gevoutete Träger unter Randmomentenbelastung untersucht. Bei den verwendeten Prüfkörpern handelte es sich um geschweißte Träger mit linear veränderlicher Steghöhe.

Für Bauteile, die aus einem durchlaufenden Walzprofil und einer in Teilbereichen darunter geschweißten Voute bestehen, die aus einem kupierten I-Profil gefertigt wird, liegen zurzeit keine experimentellen Untersuchungen vor. Zur Bauteiltragfähigkeit von biegebeanspruchten Bauteilen mit diskreten Abstützungen existieren experimentelle Untersuchungen von *Lindner* und *Schmidt* [50], wobei jedoch nur Bauteile mit konstantem Querschnitt untersucht wurden. Damit ergeben sich zwei relevante Fragestellungen, deren Beantwortung bislang durch Versuche nicht ausreichend abgesichert ist. Zum einen ist der Einfluss einer nur in Teilbereichen veränderlichen Bauteilhöhe und – bei dreiflanschigen Vouten Querschnittsform – zu untersuchen. Im Unterschied zur geschweißten Voutenausführung mit zwei Flanschen, die zum Beispiel auch als Stützen zum Einsatz kommen, treten dreiflanschige Vouten in realen Tragwerken stets als Rahmenriegel mit beidseitigen Vouten und einem Mittelbereich, in dem nur das Grundprofil durchläuft, auf. Zum anderen stellt sich die Frage, wie groß die Steifigkeit der diskreten Verdrehbehinderung in Feldmitte sein muss, damit der Biegedrillknicknachweis ersatzweise am halben, als gabelgelagert angenommenen Träger geführt werden darf.

Aus diesem Grund wurden im Rahmen des Forschungsvorhabens [102] am Institut für Bauforschung der Universität Dortmund eigene Traglastversuche durchgeführt. Diese hatten zum Ziel, das Tragverhalten gevouteter biegedrillknickgefährdeter I-Profile mit einer diskreten Verdrehbehinderung in Feldmitte zu studieren.

Nach umfangreichen theoretischen und numerischen Voruntersuchungen, wurden zwölf Versuche an gevouteten I-Profilen unter Biegebeanspruchung durchgeführt. Dabei wurden folgende Parameter variiert

- Voutengeometrie (Voutenlänge und -höhe)
- Randbedingungen in Feldmitte (frei drehbar bzw. drehfederelastisch gehalten)
- Biegemomentenverlauf (Verhältnis Feldmoment zu Stützmoment)

Mit den im Versuch erzielten Traglasten können die numerisch ermittelten Ergebnisse verglichen, das FE-Modell kalibriert und ggf. angepasst werden. Mit den derart kalibrierten numerischen Modellen können dann umfangreiche Parameterstudien als Ersatz für die wesentlich aufwändigeren Versuche durchgeführt werden.

3.2 Versuchsprogramm

Es wurden zwölf Versuche an gewalzten I-Profilen mit beidseitig untergeschweißten Vouten unter Randmomenten- und Querblastung durchgeführt. Ziel dieser Versuche war es, das Biegedrillknickverhalten von gevouteten Riegeln unter veränderlichem Momentenverlauf zu untersuchen. Außerdem wurde der Einfluss einer federelastischen Verdrehbehinderung in Feldmitte analysiert.

Neben den geometrischen Eigenschaften der Versuchsträger, die durch die bezogene Voutenhöhe k_v und die bezogene Voutenlänge k_L ausgedrückt werden, wurde der Biegemomentenverlauf, und hier insbesondere das Verhältnis zwischen Randmoment und maximalem Feldmoment, variiert. Damit ergaben sich insgesamt zwölf Konfigurationen für die Versuchskörper.

Einen weiteren wichtigen Variationsparameter stellte die Steifigkeit der diskreten Drehfeder in Feldmitte dar. Jeder der zwölf Versuchsträger wurde insgesamt dreimal belastet, wobei die Drehfedersteifigkeit nach jedem Belastungsdurchgang verändert wurde. Der erste Belastungsschritt erfolgte stets bei freier Verdrehbarkeit des Querschnitts in Feldmitte. Für die folgenden beiden Durchgänge wurde die Drehfedersteifigkeit als Ergebnis umfangreicher Vorstudien wie folgt festgelegt: Für den letzten Belastungsdurchgang, der bis in den Nachtraglastbereich durchgeführt wurde, sollte die Steifigkeit rechnerisch ausreichen, um unter idealen Bedingungen die Verdrehungen in Feldmitte bei allen Versuchskörpern voll zu verhindern. Das heißt, die vorhandene Steifigkeit sollte mindestens der sogenann-

3.2 Versuchsprogramm

ten „Mindeststeifigkeit“ entsprechen. In der numerischen Vorstudie zur Bestimmung der erforderlichen Steifigkeit bedeutete dies, dass die erste Eigenform des Systems eine zweiwellige Verformungsfigur mit Nulldurchgang der Verdrehungen in Feldmitte aufweisen musste. Für den zweiten Belastungsdurchgang wurde für alle Versuchskörper eine Drehfedersteifigkeit gewählt, die deutlich unterhalb der „Mindeststeifigkeit“ liegt und somit rechnerisch nicht ausreicht, um die Verdrehungen in Feldmitte voll zu verhindern.

Die Variation der Parameter ist in Bild 3.1 bzw. Tabelle 3.1 beschrieben.

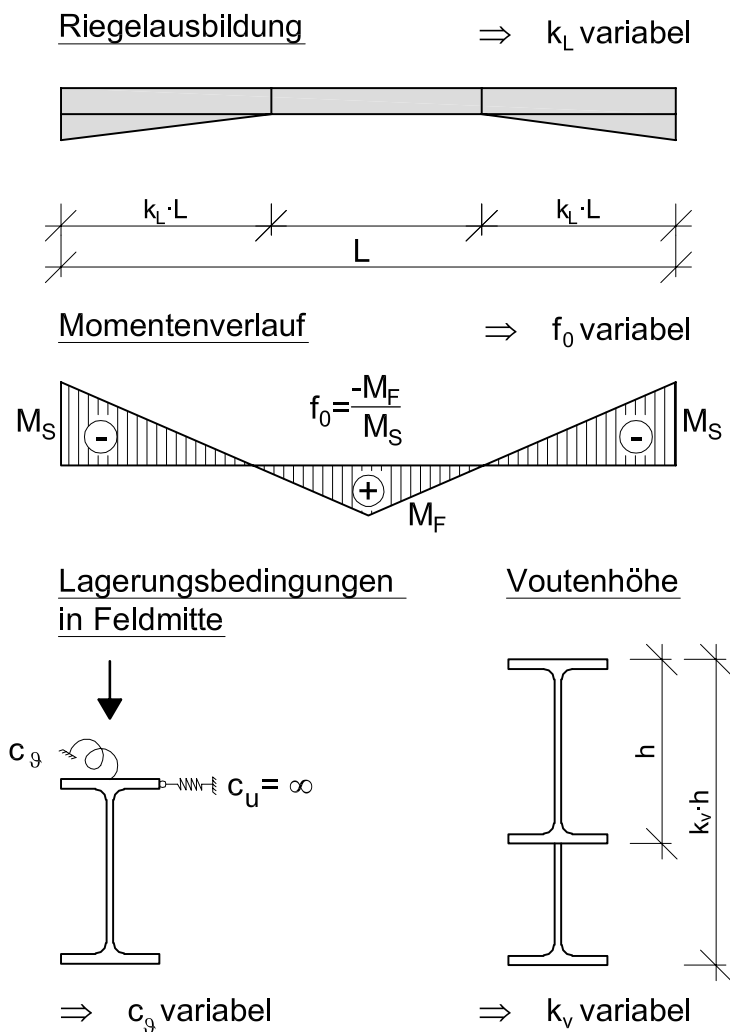


Bild 3.1: Konzept für Versuche an isolierten Rahmenriegeln

Tabelle 3.1: Versuchsprogramm

	Parameter	Anzahl der Variationen
Trägerlänge	konstant	1
Voutenkonstruktion	Durchlaufendes Walzprofil mit untergeschweißter Voute	1
Voutenhöhe	$k_v = 1,5; 1,77$	2
Voutenlänge	$k_L = 1/6 ; 1/3; 1/2$	3
Momentenverlauf	$f_0 = 1/2 ; 1/3$	2
Drehfedersteifigkeit	$c_g = 0 ; 200 ; 1000 \text{ kNcm/-}$	3

Die Versuchsträgerlänge und der Querschnitt des Grundprofils wurden hingegen nicht variiert. Aufgrund der in Abschnitt 3.4.1 geschilderten Randbedingungen, die sich aus den örtlichen Gegebenheiten und dem gewählten Versuchskonzept ergaben, wurde für alle Versuchskörper die maximal mögliche Länge von 8 m gewählt. Für das Grundprofil der Versuchskörper kam als größtmögliches Walzprofil, bei dem ein Versagen durch Biegedrillknicken zu erwarten war, ein IPE 140-Querschnitt in Frage. Eine Variation des Querschnitts wäre somit nur in Richtung noch kleinerer Profile möglich gewesen, die jedoch in der Baupraxis als gevoutete Bauteile keine Relevanz haben. Als Ergebnis dieser Überlegungen wurden die in Tabelle 3.2 aufgeführten Versuchsträgerkonfigurationen ausgewählt.

Tabelle 3.2: Auswahl der Versuchsträger

Querschnitt	Bezeichnung	Grundprofil	L [mm]	k_v [-]	k_L [-]	f_0 [-]
1	A	IPE 140	8000	1,77	0,16	0,5
2	A			1,77	0,32	
3	A			1,77	0,48	
4	A			1,50	0,16	
5	A			1,50	0,32	
6	A			1,50	0,48	
1	B			1,77	0,16	0,33
2	B			1,77	0,32	
3	B			1,77	0,48	
4	B			1,50	0,16	
5	B			1,50	0,32	
6	B			1,50	0,48	

Über die Variation der Voutengeometrie und der Steifigkeit der drehfederelastischen Halterung in Feldmitte wurde auch der rechnerische Schlankheitsbereich

der untersuchten Versuchskörper festgelegt. Für den ersten Durchgang ohne Drehfeder ergaben sich somit rechnerische Biegedrillknickschlankheiten $\bar{\lambda}_{LT}$ zwischen 1,15 und 1,5. Für die anschließenden Belastungsdurchgänge lagen die Schlankheitsgrade zwischen 1,0 und 1,2 (Durchgang 2) bzw. zwischen 0,8 und 1,1 (Durchgang 3).

Um eine einheitliche Konstruktion für alle Versuchskörper zu gewährleisten, wurden die untergeschweißten Vouten nicht wie in der Praxis üblich durch kupierte Walzprofile gebildet, sondern durch Bleche ähnlicher Abmessungen angenähert. Dieser Schritt war notwendig, da insbesondere die Vouten, die über die halbe Trägerlänge reichen, ansonsten nicht gefertigt werden konnten. Baupraktisch haben derart lang gestreckte Vouten kaum Relevanz, im Rahmen des Forschungsvorhabens [102] dienten sie jedoch dazu, die Ergebnisse der theoretischen Überlegungen zu belegen und die Grenzfälle abzudecken. Für die Träger 1 bis 3 entspricht der Voutenquerschnitt einem schräg durchgeschnittenen Profil mit denselben Abmessungen wie das Grundprofil. Der Voutenparameter k_v ergibt sich aus dem Abtrennen der Flansche. Bei den Querschnitten 4 bis 6 wurde als Voutenquerschnitt ein IPE 80 Profil gewählt und der Voutenparameter k_v zu 1,5 festgesetzt. Die Endquerschnitte der Versuchsträger sind in Bild 3.3 dargestellt.

Als weitere Besonderheit ist anzumerken, dass die Voute nur mittels einer Halskehlnaht an den Untergurt des Walzprofils angeschweißt wurde. Dabei wurde ausschließlich der Steg angeschlossen. Gegenüber der verbreiteten Vorgehensweise, auch den Voutenuntergurt mit dem Untergurt des Profils zu verschweißen und zusätzlich noch eine vertikale Steife in den Steg des Grundprofils einzupassen, führt diese Art der Konstruktion zu einer erheblichen Reduktion des Fertigungsaufwandes. Bezüglich des Lastabtrages ist zu beachten, dass die Voute bei dieser Art des Anschlusses nicht von Beginn an voll wirksam ist, d.h. es ist eine gewisse „Vorbindelänge“ erforderlich.

3.3 Versuchsaufbau

3.3.1 Statisches System

Zur Untersuchung des Biegedrillknickverhaltens von biegebeanspruchten gevouteten I-Trägern wurde ein Versuchsstand konzipiert, bei dem die Belastung durch gegengleiche Endmomente sowie eine Einzellast in Feldmitte erfolgt. Die Endmomente werden dabei durch an die Versuchsträgerenden angeschraubte Kragarme eingeleitet.

Gevoutete Träger werden in der Praxis für Riegel eingesetzt, bei denen i.d.R. das Feldmoment betragsmäßig deutlich kleiner ist als das auftretende Stützmoment. Durch die gewählte Art der Lasteinleitung wird dieser Fall sehr gut simuliert. Die

Steuerung der Belastung im Versuch erfolgte so, dass die Einzellasten an den Trägern sowie in Feldmitte stets gleich groß waren. Das Verhältnis von Feldmoment zu Stützmoment war über den Abstand zwischen Endauflager und Lasteinleitung L_{LET} variierbar.

Um eine lückenlose Reproduktion der Versuchsergebnisse zu gewährleisten, müssen eindeutige Randbedingungen bezüglich Lagerung und Lasteinleitung geschaffen werden, um das Tragverhalten zweifelsfrei mittels theoretischer Überlegungen und numerischer Berechnungen analysieren zu können. Dies wurde realisiert, indem die Einleitung der Endmomente über annähernd starre Lasteinleitungsträger, die durch starre Kopfplattenstöße mit den Versuchskörpern verschraubt wurden, erfolgte. Durch umfangreiche Vergleichsrechnungen in [27] konnte bestätigt werden, dass durch diese Art der Konstruktion eine vollständige Biege- und Wölbeinspannung für die Versuchsträger gewährleistet wird. Somit ergab sich für den Versuchsstand und die Versuchsträger das in Bild 3.2 dargestellte statische System.

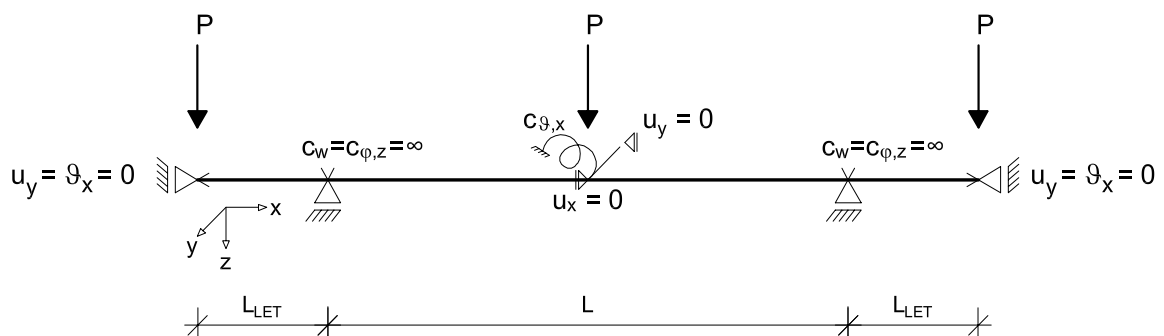


Bild 3.2: Statisches System

3.3.2 Lasteinleitungskonstruktion

An den Endauflagern wurden zwei baugleiche Lagerböcke angeordnet, die gleichzeitig zur Einleitung der Randmomente dienen. Die Lasteinleitungskonstruktion in Feldmitte wird von einem Stahlrahmen aus I-Profilen aufgenommen. Dieser wurde, ebenso wie die Lagerböcke, mit Spannankern an den Rasterpunkten des Spannungsfeldes befestigt. Bild 3.4 zeigt eine Übersicht des gesamten Versuchsaufbaus.

Die Lagerböcke an den Endauflagern wurden im Rahmen eines Forschungsvorhabens zur Tragfähigkeit dünnwandiger C-Profile konzipiert und dokumentiert [100]. Für die im Rahmen des vorliegenden Forschungsprojektes durchzuführenden Versuche war es notwendig, den Abstand zwischen Lagerachse und Lasteinleitung variabel zu halten. Daher wurde als Lasteinleitungsträger in Abwandlung der Konstruktion aus [100] ein I-Profil gewählt, bei dem die Konstruktion zur Aufnahme des Hydraulikzylinders an zwei unterschiedlichen Positionen verschraubt

3.3 Versuchsaufbau

werden kann. Die Verbindung zwischen Versuchsträger und Lasteinleitungsträger wurde durch eine starre momententragfähige Stirnplattenverbindung realisiert, wodurch eine einfache Auswechselbarkeit der Versuchsträger gewährleistet ist.

Um die Verformungen im Anschluss möglichst gering zu halten, wurden für die Schraubverbindung zwischen den Kopfplatten ausschließlich hochfeste vorgespannte Schraubengarnituren der Festigkeitsklasse 10.9 verwendet. Die Kopfplattendicke wurde aus demselben Grund mit 40 mm groß gewählt und für alle Versuche konstant gehalten.

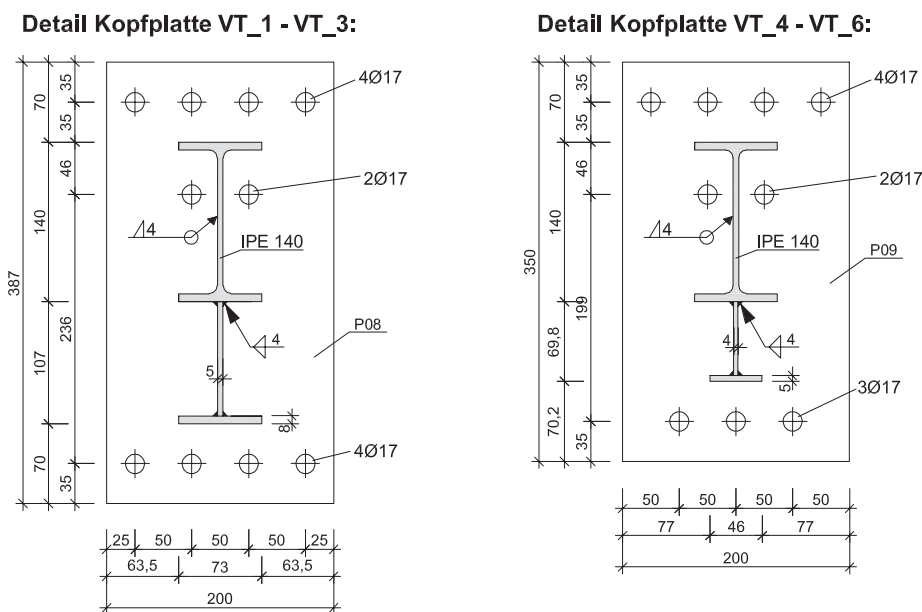


Bild 3.3: Endquerschnitte und Kopfplattenanschlüsse der Versuchsträger

Um eine richtungstreue Lasteinleitung zu garantieren wurde die Verschiebung aus der Trägerebene an allen Lasteinleitungspunkten voll verhindert. An den Lasteinleitungsträgern wurde zusätzlich die Verdrehung um die Trägerachse durch seitliche Führungsplatten verhindert. Durch diese Wahl des statischen Systems konnte auf eine technisch aufwändige Lasteinleitungsstruktur verzichtet werden, die der räumlichen Verformungsfigur der Versuchsträger folgen muss, um die Lasten richtungstreu einzuleiten.

Um die Randbedingungen gemäß Bild 3.2 zu gewährleisten, wurden die Lasteinleitungsträger so gewählt, dass sie im Vergleich zu den Versuchsträgern deutlich höhere Biege-, Torsions- und Wölbsteifigkeiten aufwiesen. Die Annahme einer vollständigen Wölbeinspannung konnte mit Hilfe numerischer Vorstudien bestätigt werden.

Um Zwängungen und damit eine Verfälschung der Ergebnisse zu vermeiden, ist der Versuchsträger an den Endauflagern in Längsrichtung verschieblich und in Feldmitte unverschieblich gelagert.

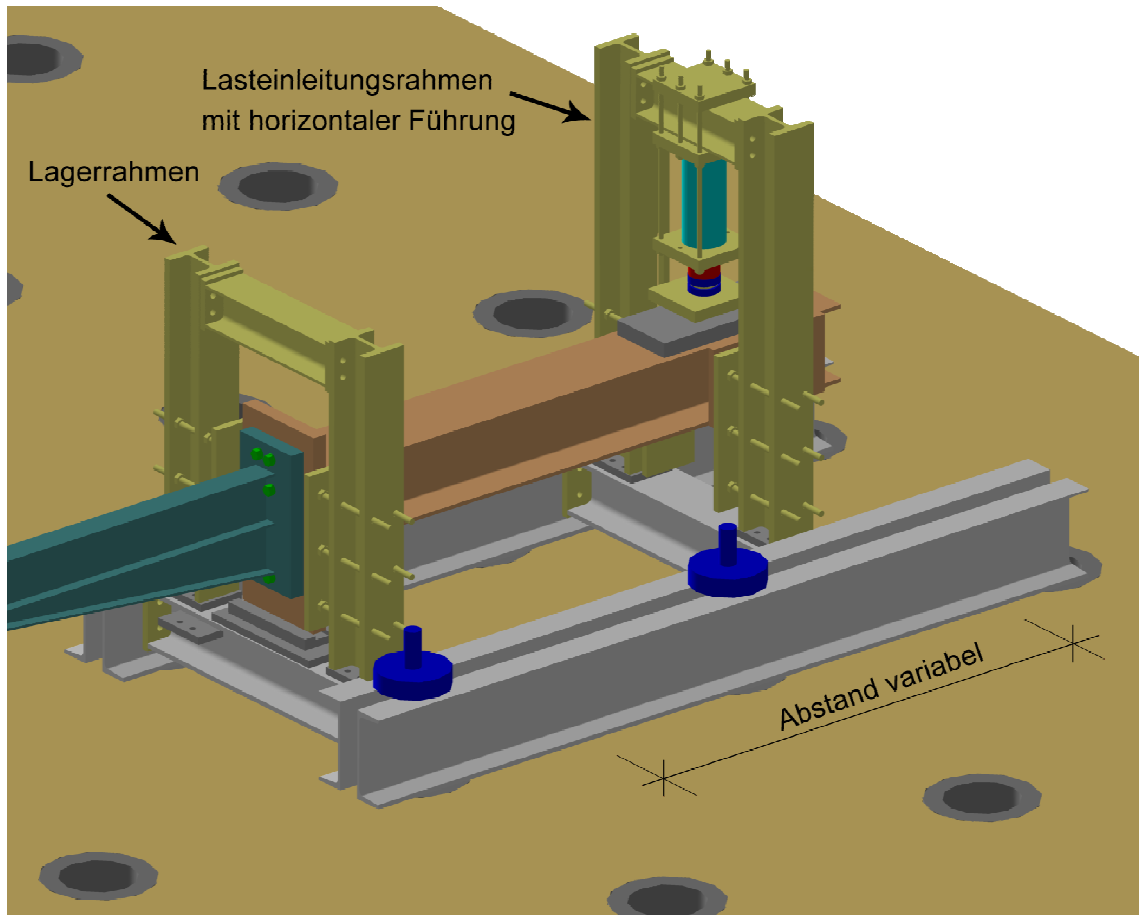


Bild 3.5: Lagerbock an den Endauflagern

Der Lasteinleitungsrahmen in Feldmitte diente zum einen zur Einleitung der Querbelastung und stellte zum anderen die vorgegebenen Randbedingungen sicher. Die Konstruktion besteht aus einem einfachen Stahlrahmen, der auf dem Spannfeld befestigt ist, und einer angehängten Traverse. Um die gewünschten Randbedingungen – seitlich unverschiebliche Halterung mit zusätzlicher definierter drehfederelastischer Stützung – zu realisieren, wurde eine spezielle Konstruktion konzipiert.

Die Verdrehbarkeit des Versuchsträgers unter Last wurde durch Einbau eines Axialgelenklagers realisiert. Durch die definierte Geometrie liegt der Drehpunkt fest und befindet sich an der Oberkante des Obergurtes. Die Drehfeder wird von Druckfedern gebildet, deren festes Auflager die vertikal verschiebliche Traverse bildet. Die Druckfedern werden im vorgespannten Zustand eingebaut und erhalten durch gelenkig angeschlossene Rundstäbe eine Führung. Die Steifigkeit der restlichen Konstruktion zur Aufnahme der Federn ist gegenüber den Federsteifigkeiten extrem groß und kann daher bei der Ermittlung der Drehfedersteifigkeit vernachlässigt werden. Die Traverse kann sich ihrerseits aufgrund der seitlich angeordneten Linearführungen mit jeweils zwei Rollwagen auf jeder Seite nicht

schief stellen. Die schnelle Variierbarkeit der drehfederelastischen Stützung ist durch das Auswechseln der Druckfedern gewährleistet.

Die Traverse verhindert auch gleichzeitig das seitliche Ausweichen des Trägers. Die Abtriebskräfte werden durch das Axialgelenklager in eine Verbinderplatte eingeleitet, die mit Gewindestangen an der Traverse befestigt ist, und können von dort durch die Traverse in den Rahmen eingeleitet werden. Diese Ausführung stellt sicher, dass die Horizontalkräfte nicht durch die Kraftmessdose geleitet werden müssen. Dies ist zum einen wichtig für die Messgenauigkeit, zum anderen, um Schäden an der Kraftmessdose zu verhindern. Die Halterung des Trägers in Längsrichtung erfolgt in gleicher Weise. Bild 3.7 zeigt die Lasteinleitungskonstruktion für den unverformten und den verformten Zustand.

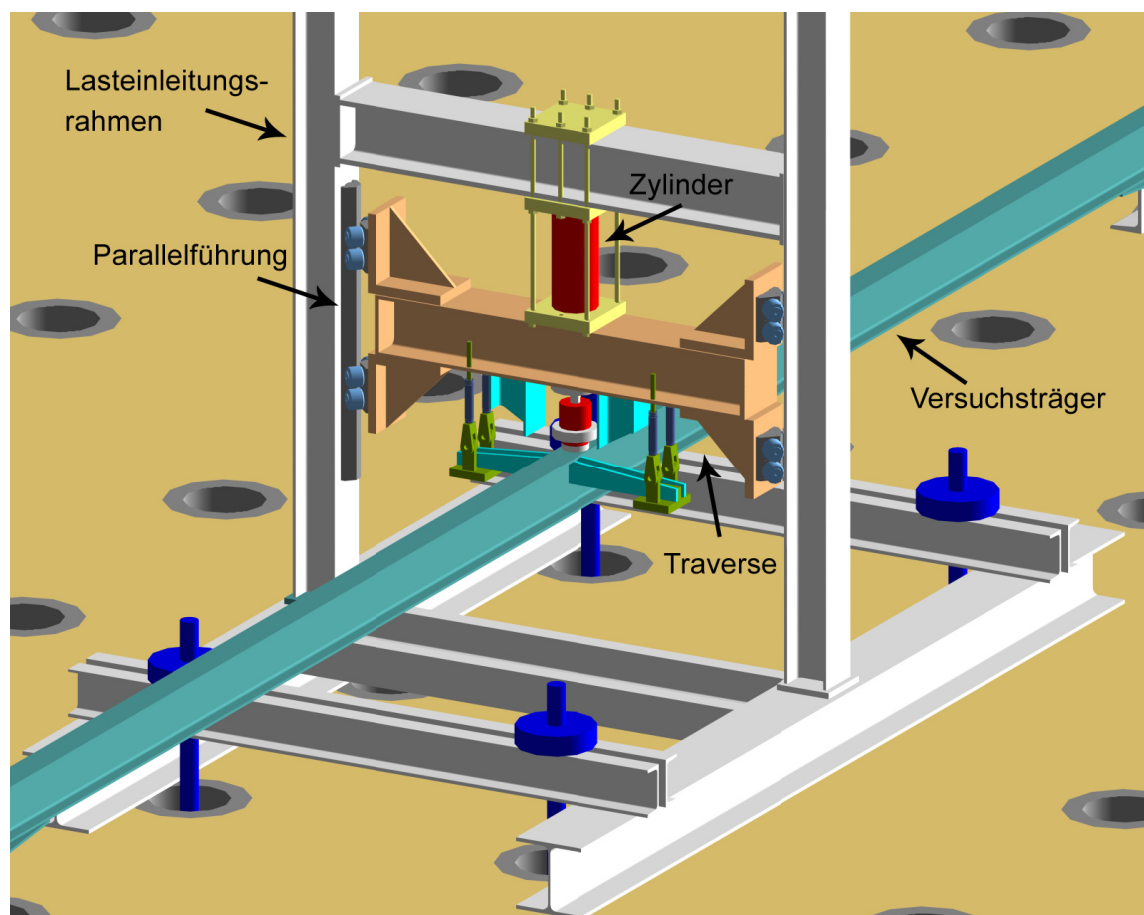


Bild 3.6: Lasteinleitungsrahmen in Feldmitte

Die Krafteinleitung erfolgt mittels hydraulischer Leichtmetallzylinder vom Typ LUKAS LZM 25/100 mit einem maximalen Hub von 100 mm und einer maximalen Kraft von 250 kN, die alle drei an dieselbe Ölversorgung angeschlossen sind. Dadurch ergeben sich an allen drei Lasteinleitungsstellen gleich große Kräfte, was durch Kontrollmessungen während des Versuches bestätigt werden konnte.

3.3 Versuchsaufbau

Eine Übersicht des gesamten Versuchsaufbaus ist in Bild 3.8 dargestellt.

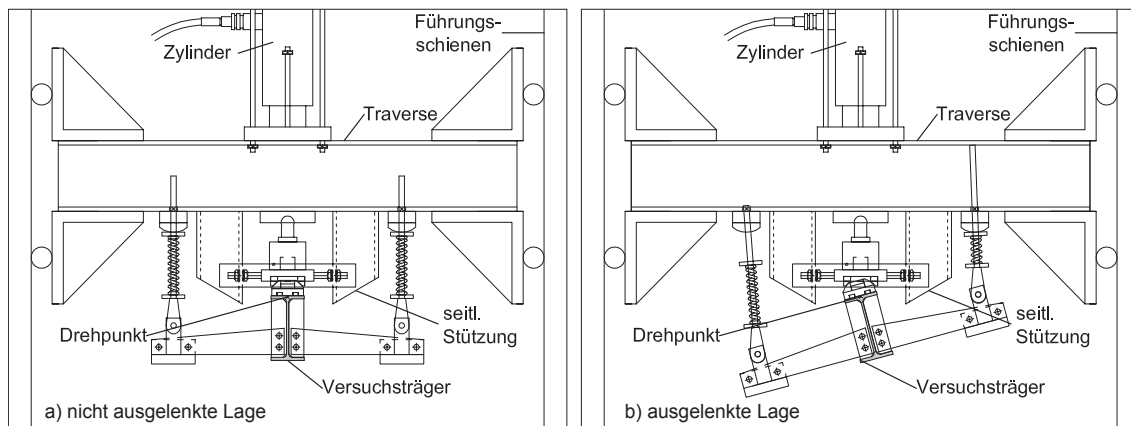


Bild 3.7: Lasteinleitungskonstruktion mit definierten Randbedingungen in Feldmitte

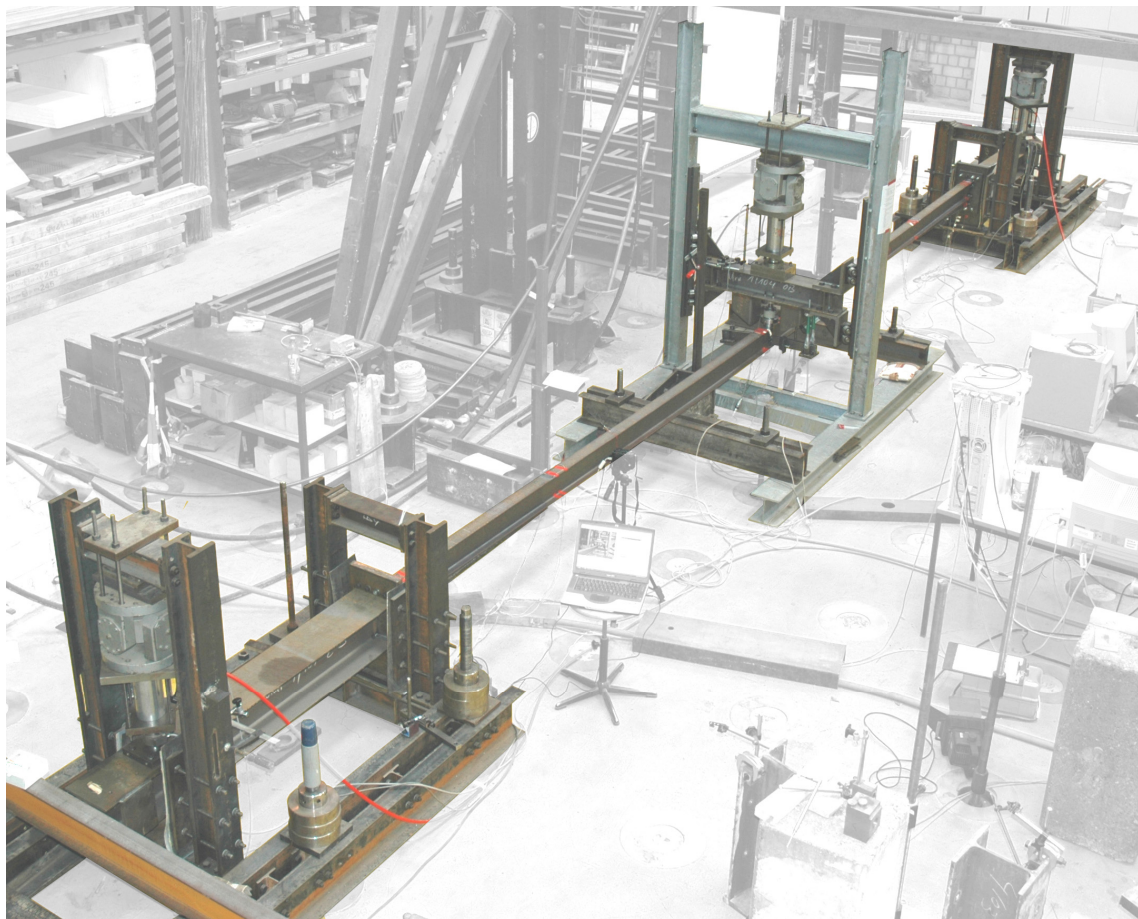


Bild 3.8: Übersicht Versuchsaufbau

3.4 Versuchsträger

3.4.1 Querschnitte

Bei der Wahl von Versuchskörpern ist in der Regel anzustreben, Träger aus allen Schlankheitsbereichen zu untersuchen, um das Bemessungsverfahren über einen weiten Bereich abzusichern. Auf der anderen Seite ist es notwendig, die Anzahl der Prüfkörper gering zu halten, da experimentelle Untersuchungen im Allgemeinen sehr zeitaufwändig und kostenintensiv und damit im zeitlichen Rahmen eines Forschungsvorhabens nur in begrenzter Anzahl durchführbar sind.

Als entwurfsbestimmend für die Auslegung der Versuchsträger haben sich die folgenden Parameter herausgestellt:

- **Möglichkeit des Biegedrillknickversagens:** Die Größe des vorhandenen Spannungsfeldes begrenzt die maximale Trägerlänge auf 8 m. Die Versuchskörper müssen so ausgewählt werden, dass bei dieser Länge unter Voraussetzung einer Lagerung in Feldmitte, die seitliche Verschiebungen und Verdrehungen ausschließt, noch ein Versagen infolge Biegedrillknicken auftritt.
- **Mehrfache Verwendbarkeit der Versuchsträger:** Das Versuchskonzept sah vor, denselben Versuchskörper mit unterschiedlichen Lagerungsbedingungen in Feldmitte (frei drehbar bzw. drehfederelastisch gehalten) mehrfach zu testen. Hierzu mussten die Versuchsträger so schlank dimensioniert werden, dass das Biegedrillknicken in den ersten Versuchsdurchläufen im elastischen Bereich auftritt und ein Träger somit für mehrere Versuche mit unterschiedlichen Federsteifigkeiten c_9 verwendet werden kann.

3.4.2 Verwendete Materialien

Für die Versuchsträger wurde einheitlich eine nominelle Stahlgüte S355 gemäß DIN EN 10025 (02-2005) gewählt. Für die Nachvollziehbarkeit der Versuche ist es jedoch notwendig, nicht nur die nominellen Werte der mechanischen Eigenschaften - hier insbesondere E-Modul und Fließgrenze - zu kennen, sondern die wirklich vorliegenden Größen zu Grunde zu legen.

Daher wurden im Nachgang der Versuche Zugversuche nach DIN EN 10002-1 [R7] an Proben durchgeführt, die aus den zuvor getesteten Versuchsträgern entnommen wurden. Die Entnahme der Proben aus den Flanschen der Versuchsträger erfolgte gemäß [R14], und zwar an Stellen, die während des Versuchs nur gering belastet waren. Es wurden proportionale Proben mit prismatischem Querschnitt der Form E nach DIN 50125 [R6] verwendet. Die Prüfgeschwindigkeit orientierte sich dabei an den Geschwindigkeiten, die im Bauteilversuch vorlagen. Da für die

Versuche an gevouteten I-Trägern aus Gründen der Auswertung eine vergleichsweise geringe Belastungsgeschwindigkeit gewählt wurde, wurden für die Zugproben im elastischen Bereich Spannungszunahmegeschwindigkeiten im Bereich von $\dot{\sigma} = 6 - 10 \text{ N/mm}^2\text{s}$ gewählt, die an der unteren Grenze der normativen Vorgabe liegen. Nach Erreichen des Fließplateaus wurde die Prüfgeschwindigkeit erhöht.

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. Des Weiteren konnte festgestellt werden, dass alle Spannungs-Dehnungsdiagramme den für warmgewalzte Stähle charakteristischen Verlauf mit ausgeprägtem Fließplateau aufwiesen.

Es wurden für alle Versuchskörper Zugversuche durchgeführt. Die äußerst geringe Streubreite der Ergebnisse lässt darauf schließen, dass alle untersuchten Träger einer Charge entnommen wurden. Für die numerische Gegenrechnung der Versuche wurde mit dem Mittelwert des Elastizitätsmoduls von 198.934 N/mm^2 sowie mit dem Mittelwert der Streckgrenze von $400,3 \text{ N/mm}^2$ gerechnet. Für eine Zusammenstellung aller realen Materialparameter wird an dieser Stelle auf [102] verwiesen.

3.5 Messtechnik

3.5.1 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 der Versuchsträger
- Dehnungsverläufe an markanten Stellen der Querschnitte
- Größe der aufgebrauchten Last an allen drei Lasteinleitungspunkten
- Vertikale Verformung der Lasteinleitungspunkte an den Lasteinleitungsträgern

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

3.5.2 Imperfektionen

Ein wesentlicher Einfluss bei der Stabilitätsbetrachtung von Bauteilen sind Imperfektionen. Trotz sehr genauer Herstellverfahren sind geometrische und strukturelle Imperfektionen unvermeidbar. 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.

Da im untersuchten Schlankheitsbereich eine ausgeprägte Abhängigkeit der Traglast von den Imperfektionen zu erwarten ist, ist es für die Einordnung der Ergebnisse unablässig, die Imperfektionen zu quantifizieren. Insbesondere ist die Kenntnis der Größe und Richtung von geometrischen Imperfektionen erforderlich. Vor der Versuchsdurchführung wurde daher neben den reinen Querschnittsabmessungen (Trägerhöhe und -breite, Blechdicken) auch die Abweichung von der Solllage bestimmt.

3.5.2.1 Abmessungen

Vor der Versuchsdurchführung wurden alle Versuchsträger hinsichtlich Trägerlänge, Flanschbreite sowie Grundprofil- und Voutenhöhe vermessen. Dabei zeigte sich, dass die realen Abmessungen der Träger in guter Näherung mit den Sollwerten übereinstimmen, sodass zur Verifizierung des Tragverhaltens und der Traglasten die nominellen Abmessungen der Träger herangezogen werden können.

Außerdem wurden an den Versuchsträgerenden und in den Viertelpunkten die Blechdicken aller Querschnittsteile gemessen. Die Messung der Flanschdicke erfolgte an Stellen, an denen der Querschnitt zur Vorbereitung auf die Applikation von DMS geschliffen wurde. Dennoch konnten die Walztoleranzen nach DIN EN 10034 eingehalten werden. Die geringen Abweichungen der realen Blechdicken, die zwischen den einzelnen Versuchskörpern und über die Trägerlänge festgestellt wurden, führten dazu, dass für die Vergleichsrechnung der Versuche sowie zur rechnerischen Bestimmung der Querschnittstragfähigkeit die jeweiligen Mittelwerte der Messwerte herangezogen wurden. Diese sind in Tabelle 3.3 zusammengefasst.

Tabelle 3.3: Gemessene Blechdicken der Versuchsträger

	$t_{f,o}$ [mm]	$t_{f,u}$ [mm]	$t_{f,v}$ [mm]	t_w [mm]	$t_{w,v}$ [mm]
1A	6,77	6,80	8,36	5,26	5,25
2A	6,76	6,81	8,47	5,02	5,15
3A	6,70	6,71	8,22	5,09	5,40
1B	6,78	6,92	8,31	5,00	5,48
2B	6,81	6,72	8,22	5,00	5,10
3B	7,00	7,17	8,75	5,07	5,35
nominell	6,90	6,90	8,00	4,70	5,00
Rechenw.	6,90	6,90	8,50	4,70	5,50
4A	6,79	6,77	5,17	4,97	5,45
5A	6,55	6,59	5,20	4,79	4,90
6A	6,64	6,81	5,28	5,07	5,95
4B	6,61	6,71	5,14	5,01	5,63
5B	6,53	6,50	4,87	5,14	5,73
6B	6,74	6,68	4,76	4,97	5,38
nominell	6,90	6,90	5,00	4,70	4,00
Rechenw.	6,90	6,90	5,00	4,70	5,50

3.5.2.2 Vorverformungen

Vor Beginn eines jeden Versuchs wurden die geometrischen Imperfektionen, das heißt die Abweichung der Bauteile von Solllage, in den Viertelpunkten der Versuchsträger ermittelt. Dabei wurden die vertikalen und horizontalen Abweichungen von der idealen Stabachse gemessen. Daraus konnte die vertikale und horizontale Position der Punkte A und B im Querschnitt im Verhältnis zu der gewählten Bezugsachse, die die Auflagerpunkte verbindet, an markanten Punkten bestimmt werden, siehe Bild 3.9. Aus diesen Daten und der gemessenen Höhe des Versuchskörpers konnte zusätzlich die Verdrehungsimperfektion ermittelt werden.

Abschließend wurde ein Messdurchlauf am unbelasteten Träger gemäß Abschnitt 3.5.3 durchgeführt. Dieser dient im Unterschied zu dem in [100] beschriebenen Messlauf nur zu Vergleichszwecken sowie zur Ermittlung der Anfangslängen der Seilwegaufnehmer. Da in Trägermitte aus Platzgründen kein Stativ gestellt werden konnte, liegen für diesen Punkt lediglich die Koordinaten aus der Vermessung mit Hilfe der Richtschnur vor. Eine Beurteilung der Verdrehung für den Gesamtträger aus den Stativdaten ist daher nicht möglich.

Es zeigte sich, dass die Maximalwerte der gemessenen Imperfektionen im Vergleich zu den normativen Vorgaben für geometrische Ersatzimperfektionen sehr gering ausfallen. Letztere berücksichtigen jedoch auch noch mögliche strukturelle

Imperfektionen. Die betragsmäßigen Werte der gemessenen horizontalen Vorverformungen aller Versuchskörper lagen zwischen $v_0 = L/404$ und $v_0 = L/2066$. Für die vertikalen Imperfektionen ergaben sich Werte zwischen $w_0 = L/842$ und $w_0 = L/6154$.

Für die Beurteilung des Tragverhaltens ist jedoch nicht nur die Kenntnis der maximalen Imperfektionen erforderlich, zusätzlich ist der Verlauf der Verformungen über die Trägerlänge von Einfluss. Eine Zusammenstellung aller Verläufe ist im Forschungsbericht [102] aufgeführt.

3.5.2.3 Eigenspannungen

Eigenspannungen von gewalzten oder geschweißten I-Profilen resultieren aus der unterschiedlichen Abkühlung der Querschnittsteile und der damit einhergehenden temperaturabhängigen Steifigkeitsverteilung im Querschnitt. Dadurch entstehen in den zuerst abkühlenden Querschnittsteilen Druckeigenspannungen, die später abgekühlten Bereiche stehen unter Zug. Die Eigenspannungen des gesamten Querschnitts stehen miteinander im Gleichgewicht, es entstehen also keine resultierenden Schnittgrößen.

Die Eigenspannungen können sich mit den Spannungen aus äußerer Last ungünstig überlagern. Bei Bauteilen ohne Stabilitätsgefährdung können die Eigenspannungen durch Materialfließen abgebaut werden, das heißt die Spannungen in den Querschnittsfasern, die zuerst die Fließgrenze erreichen, bleiben konstant, während die Spannung in den benachbarten Fasern noch weiter gesteigert werden kann. Bei Stabilitätsproblemen führt das vorzeitige Fließen dazu, dass die Steifigkeit der entsprechenden Querschnittsteile reduziert wird. Dies wirkt sich insbesondere auf die gedrückten Querschnittsbereiche aus, die sich der Belastung durch Ausweichen entziehen wollen, so dass die Traglast merklich herabgesetzt wird. Dieser traglastmindernde Einfluss ist in der Regel zu berücksichtigen.

Die Messung von Eigenspannungen ist mit teilweise enormem Aufwand verbunden und zumeist nur durch zerstörende Messverfahren, zum Beispiel durch Anwendung der Schnitt- oder der Bohrlochmethode, möglich. Diese erfolgen in der Regel an Reststücken oder speziell für diesen Zweck gefertigten Versuchskörpern. Bei Versuchskörpern, die in Teilbereichen durch untergeschweißte Vouten verstärkt werden, ist zudem ein über die Bauteillänge veränderlicher Verlauf der Eigenspannungen zu erwarten. Um diesen abzubilden, wäre eine Eigenspannungsmessung in einer Vielzahl von Schnitten erforderlich, die zudem nur eine zweifelsfreie Aussage für den speziell für die Eigenspannungsmessung verwendeten Versuchskörper ermöglicht. Eine Übertragung auf die getesteten Versuchskörper aus den Biegedrillknickversuchen ist aufgrund der manuellen

Fertigung nicht ohne weiteres möglich. Aus diesen Gründen wurde im Rahmen der Versuchsdurchführung auf eine Bestimmung der Eigenspannungen im Vorfeld der Versuche verzichtet.

In den Finite-Element-Berechnungen erfolgt die Berücksichtigung der Eigenspannungen durch Verwendung geometrischer Ersatzimperfectionen. Diese Vorgehensweise ist in den gültigen Normen [R4] und [R8] ausdrücklich zugelassen und ist Grundlage der in der Ingenieurpraxis üblichen Bemessungsverfahren. Zudem hat sich dieser Ansatz bei numerischen Gegenrechnungen experimenteller Versuchsreihen bewährt und führt meist zu guten und nachvollziehbaren Ergebnissen, siehe z.B. [100], [101] und [31].

3.5.3 Messungen der Stabverformungen im Versuch

Da im Falle des Biegedrillknickens sowohl Verschiebungen in Richtung beider Hauptachsen des Profils als auch eine Verdrehung um die Trägerlängsachse auftreten, kommt der Messung der globalen Verformungen eine besondere Bedeutung zu. Für die Verformungsmessung kam ein einfaches und flexibles System zum Einsatz, welches sich bei der Dokumentation von Traglastversuchen an biegedrillknickgefährdeten C-Profilen im Rahmen von [100] bewährt hatte.

Hierzu wurden in den Viertelpunkten des Trägers L-förmige Stative mit definierter Geometrie aufgestellt, welche jeweils drei Seilwegaufnehmer der Firma *ASM* aufnehmen. Damit wird der Auszugsweg gemessen, indem die Spulenabwicklung über einen Sensor in ein elektrisches Signal umgewandelt wird, das dann von der Vielstellenmessanlage verarbeitet werden kann. Anhand des gemessenen Auszugswegs sowie der vorgegebenen Anordnung der Seilwegaufnehmer auf dem Stativ war es möglich, die Lage des Versuchsträgers im Raum zu jedem Zeitpunkt des Versuchs exakt zu bestimmen. Bild 3.9 zeigt ein solches Stativ.

Die Strecken a , b , c und d sind aus der vorgegebenen geometrischen Anordnung der Seilwegaufnehmer auf dem Stativ bekannt und die Längen L_1 , L_2 und L_3 liegen aus den Messungen vor. Die Dreiecke I bis IV sind durch die vorliegenden Informationen eindeutig bestimmt. Damit lassen sich dann die horizontalen und vertikalen Verschiebungen der Punkte A und B sowie die Verdrehung ϑ um die Trägerlängsachse mit Hilfe von einfachen trigonometrischen Beziehungen errechnen. Für eine ausführliche Herleitung wird an dieser Stelle auf [38] verwiesen.

$$\begin{aligned} v_A &= a + L_1 \cdot \sin(\beta_1 + \beta_2 - 90^\circ) \\ w_A &= b + d + L_3 \cdot \cos(\beta_1 + \beta_2 - 90^\circ) \end{aligned} \quad (3.1)$$

$$\begin{aligned} v_B &= L_3 \cdot \sin(180^\circ - \delta_1 - \delta_2) \\ w_B &= b + d + L_3 \cdot \cos(180^\circ - \delta_1 - \delta_2) \end{aligned} \quad (3.2)$$

An der Lasteinleitungsstelle in Feldmitte konnte aus Platzgründen ein derartiges Stativ nicht gestellt werden. Zur Messung der Verdrehungen um die Trägerlängsachse kam hier daher ein Beschleunigungsaufnehmer zum Einsatz. Die seitliche Verschiebung ist an dieser Stelle am Obergurt verhindert, das Ausweichen des Untergurts kann aus der Verdrehung bestimmt werden.

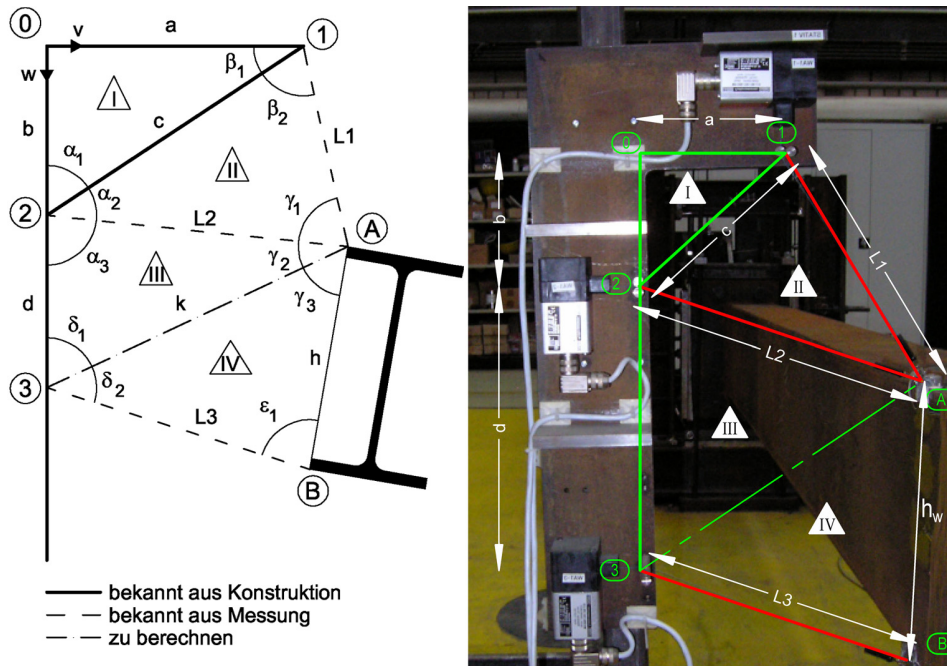


Bild 3.9: Anordnung der Seilwegaufnehmer

3.5.4 Dehnungsmessung

Zur Erfassung der Spannungsverläufe über den Querschnitt wurden an den Trägern, am Ende der untergeschweißten Voute sowie in Feldmitte an den Rändern der Gurte Dehnungsmessstreifen (DMS) appliziert, die die gemessenen Dehnungen in ein elektrisches Signal umwandeln. Die Anordnung der Dehnungsmessstreifen ist Bild 3.10 zu entnehmen. Die Dehnungen können dann mit Kenntnis des Materialgesetzes in eine Spannung umgerechnet werden. Durch die Wahl der Anordnung konnten die Dehnungs- und somit auch die Spannungsverläufe im Querschnitt angenähert werden. So lange die Verformungen aus der Belastungsebene klein sind, ist dadurch eine Kontrolle des aufgetragenen Momentenverlaufs möglich. Außerdem kann aufgrund der gemessenen Dehnungen die Richtung der globalen Verschiebungen und Verdrehungen abgeschätzt werden.

Die Einschätzung, ob sich zu einem bestimmten Zeitpunkt im Versuch bereits lokal ein Materialfließen einstellt, kann aufgrund der Tatsache, dass sich die Spannungen aus der Belastung mit den – hier unbekannt – Eigenspannungen überlagern, nur qualitativ erfolgen. Insofern kann ein Abbruchkriterium, das sich

auf die gemessenen Dehnungen stützt, stets nur eine „weiche“ Grenzbedingung darstellen, welche im Nachgang der Versuche bewertet werden muss.

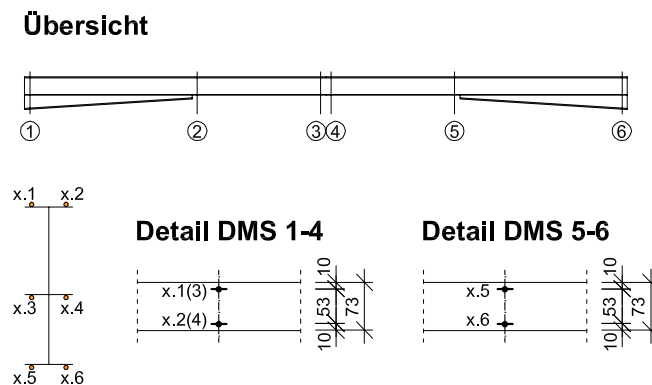


Bild 3.10: Anordnung der Dehnungsmessstreifen

3.5.5 Erfassung des Lastniveaus

Die aufgebrachte Last wurde mittels Kraftmessdosen an allen drei Lasteinleitungspunkten gemessen. Die drei Hydraulikzylinder wurden mittels eines Verbindungsstücks an dieselbe Ölversorgung angeschlossen, um gleiche Kräfte zu gewährleisten, was sich durch Kontrollmessungen im Laufe der Versuchsdurchführung als zutreffend bestätigte. Den Auswertungen der Versuche liegt jeweils der Mittelwert der gemessenen Kräfte zu Grunde.

3.6 Versuchsdurchführung

Alle Versuche wurden weggeregelt durchgeführt, das heißt, als Regelgröße für das Aufbringen der Beanspruchung diente der Kolbenweg der Zylinder. Auf der Grundlage der FEM-Berechnungen wurden zunächst für jeden Träger eine Ziellast sowie die dazugehörigen Verformungen festgelegt. Um den Einfluss eventueller Reibungen und Setzungen der Lasteinleitung auf die Traglast auszuschließen und die für die Vergleichsrechnungen verwendeten Last-Verformungskurven von derartigen Effekten zu bereinigen, wurde vor dem eigentlichen Traglastversuch ein Lastniveau angefahren, das etwa 75% der Last entspricht, bei der sich in der vorab durchgeführten FEM-Berechnung erste Nichtlinearitäten ergeben, und danach wieder entlastet. Dieser Vorgang kann als 0. Belastungsdurchgang verstanden werden. Anschließend wurde der Träger in drei Belastungsdurchgängen nach folgendem Schema belastet:

- (1) Keine federnde Stützung in Feldmitte, Abbruchkriterium ist das Auftreten großer Verdrehungen in Feldmitte oder das Erreichen der rechnerischen Fließdehnung (gemessen mittels DMS). Anschließend Entlastung.

- (2) Einbau der Druckfedern, so dass sich eine drehfederelastische Halterung ergibt, die kleiner ist als der Wert, der erforderlich ist, um Verdrehungen an dieser Stelle rechnerisch auszuschließen („Mindeststeifigkeit“). Abbruchkriterium wie oben, anschließend Entlastung
- (3) Einbau der Druckfedern, so dass sich eine drehfederelastische Halterung ergibt, die mindestens der zuvor beschriebenen Mindeststeifigkeit entspricht. Belastung bis zum Versagen und in den Nachtraglastbereich.

Jeder Versuch wurde mittels zweier digitaler Fotokameras dokumentiert. Eine Handkamera diente der Erfassung von einzelnen lokalen Phänomenen, während eine Stativkamera in Intervallen von etwa 15 Sekunden vom gesamten Versuchsträger Bilder aufnimmt.

3.7 Versuchsergebnisse und Einordnung der Versagensarten

Durch die Wegregelung beim Aufbringen der Beanspruchung konnte in den Versuchen auch der abfallende Ast der Last-Verformungskurve abgebildet werden. Die Traglast ist wie üblich dadurch definiert, dass bei gleichbleibendem (oder abfallendem) Lastniveau die Verformungen stark überproportional zunehmen.

Die Traglastmomente $M_{u,exp}$ an den jeweils betrachteten Stellen im Träger, d.h. am Auflager, am Voutenende und in Feldmitte, setzen sich aus folgenden Anteilen zusammen:

M	durch Pressenkraft eingebrachtes Moment
M_0	Eigengewicht des Versuchsträgers und der Lasteinleitungskragarme
M_{LE}	eingetragenes Moment durch das Eigengewicht der Lasteinleitungskonstruktion in Feldmitte

Bei allen durchgeführten Versuchen traten im ersten Belastungsdurchgang ohne Drehfederhalterung unter geringen Lasten zunächst Verdrehungen mit unterschiedlichen Vorzeichen an den Stativen zwei und drei, d.h. in den Viertelpunkten, auf. In Feldmitte ergaben sich äußerst geringe Verdrehungen. Insgesamt entsprach der Verlauf der Verdrehungen über die Trägerlänge einer antimetrischen Form mit Nulldurchgang in der Nähe der Feldmitte. Eine Ausnahme hierbei bildeten die Versuchsträger VT4A und VT5B, bei denen die Anfangsverdrehungen zwar dasselbe Vorzeichen aufwiesen, quantitativ jedoch gegenüber den anderen Versuchsträgern sehr gering ausfielen.

Bei weiterer Steigerung der Last traten zwei unterschiedliche Verhaltensmodi auf. Bei den Versuchsträgern 3A, 4A, 1B sowie 2B, bei denen die Vorverdrehungen um die Trägerlängsachse über die Trägerlänge einen einwelligen Verlauf aufwiesen, trat ein schlagartiges Versagen mit gleichzeitigem Lastabfall auf. Dabei konnte ein

3.7 Versuchsergebnisse und Einordnung der Versagensarten

Umschlagen der Verformung von einer zweiwelligen in eine einwellige Figur beobachtet werden. Nach dem Lastabfall konnte die aufgebrachte Last gehalten bzw. noch leicht gesteigert werden. Aufgrund der großen Verformungen mit einhergehenden großen Dehnungen wurde der Versuchslauf danach abgebrochen, um für die folgenden Durchläufe mit federelastischer Drehbehinderung keine zu großen bleibenden Verformungen zu erzeugen.

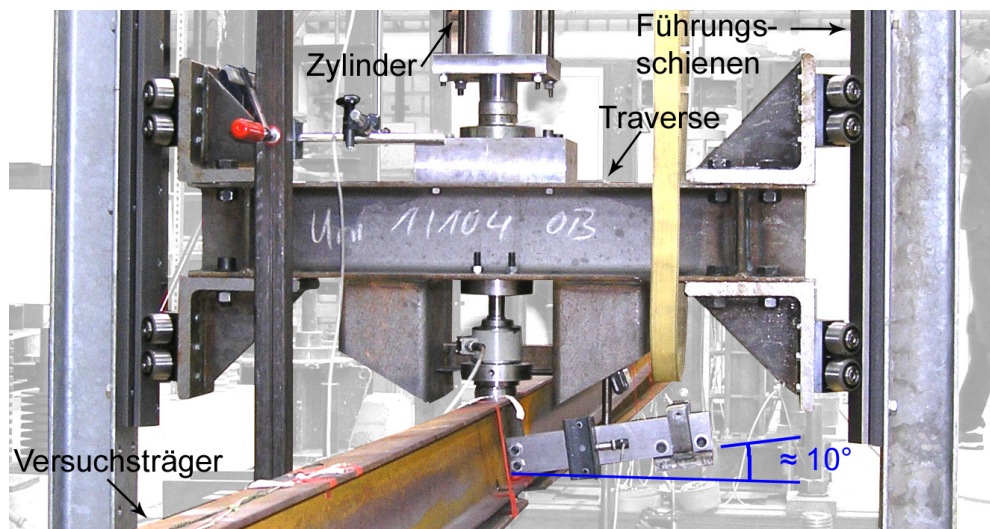


Bild 3.11: VT3A nach dem schlagartigen Umschlagen der Verformungsfigur

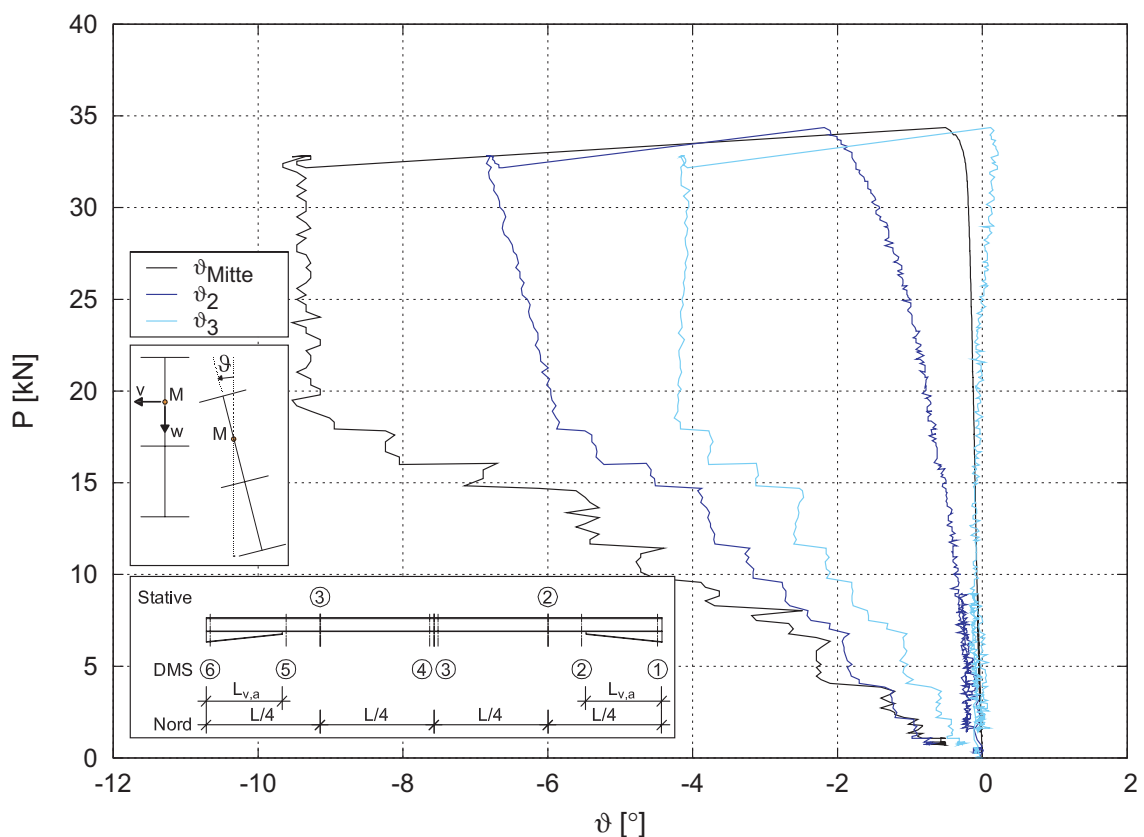


Bild 3.12: Gemessene Verdrehungen im Versuch – VT3A, $c_\vartheta=0$

Bei allen anderen Versuchsträgern konnte bei der vorab durchgeführten Imperfektionsmessung ein zweiwelliger Verlauf der Vorverdrehungen um die Trägerlängsachse festgestellt werden. Bei den entsprechenden Versuchen blieb der Verlauf der Verdrehungen im ersten Belastungsdurchgang mit $c_g=0$ während der gesamten Versuchsdauer zweiwellig. Die Versuche wurden jeweils dann abgebrochen, wenn sich an der maßgebenden Stelle im Bauteil Dehnungen einstellten, die größer als die nominelle Fließdehnung $\varepsilon=1,69\text{‰}$ waren oder ein erstes Fließen beobachtet werden konnte.

Wie bereits zuvor angedeutet, konnte das Auftreten von plastischen Verformungen trotz Berücksichtigung dieses Abbruchkriteriums nicht vollständig ausgeschlossen werden, da die Dehnungsmessstreifen ausschließlich die Dehnungen infolge der aufgebrachten Lasten im Versuch erfassen. Diese überlagern sich mit den im Querschnitt vorhandenen Eigenspannungen, deren Größe jedoch aus den zuvor genannten Gründen nicht gemessen wurde. Somit ist theoretisch ein lokales Fließen möglich, obwohl die Messdaten dies nicht anzeigen. In der Folge können bleibende plastische Verformungen entstehen. Signifikante bleibende Verformungen wurden bei den hier durchgeführten Versuchen jedoch nur bei den Versuchsträgern festgestellt, bei denen im ersten Belastungsdurchgang ein schlagartiges Versagen auftrat. Dieses ging stets dem Auftreten von großen Verformungen einher. Bei allen anderen Versuchsträgern, bei denen die Belastungsdurchgänge (1) und (2) gemäß Abschnitt 3.6 jeweils anhand des Dehnungskriteriums abgebrochen wurden, waren die bleibenden Verformungen nach dem Zurückfahren der Belastung deutlich geringer. Bei der Nachrechnung der Versuche mit der Methode der finiten Elemente werden die bleibenden Verformungen aus dem jeweils vorigen Belastungsschritt in Form von vergrößerten Imperfektionen für den nächsten Schritt berücksichtigt, siehe Abschnitt 4.4.2.

3.7.1 Erster Belastungsdurchgang ohne drehfederelastische Halterung

Die Auswertung des ersten Belastungsdurchgangs mit $c_g=0$ erfolgt in Bild 3.13. In den Diagrammen sind jeweils die auf die plastische Grenzlaster bezogenen maximalen gemessenen Lasten aus den Versuchen über der Bauteilschlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ im Vergleich zu den Traglastabminderungskurven für Biegedrillknicken gemäß EC 3 aufgetragen. Für die Versuchsträger 3A, 4A, 1B und 2B sind zusätzlich die Traglasten nach dem schlagartigen Lastabfall dargestellt. Die zugehörige zahlenmäßige Auswertung erfolgt tabellarisch.

Sowohl bei der Ermittlung der Bauteilschlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ als auch bei der Bestimmung der bezogenen Traglast χ_{LT} werden unterschiedliche Konzepte angewandt. Die Darstellung im Diagramm oben links entspricht der üblichen Bemessungspraxis, d.h. die bezogene Schlankheit wird unter Verwendung der idealkritischen Last

berechnet, die dem 1. Eigenwert des Systems aus der Verzweigungslastberechnung entspricht.

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{M_{pl}(x_{kr})}{M_{cr}(x_{kr})}} = \sqrt{\frac{P_{ult,el-pl}}{P_{cr}}} \quad (3.3)$$

Die bezogene Traglast ergibt sich zu:

$$\chi_{LT} = \frac{M_u(x_{kr})}{M_{ult,el-pl}(x_{kr})} = \frac{P_u}{P_{ult,el-pl}} \quad (3.4)$$

Es fällt auf, dass die maximalen gemessenen Lasten deutlich über den genormten Kurven und sogar über der Euler-Hyperbel liegen. Dieses Verhalten lässt sich mit dem Verlauf der Vorverformungen über die Trägerlänge und der daraus resultierenden Versagensart erklären. Geht man von einem idealen Bauteil, d.h. einem Bauteil ohne Vorverformungen aus, so bildet die Euler-Hyperbel die obere Grenze für die Traglast des Systems. Das bedeutet, dass die Traglast maximal den Wert der kritischen Last erreichen kann. Die zugehörige Verformungsfigur im Traglastzustand entspricht der ersten Eigenform des Systems. Im vorliegenden Fall wurden jedoch bei einigen Trägern vor dem Versuch Vorverformungen festgestellt, die von ihrem Verlauf eher der zweiten Eigenform des jeweiligen Systems entsprachen. Mit Steigerung der äußeren Last vergrößerten sich diese Verformungen. Zum Zeitpunkt des Erreichens des ersten Eigenwerts des Systems lag somit kein ideal gerades Bauteil vor, sondern ein Träger mit einer zweiwelligen Verformungsfigur. Um eine zur ersten Eigenform affine Versagensform zu erreichen, ist es notwendig, diese Verformungen zunächst zu überwinden. Aus diesem Grund konnte die Belastung bei den Versuchsträgern über die kritische Last hinaus gesteigert werden.

Wie bereits zuvor beschrieben, traten bei weiterer Steigerung der Belastung zwei unterschiedliche Versagensmodi auf. Bei den Versuchsträgern 3A, 4A, 1B und 2B konnte die äußere Last zunächst über die kritische Last gesteigert werden. Es trat dann jedoch ein schlagartiges Versagen auf. Dabei fiel die Last unter die kritische Last und es erfolgte ein Umschlagen der Verformung von einer zweiwelligen in eine einwellige Figur, die der ersten Eigenform entsprach. Im weiteren Verlauf konnte die äußere Last dann gehalten werden, es hatte sich ein stabiles Gleichgewicht eingestellt. Die aufnehmbaren Kräfte können somit als Traglasten eingestuft werden. Die entsprechenden Punkte sind in den Diagrammen kenntlich gemacht.

Bei allen anderen Versuchsträgern konnte die Last deutlich über den ersten Eigenwert des Systems gesteigert werden. Dabei kam es lediglich zu einem

Anwachsen der Verformungen, ein Umschlagen in eine einwellige Figur konnte bis zum Abbruch des Belastungsdurchgangs nicht beobachtet werden. Für die Festlegung einer Traglastabminderungskurve können die gemessenen Maximalwerte der Beanspruchung jedoch nicht herangezogen werden, da den Normkurven stets die Vorverformungsform zu Grunde liegt, die zur geringsten Traglast führt. Außerdem zeigt das schlagartige Versagen bei einem Teil der Versuche, dass die Versuchsträger einen Bereich durchlaufen, in dem ein labiles Gleichgewicht vorliegt. Dies ist auch bei den Versuchen der Fall, bei denen kein Umschlagen der Versagensform auftrat. Für eine praktische Bemessung muss dieses Verhalten ausgeschlossen werden.

Zur Verdeutlichung des oben beschriebenen Verhaltens wurde in Bild 3.13 für das Diagramm oben rechts die Schlankheit unter Zugrundelegung der Eigenform, die der Versagensform entspricht, und des zugehörigen Eigenwerts definiert:

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{P_{ult,el-pl}}{P_{cr,maßg}}} \quad (3.5)$$

Für die Versuchsträger 3A, 4A, 1B und 2B wurde die 1. Eigenform, für alle anderen Träger die 2. Eigenform gewählt. Es zeigt sich, dass bei dieser Darstellung näherungsweise alle Punkte zwischen der Euler-Hyperbel und den genormten Traglastabminderungskurven, die die Größe der Vorverformung beinhalten, liegen.

3.7 Versuchsergebnisse und Einordnung der Versagensarten

1. Belastungsschritt - $c_y = 0$

Versuch	A/B	$P_{ult,FE}$ [kN]	$P_{ult,el-pl}$ [kN]	P_{cr} [kN]	maßg. Eigenf.	zug. P_{cr} [kN]	P_{max} [kN]	P_{stabil} [kN]	1. Eigenform		maßg. Eigenf.		1. Eigenform		maßg. Eigenf.	
									$\bar{\lambda}_{LT}$	χ_{LT}	$\bar{\lambda}_{LT}$	χ_{LT}	$\bar{\lambda}_{LT}$	χ_{LT}	$\bar{\lambda}_{LT}$	χ_{LT}
1	A	55,31	49,51	26,30	2	54,62	32,60		1,37	0,66	0,95	0,66	1,45	0,59	1,01	0,59
2	A	59,14	51,49	31,01	2	64,88	37,40		1,29	0,73	0,89	0,73	1,38	0,63	0,95	0,63
3	A	59,53	51,49	39,75	1	39,75	34,50	32,20	1,14	0,67	1,14	0,67	1,22	0,58	1,22	0,58
4	A	47,74	40,73	18,97	1	18,97	35,00	20,80	1,47	0,86	1,47	0,86	1,59	0,73	1,59	0,73
5	A	48,37	40,73	20,29	2	38,71	30,40		1,42	0,75	1,03	0,75	1,54	0,63	1,12	0,63
6	A	48,64	40,73	21,11	2	40,37	37,70		1,39	0,93	1,00	0,93	1,52	0,78	1,10	0,78
1	B	45,50	39,92	23,44	1	23,44	36,70	22,25	1,31	0,92	1,31	0,92	1,39	0,81	1,39	0,81
2	B	58,36	54,17	27,65	1	27,65	29,90	22,20	1,40	0,55	1,40	0,55	1,45	0,51	1,45	0,51
3	B	58,73	54,17	33,47	2	68,37	41,10		1,27	0,76	0,89	0,76	1,32	0,70	0,93	0,70
4	B	42,51	36,20	16,49	2	28,44	24,20		1,48	0,67	1,13	0,67	1,61	0,57	1,22	0,57
5	B	42,24	36,20	17,53	2	30,65	22,70		1,44	0,63	1,09	0,63	1,55	0,54	1,17	0,54
6	B	42,03	36,20	18,04	2	32,00	25,50		1,42	0,70	1,06	0,70	1,53	0,61	1,15	0,61

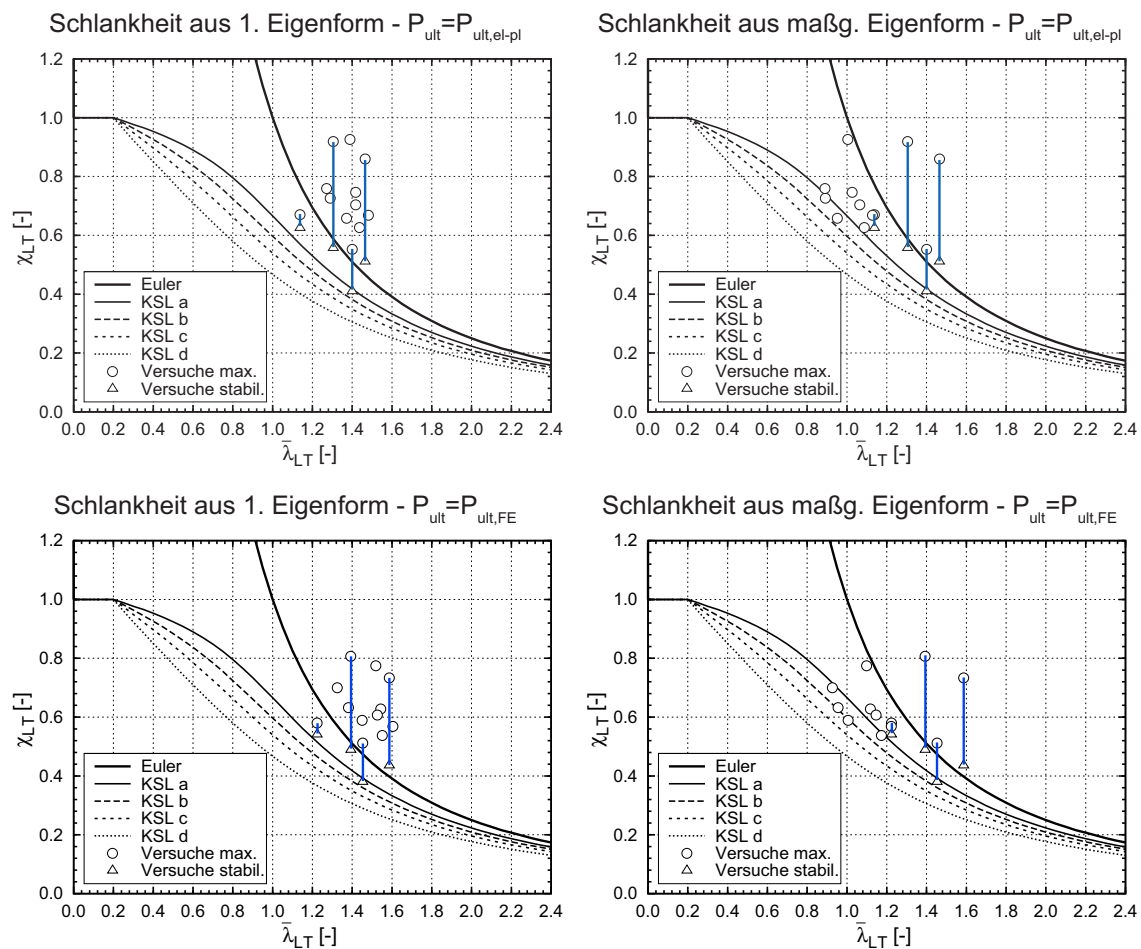


Bild 3.13: Bezogene Traglasten im Vergleich zu den europäischen Knickspannungslinien

Schließlich erfolgt in den beiden unteren Diagrammen eine Darstellung der Ergebnisse, die anstelle der rechnerischen Grenzlast im Zustand elastisch-plastisch $P_{ult,el-pl}$ die maximale Traglast $P_{ult,FE}$ aus einer Fließzonenberechnung am idealen Träger berücksichtigt. Dabei geht der Wert $P_{ult,FE}$ sowohl bei der Bestimmung der bezogenen Slankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ als auch bei der Ermittlung der bezogenen Traglast χ_{LT}

ein. Dadurch verschiebt sich zum einen der untersuchte Schlankheitsbereich auf der Abszisse nach rechts, gleichzeitig verringern sich die Werte für die bezogene Traglast. Qualitativ ergeben sich jedoch ähnliche Ergebnisse wie bei der Darstellung mit $P_{ult,el-pl}$.

Gemäß EC 3-1-1 [R8], Abschnitt 6.3.2.2, ist für das Biegedrillknicken von gewalzten I-Profilen mit einem h/b -Verhältnis kleiner oder gleich 2,0 die Knickspannungslinie a anzusetzen. Die Grundprofile der untersuchten Träger fallen in diesen Bereich. Betrachtet man nun das obere linke Diagramm in Bild 3.13, bei dem die Definition von Schlankheit und bezogener Traglast der üblichen Bemessungspraxis entspricht, so zeigt sich, dass die gemessenen Traglasten oberhalb dieser Kurve liegen. Eine Einstufung in die Kategorie „andere Querschnitte“, die für den zusammengesetzten Querschnitt aus Grundprofil und Voute ebenfalls konsequent wäre, führt dazu, dass die Knickspannungslinie d gewählt werden muss und liefert konservative Ergebnisse.

Für das Biegedrillknicken von gewalzten und gleichartigen geschweißten Querschnitten nach EC 3, Abschnitt 6.3.2.3 wird gemäß Tabelle 2.1 bei einem h/b -Verhältnis kleiner oder gleich 2,0 für gewalzte Querschnitte die modifizierte Knickspannungslinie b und für geschweißte Querschnitte die modifizierte Knickspannungslinie c empfohlen. In Bild 3.14 erfolgt daher ein Vergleich der Versuchsergebnisse zu diesen Kurven. Die Werte für $\bar{\lambda}_{LT}$ und χ_{LT} wurden dabei wie zuvor beschrieben ausgewertet. Auch hier erfolgt die Bewertung wiederum anhand des oberen linken Diagramms.

Es wird deutlich, dass die maximalen gemessenen Traglasten für alle Versuchsträger oberhalb der Kurve b liegen. Betrachtet man die Träger, bei denen ein Umschlagen der Verformungsfigur festzustellen war, so ist festzustellen, dass die Traglasten, die sich nach dem Umschlagen einstellten, mit Ausnahme des Versuchs 2B, ebenfalls oberhalb der speziellen Biegedrillknickkurve b liegen. Die weiteren in Bild 3.14 dargestellten Diagramme dienen lediglich der Verdeutlichung der – zunächst überraschenden – Tatsache, dass Traglasten erzielt werden konnten, die größer als die kleinste Verzweigungslast der Versuchsträger waren. Die alternative Formulierung der idealen Schlankheit mittels Gleichung (3.5) kann jedoch offensichtlich für eine konkrete Bemessung nicht verwendet werden, da bei realen Tragwerken die Imperfektionsgrößen und -formen unbekannt sind. Daher kann die Unterschreitung der genormten Traglastabminderungskurven für diese Diagramme ohne Einfluss auf das vorgeschlagene Bemessungsverfahren ignoriert werden.

3.7 Versuchsergebnisse und Einordnung der Versagensarten

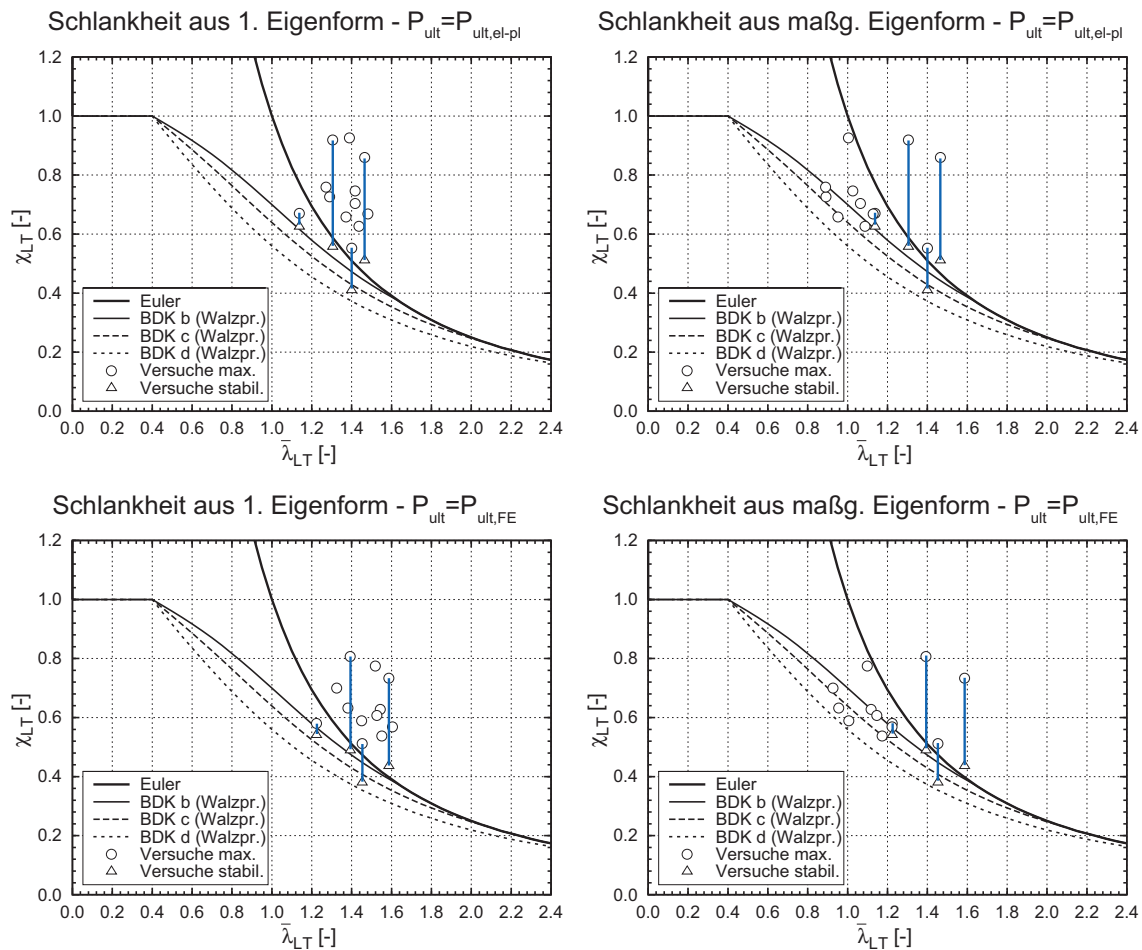


Bild 3.14: Bezogene Traglasten im Vergleich zu den speziellen Biegedrillknickkurven für Walzprofile

3.7.2 Zweiter Belastungsdurchgang mit $c_\varphi = 200 \text{ kNcm/rad}$

Für den zweiten Versuchsdurchlauf wurden Druckfedern eingebaut, die zu einer Drehfedersteifigkeit von 200 kNcm/rad führen. Diese war so gewählt, dass sie rechnerisch nicht ausreicht, um die Verdrehungen in Feldmitte voll zu verhindern. Die Verformungen, und hier insbesondere die Verdrehungen, waren daraufhin bei allen Trägern qualitativ identisch mit denen aus dem ersten Versuchslauf. Bei den Versuchskörpern, die ohne Drehfeder ein Umschlagen der Verformungsfigur und damit große seitliche Verformungen und Verdrehungen erfahren haben, konnten die Verdrehungen in Feldmitte im zweiten Versuchslauf signifikant verringert werden. Alle Versuche wurden jeweils bei bzw. kurz nach Erreichen der Fließdehnung an der maximal beanspruchten Stelle abgebrochen.

2. Belastungsschritt - $c_{\vartheta} = 200 \text{ kNcm/rad}$

Versuch	A/B	$P_{ult,FE}$ [kN]	$P_{ult,el-pl}$ [kN]	P_{cr} [kN]	maßg. Eigenf.	zug. P_{cr} [kN]	P_{max} [kN]	P_{stabil} [kN]	1. Eigenform $P_{ult,el-pl}$		maßg. Eigenf. $P_{ult,el-pl}$		1. Eigenform $P_{ult,FE}$		maßg. Eigenf. $P_{ult,FE}$	
									$\bar{\lambda}_{LT}$	χ_{LT}	$\bar{\lambda}_{LT}$	χ_{LT}	$\bar{\lambda}_{LT}$	χ_{LT}	$\bar{\lambda}_{LT}$	χ_{LT}
1	A	55,31	49,51	39,73	2	54,62	32,60		1,12	0,66	0,95	0,66	1,18	0,59	1,01	0,59
2	A	59,14	51,49	45,07	2	64,88	37,70		1,07	0,73	0,89	0,73	1,15	0,64	0,95	0,64
3	A	59,53	51,49	52,20	1	52,20	38,40	38,40	0,99	0,75	0,99	0,75	1,07	0,65	1,07	0,65
4	A	47,74	40,73	29,28	1	29,28	26,40	26,40	1,18	0,65	1,18	0,65	1,28	0,55	1,28	0,55
5	A	48,37	40,73	30,41	2	38,71	34,40		1,16	0,84	1,03	0,84	1,26	0,71	1,12	0,71
6	A	48,64	40,73	30,47	2	40,38	39,70		1,16	0,97	1,00	0,97	1,26	0,82	1,10	0,82
1	B	45,50	39,92	35,47	1	35,47	-		1,06	-	1,06	-	1,13	-	1,13	-
2	B	58,36	54,17	40,68	1	40,68	31,10	31,10	1,15	0,57	1,15	0,57	1,20	0,53	1,20	0,53
3	B	58,73	54,17	44,90	2	68,37	38,40		1,10	0,71	0,89	0,71	1,14	0,65	0,93	0,65
4	B	42,51	36,20	25,18	2	28,44	23,60		1,20	0,65	1,13	0,65	1,30	0,56	1,22	0,56
5	B	42,24	36,20	26,13	2	30,65	25,10		1,18	0,69	1,09	0,69	1,27	0,59	1,17	0,59
6	B	42,03	36,20	26,17	2	32,01	26,80		1,18	0,74	1,06	0,74	1,27	0,64	1,15	0,64

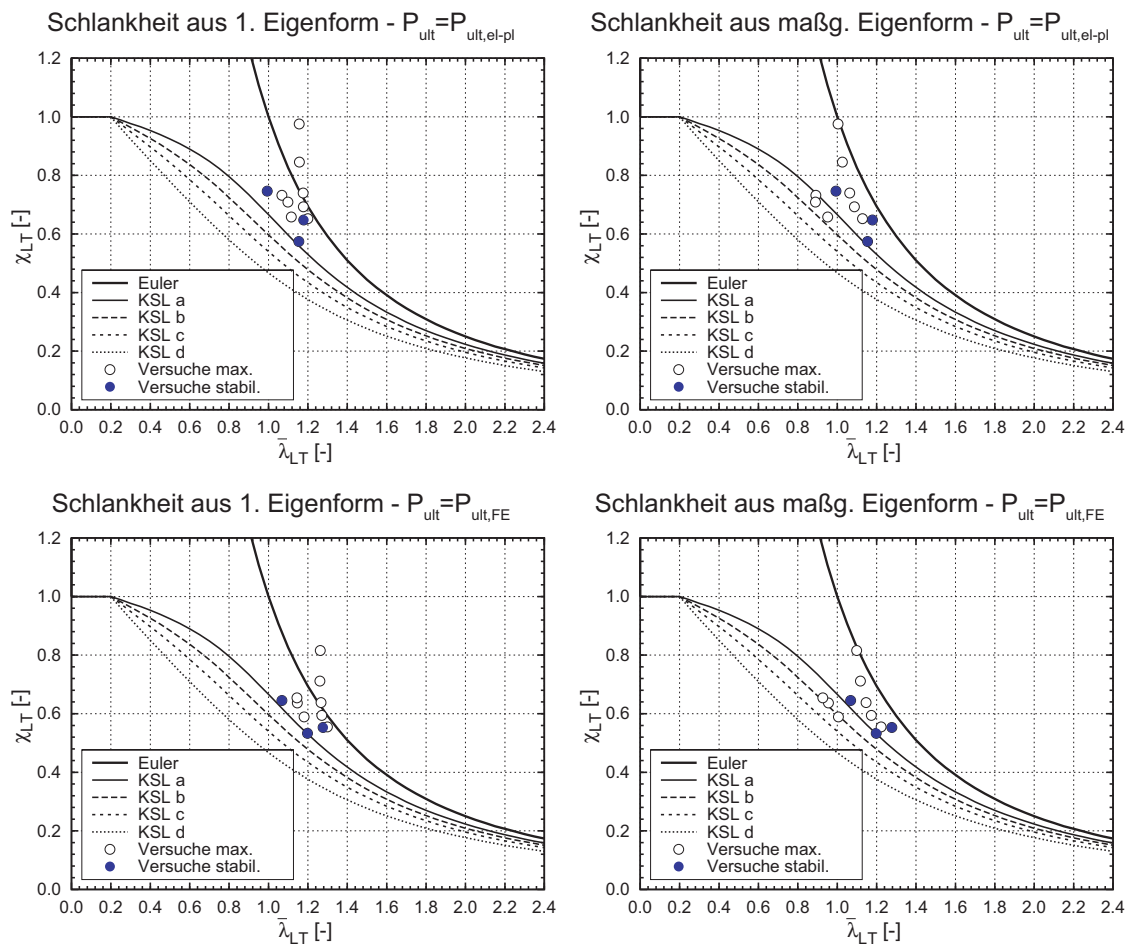


Bild 3.15: Bezogene Traglasten im Vergleich zu den speziellen Biegedrillknickkurven Walzprofile

Bei den Versuchsträgern, die aufgrund der bleibenden Verformungen aus dem ersten Versuchsdurchlauf eine Imperfektionsform aufwiesen, die in etwa der ersten Eigenform entspricht, kann von einem stabilen Gleichgewicht zum Zeitpunkt des Versuchsabbruchs ausgegangen werden. Diese Versuche sind in Bild

3.15 blau gekennzeichnet. Bei den anderen Versuchsträgern kann hierzu keine Aussage getroffen werden.

3.7.3 Dritter Belastungsdurchgang mit $c_g = 1000 \text{ kNcm/rad}$

Im dritten Versuchsdurchlauf wurde die Steifigkeit der drehfederelastischen Halterung in Feldmitte auf den Wert $c_g = 1000 \text{ kNcm/rad}$ gesteigert. Dieser Wert ergab sich aus einer numerischen Vorstudie und reicht bei allen Versuchsträgern rechnerisch aus, um unter idealen Bedingungen die Verdrehungen in Feldmitte voll zu verhindern. Die erste Eigenform entspricht dann einer zweiwelligen Verformungsfigur. Die Lasten im Versuch wurden, wie bereits beschrieben, weggeregelt aufgebracht und die Verformungen wurden bis über den Traglastzustand hinaus gesteigert. Die Traglasten der Versuchsträger sind in Tabelle 3.4 zusammengestellt.

Tabelle 3.4: Traglasten im dritten Versuchsdurchlauf mit $c_g = 1000 \text{ kNcm/rad}$

Ver- such	P_u [kN]	gemessene Momente M_u			$M_{u,exp}$ inkl. Eigengewicht und Lasteinleitung			
		Endauf- lager [kNm]	Vouten- ende [kNm]	Feld- mitte [kNm]	Endauf- lager [kNm]	Vouten- ende [kNm]	Feld- mitte [kNm]	
1	A	41,1	-54,66	-28,36	27,54	-55,43	-27,57	30,86
2	A	49,8	-66,23	-2,49	33,37	-67,00	-0,25	36,82
3	A	53,1	-70,62	31,33	35,58	-71,39	34,89	39,27
4	A	35,3	-46,95	-24,36	23,65	-47,72	-23,58	26,94
5	A	37,1	-49,34	-1,86	24,86	-50,11	0,28	28,22
6	A	41,7	-55,46	24,60	27,94	-56,23	27,95	31,41
1	B	34,9	-52,35	-30,01	17,45	-53,12	-29,22	20,77
2	B	39,1	-58,65	-8,60	19,55	-59,42	-6,36	23,00
3	B	44,5	-66,75	18,69	22,25	-67,52	22,25	25,94
4	B	29,2	-43,80	-25,11	14,60	-44,57	-24,34	17,89
5	B	34,5	-51,75	-7,59	17,25	-52,52	-5,45	20,61
6	B	33,1	-49,65	13,90	16,55	-50,42	17,25	20,02

Es zeigte sich, dass die Verdrehungen in Feldmitte bei allen Versuchsträgern wirkungsvoll verhindert werden konnten. In Bild 3.19 sind die gemessenen Traglasten bezogen auf die plastische Grenzlast über der Bauteilschlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ im Vergleich zu den Traglastabminderungskurven für Biegedrillknicken gemäß EC 3 aufgetragen. Die vorhandenen Schlankheiten $\bar{\lambda}_{LT}$ sind gegenüber den Werten aus dem ersten Versuchsdurchlauf deutlich geringer. Hier geht die höhere kritische Last aus der Verzweigungslastanalyse ein. Bei den Versuchsträgern 4A, 1B und 2B die

im ersten Versuchsdurchlauf eine einwellige Verformungsfigur aufgewiesen hatten, konnten durch die Drehfeder zwar die Verformungen in Feldmitte fast vollständig verhindert werden, die Verdrehungen in den Viertelpunkten hatten jedoch auch im dritten Durchlauf dasselbe Vorzeichen. Bei dem Versuchsträger 3A konnte sogar eine gegensinnige Verdrehung in den Viertelpunkten beobachtet werden. Für den Versuchsträger VT3A ist die wirkungsvolle Verhinderung der Verdrehungen im Traglastzustand in Bild 3.16 dargestellt.

Bei den Versuchsträgern, die von vornherein eine „günstige“, d.h. zweiwellige Imperfektionsform aufwiesen, konnte diese Form auch in den Versuchen bestätigt werden. Bild 3.17 verdeutlicht dies für den Versuchsträger 1A. Die zugehörigen gemessenen Verdrehungen sind in Bild 3.18 dargestellt.

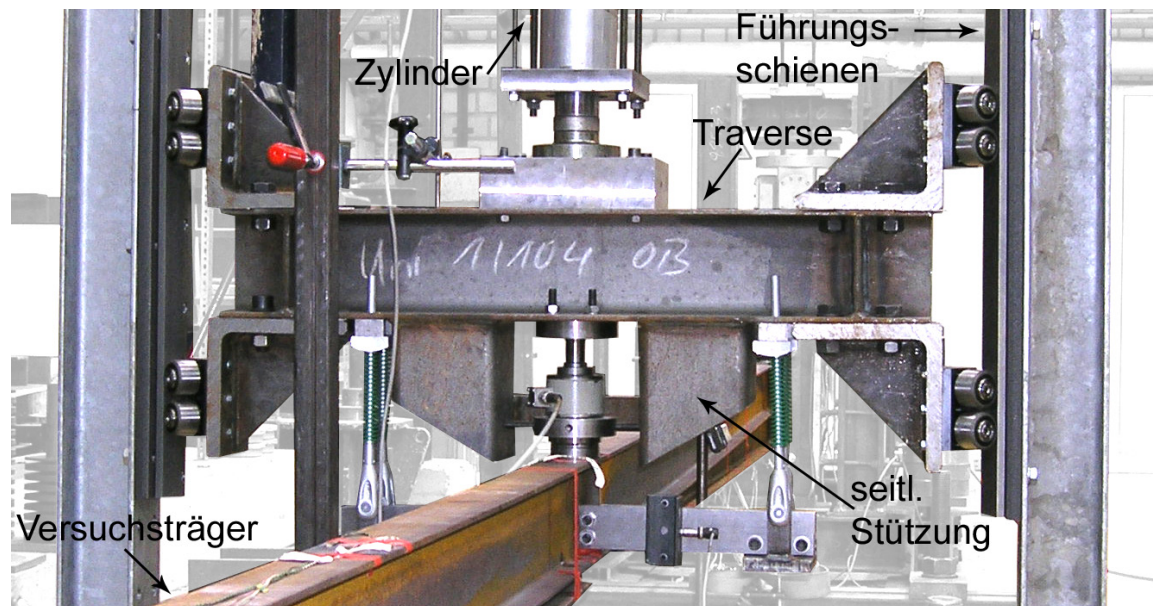


Bild 3.16: VT3A mit Drehfeder im Traglastzustand

3.7 Versuchsergebnisse und Einordnung der Versagensarten

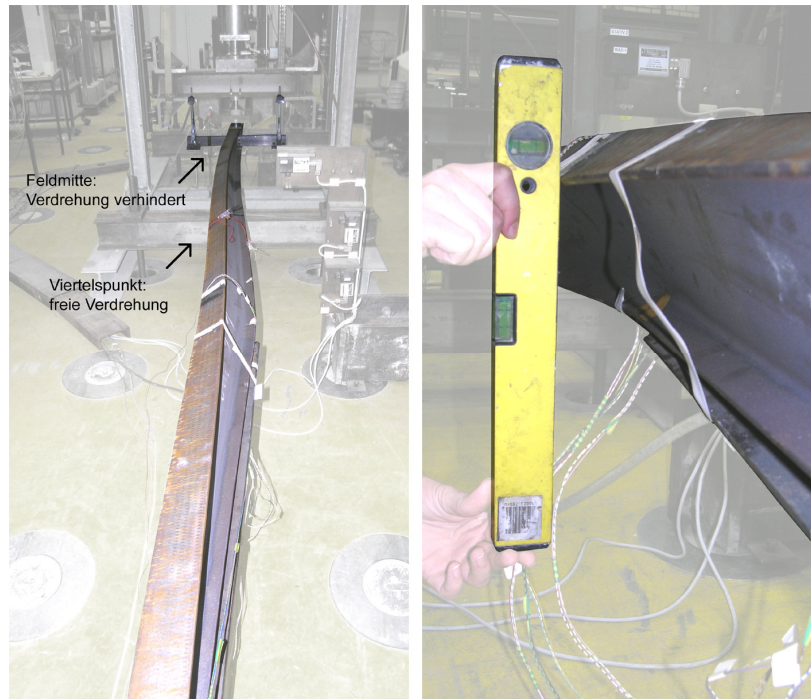


Bild 3.17: VT1A mit Drehfeder im Traglastzustand

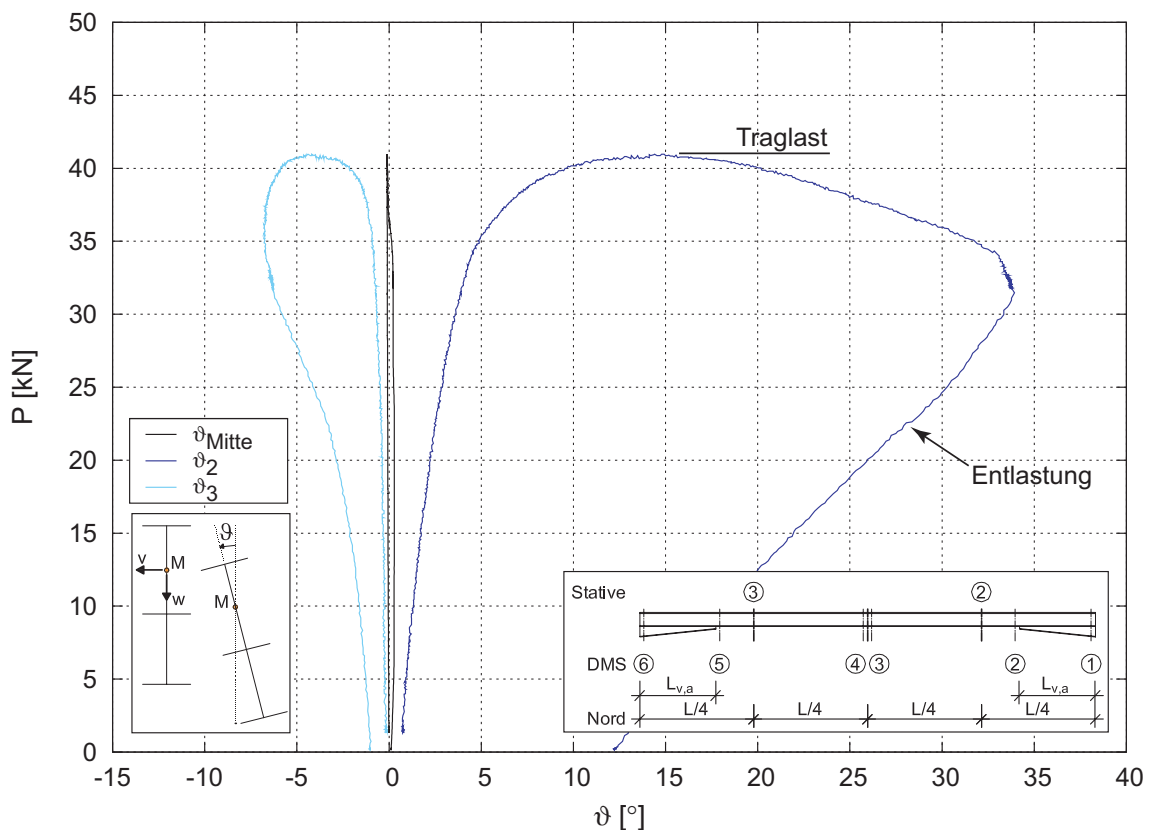


Bild 3.18: Gemessene Verdrehungen im Versuch – VT1A, $c_g=1000 \text{ kNcm/rad}$

Wie bereits zuvor beschrieben, war die Steifigkeit der Drehfeder in Feldmitte so ausgelegt, dass unter idealen Bedingungen die Verdrehungen in Feldmitte voll

verhindert werden konnten. Dies bedeutet, dass die Eigenform, die zum kleinsten Eigenwert gehört, stets einer zweiwelligen Verformungsfigur entspricht. Demzufolge muss bei der Auswertung nicht zwischen der Schlankheit, die zum ersten bzw. zum maßgebenden Eigenwert korrespondiert, unterschieden werden.

Bei den vorangegangenen Auswertungen für $c_9=0$ und $c_9=200$ kNcm/rad erfolgte die Ermittlung von Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ und bezogener Traglast χ_{LT} nur auf Grundlage der im Versuch gemessenen Einzellasten P . Das Eigengewicht der Versuchsträger, der Lasteinleitungsträger (Kragarme) und der Lasteinleitungsstruktur in Feldmitte wurde zunächst vernachlässigt. Dies liegt immer dann auf der sicheren Seite, wenn die maßgebende Stelle sich in Feldmitte oder am Endauflager des Versuchsträgers befindet. An diesen Stellen addieren sich die Biegemomente infolge des Eigengewichts und infolge der durch die Zylinder aufgebrachtten Einzellasten, da sie in dieselbe Richtung wirken, siehe Tabelle 3.4. Lediglich bei den Fällen, bei denen die maßgebende Stelle am Voutenende auftritt, wird die Traglast durch Vernachlässigung des Eigengewichts geringfügig überschätzt. Dies betrifft die Versuchsträger VT1A und B, die maximale Abweichung der Traglast beträgt hier in den ersten zwei Belastungsdurchgängen 3,5% und beim letzten Durchgang 2,8%. In Bild 3.19 werden nun zusätzlich im Diagramm oben rechts die Versuchsergebnisse unter Berücksichtigung des Eigengewichts dargestellt.

3.7 Versuchsergebnisse und Einordnung der Versagensarten

3. Belastungsschritt - $c_g = 1000 \text{ kNcm/rad}$

VT	A/B	Versuch				Auswertung mit Eigengewicht					Auswertung ohne Eigengewicht					
		Pressen- kraft [kN]	x_{kr} [cm]	Messw. $M_u(x_{kr})$ [kNm]	Ges. $M_{u,exp}(x_{kr})$ [kNm]	$M_{ult}(x_{kr})$ [kNm]	P_{cr} [kN]	$M_{cr}(x_{kr})$ [kNm]	1. Eigenform		$P_{ult,eI-pl}$ [kN]	$P_{ult,FE}$ [kN]	1. Eigenform			
									$\bar{\lambda}_{LT}$	χ_{LT}			$\bar{\lambda}_{LT}$	χ_{LT}		
1	A	41,10	128	-28,50	-27,70	34,33	54,62	37,87	0,95	0,81	49,51	55,31	0,95	0,83	1,01	0,74
2	A	49,80	400	33,20	36,65	34,33	64,88	43,25	0,89	1,07	51,49	59,14	0,89	0,97	0,95	0,84
3	A	53,10	400	35,40	39,09	34,33	73,90	49,26	0,83	1,14	51,49	59,53	0,83	1,03	0,90	0,89
4	A	35,30	0	-47,07	-47,84	54,31	36,06	48,08	1,06	0,88	40,73	47,74	1,06	0,87	1,15	0,74
5	A	37,10	0	-49,47	-50,24	54,31	38,58	51,44	1,03	0,93	40,73	48,37	1,03	0,91	1,12	0,77
6	A	41,70	0	-55,60	-56,37	54,31	39,78	53,04	1,01	1,04	40,73	48,64	1,01	1,02	1,11	0,86
1	B	34,90	128	-30,01	-29,22	34,33	47,34	40,71	0,92	0,85	39,92	45,50	0,92	0,87	0,98	0,77
2	B	39,10	0	-58,65	-59,42	81,26	60,95	91,43	0,94	0,73	54,17	58,36	0,94	0,72	0,98	0,67
3	B	44,50	0	-66,75	-67,52	81,26	64,32	96,47	0,92	0,83	54,17	58,73	0,92	0,82	0,96	0,76
4	B	29,20	0	-43,80	-44,57	54,31	28,43	42,65	1,13	0,82	36,20	42,51	1,13	0,81	1,22	0,69
5	B	34,50	0	-51,75	-52,52	54,31	30,63	45,94	1,09	0,97	36,20	42,24	1,09	0,95	1,17	0,82
6	B	33,10	0	-49,65	-50,42	54,31	31,95	47,92	1,06	0,93	36,20	42,03	1,06	0,91	1,15	0,79

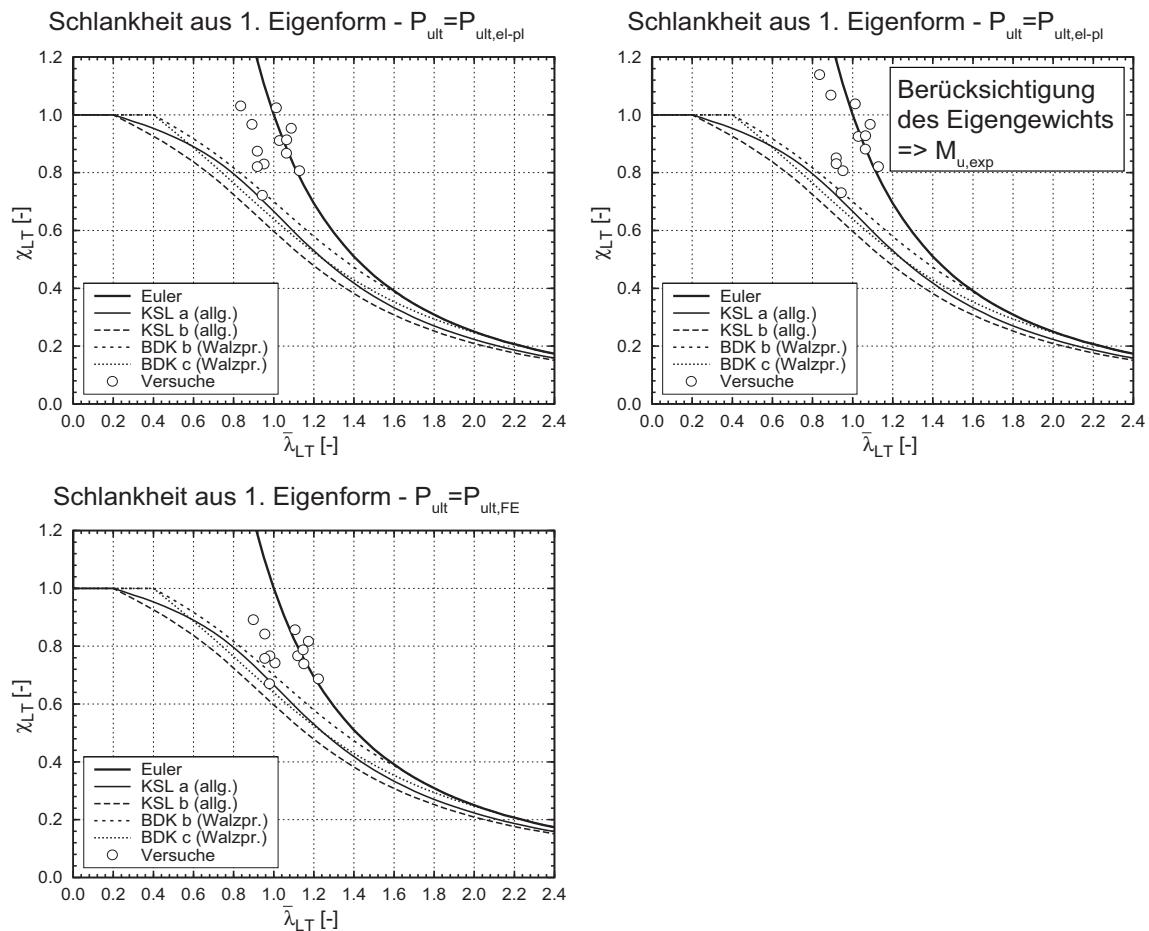


Bild 3.19: Traglasten der Versuchsträger mit $c_g = 1000 \text{ kNcm/rad}$ im Vergleich zu den genormten Traglastabminderungskurven

Insgesamt ist eine recht große Streuung der Versuchsergebnisse bei ähnlichen Schlankheiten zu beobachten. Dies liegt daran, dass im untersuchten Schlankheitsbereich eine ausgeprägte Abhängigkeit der Traglast von den Imperfektionen vorliegt. Es kann festgestellt werden, dass sich die Einschätzungen bezüglich der

Wahl einer geeigneten Traglastabminderungskurve, die bereits für die Versuchsergebnisse aus dem ersten Versuchslauf gemacht wurden, bestätigen.

Legt man die Beziehungen nach EC 3-1-1 [R8], Abschnitt 6.3.2.2 zu Grunde, so erscheint eine Zuordnung zur Knickspannungslinie a, die für Walzprofile mit einem h/b -Verhältnis kleiner oder gleich 2,0 empfohlen wird, angemessen.

Bei Ansatz der modifizierten Knickspannungslinien für gewalzte und gleichartige geschweißte Querschnitte nach EC 3-1-1, Abschnitt 6.3.2.3, wird in Anlehnung an den ersten Belastungsdurchlauf die Verwendung der Biegedrillknickkurve b vorgeschlagen. Damit ergibt sich für den Versuchsträger 2B eine rechnerische Traglast, die geringfügig auf der unsicheren Seite liegt. Aus dem folgenden Grund erscheint es jedoch sinnvoll, diese Abweichung zu tolerieren. Der Versuchsträger 2B wies als Resultat des ersten Belastungsdurchlaufs mit $c_{\vartheta} = 0$ die größten bleibenden Verformungen aller Versuchskörper auf. In Feldmitte wurde im Rahmen der Imperfektionsmessung eine Vorverdrehung $\vartheta = 0,72^{\circ}$ festgestellt. Die bleibende Verdrehung an dieser Stelle nach dem ersten Belastungsdurchgang betrug $\vartheta = 3^{\circ}$. Drückt man die Vorverdrehung vor dem Start des dritten Belastungsdurchgangs im Bogenmaß und in bezogener Form aus, so ergibt sich $\vartheta = 0,124 \cdot b/h$. Vergleicht man diesen Wert mit einem Vorschlag bezüglich der Imperfektionsansätze von *Kindmann* [33], der vorsieht, die maximale Vorverdrehung bei gleichzeitigem Ansatz einer Vorkrümmung v_0 auf $\vartheta_0 = 0,05 \cdot b/h$ zu skalieren, so ist dieser Wert wesentlich größer. In der Praxis ist mit derart hohen Vorverdrehungen, die bei dem vorliegenden Versuch nur infolge der Vorbelastung vorhanden waren, nicht zu rechnen, da diese mit „bloßem Auge“ erkannt werden können.

Da die Vorverformungen im Versuch eine statistisch verteilte Größe darstellen, die nicht wie im FE-Modell gezielt gesteuert werden können, und bei der vorliegenden Stichprobe die Vorverformungen verhältnismäßig klein ausfielen, liegt effektiv nur ein Versuchsergebnis vor, das im Bereich der genormten Kurven liegt. Zur endgültigen Festlegung einer Traglastabminderungskurve sind weitergehende Untersuchungen in Form von numerischen Parameterstudien erforderlich.

3.8 Zusammenfassung

Im Rahmen des Forschungsvorhabens [102] wurden insgesamt zwölf Traglastversuche an gevouteten biegedrillknickgefährdeten I-Profilen mit einer diskreten Verdrehbehinderung in Feldmitte durchgeführt. Schwerpunkt der experimentellen Versuchsreihe war die Untersuchung zweier relevanter Fragestellungen, die bislang durch Versuche nicht ausreichend abgesichert ist. Zum einen sollte das Biegedrillknickverhalten von Walzprofilen mit untergeschweißter Voute analysiert werden, wobei insbesondere der Einfluss der nur in Teilbereichen angeordneten Voute berücksichtigt wurde. Zum anderen sollte der Fragestellung nachgegangen

werden, wie groß die Steifigkeit einer diskreten Verdrehbehinderung in Feldmitte sein muss, damit der Biegedrillknicknachweis ersatzweise am halben, als gabelgelagert angenommenen Träger geführt werden darf. Dabei wurden folgende Einflussparameter variiert:

- Voutengeometrie (Voutenlänge und -höhe)
- Randbedingungen in Feldmitte (frei drehbar bzw. drehfederelastisch gehalten)
- Biegemomentenverlauf (Verhältnis Feldmoment zu Stützmoment)

Um eine lückenlose Reproduktion der Versuchsergebnisse zu gewährleisten, wurde ein Versuchsstand entwickelt, dessen Randbedingungen bezüglich Lagerung und Lasteinleitung eindeutig quantifiziert werden konnten.

Des Weiteren wurden alle maßgeblichen Kenngrößen vor und während der Versuche aufgezeichnet und dokumentiert. Somit stehen auch für zukünftige Forschungsarbeiten umfangreiche Daten zur Verfügung, die eine Nachrechnung der Versuche erlauben. Da insbesondere die geometrischen Abweichungen von der Sollform einen wesentlichen Einfluss auf das Stabilitätsverhalten von Bauteilen haben, wurden diese im Vorfeld der Versuche aufgenommen. Da im Falle des Biegedrillknickens sowohl Verschiebungen in Richtung beider Hauptachsen des Profils als auch eine Verdrehung um die Trägerlängsachse auftreten, wurde für die Messung der globalen Verformungen ein spezielles System verwendet, das sich bereits bei Traglastversuchen an biegedrillknickgefährdeten C-Profilen im Rahmen von [100] bewährt hatte.

Bei der Auswertung der Versuche ließ sich eine ausgeprägte Abhängigkeit der auftretenden Versagensmodi und der zugehörigen Traglasten von den vorliegenden geometrischen Imperfektionen feststellen. Dabei spielte insbesondere der Verlauf der Vorverformungen über die Bauteillänge eine entscheidende Rolle. Die Versagensmodi konnten anhand der gemessenen Imperfektionen theoretisch erklärt und belegt werden.

Somit steht durch die in diesem Abschnitt beschriebenen Versuche eine wichtige Basis zur Verifizierung des Tragverhaltens zur Verfügung, die für die Überprüfung der im Rahmen dieser Arbeit vorgeschlagenen Bemessungsverfahren herangezogen werden kann.

4 Numerische Untersuchungen

4.1 Allgemeines

Numerische Untersuchungen bieten im Vergleich zu experimentellen Studien den Vorteil, dass die Eingangsparameter gezielt gesteuert werden können. Um den Einfluss der maßgeblichen Kenngrößen auf das Tragverhalten von biegedrillknickgefährdeten I-Profilen mit und ohne Voute zu identifizieren, wurden zusätzlich zu den experimentellen Untersuchungen numerische Analysen durchgeführt. Im Wesentlichen werden dabei zwei Ziele verfolgt:

1. Für „perfekte“ Bauteile mit ideal-gerader Geometrie und elastischem Materialverhalten werden kritische Verzweigungslasten berechnet, da für den allgemeinen Fall des gevouteten I-Profils unter beliebigem Momentenverlauf keine einfache geschlossene Lösung des Biegedrillknickproblems existiert. Dabei ist eine detaillierte Abbildung der real vorliegenden Struktur möglich. Steifen, diskrete oder kontinuierliche seitliche Halterungen oder Verdrehbehinderungen sowie der Angriffspunkt der Beanspruchungen im Querschnitt können direkt abgebildet werden, und müssen nicht durch Annahmen, die mit Unschärfen behaftet sein können, angenähert werden.
2. Für Bauteile mit Imperfektionen werden mit Hilfe geometrisch und physikalisch nichtlinearer Analysen Traglasten berechnet. Dabei kann der Einfluss der traglastbestimmenden Parameter gezielt erfasst werden. Es besteht somit die Möglichkeit, eine breitere Datenbasis für den Vorschlag von Bemessungsregeln zu verwenden, als dies durch Auswertung der wenigen, kostenintensiven Versuche möglich ist.

4.2 Lösungsweg

Die Verzweigungs- und Traglastanalysen wurden unter Verwendung der Methode der finiten Elemente durchgeführt. Die Modellierung der untersuchten Einzelbauteile und Rahmensysteme erfolgte dabei sowohl mit Schalen- als auch mit Balkenelementen. Die Berechnungen wurden in großen Teilen mit Hilfe des Software-Paketes *ANSYS 11.x* [S1], das auf dem allgemeinen Weggrößenverfahren aufbaut, durchgeführt. Dies gilt insbesondere für die numerischen Traglastberechnungen unter Berücksichtigung von geometrischen und physikalischen Nichtlinearitäten. Für die Verzweigungslastanalysen an aus dem Gesamtsystem herausgelösten Einzelbauteilen kam zusätzlich die frei erhältliche Software *LTBeam* [S2] zum Einsatz.

Der Vorteil einer Modellierung mit Hilfe von Schalenelementen liegt in der Möglichkeit einer detaillierten Abbildung des realen Bauteils. Für die Berechnung an vollständigen Rahmensystemen, die eine Bewertung der konstruktiven Ausbildung der Rahmenecke in Hinblick auf das Zerlegen in Einzelstäbe zum Ziel hat, ist diese Art der Modellierung zwingend erforderlich. Gleiches gilt für die Untersuchung von Bauteilen, die durch sekundäre Bauteile diskret oder kontinuierlich gestützt sind. Für die Beantwortung der Frage, wie groß die Steifigkeit derartiger Abstützungen sein muss, um beispielsweise ein Versagen durch Biegedrillknicken zu verhindern, ist es notwendig, den Einfluss aus der Querschnittsverformung zu berücksichtigen. Balkenelemente sind aufgrund ihrer Elementformulierung nicht in der Lage, Querschnittsverzerrungen abzubilden. Schwierigkeiten bei der Modellierung mit Schalenelementen bereitet die Abbildung der Querschnittsausrundungen bei Walzprofilen, auf die im Folgenden noch eingegangen wird. Außerdem kommt es durch die hohe Anzahl an Freiheitsgraden zu langen Rechenzeiten.

Gemäß der Zielsetzung der vorliegenden Arbeit wurde daher folgender Lösungsweg gewählt. Für die Verzweigungslastanalysen an Einzelbauteilen werden umfangreiche Parameterstudien unter Verwendung des Programms *LTBeam* [S2], das auf einer Elementformulierung nach der Balkentheorie basiert, durchgeführt. Zusätzlich erfolgen für ausgewählte Fälle Berechnungen mit dem Programm *ANSYS*, wobei die Querschnitte mit Schalenelementen diskretisiert werden. Diese dienen jedoch nur zur Verdeutlichung des Verformungsverhaltens und zur Kalibration der Ergebnisse. Die Berechnung von kritischen Lasten an vollständigen Rahmensystemen erfolgt hingegen stets mit Hilfe des Schalenmodells. Selbstverständlich bietet das Programmpaket *ANSYS* auch die Möglichkeit, eine Struktur mit Hilfe von Balkenelementen abzubilden. Um jedoch zu vermeiden, zwei unterschiedliche Modelle für die Berechnungen verwenden zu müssen – eines für Analysen, bei denen Querschnittsverformungen keine Rolle spielen, und ein weiteres, das diese berücksichtigt – wurde dieser Weg im Rahmen dieser Arbeit nicht verfolgt. Ein Überblick über die verwendete Software und Modellierung für die unterschiedlichen Arbeitsschritte ist in Tabelle 4.1 gegeben.

Tabelle 4.1: Übersicht über die verwendeten Berechnungsprogramme und Elementtypen

	Berechnungen an Gesamtsystemen	Berechnungen an herausgelösten Bauteilen	
Verzweigungslastanalysen	Schalenelementmodell (ANSYS)	Schalenelementmodell (ANSYS)	Balkenelementmodell (LTBeam)
Traglastanalysen	Schalenelementmodell (ANSYS)	Schalenelementmodell (ANSYS)	

4.2.1 Untersuchungen mit dem Finite-Element-Programm *Ansys*

Mit Hilfe des Programmsystems *ANSYS 11.x* [S1] lassen sich sowohl geometrische und physikalische Nichtlinearitäten berücksichtigen als auch Berechnungen mit großen Verformungen durchführen. Für die Durchführung der Berechnungen bietet sich die im *ANSYS*-Programmpaket enthaltene Programmiersprache *APDL* an. Mit Hilfe von *APDL* können Befehlsfolgen unter Verwendung von frei wählbaren Parametern in Form von Berechnungsmakros definiert werden.

Es wurde ein Berechnungsmakro erstellt, mit dem Verzweigungs- und Traglastberechnungen an I-Profilen mit und ohne Vouten unter Biegebeanspruchung 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:

- Geometrieparameter, d. h. Breite, Höhe und Blechdicken der Querschnitte sowie Trägerlänge und Konstruktionsart der Voute
- Art, Angriffspunkt und Verlauf der Beanspruchung
- Lagerungsbedingungen an den Trägerenden, z.B. etwaige Wölb- und Biegeeinspannungen
- Randbedingungen über die Trägerlänge, d.h. diskrete oder kontinuierliche Halterungen mit variabler Steifigkeit
- Art, Form, Richtung und Größe der geometrischen Imperfektionen
- Materialeigenschaften

Unter Berücksichtigung aller Eingabeparameter wird zunächst das FEM-Modell erzeugt. Danach erfolgt schrittweise die numerische Berechnung:

- Statische Berechnung unter einer Einheitslast unter Annahme eines ideal-elastischen Materialverhaltens und einer idealen Struktur
- Eigenwertberechnung zur Ermittlung des Verzweigungslastfaktors unter Annahme eines ideal-elastischen Materialverhaltens und einer idealen Struktur
- Nichtlineare statische Berechnung am vorverformten System unter Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens

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.

4.2.2 Untersuchungen mit der Software *LTBeam*

Die frei erhältliche Software *LTBeam* [S2] wurde im Rahmen des europäischen Forschungsprojektes „Lateral Torsional buckling of steel and composite beams“ [61] entwickelt und ermöglicht die Berechnung von kritischen Verzweigungslasten von Bauteilen unter Biegebeanspruchung. Das Programm ist auf gerade Ein- oder Mehrfeldträger unter Biegung um die starke Querschnittsachse beschränkt. Die zu untersuchenden Querschnitte müssen mindestens symmetrisch zur Belastungsebene sein.

Die Lösung des Verzweigungsproblems erfolgt mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente. Als Ergebnisse werden der kritische Lastfaktor α_{cr} , d.h. der Faktor, mit dem die vorhandene Beanspruchung multipliziert werden muss, um die Verzweigungslast zu erreichen, sowie die Eigenform ausgegeben.

Das Programm verfügt über einen „interaktiven Modus“, in dem die Eingabemöglichkeiten bezüglich der Querschnitte und Randbedingungen stark eingeschränkt sind. So können z.B. ausschließlich über die Trägerlänge konstante Querschnitte mit maximal zwei Zwischenhalterungen eingegeben werden. Im sogenannten „File Input Mode“ können hingegen variable Querschnittswerte und nahezu beliebige Randbedingungen realisiert werden. Durch Integration in das Programm *Excel* mittels *VBA* können die Eingabedateien automatisiert erstellt und die Berechnung gestartet werden. Gegenüber der Berechnung mit Schalenelementen kann der Berechnungsaufwand merklich reduziert werden.

4.3 Modellierung

4.3.1 Modellierung von Einzelbauteilen

4.3.1.1 Modellierung mit Schalenelementen – *Ansys*

Zur Durchführung der Eigenwert- und Traglastanalysen wurde ein numerisches Modell entwickelt, welches aus Schalenelementen besteht. Das Schalenmodell wird aus Elementen des Typs *Shell 181* aufgebaut. Dieser Elementtyp verfügt über vier Knoten mit jeweils drei möglichen Verschiebungs- und Verdrehungsfreiheitsgraden. Bei nichtlinearen Analysen ermöglicht die Verwendung von *Shell 181*-Elemente eine bessere Konvergenz gegenüber dem ebenfalls in Frage kommenden Elementtyp *Shell 43*.

Bei der Vernetzung der Bauteilabschnitte mit veränderlicher Höhe wurde besonders darauf geachtet, dass die Längs-Koordinaten der Elemente jeweils abschnittsweise gleich sind. Dies bietet Vorteile im Hinblick auf die im weiteren Verlauf beschriebene Realisierung der Querschnittstreue. Bei den Bauteilen mit geschweißter Voutenausbildung stellt diese Anforderung keine Schwierigkeit dar. Es muss lediglich festgelegt werden, dass die Anzahl der Elemente an Voutenanfang und -ende gleich groß und die Vernetzung regelmäßig sein soll. Für die Vernetzung der Walzprofile mit untergeschweißter Voute wurde ein spezielles Ablaufschema erstellt, mit dem die Vernetzung abschnittsweise automatisiert erfolgen kann. Hauptaugenmerk hierbei lag in der Minimierung der Anzahl der dreiecksförmigen Elemente.

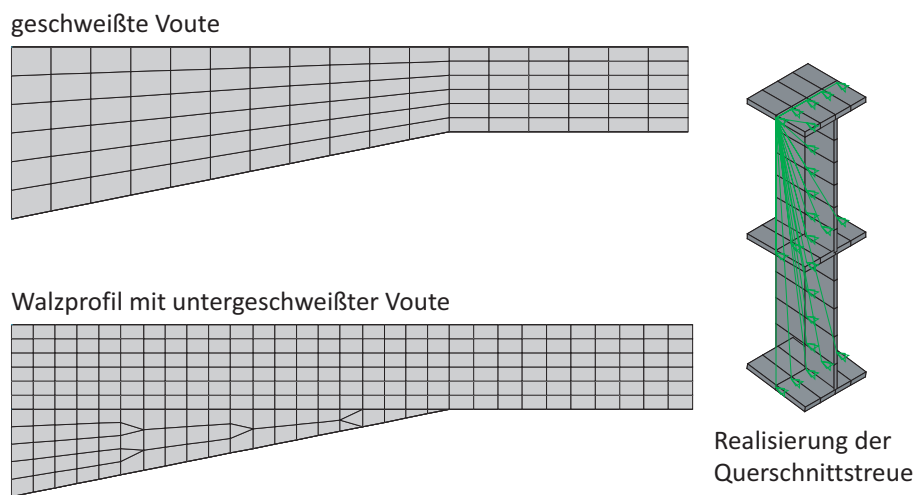


Bild 4.1: Vernetzung der gevouteten Abschnitte

Im Rahmen dieser Arbeit werden ausschließlich Querschnitte mit hinreichend gedrunenen Querschnittsteilen untersucht, bei denen ein vorzeitiges Beulen der einzelnen Querschnittsteile ausgeschlossen ist. Profilverformungen können jedoch auch bei nicht beulgefährdeten Querschnitten auftreten, zum Beispiel infolge von Lastumlenkungen bei Bauteilen mit geknickten Gurten oder bei örtlichen Gurteinspannungen. Um den Einfluss der Profilverformung quantifizieren zu können, wurde im Eingabemakro die Option „erzwungene Querschnittstreue“ definiert, die ein- und ausgeschaltet werden kann. Die Realisierung dieser Option in der numerischen Berechnung erfolgt derart, dass der Verdrehfreiheitsgrad um die Trägerlängsachse aller in einem Querschnitt liegenden Knoten miteinander gekoppelt wird, siehe Bild 4.1.

Bei den Verzweigungs- und Traglastanalysen an gabelgelagerten Einzelstäben ohne zwischenliegende Abstützungen wurden sowohl Untersuchungen mit freier Querschnittsverzerrung als auch Berechnungen mit erzwungener Querschnittstreue durchgeführt. Somit kann der Einfluss der Profilverformung auf die idealen

Verzweigungslasten und die Traglasten getrennt von den anderen Effekten, die sich durch die aufwändigere Modellierung mit Schalenelementen ergeben, identifiziert werden. Bei den Untersuchungen an Gesamtrahmen spielt die Verformbarkeit der Rahmenecke aus der Ebene stets eine große Rolle. Hier würde bei starrer Kopplung der Verdrehungen die Tragfähigkeit der Rahmenecke deutlich überschätzt. Auch bei den Untersuchungen an kontinuierlich oder diskret gestützten Bauteilen wird von der Möglichkeit Gebrauch gemacht, das Auftreten von Querschnittsverformungen gezielt zu steuern, um deren Einfluss zu quantifizieren.

Die Querschnitte wurden so modelliert, dass die Mittelebene der Schalenelemente der Mittellinie der jeweiligen Querschnittsteile entspricht. Die bei Walzträgern vorhandenen Ausrundungen am Übergang zwischen Flansch und Steg werden bei einer dünnwandigen Querschnittsdefinition in der Regel vernachlässigt. Für die Berechnung der Trägheitsmomente I_y und I_z sowie des Wölbflächenmoments I_w hat diese Vereinfachung kaum Einfluss. Bei der Berechnung des Torsionsflächenmomentes 2. Grades I_T ist jedoch der Fehler, der bei einer dünnwandigen Berechnung mit der Beziehung

$$I_T = \sum_{i=1}^n t_i^3 \cdot h_i \quad (4.1)$$

mit

t_i = Dicke eines rechteckigen Querschnittselements

h_i = Höhe eines rechteckigen Querschnittselements

gegenüber dem Wert für Walzprofile unter Berücksichtigung der Ausrundungen entsteht, nicht mehr vernachlässigbar. Bei der Berechnung von Querschnittswerten kann dies durch einen Korrekturfaktor berücksichtigt werden:

$$I_T = \eta \cdot \sum_{i=1}^n t_i^3 \cdot h_i \quad (4.2)$$

mit $\eta = 1,30$ für I-Profile

Im numerischen Modell können die Ausrundungen durch Schalenelemente mit erhöhter Dicke im Übergangsbereich zwischen Flansch und Steg berücksichtigt werden, vgl. Bild 4.2. Die Dicke dieser Elemente wurde so gewählt, dass sich für den modifizierten dünnwandigen Querschnitt derselbe Wert für I_T ergibt wie für den gewalzten Querschnitt. Auf die Querschnittswerte I_z und I_w hat diese Modifizierung so gut wie keinen Einfluss, lediglich die Biegesteifigkeit um die starke Achse I_y wird leicht überschätzt wie in Tabelle 4.2 deutlich wird.

Diese Art der Modellierung erfordert eine sehr feine Diskretisierung des Steges, um den Fehler, der bei I_y gemacht wird, in Grenzen zu halten. Den Ergebnissen in Tabelle 4.2 liegt eine Vernetzung mit zwölf Elementen über die Steghöhe zu Grunde. Daher wird dieser Weg im Folgenden nur bei der Nachrechnung der Versuche eingeschlagen.

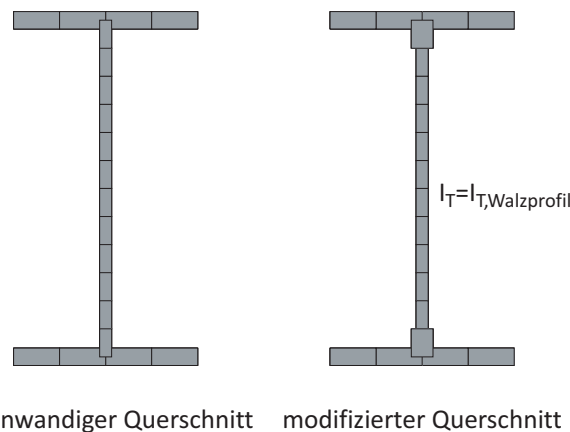


Bild 4.2: Querschnittsmodellierung

Tabelle 4.2: Querschnittswerte für Walzprofil und dünnwandigen Querschnitt im Vergleich

IPE 140	Walzprofil	dünnwandig	dünnwandig modifiziert
A [cm²]	16,42 100,0%	16,33 99,5%	17,18 104,6%
I_y [cm⁴]	541,22 100,0%	540,60 99,9%	571,59 105,6%
I_z [cm⁴]	44,91 100,0%	44,85 99,9%	44,95 100,1%
I_T [cm⁴]	2,44 100,0%	2,06 84,4%	2,44 100,0%
I_w [cm⁶]	1.981,35 100,0%	1986,46 100,3%	1990,67 100,5%

Bei den anschließenden Parameterstudien an Bauteilen mit konstanter Höhe wird bei der Modellierung ein modifizierter Schubmodul G^* verwendet, der wie folgt definiert ist:

$$G^* = G \cdot \frac{I_{T, \text{Walz}}}{I_{T, \text{dünnwandig}}} \quad (4.3)$$

Dies ist möglich, da in den Steifigkeitsmatrizen nicht das Torsionsträgheitsmoment, sondern die Torsionssteifigkeit $G \cdot I_T$ berücksichtigt wird, siehe [4]. Bei den

Parameterstudien an Bauteilen mit veränderlicher Höhe werden die Ausrundungen auf der sicheren Seite liegend vernachlässigt.

Bei der Durchführung von Verzweigungs- und Traglastanalysen an biegedrillknickgefährdeten Bauteilen ist darauf zu achten, dass eindeutige Randbedingungen bezüglich Lagerung und Lasteinleitung geschaffen werden. Dies gewährleistet die korrekte Interpretation der Ergebnisse und verhindert, dass die daraus abgeleiteten Bemessungsvorschläge durch ungewollte Einflüsse, wie beispielsweise Einspannungen, verfälscht werden. Da das Ziel der Untersuchungen die Ableitung von Bemessungsregeln für stabförmige Bauteile ist, müssen die Knotenverformungen an den Bauteilenden bezogen auf die Freiheitsgrade nach der Balkentheorie entweder voll zugelassen oder voll verhindert werden. Dies stellt bei der Modellierung mit Schalenelementen eine besondere Anforderung dar, da die ideale Lagerung des Stabes in einem Punkt auf ein Faltwerk aus Flächenelementen übertragen werden muss.

Zur Kalibration des numerischen Modells wurden zunächst die Versuche aus Abschnitt 3 numerisch simuliert. Der Einfluss des Versuchsaufbaus auf die Randbedingungen konnte durch umfangreiche Vorstudien in [27] geklärt werden. Dabei wurde festgestellt, dass eine zusätzliche Abbildung der Lasteinleitungsträger keine signifikanten Unterschiede gegenüber den idealisierten Lagerungsbedingungen gemäß Bild 3.2 mit sich bringt. Als Ergebnis der Untersuchungen in [27] wurde der Versuchsaufbau mit Ausnahme der versuchsträgerseitigen Kopfplatten zur Erfassung der Wölbeinspannung nicht modelliert, um die Rechenzeit überschaubar zu halten. Die Wölbeinspannung wurde dabei über eine (nahezu) unendlich steife Kopfplatte realisiert. Hierzu wurde der E-Modul der Kopfplattenelemente mit $E = 10^{12}$ N/mm² angesetzt. Die Einleitung der Randmomente erfolgte über Knotenkräfte, die aus dem gewünschten Spannungsverlauf über den dünnwandigen Querschnitt zurückgerechnet wurden. Die Einzellast in Feldmitte wurde als Knotenlast aufgebracht.

Für die im weiteren Verlauf durchgeführten Parameterstudien wurde, abweichend von den Bedingungen im Versuch, eine Gabellagerung an den Trägerenden realisiert. Dies war notwendig, um für die zu erstellenden Bemessungshilfen Ergebnisse zu erzeugen, die für den allgemeinen Fall in der Praxis stets auf der sicheren Seite liegen. Zwar ist z.B. bei einem Rahmenriegel, der durch Kopfplattenstöße beidseitig an die Stützen angeschlossen ist, immer eine gewisse Wölbeinspannung vorhanden, diese kann jedoch nur mit entsprechendem Rechenaufwand rechnerisch quantifiziert werden. Die Annahme einer Gabellagerung liegt daher auf der sicheren Seite.

Die oben beschriebene Umsetzung der Randbedingungen an den Bauteilenden mit Hilfe von steifen Kopfplatten lässt zwar eine Erweiterung auf zusätzliche Lage-

rungsbedingungen, bei denen beispielsweise bezüglich der Verdrehungen um die schwache Profilachse eine gelenkige Lagerung vorliegt zu, eine freie Verwölbung der Endquerschnitte kann jedoch nicht realisiert werden. Aus diesem Grund musste das numerische Modell entsprechend angepasst werden.

Diese Anpassung erfolgte durch die Anordnung von Balkenelementen *Beam 4* über die Querschnitte an den Bauteilenden, denen die uneingeschränkte Gültigkeit des *Hooke'schen Gesetzes* als Materialgesetz zu Grunde liegt. Durch die Wahl eines entsprechend hohen Elastizitätsmoduls von $E = 10^{12} \text{ N/mm}^2$ konnte eine gleichmäßige Einleitung der aufgetragenen Lasten ohne nennenswerte Verformungen des Endquerschnitts gewährleistet und numerische Einflüsse aus lokaler Lasteinleitung vermieden werden. Zum anderen konnten die gewünschten Randbedingungen – Verhinderung der Verdrehung um die Längsachse bei gleichzeitiger freier Verwölbung – durch Ansatz einer geringen Torsions- und Dehnsteifigkeit realisiert werden. Hierzu wurden der Schubmodul und die Querschnittsfläche der Balkenelemente entsprechend angepasst. Die Randmomente wurden wiederum durch Knotenkräfte, die aus dem gewünschten Spannungsverlauf über den dünnwandigen Querschnitt zurückgerechnet wurden, ersetzt.

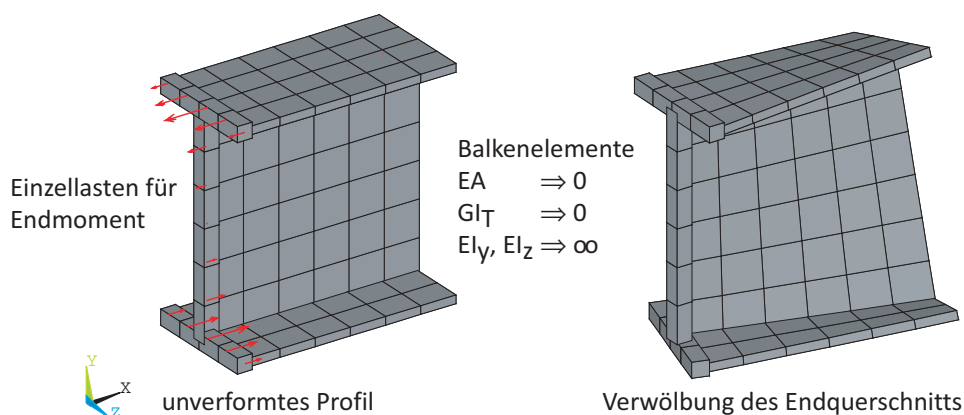


Bild 4.3: Realisierung der Gabellagerung mit starren Balkenelementen und Einleitung der Randmomente

Federelastische Halterungen können sowohl durch spezielle Federelemente (z.B. *Combin 14* bzw. *Combin 39*) mit nur einem Freiheitsgrad als auch durch Balkenelemente mit äquivalenter Steifigkeit realisiert werden. Vorstudien konnten belegen, dass beide Vorgehensweisen zu identischen Ergebnissen führen. Die Wahl der Modellierungsvariante hing damit nur noch von den Rechenzeiten und der Stabilität bezüglich des Konvergenzverhaltens ab.

Kontinuierliche seitliche Halterungen mit einer gegebenen Schubsteifigkeit, wie sie z.B. bei einer Schubfeldausbildung von Trapezblechen vorhanden ist, werden durch spezielle Elemente vom Typ *Shell 28* abgebildet. Dieser Elementtyp verfügt

über vier Knoten mit jeweils 3 möglichen Verschiebungsfreiheitsgraden u_x , u_y , und u_z . Der Lastabtrag erfolgt ausschließlich über die Schubsteifigkeit des Elements, die sich der Schubverzerrung entgegensetzt. Das Verformungsverhalten eines Bauteils, das durch ein anschließendes Schubfeld stabilisiert wird, kann durch Verwendung dieses Elementtyps realistisch abgebildet werden.

Die in der Praxis häufig gewählte Abbildung eines Schubfeldes durch eine Translationsbettung mit Hilfe von Wegfedern, deren Steifigkeit mit

$$C_y = \frac{S \cdot \pi^2}{L^2} \quad (4.4)$$

aus der Schubfeldsteifigkeit zurückgerechnet wird, kann dazu führen, dass sowohl die erforderliche Steifigkeit der sekundären Bauteile zum Erreichen einer gebundenen Drehachse als auch das ideale Biegedrillknickmoment unter Berücksichtigung der seitlichen Abstützung nicht korrekt berechnet werden. Der Grund hierfür liegt in der unterschiedlichen mechanischen Wirkungsweise von Schubfeld und Translationsbettung. Während sich die Translationsbettung dem Verschiebungsweg v entgegensetzt, beeinflusst ein angeschlossenes Schubfeld den Gleitwinkel v' . Die Steifigkeiten gehen also mit unterschiedlichen Ableitungen von v in die DGL des Biegedrillknickens ein [95].

Das folgende Beispiel verdeutlicht diesen Sachverhalt: Ein beidseitig gabelgelagerter Einfeldträger unter konstanter Biegemomentenbeanspruchung wird durch eine Translationsbettung bzw. ein Schubfeld am Druckgurt ausgesteift. Es handelt sich um ein IPE 300 Profil mit 10 m Länge. Die Steifigkeit der seitlichen Abstützung wird dabei variiert.

In Tabelle 4.3 sind die idealen Verzweigungslasten für die Abstützungsvarianten jeweils für zwei unterschiedliche Steifigkeiten zusammengefasst. Die zugehörigen Eigenformen finden sich in Bild 4.4 und Bild 4.5. Zusätzlich sind die Verläufe der Verformungsanteile v , v' und ϑ bezogen auf die Schubmittelpunktsachse jeweils in skaliert Form dargestellt.

Tabelle 4.3: Wirkungsweise von Schubfeld und Translationsbettung – Beispiel

	Translationsbettung		Schubfeld	
	c_y [kN/m ²]	M_{cr} [kNm]	$S=c_y(\pi/L)^2$ [kN]	M_{cr} [kNm]
Fall I	10	76,693	101,3	76,199
Fall II	100	181,301	1013	345,189

4.3 Modellierung

Es wird deutlich, dass die Umrechnung mit (4.4) für kleine Werte von c_y auf der sicheren Seite liegt. Bei größeren Steifigkeiten erfährt der Träger, der durch eine Translationsbettung c_y stabilisiert wird, eine mehrwellige Verformungsfigur. Die Eigenform bei der entsprechenden Schubfeldaussteifung bleibt hingegen einwellig. Die Formel (4.4) beruht auf einem sinusförmigen Verlauf der seitlichen Verschiebungen v und der Verdrehungen um die Trägerlängsachse ϑ . Diese Voraussetzung ist bei größeren Werten von c_y offensichtlich nicht mehr erfüllt. Es ist also stets zu unterscheiden, ob die vorhandene Aussteifungskonstruktion in einem Tragwerk in Form einer Translationsbettung oder in Form eines Schubfeldes wirkt.

Für den Fall, dass die Wirkungsweise der real vorliegenden Aussteifungskonstruktion einem Schubfeld entspricht, wie dies zum Beispiel bei Trapezblechen oder Verbänden mit ausschließlich zugbeanspruchten Diagonalen der Fall ist, führt eine Abbildung mit Wegfedern dazu, dass das vorhandene ideale Biegedrillknickmoment zu gering bzw. die erforderliche Federsteifigkeit zur Vermeidung des Biegedrillknickens zu groß berechnet wird. Auf der anderen Seite kann für den Fall, dass real eine Translationsbettung vorliegt, die Umrechnung in ein Schubfeld mittels (4.4) zu einer erheblichen Überschätzung des idealen Biegedrillknickmomentes führen.

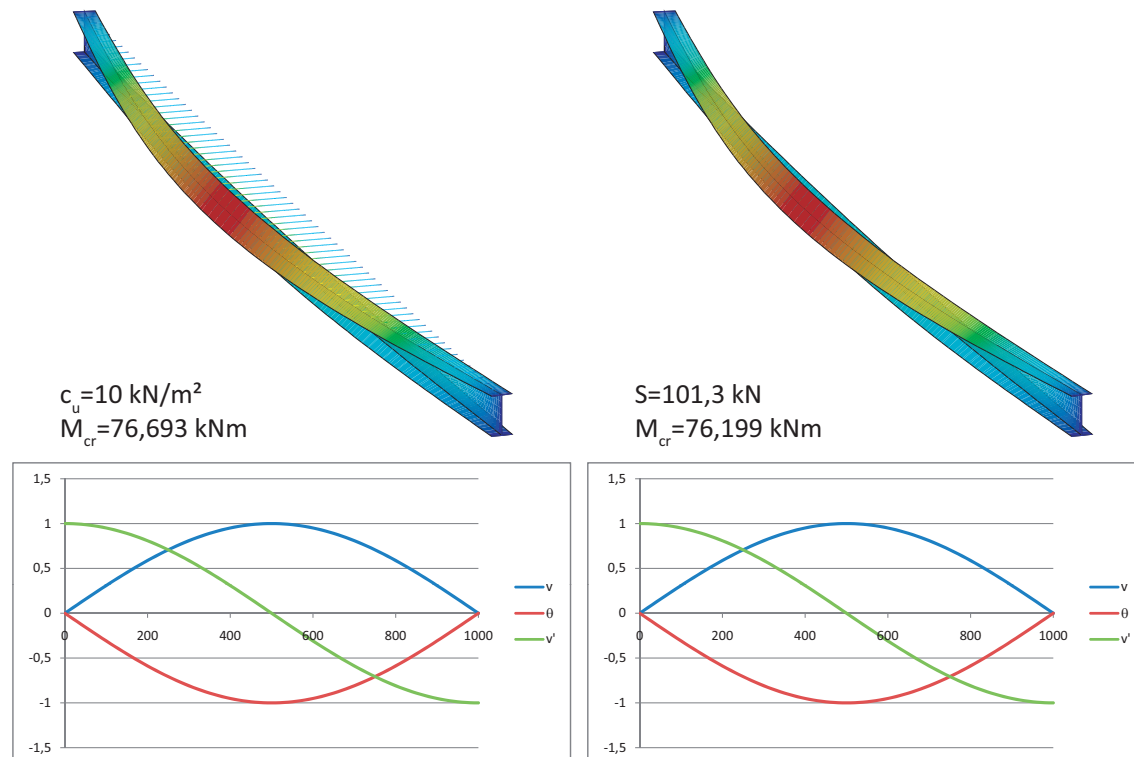


Bild 4.4: Wirkungsweise von Schubfeld und Translationsbettung – Beispiel, Fall I

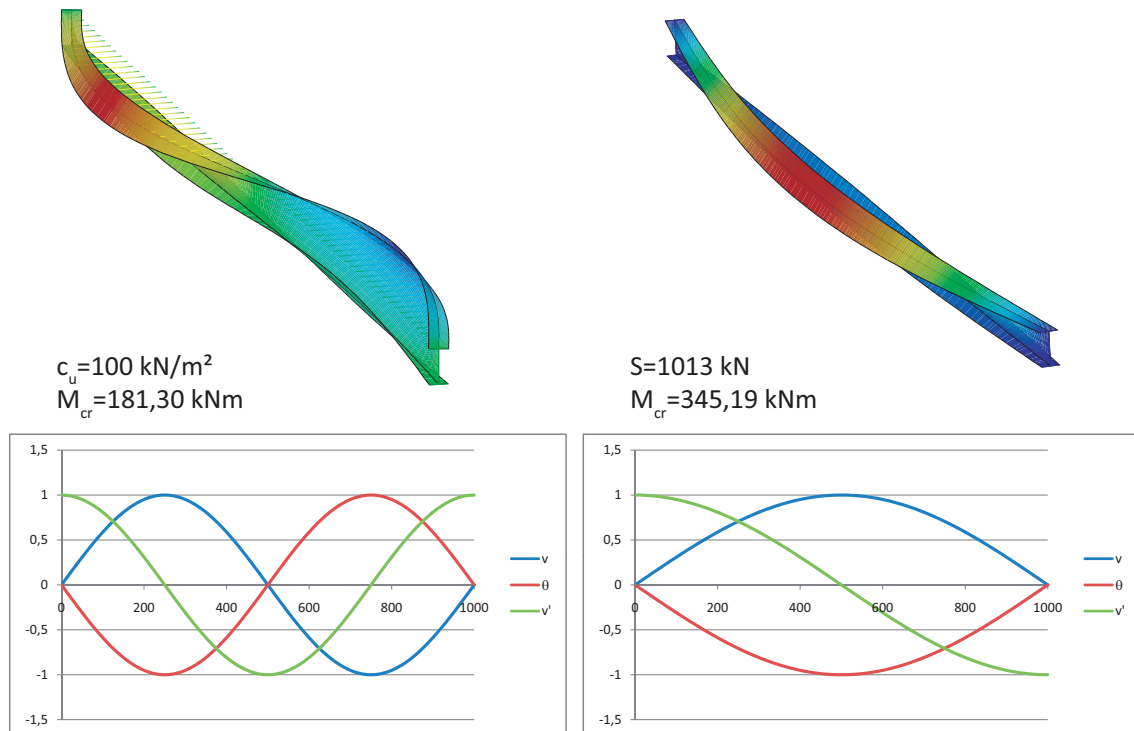


Bild 4.5: Wirkungswise von Schubfeld und Translationsbettung – Beispiel, Fall II

Die Idealisierung des Materialverhaltens hängt zunächst von der gewählten Berechnungsart ab. Bei der Berechnung von kritischen Lasten mittels einer Verzweigungslastanalyse wird definitionsgemäß die uneingeschränkte Gültigkeit des Hooke'schen Gesetzes vorausgesetzt. Für die anschließenden Traglastanalysen wird das nichtlineare Materialverhalten des Baustahls berücksichtigt.

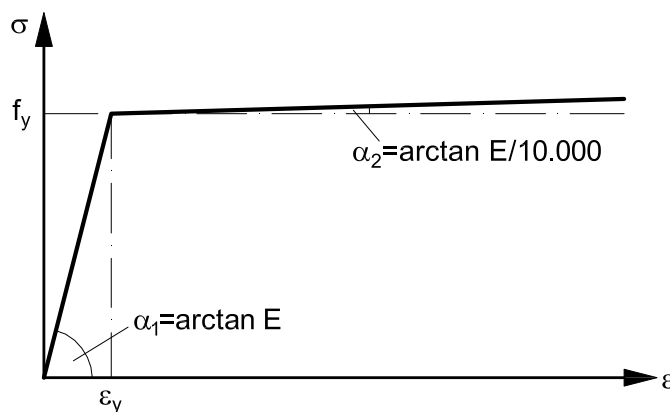


Bild 4.6: Modellierung des Materialverhaltens

Dies geschieht, sofern nicht explizit anders vermerkt, durch eine idealisierte bilineare Spannungs-Dehnungs-Beziehung bestehend aus einem linear-elastischen Ast bis zum Erreichen der Fließdehnung und anschließendem ideal-plastischen Verhalten. Dabei darf aus Gründen der numerischen Stabilität gemäß Eurocode 3, Teil 1-5, [R10], Anhang C, eine Pseudowiederverfestigung berücksichtigt werden,

wobei die Steigung im Bereich des Fließplateaus mit $E/10.000$ extrem klein zu wählen ist, vgl. Bild 4.6. Für ausgewählte Studien wird die Materialverfestigung explizit berücksichtigt.

4.3.1.2 Modellierung mit Balkenelementen – *LTBeam*

Die frei erhältliche Software *LTBeam* [S2] ermöglicht die Berechnung von kritischen Verzweigungslasten von Bauteilen unter Biegebeanspruchung. Die Diskretisierung erfolgt mittels Balkenelementen. Die Elementformulierung berücksichtigt an jedem Knoten folgende Freiheitsgrade:

- Verschiebung aus der Belastungsebene v
- Verdrehung um die Bauteillängsachse ϑ
- Verdrehung um die schwache Achse v'
- Verdrillung ϑ'

Die Eingabeparameter zur Berechnung der idealen Verzweigungslast umfassen die Bauteillänge und die Querschnittswerte, die zu den möglichen Verschiebungen korrespondieren, d.h. I_z , I_T , I_w und bei einfachsymmetrischen Querschnitten zusätzlich den Wagner-Koeffizienten β_z , der den Grad der Einfachsymmetrie beschreibt. Die Querschnittseigenschaften können dabei im sogenannten „File Input Mode“ für jedes Element über die Trägerlänge unterschiedlich eingegeben werden. Dies ermöglicht, zusammen mit der Option, auch die Einfachsymmetrie zu berücksichtigen, sowohl Vouten, die aus Blechen zusammengeschweißt sind, als auch Walzträger mit untergeschweißter Voute zu simulieren. Weiterhin können die Randbedingungen an den Trägerenden sowie eventuelle Zwischenhalterungen, die zu den möglichen Verschiebungen korrespondieren, eingegeben werden. Hierbei kann der Angriffspunkt der Zwischenhalterungen im Querschnitt frei definiert werden. Schließlich kann der Momentenverlauf sowie Art, Größe und Angriffspunkt von Querlasten definiert werden.

4.3.2 Modellierung von vollständigen Rahmen

Das in Abschnitt 4.3.1.1 beschriebene numerische Modell wurde in einem weiteren Schritt auf vollständige Rahmensysteme erweitert. Zusätzlich wurde die Variation der Parameter

- Stützegeometrie
- Lagerungsbedingung am Stützenfußpunkt
- Art, Anzahl und Steifigkeit von seitlichen Halterungen
- Zulassung von Querschnittsverformungen
- konstruktive Gestaltung der Rahmenecke

- Art der Belastung (Streckenbelastung, Belastung durch diskrete Pfetten) eingearbeitet. Bei der Modellierung der Rahmenecke werden dabei die Einflüsse aus einer möglichen Verformbarkeit des Anschlusses nicht berücksichtigt. Es wird eine starre Kopplung der Elementknoten am Übergang zwischen Stütze und Riegel gewählt. Dabei wird auch die stabilisierende Wirkung von Kopfplatten vernachlässigt. Diese Art der Modellierung hat einen Einfluss auf die Anwendung der Bemessungshilfen, die in Kapitel 8.2 unter Verwendung des numerischen Modells hergeleitet werden. Die ausreichende Steifigkeit der Anschlusskonstruktion ist durch entsprechende Auslegung der Einzelkomponenten, z.B. mittels der Komponentenmethode nach Eurocode 3-1-8 [R11] zu gewährleisten.

4.4 Kalibration des numerischen Modells

Da die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen als Datenbasis für den Vorschlag von Bemessungsverfahren dienen sollen, muss zunächst sichergestellt werden, dass das Finite-Element-Modell das reale Tragverhalten einer Struktur abbilden kann und somit für die Durchführung von Parameterstudien geeignet ist. Hierzu ist eine Kalibration des Modells durch Vergleich mit theoretischen und experimentellen Ergebnissen notwendig. Diese erfolgt im Rahmen der vorliegenden Arbeit in zwei Schritten:

- Zunächst werden die Verzweigungslasten, die mit Hilfe des *Ansys*-Modells aus Abschnitt 4.3.1.1 berechnet werden, den Ergebnissen der Software *LTBeam* gegenübergestellt. Zur Validierung der *LTBeam*-Ergebnisse liegt ein Bericht des CTICM vor [11]. Außerdem werden Ergebnisse aus der Literatur zur Verifizierung herangezogen. Dies gilt insbesondere für die Untersuchungen an kontinuierlich oder diskret gestützten Bauteilen und vollständigen Rahmensystemen.
- Die Traglasten sowie die zugehörigen Verformungen der in Abschnitt 3 aufgeführten Versuche werden mit Hilfe des FE-Modells unter Ansatz der gemessenen Profilabmessungen und Imperfektionen ermittelt und anschließend mit den experimentellen Aufzeichnungen verglichen.

4.4.1 Verzweigungslastanalysen

Da die Verzweigungslast unter der Voraussetzung ermittelt wird, dass das untersuchte Bauteil eine ideal-gerade Geometrie aufweist und das Materialverhalten bis zum Versagen ideal-elastisch bleibt, handelt es sich dabei stets um einen theoretischen Wert. Eine Kalibration der Ergebnisse kann daher nur durch Vergleich mit analytischen Lösungen, Werten aus der Literatur oder Verzweigungslasten, die mit entsprechend verifizierten Berechnungsprogrammen ermittelt wurden, erfolgen. Die richtige Erfassung der idealen Verzweigungslasten ist jedoch für die

Ableitung von Bemessungsvorschlägen von zentraler Bedeutung, da diese bei der Berechnung des bezogenen Schlankheitsgrades, der sich als Eingangswert für den Nachweis bei allen Stabilitätsproblemen bewährt hat, eingehen. Des Weiteren liefert die Verzweigungslastberechnung die Grundlage für den schlankheitsabhängigen und gegebenenfalls auch eigenformaffinen Ansatz von Imperfektionen für die Traglastberechnungen.

Für ausgewählte Standardfälle, d.h. Bauteile mit unterschiedlichen Beanspruchungsverläufen und Randbedingungen, werden daher die mit dem in Abschnitt 4.3.1 beschriebenen numerischen Modell ermittelten Verzweigungslasten mit Werten aus der Literatur (z.B. [79]) verglichen. Dabei wird insbesondere auf die Ermittlung von idealen Biegedrillknickmomenten für gevoutete Bauteile und Bauteile mit Zwischenabstützungen eingegangen. Auf eine gesonderte Auflistung des Vergleichs für die Standardfälle wird an dieser Stelle verzichtet. Die sehr gute Übereinstimmung der Ergebnisse spiegelt sich jedoch in den Untersuchungen für komplexere Situationen wider. Daher kann davon ausgegangen werden, dass auch „Standardfälle“ gut abgebildet werden können. Abschließend erfolgt ein Vergleich der kritischen Lasten von vollständigen Rahmentragwerken mit Werten aus der Literatur.

4.4.1.1 Gevoutete Bauteile

Im Rahmen des europäischen Forschungsvorhabens „Lateral torsional buckling in steel and composite beams“ [61] wurden an der Universität Lüttich Untersuchungen an gabelgelagerten, gevouteten Trägern unter Randmomentenbelastung durchgeführt. Dabei wurden geschweißte Träger mit linear veränderlicher Steghöhe untersucht. Im Rahmen der Versuchsauswertung wurden auch numerische Berechnungen durchgeführt. Die Abmessungen der untersuchten Träger sind in Tabelle 4.4 aufgeführt.

Tabelle 4.4: ECSC-Forschungsvorhaben [61]– Abmessungen der untersuchten Träger

Abmessungen	Trägertyp A	Trägertyp B	Trägertyp C
L [mm]	5980	5980	5980
b_f [mm]	180	180	180
h_0 [mm]	300	300	600
t_f [mm]	10	10	10
t_w [mm]	8	10	10
k_v [-]	2,0	3,0	1,0

Bei der Modellierung der Versuchsträger im Rahmen von [61] wurden zwei unterschiedliche Wege beschritten. Für die Nachrechnung der Versuche an gevouteten Bauteilen wurden die Versuchsträger einschließlich der Lasteinleitungsträger und der Steifen an den Lagerpunkten, die zu einer gewissen Behinderung der Verwöl-

bung führen, abgebildet. Zusätzlich wurde eine Parameterstudie an einem vereinfachten Modell durchgeführt, bei dem eine ideale Gabellagerung an den Versuchsträgerenden realisiert wurde. In Tabelle 4.5 erfolgt ein Vergleich der in [61] dokumentierten idealen Verzweigungslasten, die auf dem sogenannten vereinfachten Modell basieren, mit den eigenen Ergebnissen.

Tabelle 4.5: ECSC-Forschungsvorhaben [61] – Vergleich der idealen Biegedrillknickmomente

Träger	ψ	$M_{cr}(x=0)$ [kNm]			Vergleich	
		ANSYS	LTBeam	Lüttich	$\frac{M_{cr,ANSYS}}{M_{cr,LTBeam}} - 1$	$\frac{M_{cr,ANSYS}}{M_{cr,Lüttich}} - 1$
A	1,0	159.9	158.5	160.3	0.9%	-0.3%
A	0,5	217.7	212.3	218.2	2.5%	-0.2%
A	0,0	320.1	304.1	319.2	5.3%	0.3%
A	-0,5	466.0	435.5	454.3	7.0%	2.6%
A	-1,0	419.8	428.1	404.7	-1.9%	3.7%
B	1,0	204.0	202.9	204.7	0.5%	-0.3%
B	0,5	283.0	274.4	284.0	3.2%	-0.3%
B	0,0	429.8	399.2	428.1	7.7%	0.4%
B	-0,5	636.4	578.3	612.0	10.1%	4.0%
B	-1,0	511.3	538.9	489.0	-5.1%	4.6%
C	1,0	213.2	211.6	212.4	0.8%	0.4%
C	0,5	281.6	279.4	280.1	0.8%	0.5%
C	0,0	394.0	390.9	388.8	0.8%	1.3%
C	-0,5	552.6	548.3	530.9	0.8%	4.1%
C	-1,0	582.6	578.3	542.1	0.7%	7.5%

Insgesamt ergeben sich geringe Abweichungen zwischen den errechneten Verzweigungslasten, die den Schluss erlauben, dass das verwendete Modell für die weitere Untersuchung gevouteter Bauteile gut geeignet ist.

Im Hinblick auf die Auswertungen in Abschnitt 4.4.2 bietet es sich für die Kalibration der Traglastberechnungen grundsätzlich an, auch die Versuche aus [61] mit dem im Rahmen dieser Arbeit entwickelten numerischen Modell nachzurechnen. Eine Gegenüberstellung in [61] zeigt jedoch, dass die experimentellen Traglasten nur mit Hilfe des sogenannten „vollständigen Modells“ gut wiedergegeben werden konnten, die Ergebnisse, die mit dem vereinfachten Modell berechnet wurden, hingegen um bis zu 35 % darunter lagen. Da die vereinfachte Modellierung in ihren Annahmen den Ansätzen dieser Arbeit entspricht, ist absehbar, dass die Nachrechnung der Versuche mit dem eigenen Modell zu ähnlichen Ergebnissen führt. Vergleichsrechnungen bestätigen, dass mit dem hier beschriebenen

Finite-Element-Modell die Traglasten, die mit dem vereinfachten Modell nach [61] berechnet wurden, nahezu exakt wiedergegeben werden können. Auf eine detaillierte Nachrechnung der Versuche wird an dieser Stelle verzichtet, da diese nur mittels eines speziell auf die Versuchsserie abgestimmten detaillierten Modells möglich ist, das die Lasteinleitungskonstruktion berücksichtigt, und daher keine allgemeingültigen Rückschlüsse zulässt.

In Abschnitt 2.4.1 wurden unterschiedliche Verfahren zur Bestimmung des idealen Biegedrillknickmoments für Bauteile mit linear veränderlichem Querschnitt unter Endmomentenbeanspruchung vorgestellt und in Bild 2.15 miteinander verglichen. In Bild 4.7 sind zusätzlich die numerisch ermittelten Verzweigungslasten dargestellt. Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse.

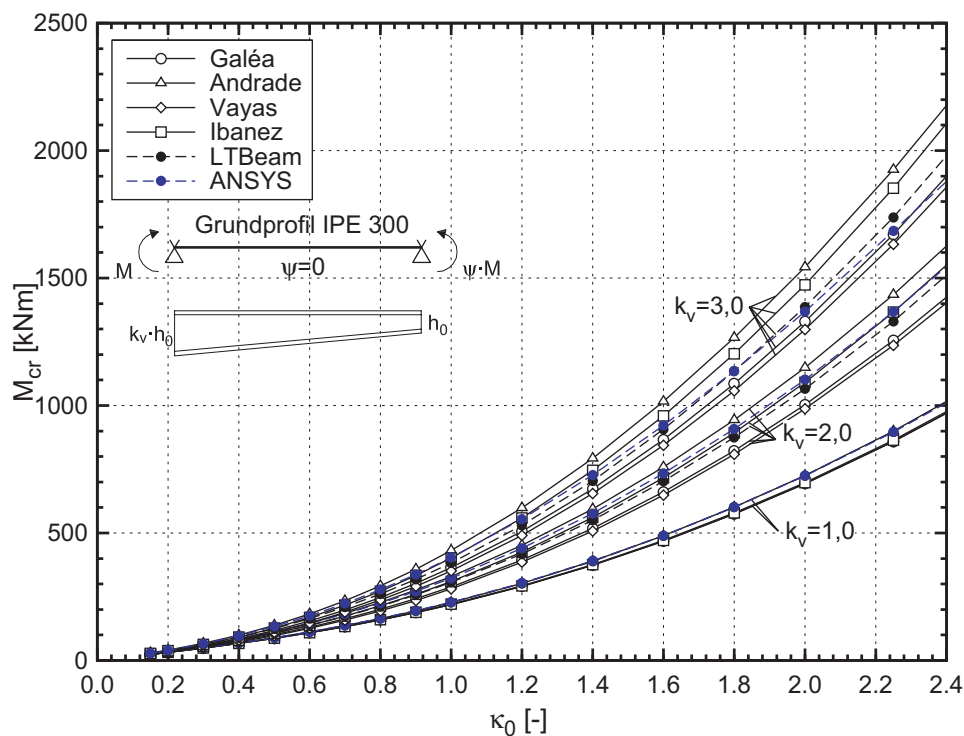


Bild 4.7: Vergleich der rechnerischen Werte für M_{cr} gemäß Abschnitt 2.4.1 mit numerisch ermittelten Werten

4.4.1.2 Bauteile mit Abstützungen

Die Untersuchung von Bauteilen mit diskreten oder kontinuierlichen seitlichen Halterungen oder Verdrehbehinderungen bildet einen der Schwerpunkte dieser Arbeit. Hierzu werden die Abstützungen im FE-Modell mittels spezieller Elementtypen abgebildet. Des Weiteren ist die Berücksichtigung der Querschnittsverformung von Einfluss. Die Kalibration des numerischen Modells erfolgt anhand von Vergleichen mit Angaben aus der Literatur.

Für die Herleitung von Konstruktionshinweisen, bei deren Einhaltung ein Biegedrillknickversagen ausgeschlossen werden kann, ist eine iterative Vorgehensweise erforderlich. Die Herleitung basiert auf der Verwendung von Traglastabminderungskurven. Hierzu wird aus dem vorher definierten Kriterium für die Bauteiltragfähigkeit – hier das Erreichen von 95% der plastischen Querschnittstragfähigkeit – und der verwendeten Biegedrillknickkurve eine Grenzschlankheit $\bar{\lambda}_{LT,grenz}$ abgeleitet. Diese entspricht einem Zielwert für das ideale Biegedrillknickmoment M_{cr} . Die Steifigkeit der stabilisierenden Elemente wird so lange variiert, bis das ideale Biegedrillknickmoment diesen Zielwert erreicht. Hierzu wird das Newton-Iterationsverfahren zur Nullstellenbestimmung verwendet.

Die Herleitung von Konstruktionsregeln, bei deren Einhaltung auf einen Biegedrillknicknachweis verzichtet werden kann, kann nur in Verbindung mit der gewählten Traglastabminderungskurve für Biegedrillknicken erfolgen, siehe Abschnitt 2.5.2. Bild 4.8 und Bild 4.9 auf Grundlage von [57] respektive [51] basieren auf der Verwendung der Biegedrillknickkurve nach DIN 18800, Teil 2, [R4]. Das Kriterium, dass die Bauteiltragfähigkeit 95% der Querschnittstragfähigkeit erreichen muss, entspricht einer bezogenen Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ von 0,672. Dies bedeutet, dass das ideale Biegedrillknickmoment M_{cr} den Wert $2,216 \cdot M_{pl}$ annehmen muss.

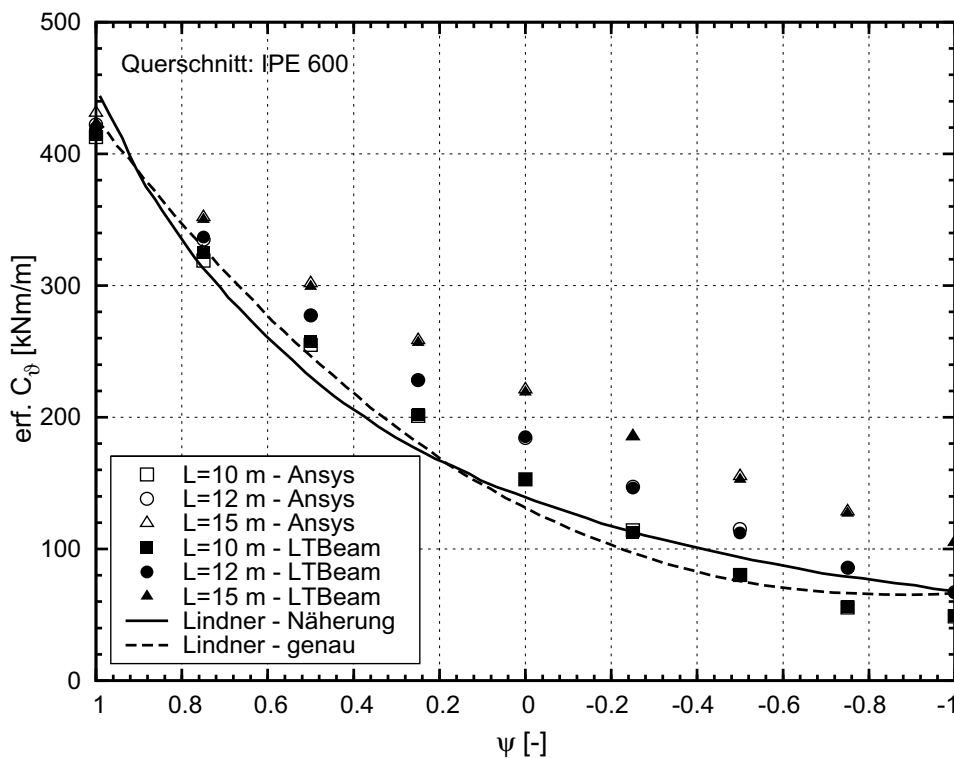


Bild 4.8: Vergleich von erforderlichen Drehbettungswerten nach LTBeam, Ansys und [57]

In Bild 4.8 werden die erforderlichen Mindeststeifigkeiten einer kontinuierlichen Drehbettung, die sich aus der numerischen Berechnung ergeben haben, den Angaben aus [57] gegenübergestellt. Zwischen den numerisch ermittelten Ergebnissen bestehen nur minimale Differenzen. Der längen- und querschnittsabhängige Unterschied zu der Näherungskurve wird in Abschnitt 7.1.1 noch diskutiert.

Für die Herleitung von Regeln für die erforderliche Steifigkeit von kontinuierlichen seitlichen Abstützungen, bei deren Einhaltung ein Biegedrillknickversagen ausgeschlossen werden kann, werden Bauteile mit entsprechenden Randbedingungen untersucht. Bild 4.9 zieht einen Vergleich zwischen den numerisch ermittelten Ergebnissen für die erforderliche Schubfeldsteifigkeit und Literaturwerten [51]. Für den gabelgelagerten Einfeldträger ergeben sich durchweg gute Übereinstimmungen. Für den Fall des Endfeldes eines Durchlaufträgers liegen die erforderlichen Schubfeldsteifigkeiten nach *Ansys* über denen aus der *LTBeam*-Berechnung. Dies lässt sich mit der iterativen Vorgehensweise bei der Ermittlung der Schubfeldsteifigkeiten begründen. Außerdem liegen die numerisch ermittelten Werte für diesen Fall stets oberhalb der Kurve aus [51]. Der Grund für diese Abweichung ist nicht ohne weiteres auszumachen, da in [51] keine detaillierten Angaben zur Modellierung gemacht werden.

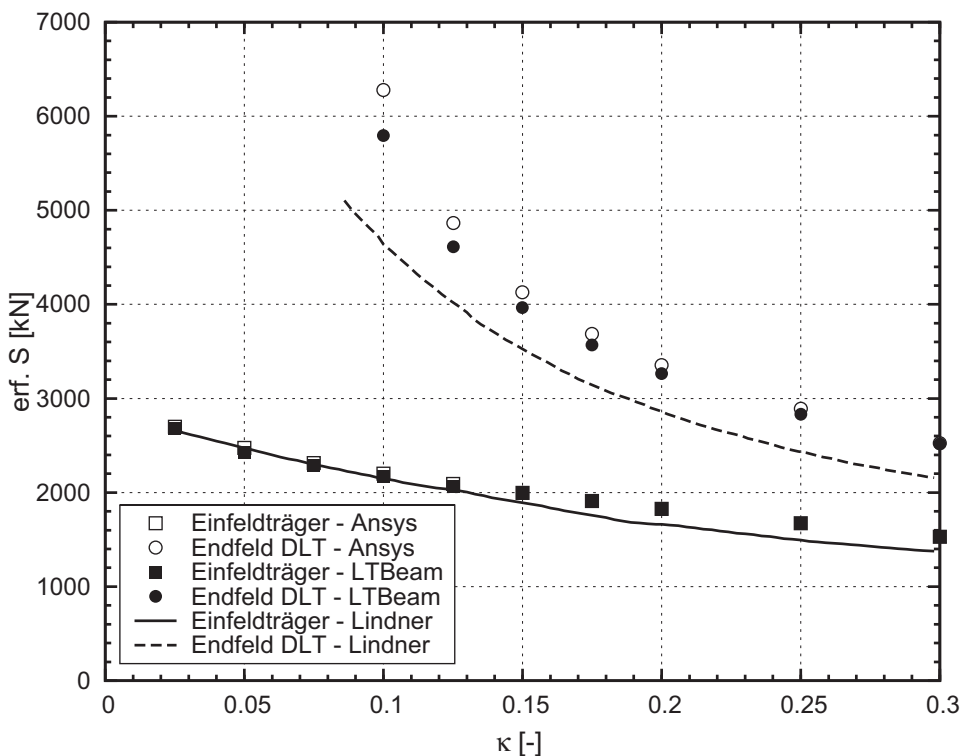


Bild 4.9: Vergleich von erforderlichen Schubfeldsteifigkeiten nach *LTBeam*, *Ansys* und [51]

In Bild 4.10 werden die idealen kritischen Biegedrillknickmomente von Biegeträgern mit diskreten federelastischen Halterungen miteinander verglichen. Die Kurven sind [74] entnommen und entsprechen Bild 2.25. Die Verzweigungslasten, die mit dem Programm *Ansys* unter Verwendung des komplexen Schalenmodells ermittelt wurden, stimmen für diesen Fall nahezu exakt mit den *LTBeam*-Ergebnissen überein. Diese Erkenntnis ist für die konkrete Durchführung der Parameterstudien von großer Bedeutung, um die Rechenzeiten überschaubar zu halten. Die Übereinstimmung mit den Literaturwerten ist auch für diesen Fall ausreichend gut.

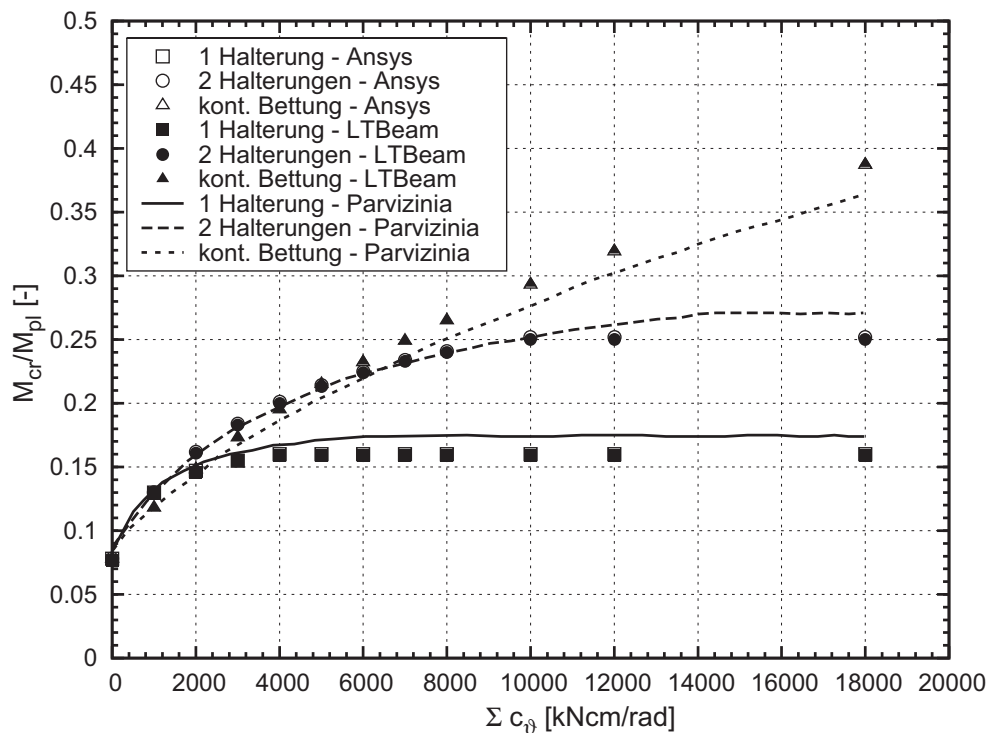


Bild 4.10: Vergleich der Wirkung von diskreten Verdrehbehinderungen nach *LTBeam*, *Ansys* und [74]

Zur Verdeutlichung des Einflusses der Profilverformung wurden Vergleichsrechnungen an einem gabelgelagerten Einfeldträger, der in Feldmitte am Obergurt drehfederelastisch gestützt ist, durchgeführt. Der Träger wird durch Randmomente und eine Querbelastung beansprucht, wobei erstere betragsmäßig doppelt so groß sind wie das maximale Feldmoment. Die Ergebnisse sind in Bild 4.11 dargestellt. Bei den Berechnungen mit dem Programm *Ansys* wurden die Berechnungen sowohl mit ein- als auch mit ausgeschalteter Option „Querschnittstreue“ durchgeführt, vgl. hierzu Kapitel 4.3.1.1. Dabei wurde die vorhandene Drehfedersteifigkeit so lange gesteigert, bis eine weitere Steigerung nicht mehr zu einer Erhöhung von M_{cr} führte. Das Balkenmodell, das den Berechnungen mit dem Programm *LTBeam* zu Grunde liegt, ist definitionsgemäß nicht in der Lage, Profilverformungen abzu-

4.4 Kalibration des numerischen Modells

bilden. Der Einfluss der Profilverformung wurde hier auf der Seite der vorhandenen Federsteifigkeit berücksichtigt. Es wurden zunächst die Drehfedersteifigkeiten angesetzt, die auch in den *Ansys*-Berechnungen untersucht wurden. Es ergibt sich eine gute Übereinstimmung mit den *Ansys*-Ergebnissen, bei denen querschnittstreues Verhalten erzwungen wurde. In einem zweiten Schritt wurde die vorhandene Federsteifigkeit abgemindert, indem zunächst der Einfluss der Profilverformung mit Hilfe der Gleichung (4.5), die in [50] angegeben ist, berechnet wird.

$$c_{\vartheta,D} = \sqrt{\frac{Et_w^3}{h_s} Gl_{T,G}} \quad (4.5)$$

mit h_s Abstand der Gurtschwerpunkte

$l_{T,G}$ St. Venant'sche Torsionssteifigkeit eines Gurtes

Daraus wurde dann mit (4.6) die Gesamtfedersteifigkeit ermittelt.

$$c_{\vartheta,red} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\vartheta}} + \frac{1}{c_{\vartheta,D}}} \quad (4.6)$$

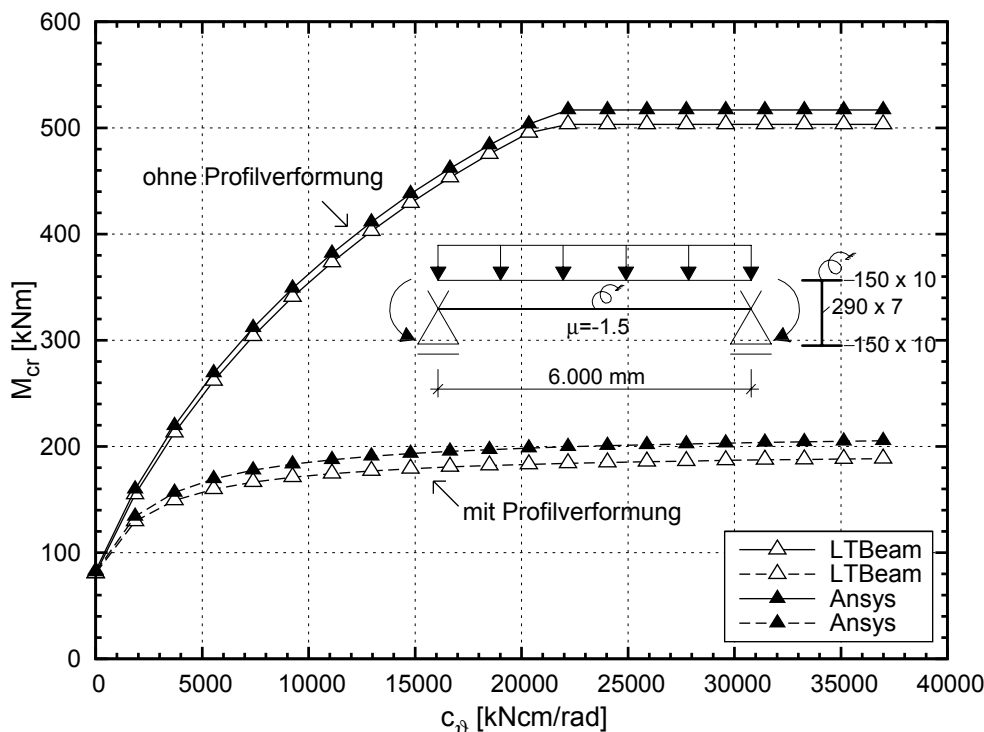


Bild 4.11: Berücksichtigung der Profilverformung bei der Verzweigungslastberechnung eines drehelastisch gestützten Trägers, Beispiel aus [95]

Die kritischen Biegedrillknicklasten aus der *LTBeam*-Berechnung unter Ansatz der so reduzierten Federsteifigkeit geben die *Ansys*-Ergebnisse unter Berücksichtigung der Profilverformung gut wieder. Durch diese Vergleichsrechnung konnte gezeigt werden, dass der Einfluss der Profilverformung durch Abminderung der vorhandenen Drehfedersteifigkeit korrekt berücksichtigt wird.

4.4.1.3 Untersuchungen an vollständigen Rahmen

Die Kalibration des numerischen Modells an Literaturergebnissen gestaltet sich bei der Betrachtung von vollständigen Rahmensystemen deutlich schwieriger als bei der Untersuchung von Einzelbauteilen. Computerprogramme, die eine Modellierung des Gesamtsystems ermöglichen, sind erst seit wenigen Jahren allgemein verfügbar, daher beschränken sich insbesondere ältere Literaturstellen auf die Darstellung von Rechenverfahren an ausgewählten Beispielrahmen. In neuerer Zeit ist es zwar möglich, systematische Auswertungen von Verzweigungslasten an Gesamtsystemen durchzuführen, aufgrund der Vielzahl der Parameter, die bei diesen Berechnungen berücksichtigt werden müssen, ist jedoch zum Teil das Nachvollziehen dieser Ergebnisse nur schwer möglich.

In [43] wird die Entwicklung eines Fachwerkträgermodells zur Traglastberechnung ebener, räumlich beanspruchter Rahmentragwerke beschrieben. Die Vorgehensweise dieses Rechenverfahrens wird an einem Beispielrahmen verdeutlicht, der hier mit dem oben beschriebenen numerischen Modell nachgerechnet wird. Bild 4.12 zeigt die erste Eigenform des Rahmens, der an den oberen Stützenenden sowie am Riegel in Feldmitte am Obergurt seitlich unverschieblich gelagert ist. Der Riegel wird durch eine Gleichstreckenlast, die am Obergurt angreift, beansprucht.

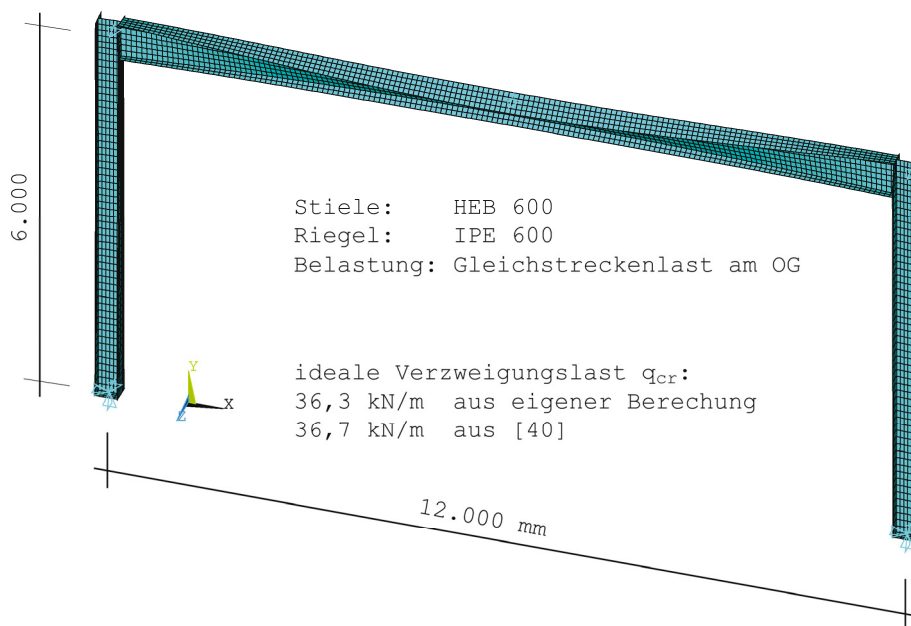


Bild 4.12: Verzweigungslastberechnung am Gesamtrahmen – Vergleich mit [43]

4.4 Kalibration des numerischen Modells

Das im Rahmen von [43] entwickelte Computerprogramm RASTRA [S3] ermöglicht die Berechnung von idealen Biegedrillknicklasten, Spannungen und Traglasten räumlich beanspruchter Rahmen unter wirklichkeitsnaher Erfassung von Vouten, Steifen, Lagerungs- und Übergangsbedingungen. Im Vergleich zu komplexen Finite-Element-Programmen kommt es mit kurzen Rechenzeiten aus und ist wesentlich einfacher zu bedienen. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird das Programm RASTRA jedoch nicht für die Herleitung von Bemessungshilfen für den Biegedrillknicknachweis von gevouteten I-Profilen herangezogen. Der Grund hierfür liegt darin, dass nur doppelt- oder einfachsymmetrische I-Querschnitte mit konstanter oder über die Stablänge linear veränderlicher Höhe vollständig modelliert werden können. Die graphische Benutzeroberfläche suggeriert zwar, dass auch Walzprofile mit untergeschweißter Voute abgebildet werden, die Umsetzung in das Gitterrostmodell erfolgt dann aber unter Vernachlässigung des mittleren Gurttes, siehe Bild 4.14.

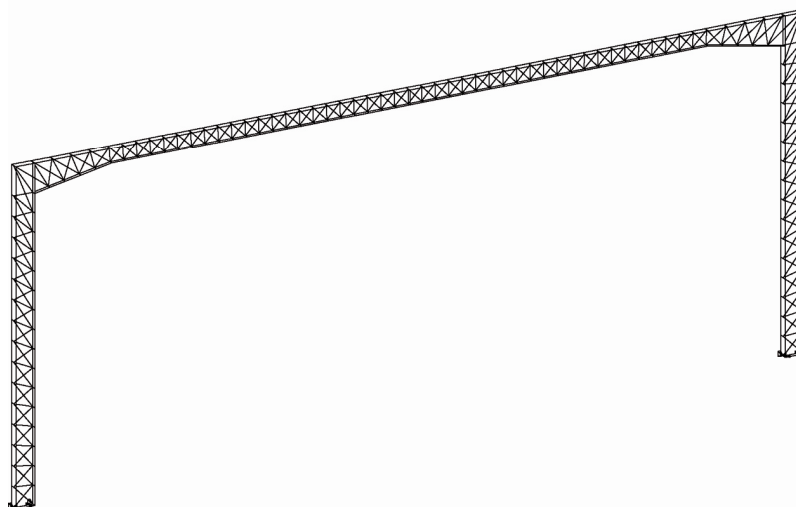
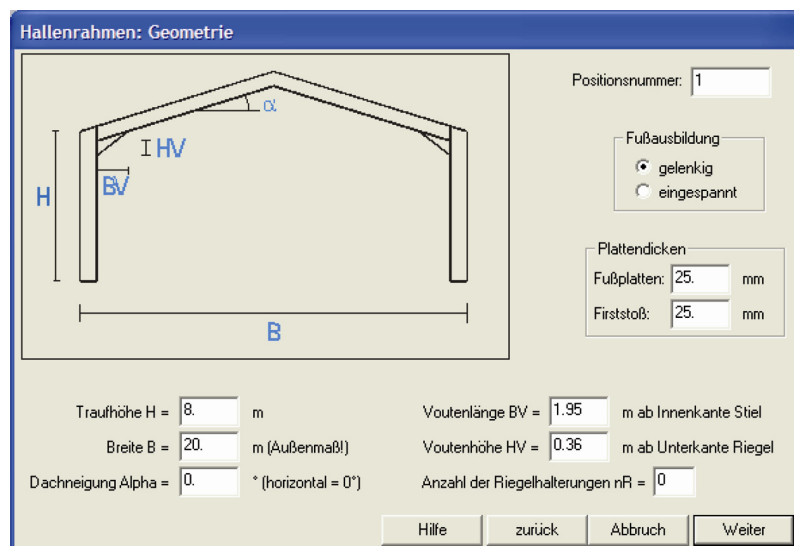
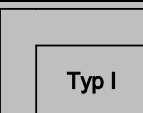
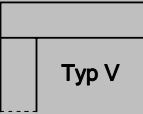
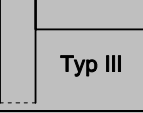

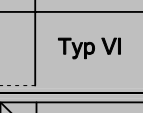
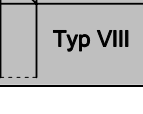


Bild 4.13: Modellierung eines Hallenrahmens mit RASTRA [S3]

Umfangreiche Untersuchungen an vollständigen Hallenrahmen unter Berücksichtigung der konstruktiven Gestaltung von Rahmenecken wurden von *Masarira* [64] durchgeführt. Einige der Beispiele aus [64] wurden von *Lindner* in [56] nachgerechnet, um eine Aussage zur getrennten Berücksichtigung von Stütze und Riegel zu treffen. Die numerischen Berechnungen mit dem in 4.3.2 beschriebenen Modell werden im Folgenden für eine beispielhafte Rahmenkonstruktion mit den Ergebnissen aus [64] und [56] verglichen. Dabei handelt es sich um einen Rahmen mit 20 m Spannweite und 8 m Höhe, dessen Riegel und Stiele aus IPE 500 Profilen bestehen. Die Lagerungsbedingungen der Stützenfüße, die seitlichen Halterungsbedingungen sowie die konstruktive Gestaltung der Rahmenecke werden variiert. Die Pfetten bzw. Wandriegel werden dabei als seitlich unverschiebliche Auflager am Riegelobergurt bzw. am äußeren Gurt der Stütze realisiert. Die Beanspruchung wird in Form einer Gleichstreckenlast auf dem Obergurt des Riegels aufgebracht.

Tabelle 4.6: Kritische Verzweigungslasten q_{cr} [kN/m] von Gesamtrahmen im Vergleich zu [64] und [56]

Ecktyp	Eingespannter Rahmen				Zweigelenrahmen		
	ohne	Eck-pfetten	Pfetten e=5,0m Wandriegel H/2	Pfetten e=2,5m Wandriegel H/2	Eck-pfetten	Pfetten e=5,0m Wandriegel H/2	Pfetten e=2,5m Wandriegel H/2
 Typ I	3,09 3,18 4,94	3,16 3,30 -	7,83 3,95 9,02	8,41 3,98 9,10	3,09 3,20 -	8,16 3,91 9,02	8,08 3,97 9,10
 Typ V	3,15 3,75 -	3,23 3,91 -	10,58 13,23 -	12,84 14,39 -	3,16 3,88 -	11,37 12,85 -	11,85 13,99 -
 Typ III	3,27 3,96 -	3,34 4,10 -	13,31 17,25 -	17,89 20,03 -	3,27 4,07 -	14,28 16,67 -	16,53 19,68 -
 Typ VII	3,61 4,58 6,77	3,71 4,72 -	13,74 17,93 17,97	20,34 22,31 20,27	3,63 4,63 -	14,76 17,20 17,88	18,69 21,73 19,52
 Typ VI	3,53 4,57 6,78	3,63 4,71 -	14,42 19,13 19,32	18,44 21,39 21,96	3,55 4,61 -	14,88 18,53 18,21	18,59 20,78 19,79
 Typ VIII	3,94 5,19 8,21	4,07 5,34 -	16,95 23,01 22,47	29,22 36,91 23,66	3,99 5,28 -	17,87 22,33 21,39	28,64 35,57 21,52

Die errechneten kritischen Verzweigungslasten q_{cr} sind in Tabelle 4.6 im Vergleich zu den Ergebnissen von *Masarira* (rot) und *Lindner* (blau) zusammengefasst. Es zeigen sich zum Teil gute Übereinstimmungen, zum Teil sind jedoch auch deutliche Unterschiede zwischen den Verzweigungslasten zu beobachten. Diese lassen sich nur damit erklären, dass insbesondere in [64] nicht alle Eingabedaten ausreichend dokumentiert sind. So lässt sich beispielsweise nicht zweifelsfrei nachvollziehen, wie die Pfetten und Wandriegel modelliert wurden.

Insgesamt wird jedoch festgehalten, dass das numerische Modell geeignet ist, um ideale Verzweigungslasten von Gesamtrahmen zu berechnen und im Folgenden auch für Rahmen mit Vouten verwendet werden kann.

4.4.1.4 Zusammenfassung

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die beschriebenen numerischen Modelle offensichtlich dazu geeignet sind, das lineare Verzweigungsproblem des Biegedrillknickens gut abzubilden. Dies gilt insbesondere auch für die Modellierung von seitlichen Halterungen und Verdrehbehinderungen sowie unterschiedliche Randbedingungen an den Bauteilenden.

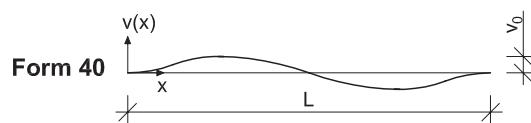
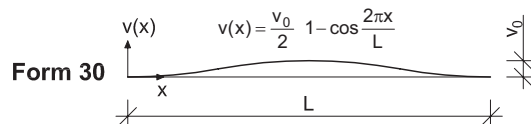
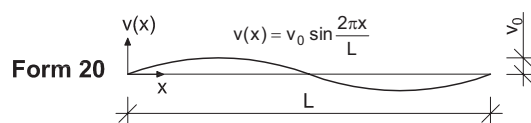
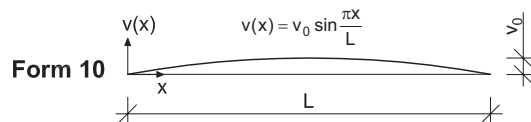
4.4.2 Traglasten

Um die Einflussparameter auf das Tragverhalten von biegedrillknickgefährdeten I-Profilen mit gevouteten Abschnitten in einer Parameterstudie untersuchen zu können, muss zusätzlich zu den Verzweigungslastberechnungen eine Kalibration des FE-Modells auf Traglastebene erfolgen. Hierzu werden die Versuche, die im vorangegangenen Kapitel beschrieben sind, numerisch simuliert und anschließend die Tragfähigkeiten, die Versagensarten und die Verformungen mit den Versuchsergebnissen verglichen.

Für die Gegenrechnung der Versuche wurden die Randbedingungen entsprechend des Versuchsaufbaus modelliert. An den Endauflagern des Einfeldträgers lag eine Biegeeinspannung um die schwache Hauptachse z-z des Profils sowie eine Wölbeinspannung vor. Die Verschiebung in Trägerlängsrichtung wurde ebenfalls wie im Versuchsaufbau an den Versuchsträgerenden zugelassen und in Feldmitte verhindert. Die Modellierung der Randbedingungen und die Aufbringung der Lasten ist in 4.3.1.1 beschrieben.

Bei der Modellierung der Versuchsträger wurden für die äußeren Querschnittsabmessungen die nominellen Werte angesetzt, für die Blechdicken wurden gemäß Abschnitt 3.5.2.1 die gemittelten Messwerte gewählt. Die Ausrundungen der Walzprofile wurden gemäß Bild 4.2 realisiert. Es wurde ein bilineares Materialgesetz gemäß Bild 4.6 mit der mittleren gemessenen Streckgrenze von 403,0 N/mm² und dem mittleren gemessenen E-Modul von 198.900 N/mm² festgelegt.

Zur Berücksichtigung der gemessenen Vorverformungen der Versuchsträger wurden kombinierte Vorverformungsansätze aus Vorausbiegungen und Vorverdrehungen gemäß Bild 4.14 in das numerische Modell implementiert. Jeder Vorkrümmungsansatz kann dabei mit jedem Vorverdrehungsverlauf kombiniert werden. Die Maximalwerte von Vorkrümmung und Vorverdrehung wurden anhand der gemessenen Werte skaliert.

Vorkrümmungen:

$$v(x) = \begin{cases} \frac{v_0}{2} \left(1 - \cos \frac{4\pi x}{L} \right) & x \leq \frac{L}{4} \\ v_0 \cos \frac{2\pi(x-L/4)}{L} & \text{für } \frac{L}{4} < x < \frac{3L}{4} \\ -\frac{v_0}{2} \left(1 - \cos \frac{4\pi x}{L} \right) & x \geq \frac{3L}{4} \end{cases}$$

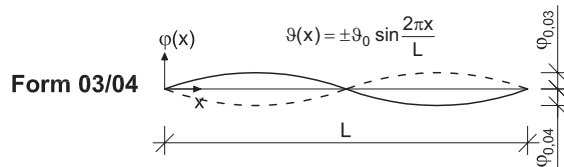
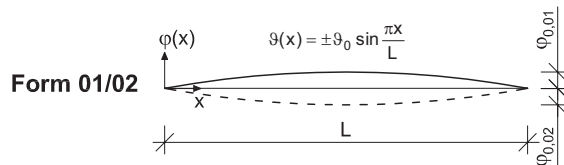
Vorverdrehungen:

Bild 4.14: Variation der Vorverformungsformen für die Gegenrechnung der Versuche

Bei der Gegenrechnung der Versuche für den ersten Belastungsdurchgang ohne Verdrehbehinderung wurden zunächst Kombinationen von Vorausbiegung und Vorverdrehung ausgewählt, die der gemessenen Form am nächsten kommen, und anschließend der maximale Stich v_0 bzw. ϑ_0 auf die gemessenen Werte skaliert. Aufgrund der begrenzten Anzahl der Messpunkte bei der Vorverformungsmessung und insbesondere aufgrund der Notwendigkeit, die gemessenen Vorverformungen auf eine frei gewählte Gerade im Raum zu beziehen, ergaben sich dabei für jeden Versuch mehrere Kombinationen, die in Frage kamen.

Bei den Trägern, die im ersten Belastungsdurchgang schlagartig versagten, traten große seitliche Verschiebungen und Verdrehungen auf. Diese gingen bei der Entlastung nicht vollständig zurück, daher mussten bei der Gegenrechnung der folgenden Belastungsschritte geänderte Imperfektionsformen angesetzt werden. Dazu wurde jeweils eine Kombination aus Vorkrümmungen und Vorverdrehungen

angesetzt, die den bleibenden Verformungen am nächsten kam. Eine Ausnahme bildet hierbei der Versuchsträger 3A, der zwar ebenfalls schlagartig versagte, gegenüber den anderen drei Trägern dieser Gruppe jedoch kleine Verformungen aufwies, die bei der Entlastung nahezu vollständig zurückgingen.

Die Berechnungen erfolgten unter Variation der Drehfedersteifigkeit in Feldmitte. Bei den ersten beiden Versuchsdurchgängen wurde die numerische Berechnung bei Erreichen der Traglast abgebrochen, für den dritten Durchlauf mit der steifsten Drehfeder erfolgte die Analyse bis in den Nachtraglastbereich hinein. Aufgrund der Art der Versuchsdurchführung ist ein Vergleich der Traglasten aus der FE-Berechnung und dem Versuch nur für den letzten Versuchsdurchgang möglich. Tabelle 4.7 zeigt eine Zusammenstellung dieses Vergleichs.

Tabelle 4.7: Vergleich der experimentellen Traglasten mit den Ergebnissen der FE-Analysen für die Versuche mit $c_g = 1000 \text{ kNcm/rad}$

Versuch	A/B	$P_{u,exp}$	$P_{u,FE}$	$\frac{P_{u,exp}}{P_{u,FE}}$
		[kN]	[kN]	
1	A	41,0	40,9	1,002
2	A	49,0	50,8	0,965
3	A	51,0	49,8	1,023
4	A	35,3	34,9	1,010
5	A	37,3	38,6	0,967
6	A	41,9	43,9	0,955
1	B	34,7	34,1	1,019
2	B	38,9	39,7	0,978
3	B	44,4	45,4	0,978
4	B	30,2	30,2	1,000
5	B	35,2	35,0	1,006
6	B	34,0	34,2	0,992
Mittelwert:				0,991
Standardabweichung:				0,022

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 auftretenden Unterschiede lassen sich insbesondere dadurch erklären, dass die realen Vorverformungen in der Regel von den einfachen sinus- bzw. cosinusförmigen Ansätzen gemäß Bild 4.14 abwichen. Beispielsweise traten in den beiden Feldern zwischen Auflager und Feldmitte unterschiedlich große Vorverformungen auf oder der Nulldurchgang bei zweiwelligen Imperfektionsformen befand sich nicht genau in der

Trägermitte. Außerdem wurden mögliche Materialverfestigungen oder Eigen­spannungen in der numerischen Berechnung nicht berücksichtigt.

Neben den Traglasten wurden außerdem die im Versuch gemessenen Verschie­bungen und Verdrehungen mit den Werten aus der FE-Berechnung verglichen. Es zeigten sich sowohl für die Versuche ohne als auch mit drehfederelastischer Hal­terung gute Übereinstimmungen zwischen den jeweiligen Last-Verformungs­Kurven. Dies wird im Folgenden anhand von zwei exemplarisch ausgewählten Versuchsträgern verdeutlicht. Dabei wird ein Träger gewählt, der in allen Ver­suchsdurchläufen eine zweiwellige Verformungsfigur aufwies, und bei dem daher stets derselbe Imperfektionsansatz gewählt wurde. Der zweite Träger gehört zu der Gruppe der Versuche, bei denen im ersten Versuchsdurchlauf ein schlagarti­ger Lastabfall mit Umschlagen der Verformungsfigur in ein einwelliges Versagen und damit einhergehenden großen Verformungen stattfand.

In Bild 4.15 sind die Vorverformungsansätze, die den Verlauf der gemessenen Imperfektionen am besten wiedergeben und die zugehörigen Werte der Vor­krümmung v_0 und der Vorverdrehung ϑ_0 für die beiden ausgewählten Versuche in überhöhter Form dargestellt. Es fällt auf, dass bei dem Versuchsträger VT 2A in Feldmitte weder Vorkrümmungen v_0 noch Vorverdrehungen ϑ_0 vorhanden sind. Bei dem zweiten hier exemplarisch näher untersuchten Versuchskörper VT 1B tritt zwar beim Verlauf der Vorkrümmungen ein Nulldurchgang in Feldmitte auf, Vor­verdrehungen sind an dieser Stelle jedoch vorhanden.

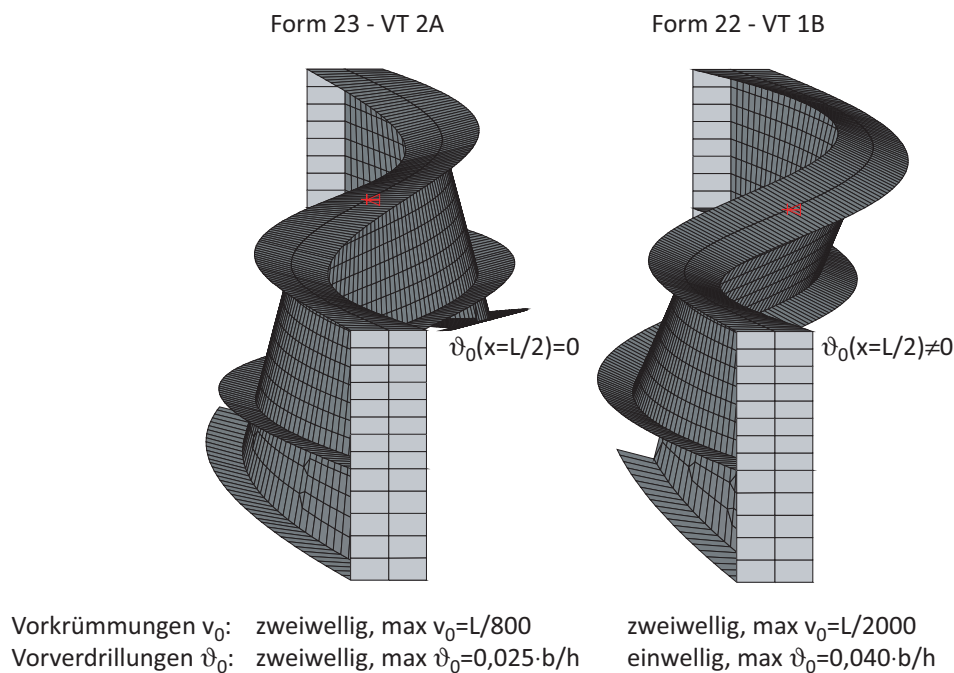


Bild 4.15: Vorverformungsansätze für zwei ausgewählte Versuche

Im Folgenden wird zunächst der Versuchsträger VT 2A näher betrachtet. Hierbei handelt es sich um einen der Träger, die bereits im ersten Belastungsdurchgang eine zweiwellige Verformungsfigur aufwiesen. In Bild 4.16 und Bild 4.17 ist der Verlauf der horizontalen und vertikalen Verschiebungen bezogen auf den Punkt M in Stegmitte des Grundprofils sowie der Verlauf der Verdrehungen um die Trägerlängsachse für den ersten und dritten Versuchsdurchlauf dargestellt. In der numerischen Simulation wurde als Imperfektion die Form 23 angesetzt.

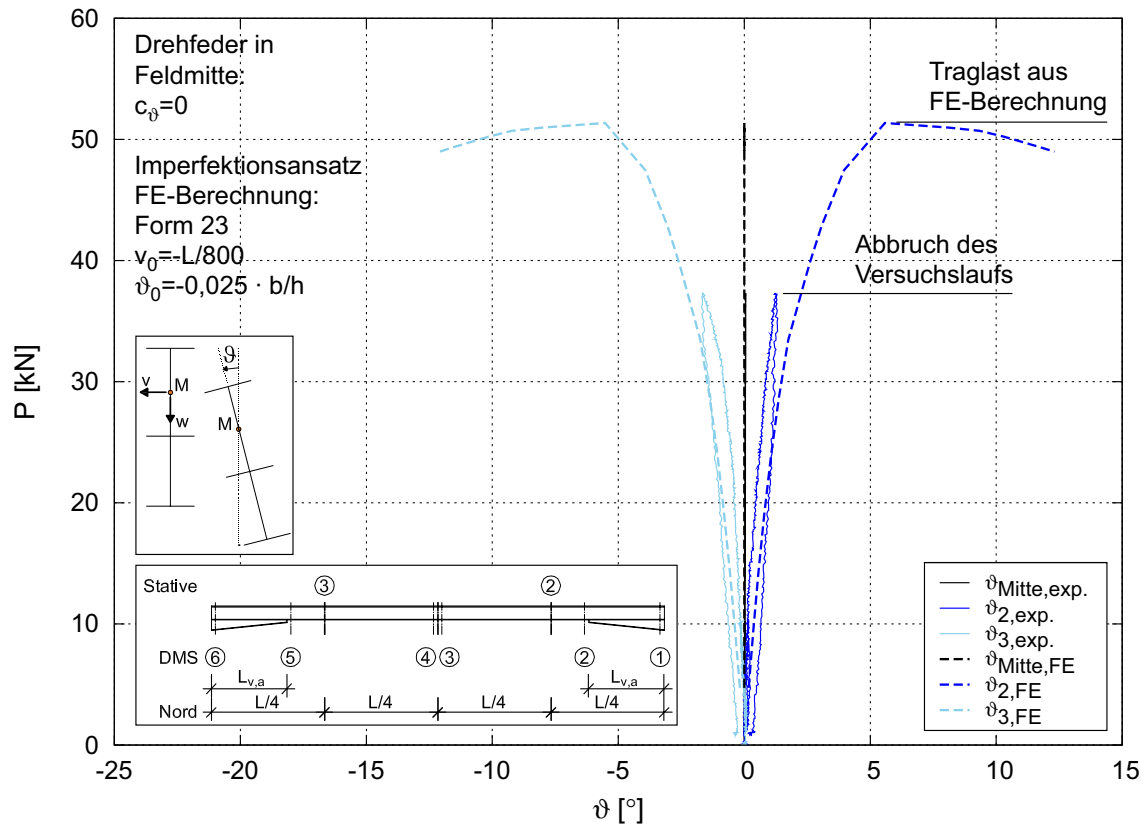
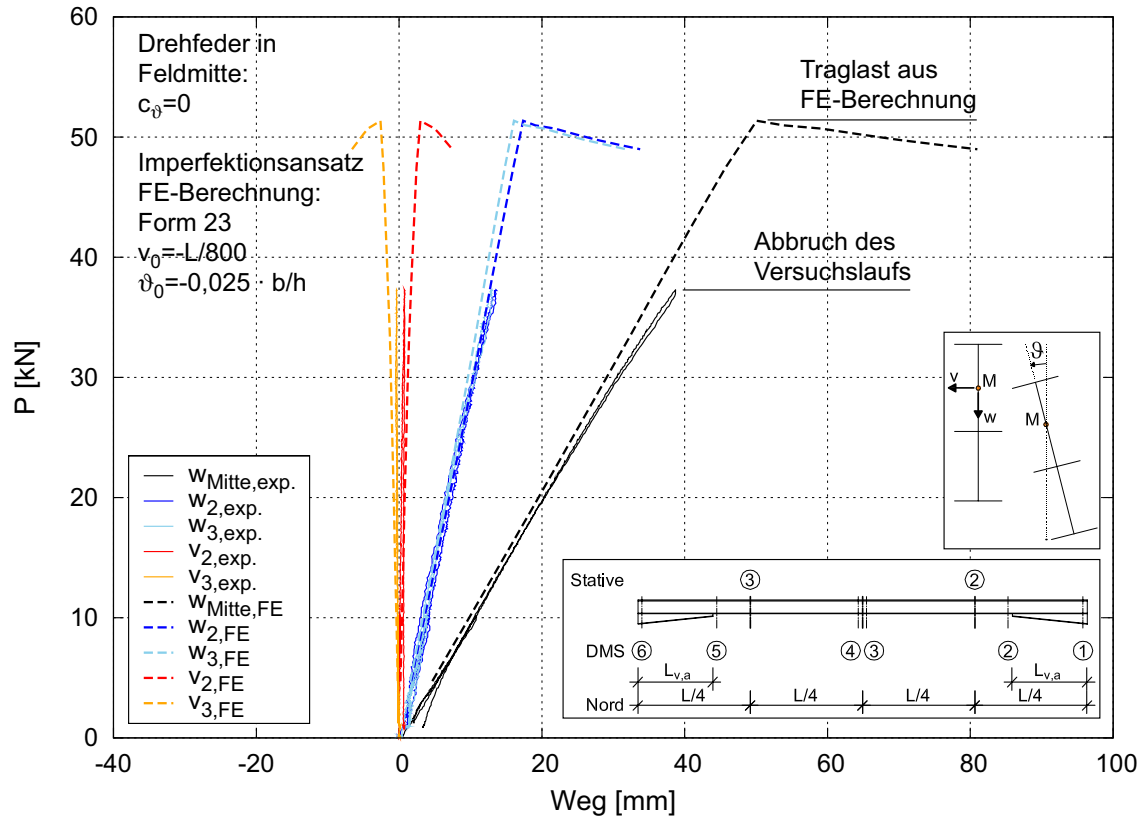


Bild 4.16: Vergleich der experimentellen und numerischen Lastverformungskurven am Beispiel des Versuchs 2A, $c_g = 0$

4.4 Kalibration des numerischen Modells

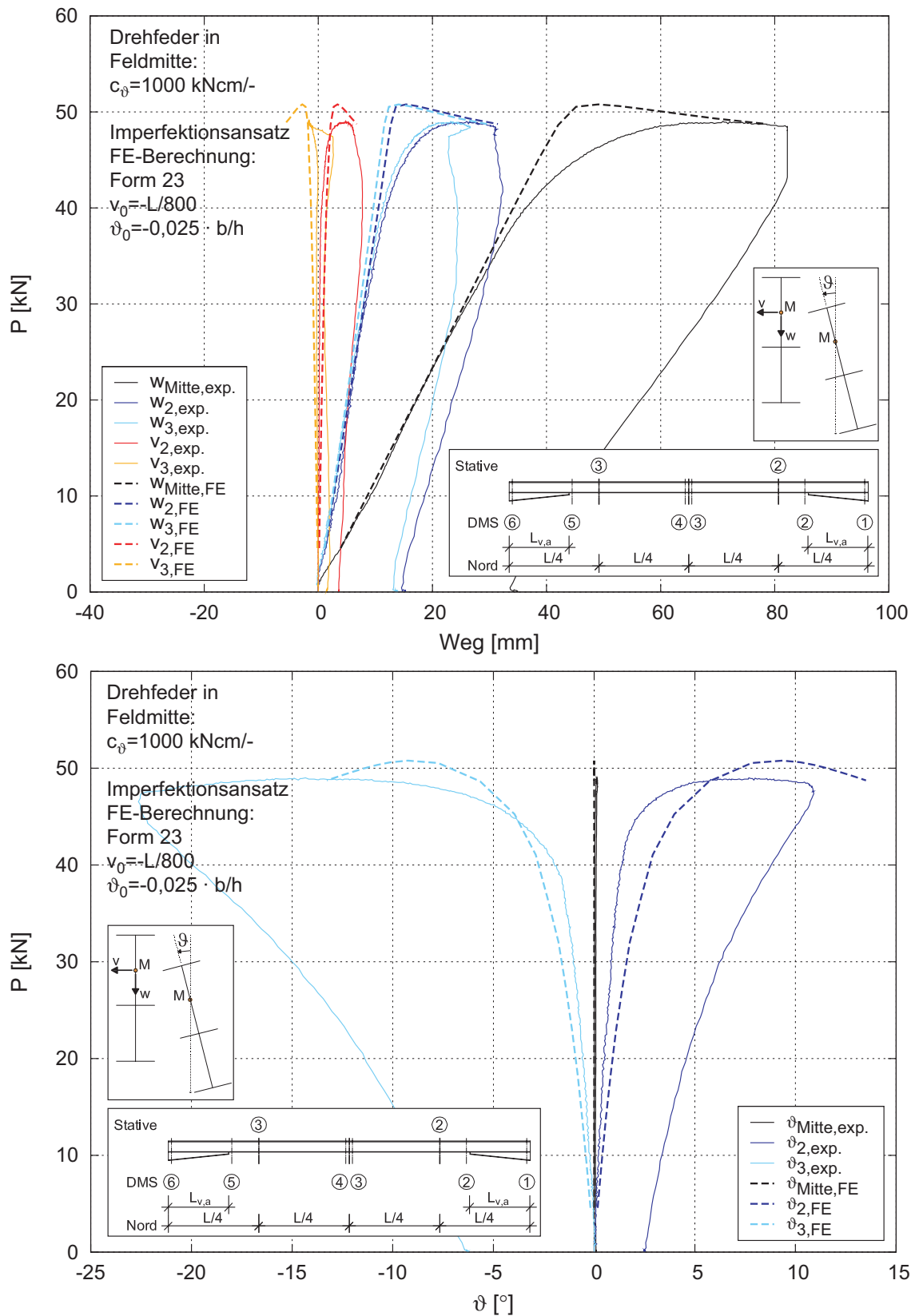


Bild 4.17: Vergleich der experimentellen und numerischen Lastverformungskurven am Beispiel des Versuchs 2A, $c_g = 1000 \text{ kNcm/rad}$

Bei dem ersten Belastungsdurchgang ohne drehfederelastische Halterung in Feldmitte treten in den Viertelpunkten sowohl im Versuch als auch in der Finite-Element-Berechnung seitliche Verschiebungen und Verdrehungen mit unterschiedlichem Vorzeichen auf. Verdrehungen in Feldmitte sind – obwohl an dieser Stelle nur eine seitliche Stützung des Obergurtes vorlag – nicht vorhanden. Die Belastung im Versuch wurde beim Erreichen einer maximalen Dehnung von zwei Promille abgebrochen, die Traglastberechnung hingegen wurde bis zum Erreichen der Traglast und darüber hinaus weitergeführt. Es zeigt sich, dass die Verformungen des Versuchs durch das FE-Modell gut abgebildet werden.

Betrachtet man nun die Verformungsverläufe sowie die numerisch bestimmte Traglast in Bezug zu den Ergebnissen der vorgeschalteten Verzweigungslastanalyse, die in Bild 4.18 dargestellt sind, so fallen zwei Aspekte besonders auf. Zum einen sind bei der ersten Eigenform in Feldmitte deutliche Verdrehungen festzustellen. Die Verformungsfigur entspricht einer einwelligen Form, das heißt die Vorzeichen der seitlichen Verschiebungen und der Verdrehung in den Viertelpunkten sind gleich. Zum anderen ist die kritische Last des idealen Systems deutlich kleiner als die Traglast des imperfekten Bauteils. Dies widerspricht zunächst der Vorstellung, dass der erste Eigenwert des idealen Systems stets die obere Grenze für die Traglast darstellt, unabhängig davon, wie klein die vorhandenen Imperfektionen sein mögen. Die Erklärung für das Überschreiten von P_{cr} liegt darin, dass es sich bei dem Versagensmodus des realen Bauteils und bei der numerischen Modellierung desselben, um ein Spannungsproblem nach Theorie II. Ordnung handelt. Dabei ist neben der Größe der Imperfektionen auch deren Form zu berücksichtigen. Zu dem Zeitpunkt, bei dem P_{cr} im Versuch erreicht wurde, lagen schon deutliche gegensinnige Verdrehungen der beiden Trägerhälften vor. Das Versagen erfolgte daher in einer Form, die eher der zweiten Eigenform gleichkam.

Ein ähnliches Verhalten zeigte sich im zweiten Belastungsschritt, bei dem zwar eine drehfederelastische Halterung in Feldmitte vorlag, diese aber rechnerisch nicht ausreichte, um die Verdrehungen an dieser Stelle voll zu verhindern. Die Nachrechnung des dritten Belastungsschritts ist in Bild 4.17 dargestellt. Da die Verformungen aus den ersten beiden Durchgängen rein elastisch waren und bei Entlastung vollständig zurückgingen, wurden für diesen Schritt dieselben Imperfektionen gemäß Bild 4.15 angesetzt. Es zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung der Versuchsergebnisse mit den numerisch berechneten Werten. Dabei stimmen sowohl die Traglast als auch der Verlauf der Last-Verformungs-Beziehungen in guter Weise überein.

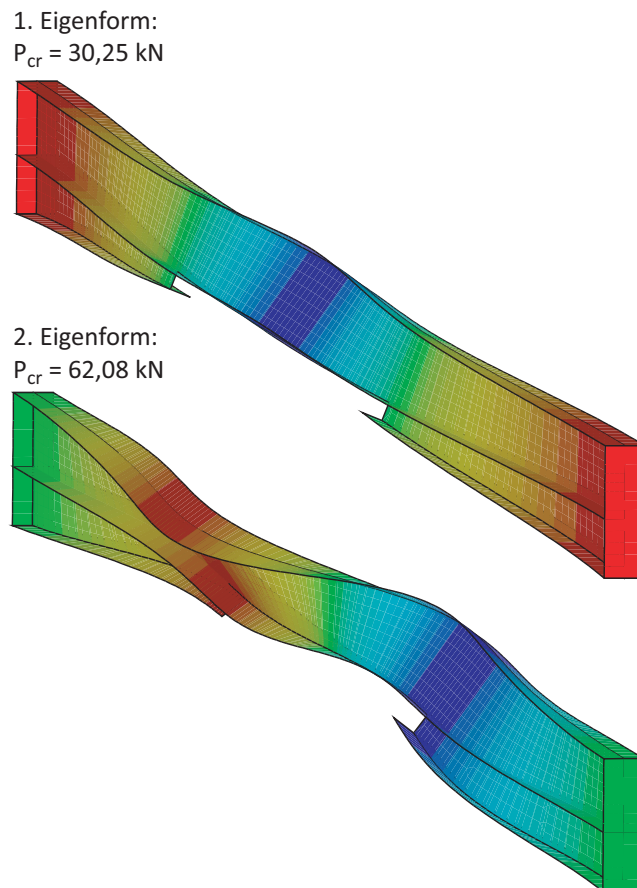


Bild 4.18: Erste und zweite Eigenform des idealen Systems – Verformungsfigur und Verlauf der Verdrehungen ϑ für VT 2A und $c_\vartheta = 0$

Die Nachrechnung des Versuchs 1B ist für den ersten Belastungsdurchlauf in Bild 4.19 und für den letzten Versuchsdurchgang in Bild 4.20 dargestellt. Auf die Darstellung der vertikalen Verschiebungen wird dabei aus Gründen der Übersichtlichkeit verzichtet. Es wird nun zunächst der erste Versuchsdurchlauf ohne drehfedernde Halterung in Feldmitte näher betrachtet. In einem ersten Schritt wurde der Versuchsträger im numerischen Modell mit der Vorverformungsform 22 gemäß Bild 4.15 beaufschlagt, die der vorhandenen Form in etwa entspricht, und der maximale Stich der Vorkrümmungen und Vorverdrehungen wurde auf die gemessenen Werte skaliert. Im Unterschied zu dem zuvor beschriebenen Versuch 2A wurde der Versuchsträger VT 1B bereits im ersten Belastungsdurchgang bis zur maximalen Traglast beansprucht. Auch hier war ursprünglich geplant, die Belastung bei Erreichen einer vorher festgelegten Verformungs- oder Dehnungsbegrenzung abubrechen. Da das Versagen jedoch schlagartig und unangekündigt eintrat, war ein Abbruch nicht möglich. Beim Vergleich der numerischen Ergebnisse mit dem Versuch ergaben sich große Abweichungen sowohl bei der rechnerischen Traglast, die deutlich unterhalb der Kräfte aus dem Versuch lag, als auch bei den Last-Verformungs-Kurven. Aus die-

sem Grund wurde eine detailliertere Studie mit unterschiedlichen Imperfektionsansätzen durchgeführt, auf die im Folgenden näher eingegangen wird. In Bild 4.19 sind die Last-Verformungs-Beziehungen aus dem Versuch den numerisch berechneten Kurven unter Ansatz unterschiedlicher Imperfektionsansätze gegenübergestellt. Dabei wurden Verlauf und Maximalstich der seitlichen Vorkrümmungen v_0 bei allen Berechnungen entsprechend Bild 4.15 gewählt, die Größe der Vorverdrehungen ϑ_0 wurde variiert. Die Größe der angesetzten Vorverdrehungen steigt in der Darstellung von oben nach unten an. Bild 4.19 (a) entspricht dabei einer reinen Vorkrümmung ohne Vorverdrehungen, Bild 4.19 (d) korrespondiert zu der Skalierung auf die gemessene Vorverdrehung.

Weder in DIN 18800-2 [R4] noch in Eurocode 3 [R8] ist der Ansatz von Vorverdrehungen explizit gefordert. Bei der Durchführung dieser Imperfektionsstudie werden die angesetzten Vorverdrehungen daher zum einen auf die gemessenen Werte und zum anderen auf einen Vorschlag von *Kindmann* [33] bezogen, der vorsieht, schlankheitsunabhängig den Wert $\vartheta_0=0,1 \cdot b/h$ anzusetzen. Bei gleichzeitigem Ansatz einer Vorkrümmung v_0 darf dieser Wert auf $\vartheta_0=0,05 \cdot b/h$ halbiert werden. In Bild 4.19 (b) wurde der Maximalstich der Vorverdrehung zu $\vartheta_0 = 0,075^\circ$ gewählt, was einer Skalierung auf 1/16 des gemessenen Wertes bzw. 1/20 des Vorschlags nach *Kindmann* gleichkommt. Für die Traglastberechnung in Bild 4.19 (c) wurde dieser Wert auf $\vartheta_0 = 0,112^\circ$ vergrößert. Dies entspricht dem 1/10,7-fachen des gemessenen Wertes bzw. dem 1/13,3-fachen des Vorschlags nach *Kindmann*.

Wird ausschließlich eine Vorkrümmung als Imperfektionsansatz gewählt und verläuft diese entsprechend Bild 4.15 als zweiwellige Sinusform mit Nulldurchgang in Feldmitte, so wird die Traglast des Versuchs durch die numerische Berechnung gut wiedergegeben. Der Verlauf der Verdrehungen und seitlichen Verschiebungen in Abhängigkeit von der aufgebrauchten Last wird hingegen insbesondere im Nachtraglastbereich nicht richtig erfasst. Analog zu der Nachrechnung des Versuchs VT 2A kann festgestellt werden, dass ohne einen entsprechenden Anfangsimpuls für eine Verdrehung in Feldmitte in der FE-Berechnung auch über den gesamten Belastungszeitraum keine Verformungen an diesem Punkt auftreten. Die Tatsache, dass die Traglast deutlich größer ist als die kritische Last P_{cr} des perfekten Systems, wurde ebenfalls bereits beim Versuchsträger VT 2A beobachtet und erklärt. Bei dem hier betrachteten Versuch 1B ist zusätzlich zu beachten, dass sich oberhalb von P_{cr} gerade kein stabiles, sondern ein labiles Gleichgewicht einstellt. Ein minimaler Impuls reicht aus, um das Versagen einzuleiten. Im Versuch zeigt sich dies durch das schlagartige unangekündigte Ausweichen mit gleichzeitigem deutlichem Lastabfall.

4.4 Kalibration des numerischen Modells

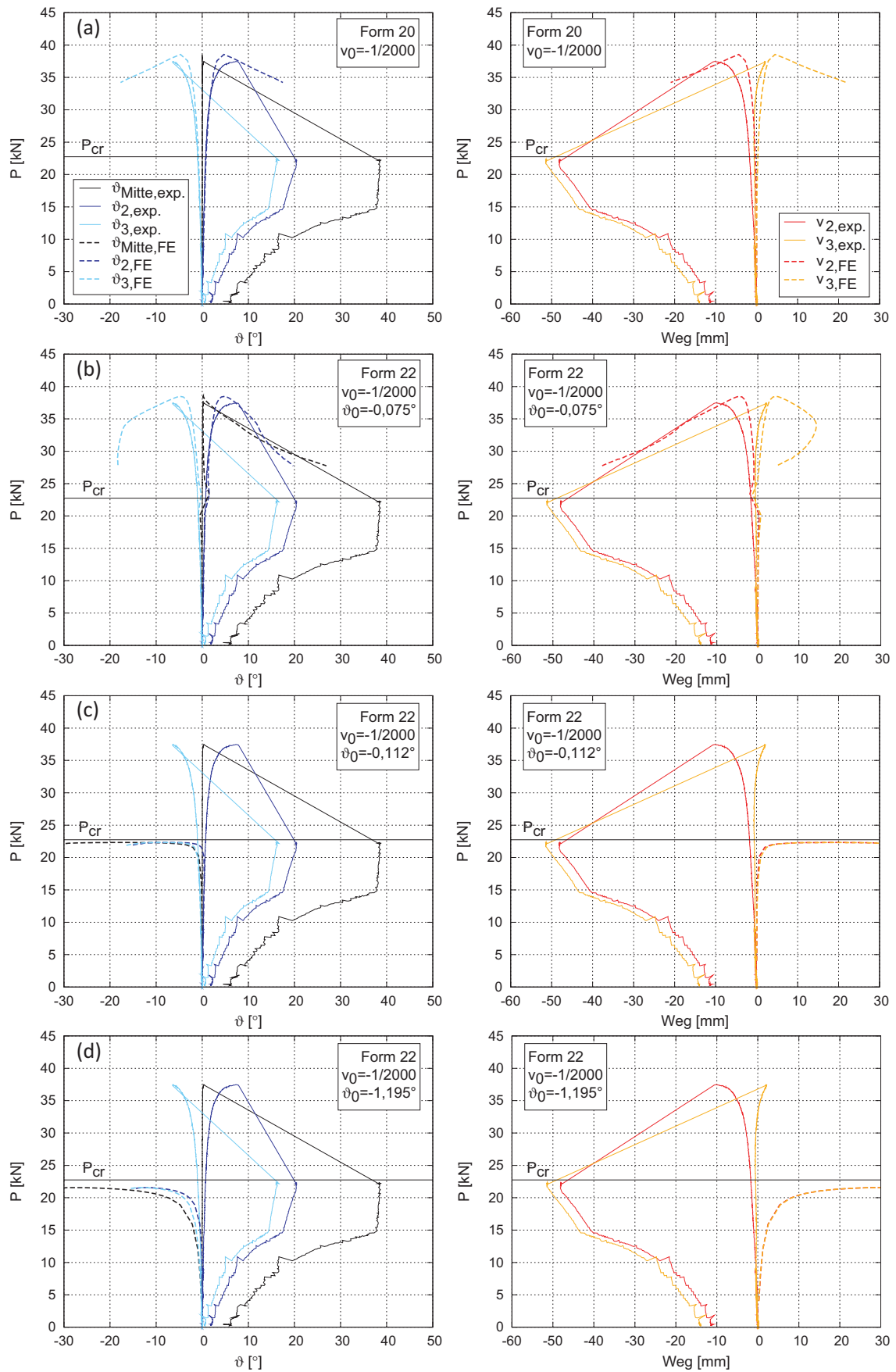


Bild 4.19: Vergleich unterschiedlicher Imperfektionsansätze am Beispiel von VT 1B, $c_g = 0$

Um die im Versuch aufgezeichneten Last-Verformungs-Beziehungen rechnerisch nachzuvollziehen, ist es demnach notwendig, eine Vorverdrehung aufzubringen. Eine Skalierung der Vorverdrehungen auf den gemessenen Wert führt dabei jedoch nicht zum Ziel. Bei diesem Ansatz wird weder die Traglast des Versuches erreicht, noch werden die auftretenden Verformungen richtig erfasst (Bild 4.19 d). Die numerisch bestimmte Traglast $P_{u,FE}$ liegt bei diesem Imperfektionsansatz unterhalb von P_{cr} . Aus diesem Grund wurde die Skalierung der Vorverdrehung für die in Bild 4.19 (c) dargestellte Traglastberechnung deutlich reduziert. Trotzdem zeigt sich ein sehr ähnliches Ergebnis, das heißt die Traglast wird hier ebenfalls durch P_{cr} begrenzt und die Last-Verformungs-Beziehungen geben das Verhalten des Versuchsträgers in keinsten Weise wieder.

Erst bei einer nochmaligen Verringerung des Maximalstichs der Vorverdrehungen (Bild 4.19 b) werden sowohl die maximale Traglast als auch die Last-Verformungs-Beziehung des Versuches gut wiedergegeben. Der plötzliche Abfall der Last kann in dem ANSYS-Modell naturgemäß nicht abgebildet werden. Dies liegt daran, dass die Finite-Element-Berechnung auf einen Steifigkeitsabfall sehr sensibel reagiert und daher die Lastschritte sehr klein gewählt werden, um Konvergenz zu erzielen. Die Regelung der hydraulischen Presse kann den Steifigkeitsabfall des Versuchsträgers hingegen nur mit gewisser Verzögerung ausgleichen. Außerdem wurden die Verformungen und Kräfte im Versuch nur alle fünf Sekunden gemessen. Betrachtet man konkret den Verlauf der seitlichen Verschiebungen ist jedoch klar zu erkennen, dass die Verschiebungen im Schnitt 3 sowohl im Versuch als auch in der FE-Berechnung tendenziell zurückgehen und schließlich sogar in die andere Richtung umschlagen. Außerdem wird anhand der Darstellung deutlich, dass der Versuchsträger bei P_{cr} wieder eine stabile Lage erreicht. Für eine konkrete Bemessung ist das Erreichen des ersten Eigenwerts des Systems stets als obere Grenze der Traglast zu definieren. Betrachtet man die numerisch berechneten Last-Verformungskurven näher, so fallen im Bereich von P_{cr} geringe, jedoch unübersehbare Ausschläge der Verformungen auf. Weiterhin ist in diesem Bereich eine Verkleinerung der Lastschritte erforderlich, um Konvergenz zu erzielen. Dieses Verhalten deutet darauf hin, dass dort mehrere mögliche Gleichgewichtszustände existieren, was genau der Definition der idealen Verzweigungslast entspricht.

Für die Nachrechnung des dritten Versuchsdurchlaufs wurden Verlauf und Größe der Imperfektionen anhand der bleibenden Verformungen aus dem ersten Belastungsschritt angepasst, siehe Bild 4.20. Die Traglast aus dem Versuch wird in guter Näherung wiedergegeben. Die rechnerischen Last-Verformungs-Kurven weichen jedoch zum Teil deutlich von den Versuchsdaten ab. Dies lässt sich – wie bereits zuvor erwähnt – durch den Unterschied zwischen den realen Vorverformungen und dem idealisierten, sinusförmigen Ansatz erklären.

4.4 Kalibration des numerischen Modells

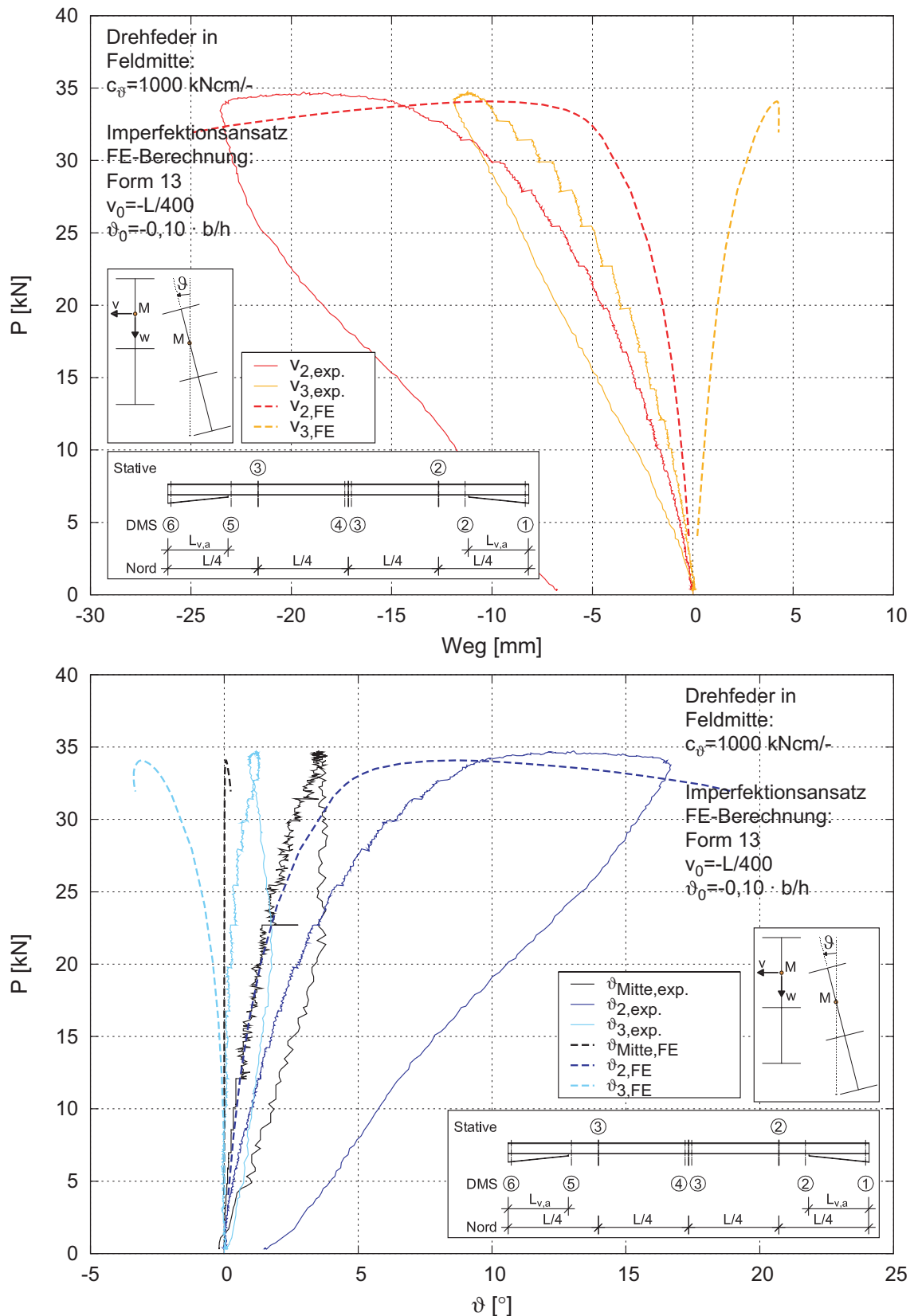


Bild 4.20: Vergleich der experimentellen und numerischen Lastverformungskurven am Beispiel des Versuchs 1B, $c_{\vartheta} = 1000 \text{ kNcm/rad}$

Zusammenfassend lassen sich insgesamt sehr gute Übereinstimmungen bei dem Vergleich der Versuchsergebnisse mit den numerisch ermittelten Tragfähigkeiten, Versagensarten und Last-Verformungskurven feststellen. Dies lässt den Schluss zu, dass das numerische Modell in der Lage ist, das Tragverhalten von gevouteten I-Profilen unter Biegebeanspruchung wirklichkeitsnah abzubilden.

4.5 Parameterstudien

4.5.1 Allgemeines

Zur Ableitung von Regeln und Hilfen für die Bemessung von biegedrillknickgefährdeten Bauteilen mit und ohne Voute werden neben analytischen Überlegungen und den Ergebnissen aus den experimentellen Versuchsreihen auch numerische Untersuchungen in Form von Parameterstudien unter Anwendung der Methode der finiten Elemente herangezogen. Dabei werden sowohl Verzweigungs- als auch Traglastanalysen durchgeführt.

Ideale Verzweigungslasten dienen bei der Anwendung der gängigen Nachweisverfahren für stabilitätsgefährdete Bauteile als Eingangswert. Sie können aufgrund ihrer Definition – es wird ein „perfektes“ Bauteil vorausgesetzt – nicht durch experimentelle Untersuchungen ermittelt werden. Da geschlossene Lösungen nur für wenige Sonderfälle verfügbar sind, ist zur Herleitung eines Bemessungsvorschlags und zur Absicherung von Näherungsgleichungen eine numerische Berechnung unter Anwendung der Methode der finiten Elemente erforderlich.

Traglasten für gevoutete Bauteile liegen aus den experimentellen Versuchsreihen für ausgewählte Konfigurationen vor. Mit Hilfe der numerischen Untersuchungen konnte die Datenbasis auf einen breiteren Parameterbereich erweitert werden. Dies war erforderlich, da Versuche zum einen kostenintensiv und aufwändig in der Realisierung sind, und daher nur in begrenzter Anzahl durchführbar sind. Zum anderen waren aufgrund der äußeren Begebenheiten Einschränkungen bei der Variation der Parameter im Versuch erforderlich. Des Weiteren ist die Variation der die Traglast wesentlich beeinflussenden Parameter im Rahmen einer numerischen Studie deutlich einfacher als im Versuch. Insbesondere ist es möglich, die Auswirkungen von Imperfektionen, die im Versuch eine statistisch verteilte Größe darstellen, auf das Tragverhalten und die Tragfähigkeit gezielt zu untersuchen.

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

Für die Parameterstudien wird an den Enden des untersuchten Bauteils, abweichend von den Bedingungen im Versuch, in der Regel eine Gabelagerung vorausgesetzt. Hierzu wird die in Abschnitt 4.3.1.1 beschriebene Modellierung mit steifen Balkenelementen, die über den Endquerschnitt angeordnet sind, gewählt. In Abschnitt 6.2.5 wird der Einfluss der Lagerungsbedingungen auf die Traglast gesondert betrachtet. Dabei werden Bauteile, bei denen die Verdrehung um die schwache Profilachse und die Verwölbung an den Bauteilenden vollständig verhindert sind, und gabelgelagerte Bauteile untersucht.

4.5.2 Variierte Parameter

Bei der Analyse biegedrillknickgefährdeter I-Profile wird angestrebt, einen möglichst breiten und gleichzeitig praxisrelevanten Parameterbereich abzudecken. Grundsätzlich lassen sich die zu variierenden Parameter einer von vier übergeordneten Kategorien zuordnen. Diese umfassen die Geometrie- und Materialeigenschaften, die Beanspruchung sowie die Randbedingungen des untersuchten Systems.

Die untersuchten Querschnitte orientieren sich an den Abmessungen der Walzprofile der gängigen Profilreihen, das heißt der Reihen IPE und HE. Für die Analysen an gevouteten Bauteilen werden als Grundprofile insbesondere Querschnitte der Walzprofilreihen IPE und HEA ausgewählt, welche für den Einsatz als gevoutete Biegeträger – z.B. als Riegel von Hallenrahmen – in der Praxis die größte Relevanz haben. Neben den bezogenen Parametern k_v und k_L , die die Geometrie der Voute beschreiben, wird auch die konstruktive Ausführung der Voute als geschweißtes Profil mit zwei Flanschen oder als Walzprofil mit untergeschweißter Voute variiert. Bei ersterer Ausführung ist wiederum zwischen zwei möglichen Herstellungsvarianten zu unterscheiden. Die erste Variante besteht darin, ein Walzprofil mittels eines schrägen Trennschnittes im Steg in zwei Hälften zu teilen und diese anschließend gegeneinander versetzt wieder zu verschweißen. Die Schweißnaht befindet sich dann in der Stegmitte des gevouteten Querschnitts. Alternativ kann die Voute auch aus drei miteinander verschweißten Blechtafeln hergestellt werden, wobei die Schweißnähte sich dann am Übergang zwischen Flansch und Steg befinden. Dies spielt bei der Berücksichtigung von strukturellen Imperfektionen in Form von Eigenspannungen eine Rolle, auf die in Abschnitt 4.6 noch näher eingegangen wird. Liegt die Schweißnaht im Steg, so werden die Bauteile wie gewalzte Profile behandelt, befindet sie sich am Übergang zwischen Flansch und Steg, erfolgt eine Einstufung anhand der Regelungen für geschweißte Querschnitte.

Sofern nicht anders vermerkt, entsprechen die Materialeigenschaften, die den Parameterstudien zu Grunde liegen, der Stahlgüte S235.

Des Weiteren wird der Beanspruchungsverlauf, ausgedrückt durch die dimensionslosen Parameter ψ und μ , variiert. Der Angriffspunkt der Querlasten wird dabei i.d.R. auf Höhe des Obergurtes festgelegt, da dies in baupraktischen Konstruktionen der Regelfall ist.

Numerische Traglast- und Verzweigungslastanalysen in Form von Parameterstudien ermöglichen es, Einzelaspekte gezielt zu untersuchen und den Einfluss der maßgeblichen Parameter zu quantifizieren. Im Rahmen dieser Arbeit wird unterschiedlichen Fragestellungen nachgegangen, die einen Einfluss auf die Auswahl der Parameter haben. Die konkrete Auswahl der Parameter erfolgt in Abhängigkeit von der Zielsetzung der jeweiligen Studie in den entsprechenden Einzelkapiteln. Dies trifft insbesondere auf die Variation der Randbedingungen über die Trägerlänge zu, d.h. das Vorhandensein von diskreten oder kontinuierlichen Halterungen mit variabler Steifigkeit

Grundsätzlich wird bei der Durchführung der Parameterstudien angestrebt, durch die Variation der oben genannten Parameter den gesamten baupraktisch relevanten Schlankheitsbereich abzudecken. Abweichungen von dieser Zielsetzung ergeben sich lastfall- und profilabhängig dadurch, dass für bestimmte Konfigurationen das Versagen durch Biegedrillknicken eine untergeordnete Rolle spielt. Dies ist zum Beispiel der Fall, wenn die Traglast bei verhältnismäßig kurzen Bauteilen mit Querbelastung durch das Querkraftversagen am Auflager bestimmt wird.

Eine weitere wichtige Einflussgröße stellen die Imperfektionen des untersuchten Bauteils dar. Im Gegensatz zu den zuvor genannten Parametern können diese nicht im Rahmen einer Bemessung vom Anwender selbst festgelegt werden. Bezüglich der Abbildung der Imperfektionen im numerischen Modell existieren unterschiedliche Ansätze. Eine gesonderte Untersuchung hierzu erfolgt in Abschnitt 4.6.

4.5.3 Einfluss der konstruktiven Ausbildung des Voutenendes auf das Tragverhalten

Vor der Durchführung von umfangreichen Parameterstudien an Bauteilen, die aus einem Walzprofil und einer darunter geschweißten Voute bestehen, sollte geklärt werden, inwiefern die konstruktive Ausbildung der Voute einen Einfluss auf die Tragfähigkeit von derartigen Bauteilen hat.

Wird ein Bauteil durch eine untergeschweißte Voute verstärkt, die aus einem Walzprofil ausgeschnitten ist, so kann die Schweißverbindung zwischen dem Untergurt des Grundprofils und dem Voutensteg bzw. -untergurt leicht erstellt werden, sofern der Neigungswinkel des Voutenuntergurtes ausreichend groß ist. In baupraktischen Anwendungen finden sich jedoch häufig flacher geneigte Vouten, die sich aus der Auslegung der Querschnitte über die Momententragfähigkeit

ergeben. Ein Auslaufen der Steghöhe am Voutenende auf die Höhe Null und ein vollständiges Verschweißen von Voutenflansch und -steg mit dem Untergurt des Grundprofils ist dann nur mit großem Aufwand möglich.

Für die numerischen Untersuchungen wurden die gevouteten Bauteile daher auf zwei unterschiedliche Arten modelliert, wie Bild 4.21 verdeutlicht. Die Konstruktionsvariante, die auf der rechten Seite dargestellt ist, erfordert einen geringeren Schweißaufwand und wurde daher auch für die in Abschnitt 3 beschriebenen experimentellen Untersuchungen gewählt. In Bild 4.21 sind die Biegedrillknickformen für eine beispielhafte Geometrie- und Lastfallkonfiguration dargestellt. Die Farbverläufe kennzeichnen den Grad der seitlichen Verschiebung aus der Bauteilebene. Zusätzlich sind die idealen Verzweigungslasten, die sich aus der Finite-Element-Berechnung für die zwei Konstruktionsvarianten ergeben, aufgeführt. Im Vergleich dazu sind die Werte für M_{cr} angegeben, die aus einer Berechnung „von Hand“ oder mit dem Programm *LTBeam* [S2] resultieren. Für die gewählte Parameterkonfiguration zeigt sich ein recht deutlicher Unterschied zwischen den idealen Biegedrillknickmomenten. Eine Auswertung der Ergebnisse für einen größeren Parameterbereich zeigte, dass die Unterschiede bei davon abweichenden Lastfällen und Geometrien deutlich geringer ausfielen. Insgesamt liefert das Programm *LTBeam* [S2] stets eine gute, auf der sicheren Seite liegende Näherung für die ideale Verzweigungslast der Konstruktionsvariante mit „Sprung“.

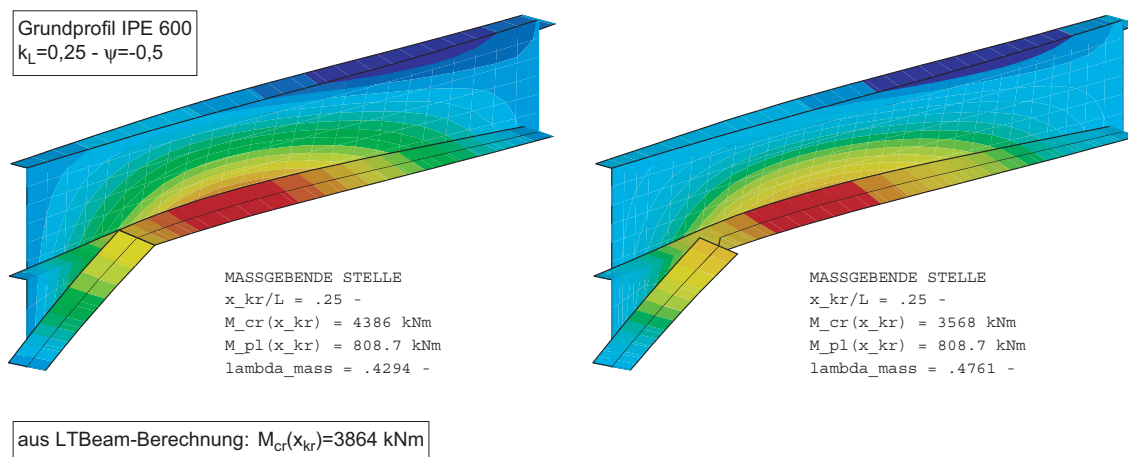


Bild 4.21: Vergleich der ersten Eigenform und der idealen Biegedrillknickmomente für unterschiedliche Konstruktionsvarianten anhand eines Beispiels

Bild 4.22 zeigt, dass die bezogene Tragfähigkeit bei Berücksichtigung des Querschnittsprungs am Voutenende geringfügig kleiner ausfällt, als bei Bauteilen, bei denen Voutenflansch und Grundprofil am Voutenende verbunden sind. Die Auswirkungen, die aus dem Anschweißen des Voutenflansches an den Untergurt des Grundprofils resultieren, fallen jedoch auf Traglastebene deutlich geringer aus als

auf Verzeigungslastebene. Sofern nicht explizit anders vermerkt wird für die weiteren Untersuchungen an Bauteilen mit untergeschweißter Voute davon ausgegangen, dass am Voutenende ein Querschnittsprung vorhanden ist und somit keine Verbindung von Voutenflansch und Grundprofil existiert.

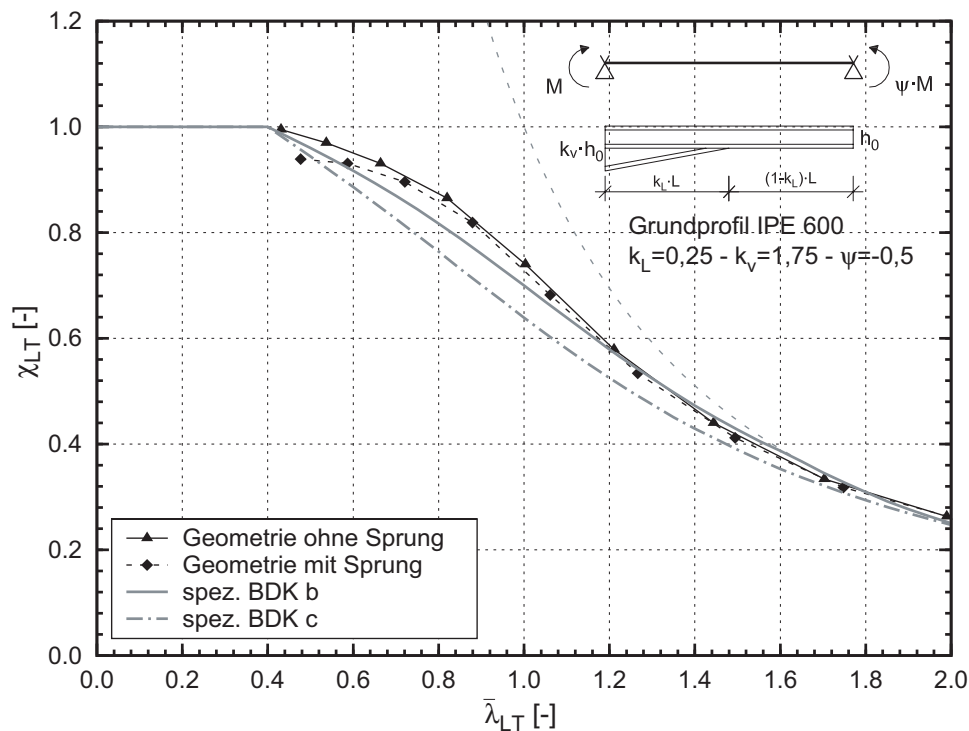


Bild 4.22: Vergleich der Traglasten für unterschiedliche Konstruktionsvarianten anhand eines Beispiels

4.6 Ansatz und Einfluss von geometrischen Ersatzimperfectionen

4.6.1 Allgemeines

Ideale Bauteile lassen sich in der Baupraxis nicht realisieren. Selbst im Stahlbau, bei dem durch die industrielle Herstellung der Profile und die Werkstattfertigung der Tragstruktur die Einhaltung von äußerst engen Maßtoleranzen gewährleistet ist, sind bei vertretbarem Aufwand Abweichungen von der Solllage nicht zu vermeiden. Außerdem sind bedingt durch den Herstellprozess stets Eigenspannungen in den Profilen vorhanden. Speziell bei stabilitätsgefährdeten Bauteilen haben diese geometrischen und strukturellen Imperfectionen stets einen traglastmindernden Einfluss, der nicht vernachlässigt werden kann. Bei den geometrischen Imperfectionen spielen sowohl die Größe als auch die Form der Vorverformungen eine Rolle. Gleichmaßen sind bei den strukturellen Imperfectionen die Größe der Eigenspannungen und deren Verteilung von Einfluss.

Eine gezielte Untersuchung, die den Einfluss von Imperfectionen auf das Tragverhalten stabilitätsgefährdeter Bauteilen quantifiziert, ist nur mit Hilfe von numerischen Analysen möglich. Bei experimentellen Untersuchungen stellen Imperfectionen eine statistisch verteilte Größe dar, die nicht gezielt gesteuert werden kann. Es ist lediglich möglich, die vorhandenen Imperfectionen im Vorfeld der Versuchsdurchführung zu dokumentieren und bei der Auswertung heranzuziehen. Im Gegensatz dazu können die Imperfectionen in numerischen Berechnungen gezielt definiert und aufgebracht werden.

Zur Herleitung von allgemeingültigen Bemessungsregeln ist es notwendig, einen sinnvollen Ansatz für Form und Richtung der geometrischen Imperfectionen auf der einen Seite und für die Größenordnung derselben sowie Größe und Verteilung der Eigenspannungen auf der anderen Seite zu finden. Erstere sind so anzusetzen, dass sie zu der kleinsten möglichen Bauteiltraglast führen. Anhand der Auswertungen der Versuche in Abschnitt 3 wird deutlich, dass insbesondere die Form der Vorverformungen die Traglast wesentlich beeinflusst. Hier muss sichergestellt werden, dass die numerischen Analysen keine überhöhten Traglasten suggerieren, die aus einer zu günstig angesetzten Vorverformungsform resultieren können. In der Literatur und der Normung wird davon ausgegangen, dass eine zur ersten Eigenform des Bauteils affine Imperfection den ungünstigsten Fall darstellt. Die korrekte Skalierung der geometrischen Imperfectionen und der richtige Ansatz der Eigenspannungen im numerischen Modell kann nur durch Vergleich mit experimentellen Ergebnissen gefunden werden. Hierzu liegen in den vorhandenen Normen und der Literatur unterschiedliche Empfehlungen vor.

Grundsätzlich existieren zwei Herangehensweisen bei der Implementierung von Imperfectionen im Finite-Element-Modell, die sich in der Berücksichtigung der Eigenspannungen unterscheiden. Zum einen können diese direkt auf das Modell aufgebracht werden, zum anderen besteht die Möglichkeit, die Eigenspannungen durch vergrößerte geometrische Imperfectionen, den sogenannten Ersatzimperfectionen, zu berücksichtigen. Die zweite Möglichkeit stellt eine äußerst praxisfreundliche Methode dar und wird in den gegenwärtig anzuwendenden Normen Eurocode 3, Teil 1-1, [R8], und DIN 18800, Teil 2, [R4], explizit für die Anwendung empfohlen.

Angaben zur Größe der anzusetzenden Imperfectionen für die alternative Methode, bei der die Eigenspannungen direkt berücksichtigt werden, finden sich in [14]. Dort wird empfohlen, als geometrische Imperfection eine seitliche Vorkrümmung in Form einer Sinushalbwelle anzusetzen, deren Maximalstich $1/1000$ der Bauteillänge beträgt. Zusätzlich sind Eigenspannungen anzusetzen, deren Größe und die Verteilung vom Fertigungsverfahren (gewalzt, geschweißt) und dem h/b -Verhältnis der Bauteile abhängt. Diese Vorgehensweise hat sich in zahlreichen

Forschungsarbeiten, die sich mit dem Stabilitätsverhalten von Stahlbauteilen befassen, etabliert und kann somit als Stand der Forschung angesehen werden.

4.6.2 Normative Vorgaben

Die zurzeit im Stahlbau gültigen Normen Eurocode 3, Teil 1-1, [R8], und DIN 18800, Teil 2, [R4], fordern für aus dem Gesamttragwerk herausgelöste Bauteile den Ansatz von örtlichen Imperfektionen in Form einer eingepprägten Vorkrümmung. Wie bereits oben angemerkt, sind äquivalente geometrische Ersatzimperfektionen, deren Werte die möglichen Wirkungen aller Imperfektionen abdecken, zu verwenden.

Der Verlauf der Imperfektionen über die Bauteillänge ist so zu wählen, dass die zum niedrigsten Eigenwert gehörende Verformungsfigur möglichst gut angenähert wird. Es wird jedoch nicht zwingend gefordert, die Imperfektionen affin zur ersten Eigenform des Systems anzusetzen. Es ist ausreichend, wenn in den Annahmen der Vorverformungen eine genügend große Verformungskomponente der ersten Eigenform enthalten ist, weil dann die Lastverformungskurve gegen den 1. Eigenwert strebt [49]. Für den Stabilitätsfall Knicken unter reiner Druckbeanspruchung erfüllt der Ansatz einer Vorkrümmung in Form einer Sinus-Halbwellen oder einer quadratischen Parabel diese Forderung und ist nach beiden Normen zulässig.

Die Größe der anzusetzenden Imperfektionen wird in den oben zitierten Normen durch Angabe des Maximalstichs der Vorkrümmung e_0 in Abhängigkeit von den Querschnittseigenschaften und dem verwendeten Nachweisverfahren festgelegt. Die Angaben sind in Tabelle 4.8 zusammengefasst.

Tabelle 4.8: Maximalstich e_0 der anzusetzenden geometrischen Ersatzimperfektionen für Biegeknicken senkrecht zur Biegeachse z - z unter zentrischem Druck

Querschnittsausnutzung	DIN 18800-2		Eurocode 3-1-1		Nationaler Anhang zu EC 3	
	elast.	plast.	elast.	plast.	elast.	plast.
Knicklinie	e_0/L	e_0/L	e_0/L	e_0/L	e_0/L	e_0/L
a_0	1/525	1/350	1/350	1/300	1/900	wie bei elastischer Ausnutzung, jedoch $\frac{M_{pl,k}}{M_{el,k}}$ -fach
a	1/450	1/300	1/300	1/250	1/550	
b	1/375	1/250	1/250	1/200	1/350	
c	1/300	1/200	1/200	1/150	1/250	
d	1/225	1/150	1/150	1/100	1/150	

Die Werte in Tabelle 4.8 stellen die Maximalwerte der möglichen Ersatzimperfektionen für die jeweiligen Knickspannungslinien, auf deren Basis sie ermittelt wurden, dar. Wie bereits in Abschnitt 2.3.2.3 erläutert, ist die Größe der anzuset-

zenden Ersatzimperfectionen immer mit der gewählten Interaktionsbeziehung verknüpft. Grundsätzlich ist für die Festlegung von Zahlenwerten von der günstigsten Interaktion, die in den Regelwerken erlaubt ist, auszugehen, siehe [49]. Die Unterschiede zwischen den e_0 -Werten in Eurocode 3-1-1 [R8] und DIN 18800-2, [R4], tragen dem Umstand Rechnung, dass der Eurocode 3-1-1 bei einer kombinierten Beanspruchung aus einem Biegemoment um die schwache Profilachse und einer Normalkraft eine günstigere Interaktion der Querschnittstragfähigkeiten zulässt. Die gegenüber dem Eurocode 3-1-1 geringeren e_0 -Werte, die im Nationalen Anhang (NA) zum EC 3-1-1 [R12] angegeben sind, dürfen nur in Kombination mit einer linearen Interaktion der Querschnittstragfähigkeiten verwendet werden.

Die Verwendung der Maximalwerte für die geometrischen Ersatzimperfectionen führt dazu, dass die numerisch ermittelten Traglasten bei Verwendung dieser Werte in der Regel die entsprechenden Knickspannungslinien nicht erreichen. Da diese jedoch statistisch anhand von Versuchen festgelegt sind und daher eine feste Schranke für die erzielbare Bauteiltragfähigkeit darstellen, ergäbe sich somit eine Unterschätzung der realen Traglast.

Um die europäischen Knickspannungslinien als Traglastabminderungskurven durch numerische Berechnungen zu reproduzieren, ist es erforderlich, den maximalen Stich e_0 schlankheitsabhängig zu definieren. Die maßgebende Ersatzimperfection wird so festgelegt, dass der Bauteilnachweis für die Beanspruchungskombination aus äußerer Schnittgröße und Zusatzbeanspruchung aus Theorie II. Ordnung unter Verwendung einer geeigneten Interaktionsbeziehung gerade erfüllt ist. Geht man davon aus, dass das Versagen durch Erreichen der plastischen Querschnittstragfähigkeit definiert ist, und eine lineare Interaktion zwischen den Teilschnittgrößen gültig ist, so ist als Imperfectionsansatz Gleichung (4.7) zu wählen.

$$e_0 = \alpha \cdot (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) \cdot \frac{M_{pl,Rk}}{N_{Rk}} \quad (4.7)$$

Darin bedeuten:

α	Imperfektionsbeiwert 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

Die obigen Aussagen gelten für den Stabilitätsfall Knicken unter konstanter Druckbeanspruchung. Für den Biegedrillknicknachweis von biegebeanspruchten Bauteilen erlauben sowohl Eurocode 3-1-1 als auch DIN 18800-2 eine horizontale Vorkrümmung normal zur Hauptachse z-z anzusetzen, bei der das Stichmaß gemäß Tabelle 4.8 auf $v_0 = 0,5 \cdot e_0$ halbiert werden darf. Der Nationale Anhang (NA) zum EC 3-1-1 [R12] gibt spezielle Vorkrümmungswerte e_0 für gewalzte und geschweißte I-Profile in Abhängigkeit von deren h/b-Verhältnis an, siehe Tabelle 4.9. Der Ansatz einer Torsionsimperfection, d.h. einer Vorverdrehung um die Stablängsachse, wird in den gültigen Regelwerken nicht gefordert.

Tabelle 4.9: Maximalstich e_0 der anzusetzenden geometrischen Ersatzimperfectionen für Biegedrillknicken nach [R12]

Querschnitt	Abmessungen	Elastische Querschnittsausnutzung e_0/L	Plastische Querschnittsausnutzung e_0/L
gewalzte I-Profile	$h/b \leq 2$	1/500	1/400
	$h/b > 2$	1/400	1/300
geschweißte I-Profile	$h/b \leq 2$	1/400	1/300
	$h/b > 2$	1/300	1/200

Diese Werte sind im Bereich $0,7 \leq \bar{\lambda}_{LT} \leq 1,3$ zu verdoppeln

Für die schlankheitsabhängige Festlegung der Ersatzimperfectionen mit Hilfe von Gleichung (4.7) ist der korrekte Ansatz des Imperfectionsbeiwertes α erforderlich, der zu der zu verwendenden Traglastabminderungskurve korrespondiert. Eurocode 3-1-1 [R8] sieht die Anwendung der europäischen Knickspannungslinien sowohl für das Knicken als auch für das Biegedrillknicken vor, die Zuordnung der Profile ist jedoch für beide Stabilitätsfälle unterschiedlich. Für das Biegedrillknicken kann in vielen Fällen eine günstigere Abminderungskurve verwendet werden als für das Knicken senkrecht zur Profilhauptachse z-z. Dies entspricht einem kleineren Imperfectionsbeiwert α . Die Zuordnung der Profile zu günstigeren Knicklinien beruht jedoch nicht darauf, dass geringere Imperfectionen vorliegen, sondern dass zusätzlich die Torsionssteifigkeit des Bauteils aktiviert wird. Somit erscheint es folgerichtig, auch für Biegedrillknickenuntersuchungen die Zuordnung gemäß der Tabelle 6.2 des Eurocode 3-1-1 für den Fall Knicken senkrecht zur Profilhauptachse z-z zu verwenden.


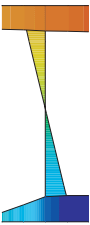

Alternativ existieren Ansätze, eine geometrische Ersatzimperfection, bei der seitliche Vorkrümmungen und Vorverdrehungen um die Trägerlängsachse kombi-

niert auftreten, zu verwenden. So kann als Vorverformungsform zum Beispiel auch die erste Eigenform für Biegedrillknicken gewählt werden. Die Skalierung erfolgt dann wie oben beschrieben schlankheitsabhängig, wobei der Wert e_0 auf den Maximalstich des gedrückten Gurtes bezogen wird. Auf diese Möglichkeit wird im nächsten Abschnitt näher eingegangen.

4.6.3 Traglasten bei Verwendung unterschiedlicher Imperfektionsansätze

Im Unterschied zu einer Handrechnung ist es bei einer Traglastberechnung mittels einer Finite-Element-Berechnung nicht möglich, die maßgebende Interaktionsbeziehung, die das Versagen des Bauteils definiert, vorzugeben. Diese muss vielmehr dem realen Tragverhalten des Bauteils entsprechen. Aus der Vielzahl der möglichen Imperfektionsansätze ist demnach derjenige auszuwählen, der das Lastabtragungsverhalten des vorliegenden Bauteils am besten abbildet. Hierzu erfolgte im Vorfeld der Parameterstudien eine Untersuchung, deren Ergebnisse in Tabelle 4.10 beispielhaft zusammengefasst sind.

Tabelle 4.10: Wertung ausgewählter Imperfektionsansätze anhand des Vergleichs zwischen dem zu Grunde gelegten und dem vorhandenen Lastabtragungsverhalten

Interaktionsbedingung und Imperfektionsansatz	Spannungen im Traglastzustand	Nachweis
$\frac{N_{fl}}{N_{R,fl}} + \frac{M_{z,fl}}{M_{el,z,fl}} \leq 1$ $e_0 = \alpha \cdot (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) \cdot \frac{W_{el,z}}{A}$		$\frac{N_{fl}}{N_{R,fl}} + \frac{M_{z,fl}}{M_{el,z,fl}} = 1,10$
$\frac{N_{fl}}{N_{R,fl}} + \frac{M_{z,fl}}{M_{pl,z,fl}} \leq 1$ $e_0 = \frac{(1 - \chi^2) \cdot (1 - \chi \cdot \bar{\lambda}^2)}{\chi} \cdot \frac{W_{pl,z}}{A}$		$\frac{N_{fl}}{N_{R,fl}} + \frac{M_{z,fl}}{M_{pl,z,fl}} = 1,03$
$\left(\frac{N_{fl}}{N_{R,fl}} \right)^2 + \frac{M_{z,fl}}{M_{pl,z,fl}} \leq 1$ $e_0 = \alpha \cdot (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) \cdot \frac{W_{pl,z}}{A}$		$\left(\frac{N_{fl}}{N_{R,fl}} \right)^2 + \frac{M_{z,fl}}{M_{pl,z,fl}} = 0,87$

Untersucht wird ein Bauteil unter konstanter Biegemomentenbeanspruchung, wobei der Untergurt unter Druckspannungen steht. Die Bauteilabmessungen wurden so gewählt, dass die Biegedrillknickschlankheit $\bar{\lambda}_{LT} = 0,8$ beträgt, da die

größten Auswirkungen aus dem gewählten Imperfektionsansatz im mittelschlanken Bereich zu erwarten sind. Das Versagen wird bestimmt durch das Erreichen der Querschnittstragfähigkeit unter kombinierter Wirkung der Schnittgrößen M_{yE} , M_z^{\parallel} und M_w^{\parallel} . Bezogen auf den maßgebenden Flansch ergibt sich somit eine Beanspruchungskombination aus einer Drucknormalkraft und einem Biegemoment M_z . Es werden drei unterschiedliche Interaktionsbeziehungen mit ihren zugehörigen Imperfektionsansätzen untersucht.

Der Imperfektionsansatz in der ersten Zeile von Tabelle 4.10 entspricht der konservativen Annahme, dass das Versagen durch Erreichen der elastischen Querschnittstragfähigkeit im maßgebenden Flansch definiert ist. Der dargestellte Spannungsverlauf im Traglastzustand zeigt jedoch offensichtlich plastische Zonen im Bereich des Untergurtes. Führt man den Nachweis mit den Spannungsergebnissen unter Anwendung der gewählten Interaktionsbeziehung, so kann dieser nicht eingehalten werden. Im Ergebnis führt dies dazu, dass die Bauteiltragfähigkeit aufgrund der zu gering angesetzten Imperfektionen überschätzt wird.

Das andere Extrem stellt der Imperfektionsansatz in der dritten Zeile von Tabelle 4.10 dar. Dieser geht von der Annahme aus, dass der Untergurt im Traglastzustand infolge der Flanchschnittgrößen N und M_z vollständig durchplastiziert. Hier liegt jedoch im Traglastzustand eine Spannungsverteilung vor, die noch deutliche elastische Bereiche aufweist. Der Nachweis der Querschnittstragfähigkeit unter Anwendung der vorgegebenen Interaktionsbeziehung suggeriert die Möglichkeit einer weiteren Traglaststeigerung, die jedoch bei dem Bauteil real nicht vorhanden ist. Somit führt dieser Imperfektionsansatz dazu, dass die Bauteiltragfähigkeit aufgrund der zu hoch angesetzten Vorverformungen unterschätzt wird.

Der Imperfektionsansatz gemäß Gleichung (4.7), bei dem das Versagen durch Erreichen der plastischen Querschnittstragfähigkeit definiert ist, und eine lineare Interaktion zwischen den Teilschnittgrößen zu Grunde gelegt wird, wird in Zeile zwei der Tabelle 4.10 untersucht. Es zeigt sich, dass sowohl die vorhandene Spannungsverteilung als auch der Nachweis mit den Spannungsergebnissen die zu Grunde gelegte Annahme bestätigen.

Für alle weiteren Untersuchungen wird daher die Skalierung der Ersatzimperfektionen mit Gleichung (4.7) zu Grunde gelegt.

Im Folgenden werden nun für ausgewählte Fälle Traglastberechnungen durchgeführt, und die Traglasten, die sich bei Verwendung unterschiedlicher Imperfektionsansätze ergeben, miteinander verglichen. Ziel dieser Untersuchung ist die Verifizierung der Vorgehensweise, die strukturellen Imperfektionen durch vergrößerte geometrische Ersatzimperfektionen zu erfassen. Hierzu werden die Berechnungen zunächst unter Verwendung des Imperfektionsansatzes nach [14]

mit expliziter Berücksichtigung der Eigenspannungen durchgeführt. Die Ersatzimperfektionen werden wie oben beschrieben schlankheitsabhängig und eigenformaffin aufgebracht. Die Skalierung erfolgt dabei derart, dass die seitliche Vorverschiebung e_0 gemäß Gleichung (4.7) auf den gedrückten Gurt bezogen wird. Der maximale Stich der seitlichen Vorkrümmung bezogen auf den Profilschwerpunkt ergibt sich somit zu

$$v_{s,0} = e_0 \cdot \frac{\varepsilon_{IT}}{\varepsilon_{IT} + 1} \quad (4.8)$$

und die maximale Vorverdrehung beträgt

$$\vartheta_0 = \frac{e_0}{\sqrt{\frac{I_w}{I_z} (\varepsilon_{IT} + 1)}} \quad (4.9)$$

Die ausführlichen Hintergründe zu diesem Ansatz finden sich in Abschnitt 2.3.2.3, Tabelle 2.2.

Für den Sonderfall „konstanter Biegemomentenverlauf“ stellen die Gleichungen (4.8) und (4.9) die exakte geometrische Beschreibung der ersten Eigenform dar. Die imperfekte Geometrie kann damit explizit durch Manipulation der entsprechenden Knotenkoordinaten realisiert werden. Für davon abweichende Lastfälle sind die Verläufe von v_0 und ϑ_0 nicht auf einfache Weise beschreibbar. Für diese Fälle werden die Verschiebungen und Verdrehungen aus der Eigenwertberechnung ausgelesen und in skaliertem Form auf das Modell aufgebracht.

Zum Vergleich wird eine Imperfektionsform in Form einer ausschließlich seitlichen Vorkrümmung angesetzt, die gemäß Gleichung (4.7) skaliert wird. Auf die Halbierung der Werte, die nach den gültigen Normen zulässig wäre, wird zunächst verzichtet. Bereits bei vollem Ansatz der Werte nach Gleichung (4.7) resultieren i.A. Stichmaße der Vorkrümmung, die zwischen $L/700$ und $L/950$ variieren. Derart kleine Ersatzimperfektionen müssen kritisch hinterfragt werden, da diese schon im Bereich der Werte liegen, bei denen in der Regel traglastmindernde Eigenspannungen berücksichtigt werden. Eine Halbierung der Werte erscheint schon aus diesem Grund nicht gerechtfertigt.

Schließlich erfolgen Berechnungen unter Ansatz einer seitlichen Vorkrümmung, die auf den Normwert für Knicken senkrecht zur Profilachse z-z gemäß Tabelle 4.8 skaliert wird, wobei die Werte auf $v_0 = 0,5 \cdot e_0$ halbiert werden.

Die speziellen Ersatzimperfektionen für Biegedrillknicken gemäß Tabelle 4.9 wurden für die Traglastberechnungen mit dem Programm Ansys nicht verwendet. Die Begründung hierfür liegt darin, dass die e_0 -Werte explizit an das Nachweisverfahren

ren gekoppelt sind, auf dessen Basis sie hergeleitet wurden. Insbesondere die Verdoppelung der Werte im Schlankheitsbereich $0,7 \leq \bar{\lambda}_{LT} \leq 1,3$ geht auf Untersuchungen von *Beier-Tertel* [4] zurück. Die zu Grunde gelegte Nachweismethode besteht in einer elastischen Schnittgrößenermittlung nach Theorie II. Ordnung und dem anschließenden Nachweis der Querschnittstragfähigkeit mit Hilfe des *Teilschnittgrößenverfahrens* (siehe z.B. [35]). Steifigkeitsmindernde Einflüsse infolge des Plastizierens der Querschnitte werden bei der Schnittgrößenermittlung im Unterschied zu einer Traglastberechnung mit dem Programm Ansys, welches die Ausbildung von Fließzonen berücksichtigt, nicht einbezogen. Damit sich aus der genaueren Traglastberechnung unter Berücksichtigung von Fließzonen und Eigenspannungen und aus der vereinfachten Berechnung mittels des Ersatzimperfektionsverfahrens gleiche Traglasten ergeben, sind für letztere Vorgehensweise vergrößerte Ersatzimperfektionen erforderlich. Der Ansatz dieser e_0 -Werte in einer Ansys-Berechnung unter Berücksichtigung von Fließzonen würde die Traglasten zu konservativ wiedergeben.

Die Auswertungen erfolgen beispielhaft für zwei unterschiedliche Walzprofile. Zum einen wird in Bild 4.23 ein IPE 360-Profil untersucht, das sowohl für den Stabilitätsfall Knicken senkrecht zur z-z-Achse als auch für Biegedrillknicken – bei Verwendung der europäischen Knickspannungslinien – der Kurve b zugeordnet wird. Das Diagramm in Bild 4.24 zeigt die Ergebnisse für ein HEB 200-Profil. Dieses ist aufgrund seines h/b-Verhältnisses bezüglich des Knickens senkrecht zur z-z-Achse der Knickspannungslinie c und für Biegedrillknicken der Linie a zuzuordnen.

Bei beiden Profilen zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung der Berechnungsergebnisse, die sich bei expliziter Berücksichtigung der Eigenspannungen und bei Verwendung der eigenformaffinen und schlankheitsabhängig skalierten Ersatzimperfektionen ergeben. Weiterhin fällt auf, dass der ausschließliche Ansatz einer seitlichen Vorkrümmung bei gleicher Skalierung höhere Traglasten liefert als die Verwendung der kombinierten Vorverformungsform aus Vorkrümmung und Vorverdrehung. Eine Halbierung des Maximalstichs würde diese Tendenz nochmals verstärken und erscheint daher nicht gerechtfertigt. Ein sinnvoller Ansatz für die Ersatzimperfektion ist offensichtlich durch die ausschließliche Verwendung einer seitlichen Vorkrümmung gegeben, wobei der Maximalstich schlankheitsunabhängig auf den halbierten Normwert für Knicken senkrecht zur Profilachse z-z gemäß Tabelle 4.8 skaliert wird. Aufgrund der einfacheren Realisierung der Vorverformungsform im FE-Modell und der schnellen Bestimmung des Maximalstichs e_0 stellt diese Vorgehensweise einen äußerst praxisfreundlichen Ansatz dar.

4.6 Ansatz und Einfluss von geometrischen Ersatzimperfektionen

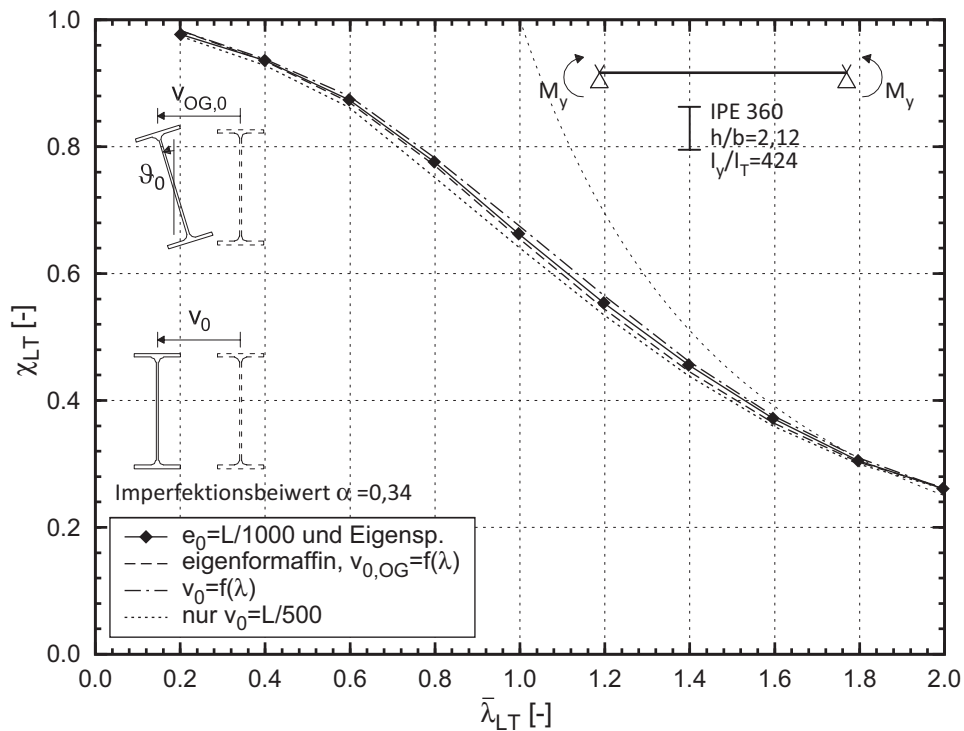


Bild 4.23: Vergleich der Tragfähigkeiten unter Biegebeanspruchung M_y bei Ansatz unterschiedlicher Bauteilimperfektionen am Beispiel eines IPE 360-Profiles

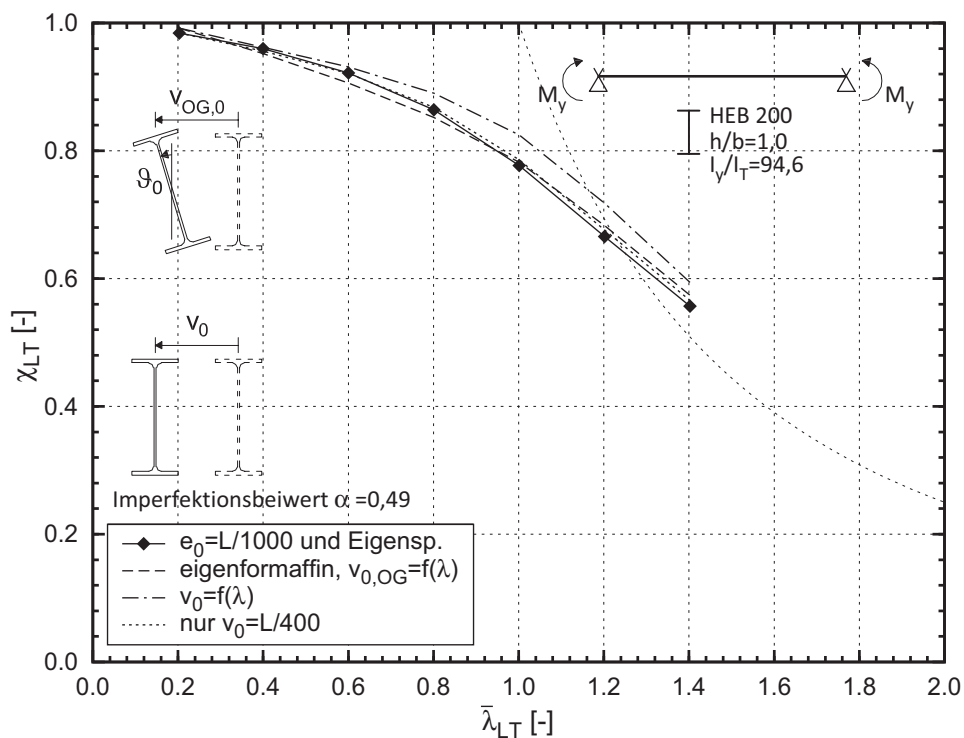


Bild 4.24: Vergleich der Tragfähigkeiten unter Biegebeanspruchung M_y bei Ansatz unterschiedlicher Bauteilimperfektionen am Beispiel eines HEB 200-Profiles

Als Ergebnis der Untersuchungen in diesem Abschnitt kann festgestellt werden, dass der Ansatz von eigenformaffiner und schlankheitsabhängig skalierten Vorverformungen einen sinnvoller Ersatzimperfektionsansatz für das Biegedrillknicken von biegebeanspruchten I-Profilen darstellt. Dieser Ansatz wird in den folgenden Abschnitten für die numerischen Traglastberechnungen verwendet.

4.7 Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurden numerische Modelle auf Basis der Finite-Elemente-Methode entwickelt, die es ermöglichen, das Biegedrillknickverhalten von Einzelbauteilen und von vollständigen Rahmenkonstruktionen zu analysieren. Die Modelle erlauben eine Abbildung von I-Profilen mit und ohne Voute, wobei sowohl bei den Einzelbauteilen als auch bei den vollständigen Rahmenkonstruktionen verschiedene Randbedingungen in Form von Endauflagern und Zwischenstützungen realisiert werden können. Es können Verzweigungslastanalysen nach der Elastizitätstheorie und auch physikalisch und geometrisch nichtlineare Traglastberechnungen durchgeführt werden. Insbesondere für letztere kommt das Software-Paket *ANSYS 11.x* [S1] zum Einsatz, während für große Teile der Verzweigungslastanalysen an aus dem Gesamtsystem herausgelösten Einzelbauteilen die frei erhältliche Software *LTBeam* [S2] genutzt wird. Die parametrisierte Eingabe ermöglicht die Durchführung von Parameterstudien, die in den Abschnitten 5 bis 8 beschrieben werden. Außerdem ist eine Erweiterung der Modelle auf weitere, in dieser Arbeit nicht untersuchte Bauteil- und Querschnittsgeometrien sowie Lagerungsbedingungen, leicht möglich.

Um sicherzustellen, dass die Finite-Element-Modelle das reale Tragverhalten korrekt abbilden kann, erfolgte eine Kalibration anhand von theoretisch und experimentell ermittelten Verzweigungs- und Traglasten. Da es sich bei der idealkritischen Verzweigungslast eines Bauteils stets um einen theoretischen Wert handelt, kann die Kalibration der Modelle nur durch Vergleich mit analytischen Lösungen, Werten aus der Literatur oder Verzweigungslasten, die mit entsprechend verifizierten Berechnungsprogrammen ermittelt wurden, erfolgen. Auf Traglastniveau erfolgte die Kalibration durch Vergleichsrechnungen der in Abschnitt 3 beschriebenen Versuche. Dabei wurden nicht nur die Traglasten, die sich aus der numerischen Analyse und im Versuch ergaben, verglichen, sondern insbesondere auch die zugehörigen Bauteilverformungen. Aufgrund der sehr guten Übereinstimmungen bei dem Vergleich der Versuchsergebnisse mit den numerisch ermittelten Tragfähigkeiten, Versagensarten und Last-Verformungskurven kann davon ausgegangen werden, dass das numerische Modell in der Lage ist, das Tragverhalten von gevouteten I-Profilen unter Biegebeanspruchung wirklichkeitsnah abzubilden.

Zur Herleitung von allgemeingültigen Bemessungsregeln ist es notwendig, einen sinnvollen Ansatz für Form und Richtung der geometrischen Imperfektionen auf der einen Seite und für die Größenordnung derselben sowie Größe und Verteilung der Eigenspannungen auf der anderen Seite zu finden. Es konnte gezeigt werden, dass die in den gegenwärtig anzuwendenden Normen Eurocode 3, Teil 1-1, [R8], und DIN 18800, Teil 2, [R4], empfohlene Vorgehensweise, die strukturellen Imperfektionen durch vergrößerte geometrische Ersatzimperfektionen zu erfassen, gleichwertig mit der direkten Berücksichtigung der Eigenspannungen in der Finite-Element-Berechnung ist. Hierzu müssen die geometrischen Ersatzimperfektionen schlankheitsabhängig skaliert und eigenformaffin angesetzt werden. Wird ausschließlich eine horizontale Vorkrümmung berücksichtigt, darf das Stichmaß e_0 gegenüber dem Wert, der für den Stabilitätsfall Knicken normal zur Hauptachse $z-z$ gilt, halbiert werden. Dies ist jedoch nur zulässig, wenn schlankheitsunabhängig die Maximalwerte gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] verwendet werden. Erfolgt die Skalierung der horizontalen Vorkrümmung schlankheitsabhängig und durch Halbierung des Ansatzes für das Knicken senkrecht zur schwachen Profilachse, so ergeben sich zu große rechnerische Traglasten. Die speziellen Ersatzimperfektionen für Biegedrillknicken gemäß [R12] wurden für die Traglastberechnungen unter Berücksichtigung der Ausbildung von Fließzonen nicht verwendet, da sie die Traglasten zu konservativ wiedergeben.

5 Verzweigungslasten von gevouteten Bauteilen

5.1 Allgemeines

Zur Ermittlung der Verzweigungslasten von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt unter Biegebeanspruchung liegen unterschiedliche Ansätze vor, die in Abschnitt 2.4.1 vorgestellt und bewertet wurden. All jenen Berechnungsmethoden ist gemein, dass sie sich auf Bauteile mit linear veränderlicher Steghöhe mit zwei Flanschen beschränken. Dadurch werden zum Beispiel Stützen mit veränderlichem Querschnitt mit und ohne seitliche Zwischenstützungen oder Rahmenriegel, bei denen diskrete Verdrehbehinderungen so angeordnet sind, dass sich an beiden Voutenenden rechnerisch ein „Gabellager“ befindet, abgedeckt.

Insbesondere bei der Betrachtung von Rahmenriegeln mit beidseitigen Vouten stellt die Forderung nach einer ausreichend steifen Verdrehbehinderung, die sich exakt am Ende der Voute befindet, eine signifikante Einschränkung für den Entwurf dar. In der Baupraxis wird die Lage von etwaigen sekundären Bauteilen – wie Pfetten – anhand der Anforderungen aus der Konstruktion der Dacheindeckung festgelegt und stimmt nicht notwendigerweise mit dem Ende der Voute überein. Dies führt dazu, dass die nachzuweisenden Einzelstäbe zumeist aus einem gevouteten Teil und einem Abschnitt mit konstanter Höhe bestehen. Sind keine ausreichend steifen Zwischenhalterungen vorhanden, entspricht die Geometrie des Bauteils einem Stab mit beidseitigen Vouten und dazwischenliegendem Teil mit konstanter Höhe.

Für Bauteile, die aus einem gevouteten Abschnitt und einem Bereich mit konstanter Höhe bestehen, liegen zurzeit keine Angaben zur Bestimmung der idealen Verzweigungslast unter Berücksichtigung des veränderlichen Querschnitts vor. Des Weiteren existieren keine Bemessungshilfen, die für die Konstruktionsweise mit drei Flanschen, bei der ein kupiertes I-Profil unter das durchlaufende Grundprofil geschweißt wird, die Wirkung des mittleren Flansches auf die ideale Verzweigungslast berücksichtigen.

Aus diesem Grund sollen im Folgenden weitergehende Bemessungshilfen zur Bestimmung von M_{cr} hergeleitet werden. Dazu bietet es sich an, einen der vorhandenen Ansätze, die in Abschnitt 2.4.1 beschrieben wurden, auf weitere Geometrien zu erweitern. Aufgrund des hohen Grads an Anschaulichkeit sowie des Vorzugs, dass die bekannten Formeln und Hilfwerte zur Bestimmung von M_{cr}

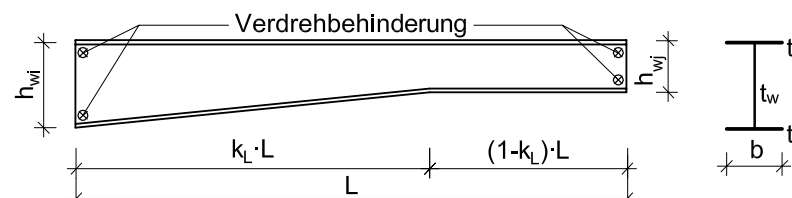
genutzt werden können, wird hierfür die Methode mit äquivalenten Querschnittswerten gewählt.

Dabei wird der gevoutete Träger auf einen Träger mit gleichbleibendem Querschnitt zurückgeführt. Ausgangspunkt der Herleitung ist die Betrachtung der potentiellen Energie am verformten Bauteil, wobei die äquivalenten Querschnittswerte so definiert sind, dass sich für den gedachten Träger mit konstanten Querschnitseigenschaften dieselbe Verformungsenergie ergibt wie für den zugehörigen gevouteten Träger.

5.2 Geschweißte Voute

5.2.1 Einzelstab mit gevoutetem und konstantem Bereich

In Anlehnung an die Ausführungen von *Galéa* [17], die für ein Bauteil mit linear veränderlicher Höhe gelten, werden äquivalente Querschnittswerte für den Fall hergeleitet, dass sich zwischen zwei Verdrehbehinderungen sowohl ein gevouteter als auch ein parallelgurtiger Trägerabschnitt befindet. Ein solcher Trägerabschnitt ist zusammen mit den erforderlichen geometrischen Beziehungen in Bild 5.1 dargestellt.



$$h_w(x) = \begin{cases} h_{wi} \left(1 - (1-\gamma) \cdot \frac{x}{k_L \cdot L} \right) & 0 \leq x \leq k_L \cdot L \\ h_{wj} & k_L \cdot L \leq x \leq L \end{cases} \quad \text{mit } \gamma = \frac{h_{wj}}{h_{wi}}$$

$$I_T(x) = \begin{cases} I_{T,i} \left(1 - (1-\delta) \cdot \frac{x}{k_L \cdot L} \right) & 0 \leq x \leq k_L \cdot L \\ I_{T,j} & k_L \cdot L \leq x \leq L \end{cases} \quad \text{mit } \delta = \frac{I_{T,j}}{I_{T,i}}$$

$$I_w(x) \approx \frac{1}{4} \cdot h_w(x)^2 \cdot I_z$$

Bild 5.1: Geschweißte Voute – Einzelstab mit gevoutetem und konstantem Bereich

Grundlage der Herleitung ist der Arbeitssatz:

$$\begin{aligned} & \frac{1}{2} \cdot \int_0^L EI_z \cdot \left(\frac{d^2 v}{dx^2} \right)^2 dx + \frac{1}{2} \cdot \int_0^L EI_w \cdot \left(\frac{d^2 \vartheta}{dx^2} \right)^2 dx + \frac{1}{2} \cdot \int_0^L GI_T \cdot \left(\frac{d\vartheta}{dx} \right)^2 dx \\ & + \int_0^L M_y(x) \cdot \left(\frac{d^2 v}{dx^2} \right)^2 \cdot \vartheta dx + \frac{1}{2} \cdot \int_0^L q \cdot d \cdot \vartheta^2 dx = 0 \end{aligned} \quad (5.1)$$

Aus Gründen der Übersichtlichkeit sind in der Gleichung (5.1) nur diejenigen Terme berücksichtigt, die für ein Bauteil mit doppelsymmetrischem Querschnitt unter Randmomenten- und Querbelastung relevant sind.

Als Ansatz für den Verlauf der Verdrehungen ϑ über die Trägerlänge wird für den gabelgelagerten Träger ein sinusförmiger Ansatz gewählt.

$$\vartheta(x) = a \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} \quad (5.2)$$

Betrachtet man nun den Anteil des Potential, der die Wölbsteifigkeit EI_w enthält

$$\Gamma_1 = \int_0^L EI_w \cdot \left(\frac{d^2 \vartheta}{dx^2} \right)^2 dx = \frac{EI_z}{4} \cdot \frac{a^2 \pi^4}{L^4} \cdot \int_0^L (h_w(x))^2 \cdot \sin^2 \frac{\pi \cdot x}{L} dx \quad (5.3)$$

und setzt die erforderlichen geometrischen Beziehungen sowie den Verformungsansatz gemäß (5.2) ein, so erhält man nach Auswertung des Integrals folgende Bestimmungsgleichung:

$$\Gamma_1 = \frac{a^2 \pi^4 \cdot EI_z}{4 \cdot L^4} \cdot h_{wi}^2 \cdot f(\gamma, k_L)$$

mit

$$f(\gamma, k_L) = \frac{\cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi - k_L \pi}{2\pi/L} - \frac{2(\gamma-1) 2k_L \pi \cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi - k_L^2 \pi^2 - \sin^2 k_L \pi}{k_L 4\pi^2/L} + \frac{(\gamma-1)^2 3k_L \pi (1-2\cos^2 k_L \pi) + (3-6k_L^2 \pi^2) \cdot \cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi + 2k_L^3 \pi^3}{k_L^2 12\pi^3/L} + \gamma^2 \frac{\pi + \cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi - k_L \pi}{2\pi/L} \quad (5.4)$$

Für einen Träger mit konstanter Höhe ($\gamma=1$) ergibt sich:

$$\Gamma_1 = \frac{\pi^2}{4 \cdot L^3} \cdot EI_z \cdot h^2 \cdot \frac{\pi^2}{2} \quad (5.5)$$

Die äquivalente Höhe h_{eq} ist nun wiederum als diejenige Höhe definiert, die ein parallelgurtiger Träger haben muss, damit sich für ihn dieselbe Verformungsenergie ergibt wie für den zugehörigen gevouteten Träger, d.h. es muss

$$\Gamma_1(\gamma=1, h_{eq}) = \Gamma_1(\gamma, h_i) \quad (5.6)$$

gelten. Gleichsetzen von (5.4) und (5.5) und Auflösen nach h_{eq} liefert:

$$\frac{h_{w,eq}^2}{h_{w,i}^2} = \frac{k_L \pi - \cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi}{\pi} + \frac{2(\gamma-1) k_L^2 \pi^2 + \sin^2 k_L \pi - 2k_L \pi \cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi}{k_L 2\pi^2} + \frac{(\gamma-1)^2 3k_L \pi (1 - 2 \cdot \cos^2 k_L \pi) + (3 - 6k_L^2 \pi^2) \cdot \cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi + 2k_L^3 \pi^3}{k_L^2 6\pi^3} + \gamma^2 \frac{\pi + \cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi - k_L \pi}{\pi} \quad (5.7)$$

Nach demselben Prinzip wird nun aus dem Anteil des Potentials, der die St. Venant'sche Torsionssteifigkeit GI_T enthält, das äquivalente Torsionsträgheitsmoment $I_{T,eq}$ hergeleitet.

$$\Gamma_2 = \int_0^L GI_T \cdot \left(\frac{d\vartheta}{dx} \right)^2 dx = \frac{a^2 \pi^2 G}{L^2} \int_0^L I_T(x) \cdot \cos^2 \frac{\pi x}{L} dx \quad (5.8)$$

Mit den Beziehungen aus Bild 5.1 folgt nach Auswertung des Integrals:

$$\Gamma_2 = \frac{a^2 \pi^2}{L^2} GI_{T,i} \cdot f(\delta, k_L)$$

mit

$$f(\delta, k_L) = \frac{L(\cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi + k_L \pi)}{2\pi} - \frac{1 - \delta}{k_L} \frac{L(k_L^2 \pi^2 - \sin^2 k_L \pi + 2k_L \pi \cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi)}{4\pi^2} + \delta \frac{L(\pi - \cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi - k_L \pi)}{2\pi} \quad (5.9)$$

Für einen Träger mit konstanter Höhe und folglich konstantem Torsionsträgheitsmoment I_T gilt:

$$\Gamma_2 = \frac{a^2 \pi^2}{2 \cdot L} \cdot GI_T \quad (5.10)$$

Soll nun wiederum das äquivalente Torsionsträgheitsmoment so definiert sein, dass sich für den gevouteten Träger und den zugehörigen Träger mit konstanter

Höhe dieselbe Deformationsenergie ergibt, so müssen Gleichung (5.9) und (5.10) gleichgesetzt und nach $I_{T,eq}$ aufgelöst werden.

$$\frac{I_{T,eq}}{I_{T,i}} = \frac{\cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi + k_L \pi}{\pi} - \frac{1 - \delta}{k_L} \frac{k_L^2 \pi^2 - \sin^2 k_L \pi + 2 k_L \pi \cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi}{2 \pi^2} + \delta \frac{\pi - \cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi - k_L \pi}{\pi} \quad (5.11)$$

Die Formeln (5.7) und (5.11) sind als Bemessungsvorschlag für die tägliche Ingenieurpraxis aufgrund des enormen Rechenaufwandes und der daraus resultierenden Fehleranfälligkeit nicht vertretbar. Daher wurden im Rahmen des Forschungsprojektes [102] die Beziehungen für $h_{w,eq}$ und $I_{T,eq}$ für unterschiedliche bezogene Voutenhöhen und -längen ausgewertet. Als Ergebnis zeigte sich, dass die Beziehungen $h_{w,eq}=f(\gamma, k_L)$ und $I_{T,eq}=f(\delta, k_L)$ sehr gut durch einfache Polynomansätze angenähert werden können. Es konnten folgende Näherungsgleichungen abgeleitet werden:

$$\frac{h_{w,eq}}{h_{w,j}} = C_1 \cdot k_L^3 + C_2 \cdot k_L^2 + C_3 \cdot k_L + C_4$$

mit

$$C_1 = 0,8574 \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right) \quad C_2 = -1,648 \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right) \quad (5.12)$$

$$C_3 = 0,2895 \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right) \quad C_4 = -0,01003 \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right) + 1$$

und

$$\frac{I_{T,eq}}{I_{T,j}} = D_1 \cdot k_L^3 + D_2 \cdot k_L^2 + D_3 \cdot k_L + D_4$$

mit

$$D_1 = -0,7537 \cdot \left(1 - \frac{1}{\delta}\right) \quad D_2 = 1,5486 \cdot \left(1 - \frac{1}{\delta}\right) \quad (5.13)$$

$$D_3 = -1,303 \cdot \left(1 - \frac{1}{\delta}\right) \quad D_4 = 0,01185 \cdot \left(1 - \frac{1}{\delta}\right) + 1$$

Alternativ zu den Formeln (5.12) und (5.13) ist auch eine Darstellung von $h_{w,eq}/h_{w,j}$ bzw. $I_{T,eq}/I_{T,j}$ in Diagrammform möglich.

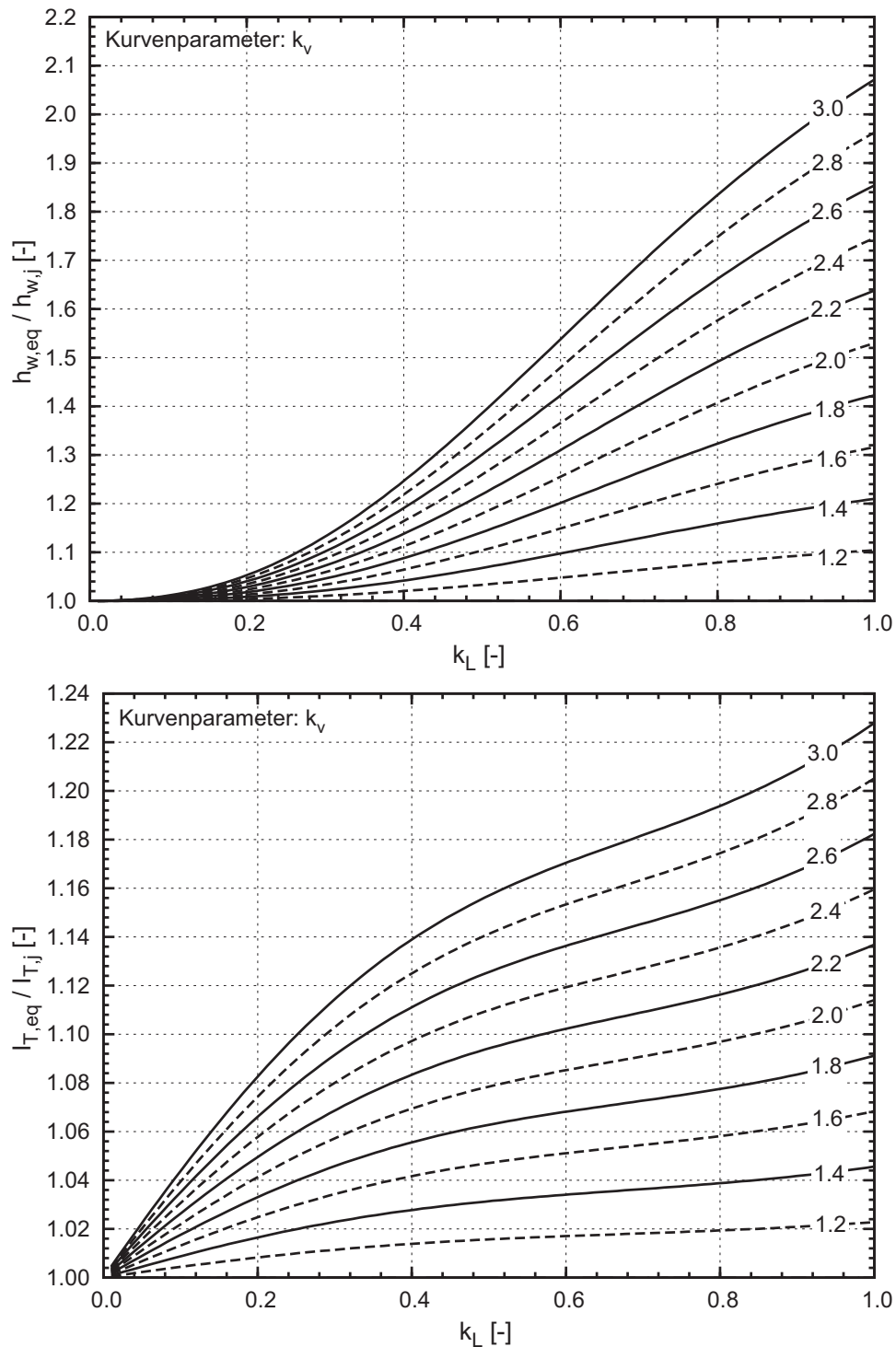


Bild 5.2: Graphische Aufbereitung der äquivalenten Querschnittsgrößen $h_{w,eq}$ und $I_{T,eq}$ für Bauteile bestehend aus einem gevouteten und einem parallelgurtigen Abschnitt

Mit Hilfe der äquivalenten Höhe $h_{w,eq}$ und den daraus abgeleiteten Querschnittswerten $I_{w,eq}$ und $z_{g,eq}$ sowie dem äquivalenten Torsionsträgheitsmoment $I_{T,eq}$ kann dann das ideale Biegedrillknickmoment für den Trägerabschnitt mit der bekannten Formel

$$M_{cr} = C_1 \cdot \frac{\pi^2 E I_z}{(k \cdot L)^2} \left(\sqrt{\left(\frac{k}{k_w} \right)^2 \frac{I_{w,eq}}{I_z} + \frac{(k \cdot L)^2 G I_{T,eq}}{\pi^2 E I_z} + (C_2 z_{g,eq})^2} - C_2 z_{g,eq} \right) \quad (5.14)$$

berechnet werden.

Bild 5.3 zeigt beispielhaft die Ergebnisse, die mit diesem Handrechenverfahren erzielt werden, im Vergleich zu Ergebnissen aus numerischen Berechnungen. Betrachtet man die einzelnen Werte näher, so lassen sich unterschiedliche Tendenzen ablesen, die auch bei anderen Geometrie- und Belastungskonfigurationen auftreten, und auf die im Folgenden näher eingegangen wird.

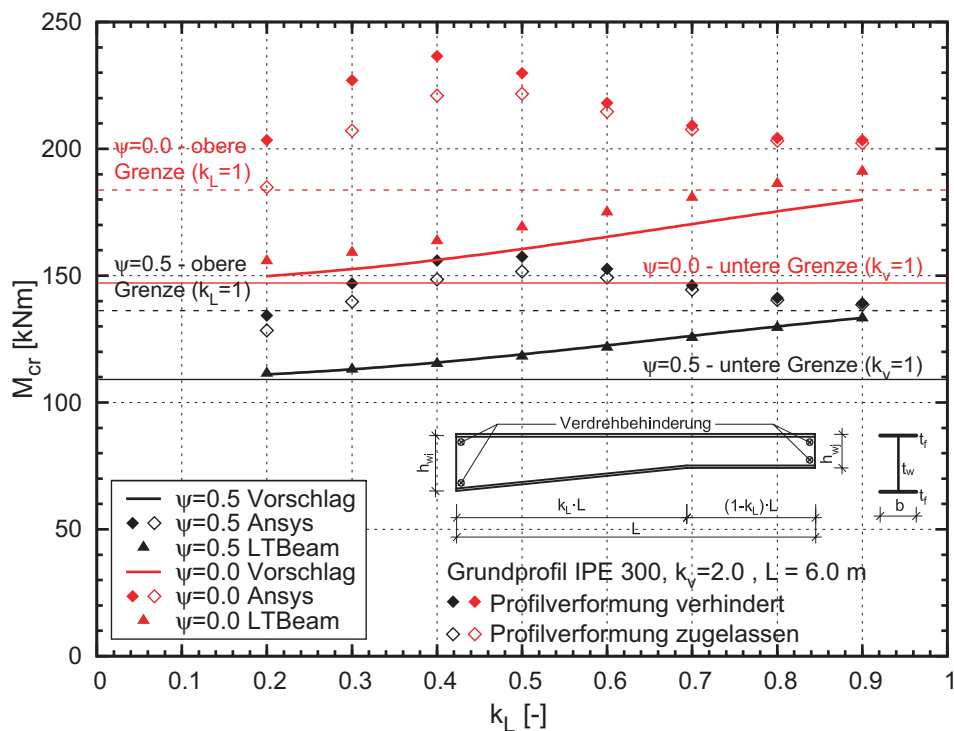


Bild 5.3: M_{cr} für Bauteile mit geschweißter Voute und Verdrehbehinderung an beliebiger Stelle – Vergleich der numerisch ermittelten Werte mit dem Bemessungsvorschlag

- Für das Endmomentenverhältnis $\psi = 0,5$ sind die idealen Biegedrillknickmomente, die mit dem Programm LTBeam [S2] berechnet wurden, und die Ergebnisse der Handformel nahezu identisch. Bei dem ebenfalls untersuchten Fall eines dreiecksförmigen Momentenverlaufs sind die Übereinstimmungen hingegen weniger gut. Dieser Effekt ist in noch

größerem Maße bei Momentenverläufen mit wechselndem Vorzeichen zu beobachten.

- Die Verzweigungslasten aus der FE-Berechnung mit Schalenelementen mit dem Programm Ansys [S1], bei denen ein querschnittstreues Verhalten erzwungen wurde, sind in allen Fällen deutlich größer als die M_{cr} -Werte aus der LTBeam-Berechnung. Diese Berechnungen wurden durchgeführt, um die Effekte aus der genaueren Diskretisierung mittels Schalenelementen und die Auswirkungen einer möglichen Querschnittsverformung getrennt voneinander untersuchen zu können. Durch die Modellierung mit Schalenelementen werden sowohl die Übergangsbedingungen an der Knickstelle im Untergurt als auch der Einfluss des geneigten Gurtes berücksichtigt. Dies ist bei der Verwendung des Programms LTBeam, bei der die Querschnittswerte elementweise konstant eingegeben werden, nicht möglich.
- Wird die Querschnittsverformung bei der Finite-Element-Berechnung berücksichtigt, so ergeben sich zum Teil deutlich geringere Werte für M_{cr} als bei erzwungener Querschnittstreue. Dieser Effekt ist in Abhängigkeit von der Lage des Knicks, vom Neigungswinkel des Voutenuntergurtes und von der Belastung mehr oder weniger ausgeprägt und tritt auch auf, wenn die Querschnitte – wie bei dem hier untersuchten Beispiel – nicht als beulgefährdet einzustufen sind.

Der Grund für die belastungsabhängigen Unterschiede zwischen dem Bemessungsvorschlag und dem idealen Biegedrillknickmoment gemäß LTBeam liegt darin, dass der Verlauf der seitlichen Verschiebungen v und der Verdrehungen ϑ über den untersuchten Trägerabschnitt nicht exakt dem in den formelmäßigen Herleitungen angesetzten sinusförmigen Verlauf entspricht. In Bild 5.4 ist der Verlauf der seitlichen Verschiebungen v bei unterschiedlichen Biegemomentenverläufen für die Parameterkonfiguration gemäß Bild 5.3 mit $k_L=0,5$ dargestellt. Die Diskrepanz zwischen dem idealisierten Verformungsansatz und der wahren Form der Eigenform hat bei gevouteten Bauteilen an zwei Stellen einen Einfluss auf die Berechnung von M_{cr} mittels Näherungsformeln. Zum einen entspricht der Verlauf von v und ϑ auch bei Bauteilen mit konstanter Höhe nur für den Sonderfall eines gabelgelagerten Einfeldträgers mit konstantem Biegemomentenverlauf einer einfachen Sinushalbwellen. Für davon abweichende Lagerungs- und Belastungsbedingungen sind entweder mehrgliedrige Verformungsansätze zu berücksichtigen oder es muss eine Diskretisierung mittels finiter Elemente erfolgen. Die bestehenden Handrechenverfahren berücksichtigen dies bei der Festlegung der belastungsabhängigen Beiwerte, z.B. durch die C_1 -Faktoren in [39]. Zum anderen geht der Verformungsansatz bei der Herleitung der äquivalenten

Querschnittswerte $h_{w,eq}$ und $I_{T,eq}$ ein, siehe Gleichung (5.2). Für eine „exakte“ Lösung der äquivalenten Querschnittswerte müsste zunächst der wahre Verlauf der Verschiebungen v und der Verdrehungen ϑ unter Berücksichtigung der Belastung für das gedachte Bauteil mit konstanter Höhe bekannt sein, bevor das Gleichsetzen der Potentialanteile erfolgen kann. Da bereits für den ersten Schritt auf numerische Lösungsverfahren zurückgegriffen werden muss, ist eine geschlossene Lösung des Problems nicht möglich.

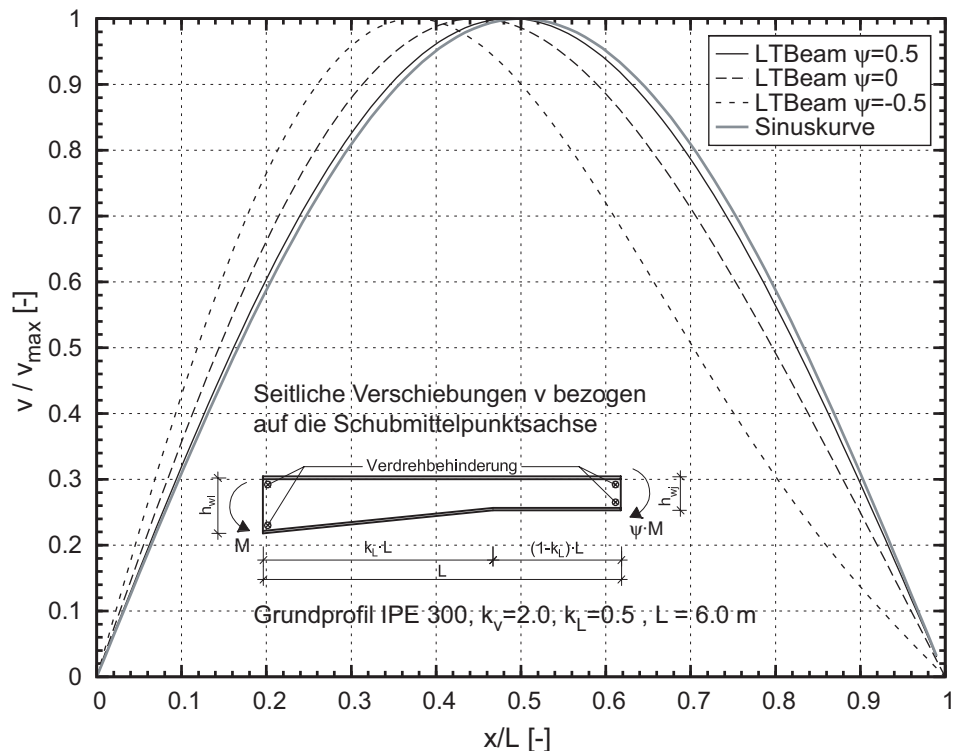


Bild 5.4: 1. Eigenform eines Bauteils mit geschweißter Voute und Verdrehbehinderung an beliebiger Stelle – Verlauf der seitlichen Verschiebungen v

Grundsätzlich existieren Verfahren, die komplexere Verformungsansätze berücksichtigen (Andrade [1], Vayas [103]). Dabei werden jedoch der veränderliche Momentenverlauf und die Bauteilgeometrie stets in einem einzigen Beiwert berücksichtigt. Für den Sonderfall „Voutenlänge=Bauteillänge“ konnte hier eine Aufbereitung in Form von Bestimmungsgleichungen erfolgen. Im Hinblick auf die Entwicklung eines praxistauglichen Bemessungsverfahrens ist jedoch eine Erweiterung auf andere Geometrien nicht zielführend, siehe Abschnitt 2.4.1.

Im Folgenden sollen die Abweichungen zwischen dem Bemessungsvorschlag und der LTBeam-Berechnung im Vergleich zu dem Genauigkeitsniveau bestehender Näherungsformate für Bauteile mit konstanter Höhe quantifiziert werden. Die in Bild 5.3 dargestellten idealen Biegedrillknickmomente, die mit der Handformel bestimmt wurden, legen die tabellierten C_1 -Werte aus [39] zu Grunde. Die Abwei-

chungen gegenüber den LTBeam-Ergebnissen resultieren zum einen daraus, dass diese Werte auf der sicheren Seite liegend unabhängig von der Bauteillänge und den Querschnitseigenschaften abgeleitet und aufbereitet wurden. Zum anderen spielt – wie oben erläutert – die Herleitung der äquivalenten Querschnittswerte mittels einer „fehlerhaften“ Verformungsannahme eine Rolle.

Um den jeweiligen Einfluss dieser beiden Effekte trennen zu können wurden ideale Biegedrillknickmomente mit dem Programm LTBeam für Bauteile mit und ohne Voute berechnet. Aus den Ergebnissen wurden dann C_1 -Werte ermittelt, wobei im Falle der gevouteten Bauteile die äquivalenten Querschnittswerte zu Grunde gelegt wurden. Als Resultat dieser Untersuchung sind in Bild 5.5 die numerisch ermittelten C_1 -Werte über den Tabellenwerten aufgetragen. Zusätzlich zu den Datenpunkten sind Ausgleichsgeraden getrennt für die Bauteile mit konstanter Höhe und die gevouteten Träger angegeben. Die untersuchte Geometrieconfiguration entspricht derjenigen, die auch in Bild 5.3 berücksichtigt wurde.

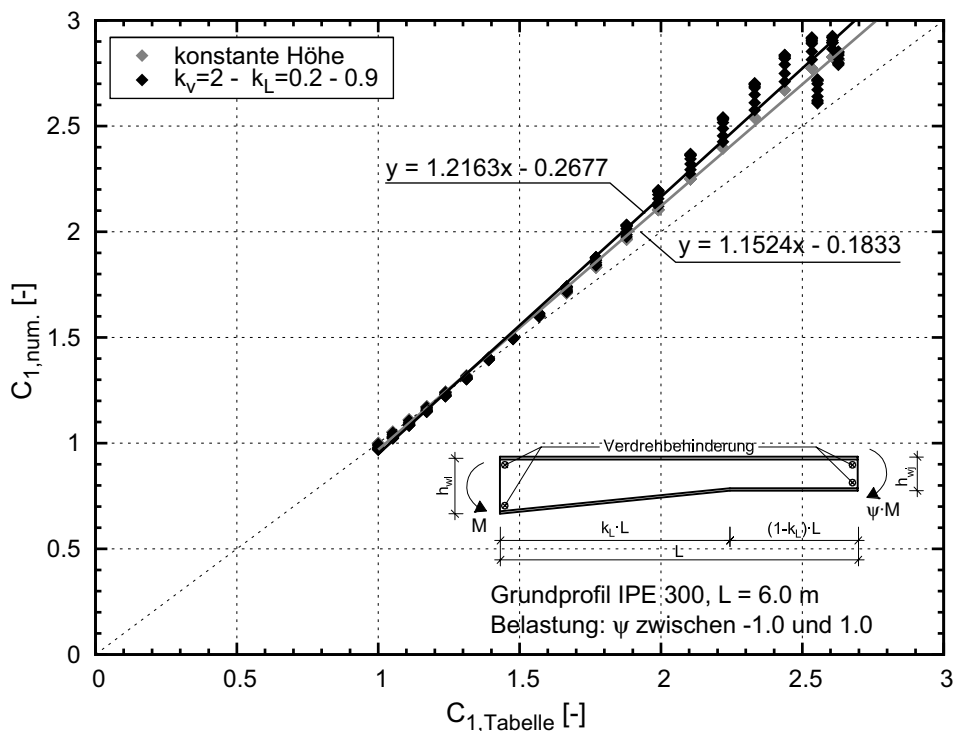


Bild 5.5: Numerisch ermittelte C_1 -Werte im Vergleich zu den tabellierten Werten aus [39]

Es zeigt sich, dass die aus numerischen Berechnungen mit LTBeam zurückgerechnete C_1 -Werte auch bei den Bauteilen mit konstanter Höhe größer sind als die Tabellenwerte. Die Unterschiede sind dabei umso größer, je ausgeprägter die Abweichung vom konstanten Momentenverlauf ist. Bei den zurückgerechneten C_1 -Werten für die gevouteten Bauteile ergibt sich insbesondere im Bereich durch-

schlagender Momente eine größere Streuung der Ergebnisse als bei den Bauteilen mit konstanter Höhe. Die Unterschiede zwischen den Ergebnissen für das konstante Bauteil und das gevoutete Bauteil sind auf die Unschärfen bei der Ermittlung der äquivalenten Querschnittswerte zurückzuführen. Im Vergleich zu den Abweichungen zwischen den numerisch berechneten und den tabellierten C_1 -Werten für konstante Bauteile sind diese gering. Insgesamt lässt sich feststellen, dass die Verwendung der Bemessungshilfen gemäß Bild 5.2 stets zu idealen Biegedrillknickmomenten führt, die gegenüber den Ergebnissen, die das Programm LTBeam liefert, auf der sicheren Seite liegen.

Die Erklärung dafür, dass die Verzweigungslasten aus der FE-Berechnung mit Schalenelementen, bei denen ein querschnittstreu Verhalten erzwungen wurde, in allen Fällen deutlich größer sind als die M_{cr} -Werte aus der LTBeam-Berechnung liegt in der verbesserten Abbildung der Übergangsbedingungen an der Knickstelle im Untergurt. Durch den „Knick“ im Untergurt entsteht eine lokale Wölbbehinderung. Das Schalenmodell bildet diese ab, ein Balkenmodell mit abschnittsweise konstanten Elementen, das die Basis der LTBeam-Werte und auch des Berechnungsvorschlags ist, kann dies naturgemäß nicht gewährleisten. In Bild 5.6 werden die Auswirkungen auf das Verformungsverhalten anhand des Verlaufs der seitlichen Verschiebungen v im Verzweigungszustand veranschaulicht.

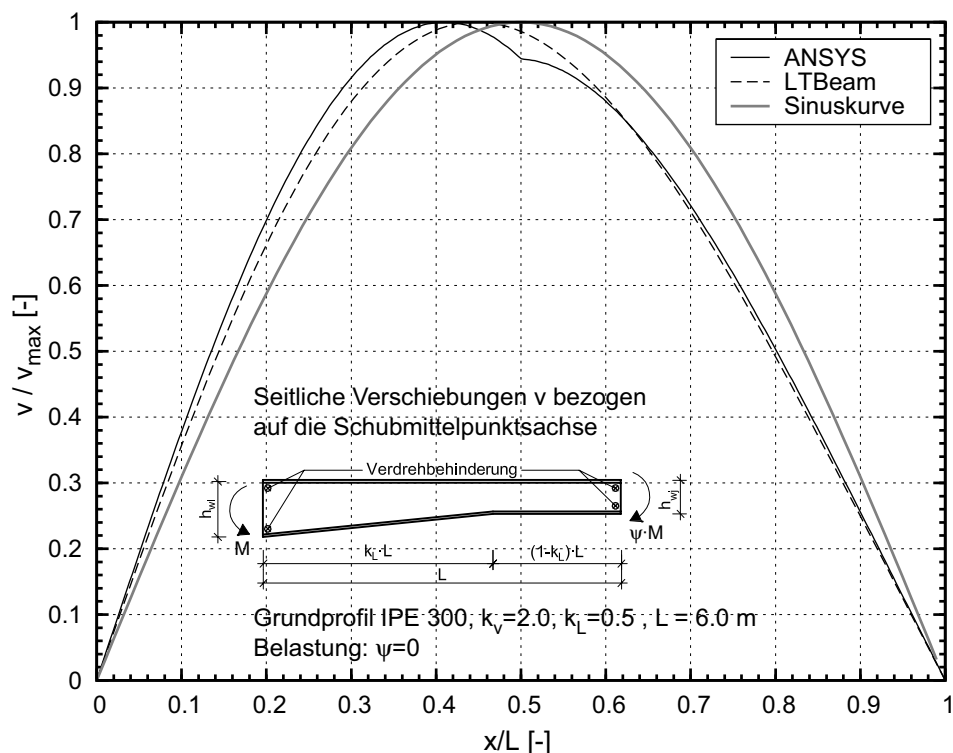


Bild 5.6: Vergleich der der seitlichen Verschiebungen v bei Berechnung mit Balkenelementen und mit Schalenelementen bei erzwungener Querschnittstreu

Zum einen weicht der Verlauf der seitlichen Verschiebungen über die Trägerlänge nochmals stärker von der in den formelmäßigen Herleitungen angesetzten Sinusform ab als dies bei der LTBeam-Berechnung mit Balkenelementen der Fall ist. Zum anderen ist an der Stelle des Voutenendes – hier bei $x/L = 0,5$ – ein deutlicher Knick im Verlauf der seitlichen Verschiebungen v auszumachen.

Des Weiteren wird bei der Modellierung mit Schalenelementen der Einfluss der geneigten Gurte berücksichtigt, bei den LTBeam-Berechnungen werden die Querschnittswerte elementweise konstant eingegeben. Hierdurch ergeben sich geringfügige Unterschiede in den idealen Verzweigungslasten, siehe auch [5].

Der Einfluss der Querschnittsverformung auf das ideale Biegedrillknickmoment von gevouteten Bauteilen wird in Abschnitt 5.4 näher untersucht. Ausgehend von Beobachtungen, die aus Pilotuntersuchungen resultieren, werden Kriterien festgelegt, bei deren Einhaltung die Berechnung von M_{cr} mit Gleichung (2.10) unter Verwendung der äquivalenten Querschnittswerte auf der sicheren Seite liegt.

5.2.2 Bauteile mit beidseitigen Vouten

Im Folgenden werden äquivalente Querschnittswerte für Bauteile mit beidseitigen Vouten und dazwischenliegendem Teil mit konstanter Höhe hergeleitet. Ein solcher Träger ist zusammen mit den erforderlichen geometrischen Beziehungen in Bild 5.7 dargestellt.

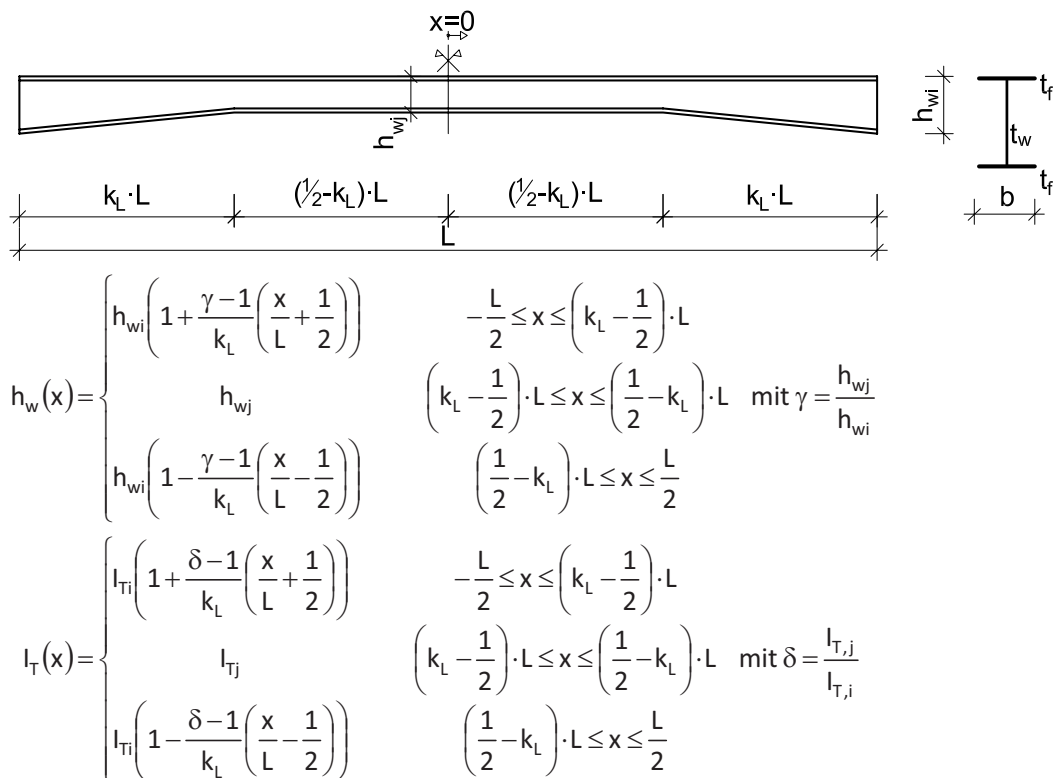


Bild 5.7: Geschweißte Voute – Bauteil mit beidseitigen Vouten

Wie für die Trägerabschnitte beschrieben, werden auch hier wiederum äquivalente Querschnittswerte $h_{w,eq}$ und $I_{T,eq}$ auf der Grundlage des Arbeitssatzes hergeleitet. Das Koordinatensystem wird hierbei so angeordnet, dass sich die Stelle $x=0$ in der Symmetrieachse des Trägers befindet. Als Ansatz für den Verlauf der Verdrehungen ϑ über die Trägerlänge wird folgender Ansatz gewählt.

$$\vartheta(x) = a \cdot \cos \frac{\pi \cdot x}{L} \quad (5.15)$$

Für den Anteil Γ_1 des elastischen Potentials ergibt sich somit:

$$\Gamma_1 = \int_{-L/2}^{L/2} EI_w \cdot \left(\frac{d^2 \vartheta}{dx^2} \right)^2 dx = \frac{EI_z a^2 \pi^4}{4L^4} \cdot \int_{-L/2}^{L/2} (h_w(x))^2 \cdot \cos^2 \frac{\pi \cdot x}{L} dx \quad (5.16)$$

Daraus wird nach Einsetzen der geometrischen Beziehungen und Auswertung des Integrals Gleichung (5.17).

$$\Gamma_1 = \frac{a^2 \pi^3 \cdot EI_z}{4 \cdot L^3} \cdot h_{wi}^2 \cdot f(\gamma, k_L)$$

mit

$$\begin{aligned} f(\gamma, k_L) = & \gamma^2 \cdot \left(\frac{\pi}{2} - k_L \pi + \cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi \right) \\ & + \frac{\gamma^2 + (4k_L - 2)\gamma + (2k_L - 1)^2}{4k_L^2} \cdot (k_L \pi - \cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi) \\ & + \frac{\gamma^2 + (2k_L - 2)\gamma - (2k_L - 1)}{2\pi k_L^2} \cdot \left(\frac{1 + k_L \pi^2 (k_L - 1) - \cos^2 k_L \pi}{(2k_L \pi - \pi) \cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi} \right) \\ & + \frac{(\gamma - 1)^2}{2\pi^2 k_L^2} \cdot \left(\begin{aligned} & k_L \pi \left(\frac{2k_L^2 \pi^2}{3} - k_L \pi^2 + \frac{\pi^2}{2} - 1 \right) \\ & + \left(1 - 2k_L^2 \pi^2 + 2k_L \pi^2 - \frac{\pi^2}{2} \right) \cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi \\ & + (2k_L \pi - \pi) \cdot \sin^2 k_L \pi \end{aligned} \right) \end{aligned} \quad (5.17)$$

Gleichsetzen mit (5.5) liefert:

$$h_{w,eq}^2 = \frac{2 \cdot h_{w,i}^2}{\pi} \cdot f(\gamma, k_L) \quad (5.18)$$

Analog gilt für den Anteil Γ_2 :

$$\Gamma_2 = \int_{-L/2}^{L/2} G I_T \cdot \left(\frac{d\vartheta}{dx^2} \right)^2 dx = \frac{a^2 \pi^2 G}{L^2} \int_{-L/2}^{L/2} I_T(x) \cdot \sin^2 \frac{\pi \cdot x}{L} dx \quad (5.19)$$

Nach Einsetzen der Beziehungen aus Bild 5.7 und Auswertung des Integrals ergibt sich daraus Gleichung (5.20).

$$\Gamma_2 = \frac{a^2 \pi G}{L} \cdot I_{T,i} \cdot f(\delta, k_L)$$

mit

$$\begin{aligned} f(\delta, k_L) &= \delta \cdot (\pi/2 - k_L \pi - \cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi) \\ &+ \frac{\delta - 1 + 2k_L}{2k_L} \cdot (\cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi + k_L \pi) \\ &+ \frac{\delta - 1}{2\pi k_L} \cdot (k_L \pi^2 (k_L - 1) + (2k_L \pi - \pi) \cos k_L \pi \cdot \sin k_L \pi + \cos^2 k_L \pi - 1) \end{aligned} \quad (5.20)$$

Gleichsetzen mit (5.10) liefert:

$$I_{T,eq} = \frac{2 \cdot I_{T,i}}{\pi} \cdot f(\delta, k_L) \quad (5.21)$$

Analog zu Abschnitt 5.2.1 ist auch hier eine direkte Anwendung der exakten, analytisch hergeleiteten Formel nicht sinnvoll. Daher wurden die Formeln (5.18) und (5.21) für unterschiedliche bezogene Voutenhöhen und -längen ausgewertet. Als Ergebnis zeigte sich, dass die Beziehungen $h_{w,eq} = f(\gamma, k_L)$ und $I_{T,eq} = f(\delta, k_L)$ sehr gut durch die Näherungsgleichungen (5.22) und (5.23) ersetzt werden können. Alternativ bietet sich wiederum eine Darstellung der Beziehungen in Diagrammform an.

$$\frac{h_{w,eq}}{h_{w,j}} = C_1 \cdot k_L^2 + C_2 \cdot k_L + C_3$$

mit

$$C_1 = 1,6877 \cdot \left(\frac{1}{\gamma} - 1 \right) \quad C_2 = -0,2265 \cdot \left(\frac{1}{\gamma} - 1 \right) \quad (5.22)$$

$$C_3 = 0,0085 \cdot \left(\frac{1}{\gamma} - 1 \right) + 1$$

5.2 Geschweißte Voute

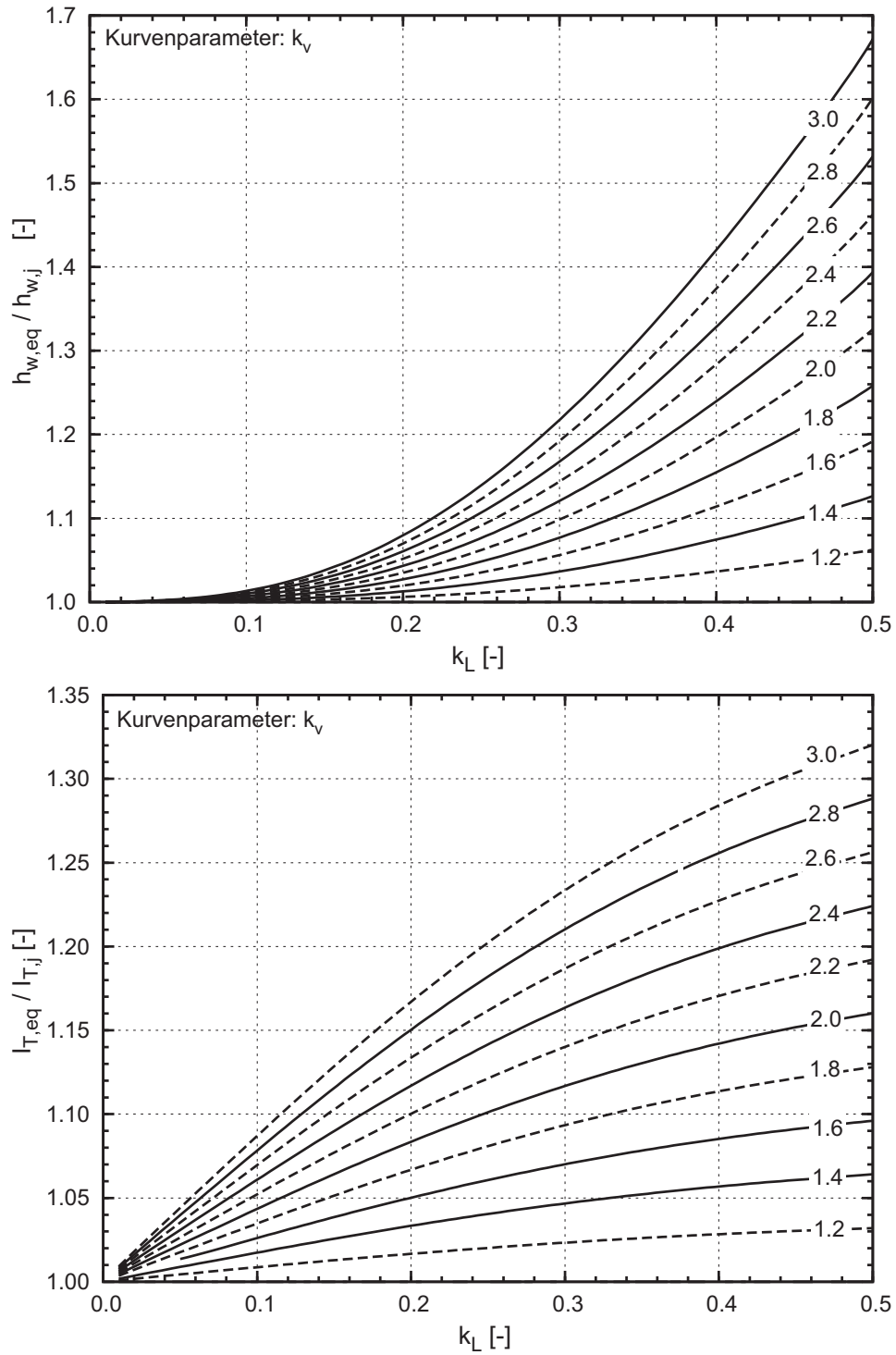


Bild 5.8: Graphische Aufbereitung der äquivalenten Querschnittsgrößen $h_{w,eq}$ und $I_{T,eq}$ für Bauteile mit beidseitigen Vouten

$$\frac{I_{T,eq}}{I_{T,j}} = D_1 \cdot k_L^2 + D_2 \cdot k_L + D_3$$

mit

$$D_1 = -1,7272 \cdot \left(\frac{1}{\delta} - 1 \right) \quad D_2 = 2,2993 \cdot \left(\frac{1}{\delta} - 1 \right) \quad (5.23)$$

$$D_3 = -0,0145 \cdot \left(\frac{1}{\delta} - 1 \right) + 1$$

Mit Hilfe der äquivalenten Querschnittswerte kann dann das ideale Biegedrillknickmoment für den Trägerabschnitt mit der Formel (5.14) berechnet werden. Bild 5.9 zeigt beispielhaft die Ergebnisse, die mit diesem Handrechenverfahren erzielt werden im Vergleich zu Ergebnissen aus numerischen Berechnungen. Die FEM-Berechnungen mit dem Ansys-Schalenmodell wurden sowohl unter der Annahme einer freien Profilverformung als auch mit der Option „Querschnittstreue“ gemäß Abschnitt 4.3.1.1 durchgeführt.

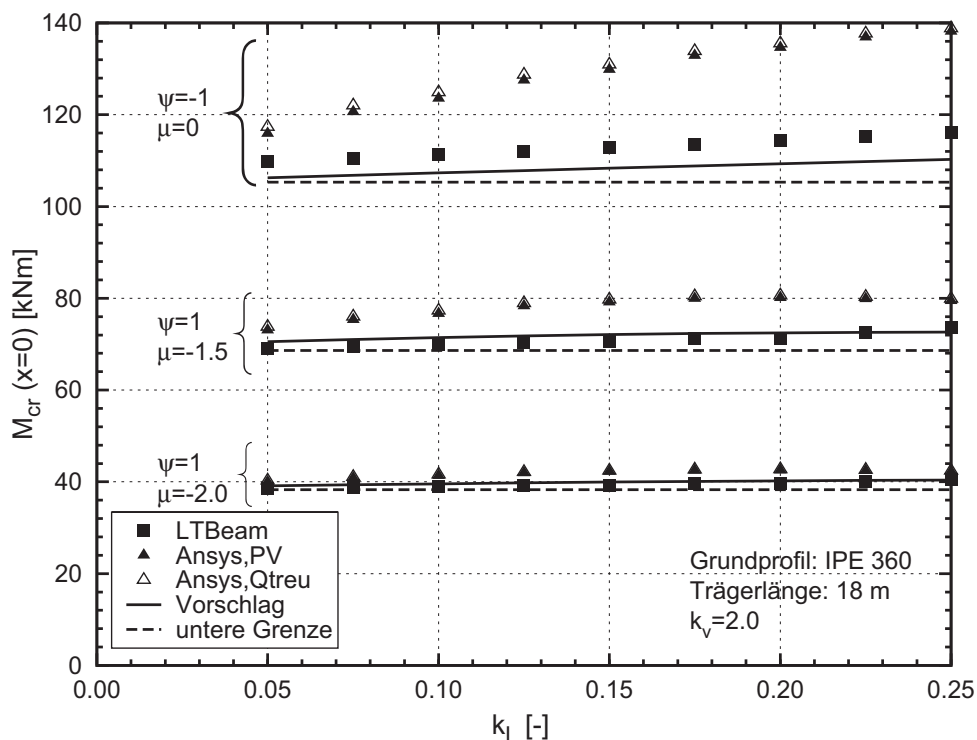


Bild 5.9: Gesamtträger mit geschweißter Voute – Vergleich der Ergebnisse

Es fällt auf, dass die Ergebnisse gemäß LTBeam, welches auf der Balkentheorie basiert, und die Ergebnisse der Handformel gut bis sehr gut übereinstimmen, während die Ergebnisse aus der FE-Berechnung mit Schalenelementen stets höher liegen. Im Vergleich zu den gevouteten Bauteilabschnitten, die in Abschnitt 5.2.1

untersucht wurden, ist der Einfluss der Profilverformung gering. Die Unterschiede zwischen den idealen Biegedrillknickmomenten aus Ansys unter Berücksichtigung der Querschnittsverformung und bei erzwungener Querschnittstreue sind für die hier dargestellten Fälle gering bis nicht vorhanden. Die größten Differenzen sind bei Beanspruchung durch Randmomente mit $\psi = -1$ ohne Querlasten abzulesen. Eine systematische Untersuchung zum Einfluss der Profilverformung für weitere Geometrie- und Belastungskonfigurationen erfolgt in Abschnitt 5.4.4.

Die Erklärung für die deutlich höheren idealen Biegedrillknickmomente, die sich bei der numerischen Berechnung mittels Schalelementen ergeben, liegt wiederum in der Diskrepanz zwischen dem realen Verlaufs der Verformungen und dem in den formelmäßigen Herleitungen angenommenen sinusförmigen Verlauf. Dies wird in Bild 5.10 anhand des Verlaufs der Verdrehungen ϑ um die Trägerlängsachse verdeutlicht. Durch den „Knick“ im Untergurt entsteht eine lokale Wölbbehinderung. Das Schalenmodell bildet dieses Tragverhalten ab, der Berechnungsvorschlag und die LTBeam-Werte, die auf einem Balkenmodell basieren, naturgemäß nicht. Im Unterschied zu den gevouteten Bauteilabschnitten gemäß Abschnitt 5.2.1 wird dieser versteifende Effekt auch nicht durch die ebenfalls im Balkenmodell nicht berücksichtigte Profilverformung wieder aufgehoben.

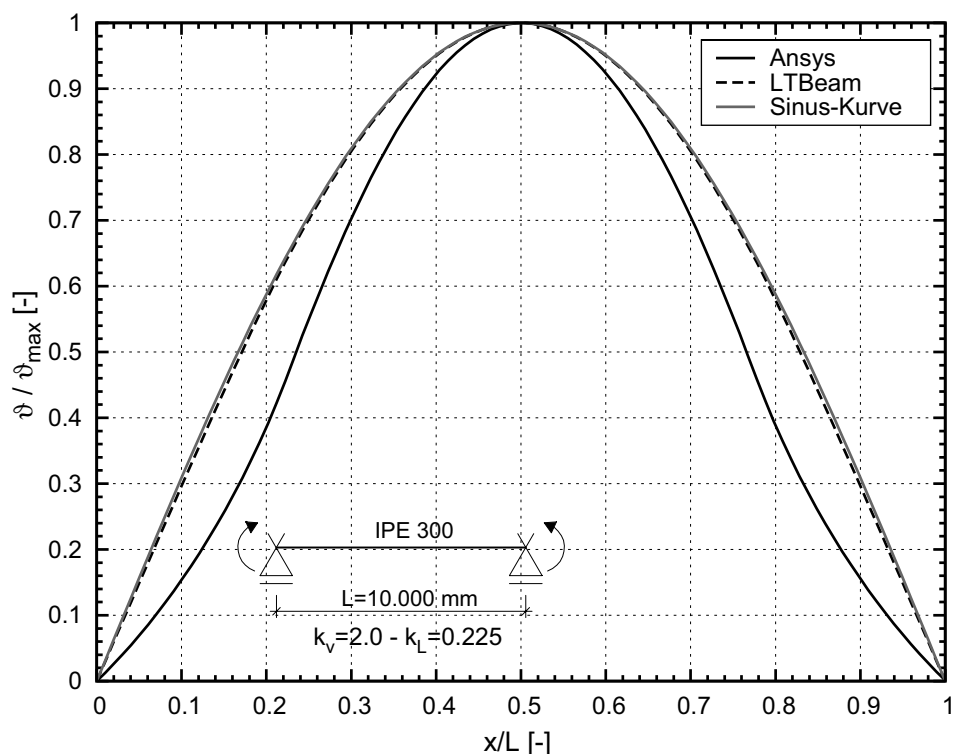
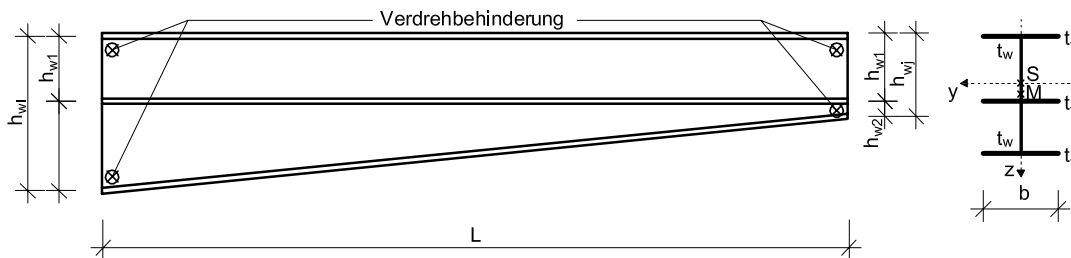


Bild 5.10: 1. Eigenform eines Bauteils mit beidseitigen Vouten (geschweißte Ausführung) – Verlauf der Verdrehungen ϑ um die Trägerlängsachse

5.3 Walzprofile mit untergeschweißter Voute

5.3.1 Bauteile mit linear veränderlicher Höhe

Durch Unterschweißen eines kupierten Profils unter den Grundquerschnitt ergibt sich ein einfachsymmetrischer Querschnitt mit drei Flanschen. Die folgenden Überlegungen und die daraus abgeleiteten Bemessungshilfen gehen von der Annahme aus, dass die Flansch- und Stegdicke sowie die Gurtbreite des untergeschweißten Profils den Abmessungen des Grundprofils entsprechen. Die Höhe der untergeschweißten Voute ist variabel. Dies bedeutet, dass das Profil, aus dem die Voute geschnitten wird, mindestens genauso groß sein muss wie das Grundprofil. In diesem Fall sind die Herleitungen im Anschluss exakt. Wird die Voute aus einem größeren Profil ausgeschnitten, liegen die Bemessungshilfen auf der sicheren Seite.



Querschnittswerte (Voraussetzung Voutenprofil = Grundprofil)

$$A = 3bt_f + h_{weq}t_w \quad z_s = \frac{A_f h_{w1} + A_f h_{weq} + A_w h_{weq} / 2}{A}$$

$$z_{f1} = -z_s$$

$$z_{f2} = h_{w1} - z_s \quad I_{zf} = 1/12 \cdot t_f b^3 \quad I_z = 3I_{zf}$$

$$z_{f3} = h_{weq} - z_s \quad I_{yw} = 1/12 \cdot t_w h_{weq}^3 \quad I_y = I_{yw} + (z_{f1}^2 + z_{f2}^2 + z_{f3}^2) A_f + z_w^2 A_w$$

$$z_w = h_{weq} / 2 - z_s$$

$$z_M = 1/3(z_{f1} + z_{f2} + z_{f3})$$

$$z_g = z_s + z_M \quad \text{für Last am OG}$$

$$I_T = bt_f^3 + \frac{h_{w1} + h_{w2}}{6} t_w^3 \quad (\text{vereinfacht, geschweißte Ausführung})$$

$$I_T = I_{T,Grund} + \frac{I_{T,Grund} - h_{w1} \cdot t_w^3}{2} + \frac{h_{w1} - h_{w2} + h_{w2}}{6} t_w^3 \quad (\text{mit Berücksichtigung der Ausrundungen})$$

$$I_w = \frac{2}{3} I_{zf} (h_{weq}^2 + h_{w1}^2 - h_{w1} h_{weq})$$

$$\beta_z = -z_j = \frac{1}{2I_y} (z_{f1} (I_{zf} + A_f z_{f1}^2) + z_{f2} (I_{zf} + A_f z_{f2}^2) + z_{f3} (I_{zf} + A_f z_{f3}^2) + z_w (3I_{yw} + A_w z_w^2)) - z_M$$

Bild 5.11: Walzprofil mit untergeschweißter Voute – Formeln und Bezeichnungen

Für die Berechnung des idealen Biegedrillknickmomentes M_{cr} eines beidseitig gabelgelagerten Bauteils mit einfachsymmetrischem Querschnitt gilt:

$$M_{cr} = C_1 \cdot \frac{\pi^2 E I_z}{L^2} \left[\sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{L^2 G I_T}{\pi^2 E I_z} + (C_2 z_g - C_3 z_j)^2} - (C_2 z_g - C_3 z_j) \right] \quad (5.24)$$

Durch Berücksichtigung des mittleren Gurtes ergeben sich für die Querschnittswerte I_z , I_T und I_w deutlich höhere Werte als für das reine I-Profil gleicher Höhe. Es ist demnach eine deutliche Steigerung des idealen Biegedrillknickmomentes M_{cr} zu erwarten. Zusätzlich ist zu beachten, dass bei Bauteilen mit einfachsymmetrischem Querschnitt, bei denen die Symmetrieachse der Hauptbiegeachse entspricht, der Wert für M_{cr} – anders als bei doppeltsymmetrischen Profilen – von der Belastungsrichtung abhängig ist. Falls der gedrückte Gurt näher am Schubmittelpunkt liegt als am Schwerpunkt, ergeben sich größere Werte für M_{cr} als im umgekehrten Fall. Bei dem hier vorliegenden dreiflansigen I-Profil mit untenliegender Voute befindet sich der Schubmittelpunkt unterhalb des Schwerpunktes. Zum Einsatz kommen derartige Querschnitte zumeist in den hochbeanspruchten Eckbereichen von Rahmentragwerken. Hier wird in der Regel der Voutenuntergurt gedrückt. Das heißt, es liegt eine Belastungssituation vor, bei der der gedrückte Gurt näher am Schubmittelpunkt als am Schwerpunkt liegt, und somit eine weitere Vergrößerung von M_{cr} zu erwarten ist. Für den weniger häufig anzutreffenden Fall, dass der Obergurt des Profils an der Stelle des größten Biegemoments M_y gedrückt wird, führt die Berücksichtigung der Einfachsymmetrie dazu, dass M_{cr} bei ansonsten gleichen Querschnittswerten kleiner wird als bei einem doppeltsymmetrischen Profil.

Die Herleitung der äquivalenten Querschnittswerte erfolgt nach demselben Prinzip wie bei den gevouteten Querschnitten in geschweißter Ausführung. Das bedeutet, dass sich für das fiktive Bauteil mit konstanten Querschnittswerten dieselbe Verformungsenergie ergeben muss, wie für den zugehörigen gevouteten Träger. Als Ergebnis konnten die Formeln (5.25) und (5.26) für die Bestimmung der äquivalenten Höhe $h_{w,eq}$ bzw. des äquivalenten Torsionsträgheitsmoments $I_{T,eq}$ hergeleitet werden. Das Trägheitsmoment I_z ist aufgrund der vorliegenden Geometrie näherungsweise konstant.

$$h_{w,eq} = \frac{h_{w2}}{2} + \sqrt{\frac{h_{w2}^2}{2} - C} \quad (5.25)$$

mit

$$C = h_{wi}^2 (-0,2826 + 0,0652 \cdot \gamma - 0,7826 \cdot \gamma^2) + h_{wi} \cdot h_{w2} (1,5 \cdot \gamma - 0,5)$$

$$I_{T,eq} = 1/2 \cdot (I_{T,i} + I_{T,j}) \quad (5.26)$$

Mit diesen Größen lassen sich dann alle erforderlichen Querschnittswerte zur Bestimmung von M_{cr} berechnen. Die Bezeichnungen sowie die erforderlichen Formeln zur Berechnung der Querschnittswerte sind Bild 5.11 zu entnehmen.

Für die Berechnung von M_{cr} ist weiterhin die Kenntnis der C_i -Koeffizienten erforderlich. Zu den Koeffizienten C_1 und C_2 finden sich in der einschlägigen Literatur (z.B. [39]) zahlreiche Angaben, da diese auch für den Fall des doppelsymmetrischen Querschnitts benötigt werden. Bezüglich der Werte für C_3 liegen deutlich weniger Informationen vor, lediglich in der Vornorm zum Eurocode 3 [R13], Anhang F, sind für einige wenige Momentenverläufe Zahlenwerte angegeben.

Es wurde eine Parameterstudie mit dem Programm LTBeam [S2] durchgeführt, die zunächst nur das Ziel verfolgte, den C_3 -Koeffizienten für eine größere Variation von Momentenverläufen bereitzustellen. Dabei zeigte sich bereits bei ersten Vorstudien eine deutliche Querschnittsabhängigkeit der Ergebnisse. Insbesondere konnte eine deutliche Abhängigkeit vom Wagner-Koeffizienten β_z , der den Grad der Einfachsymmetrie beschreibt, festgestellt werden.

Aus diesem Grund erfolgte eine umfangreiche Untersuchung, bei der zunächst die unterschiedlichen Einflussparameter wie Querschnittstyp, Voutenverhältnis k_v und Bauteillänge variiert wurden, um die Konfigurationen zu identifizieren, die die maßgebenden Werte für C_3 liefern. Dabei wurde in Analogie zu [18] schrittweise vorgegangen. Als Eingangsparameter für die Bestimmung der C_3 -Werte sollen wie in [39] die Parameter ψ und μ , die den Beanspruchungsverlauf beschreiben, verwendet werden. Im ersten Schritt werden der Wagner-Koeffizient β_z sowie der Angriffspunkt der Querbelastung z_g zu Null gesetzt und das ideale Biegedrillknickmoment $M_{cr,1}$ wird mit dem Programm LTBeam berechnet. Die Gleichung

$$M_{cr,1} = C_1 \cdot \frac{\pi^2 E I_z}{L^2} \sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{L^2 G I_T}{\pi^2 E I_z}} \quad (5.27)$$

kann dann nach C_1 aufgelöst werden. Anschließend wird der Angriffspunkt der Querbelastung z_g auf die Höhe des Obergurtes verschoben und das ideale Biegedrillknickmoment $M_{cr,2}$ wird wiederum mit dem Programm LTBeam ermittelt. Auflösen der Gleichung

$$M_{cr,2} = C_1 \cdot \frac{\pi^2 E I_z}{L^2} \left[\sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{L^2 G I_T}{\pi^2 E I_z} + (C_2 z_g)^2} - (C_2 z_g) \right] \quad (5.28)$$

liefert den Parameter C_2 . Bis zu diesem Punkt entsprechen Vorgehen und Ergebnisse den Ausführungen in [18]. Die Beiwerte C_1 und C_2 sind weitestgehend querschnitts- und längenunabhängig. Dies gelingt dadurch, dass die Wölbsteifigkeit I_w auf der sicheren Seite liegend zu Null gesetzt wird. In einem dritten Schritt wird der Wagner-Koeffizient β_z berücksichtigt. Das numerisch ermittelte ideale Biegedrillknickmoment $M_{cr,3}$ wird mit der Formel (5.24) gleichgesetzt

$$M_{cr,3} = C_1 \cdot \frac{\pi^2 E I_z}{L^2} \left[\sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{L^2 G I_T}{\pi^2 E I_z} + (C_2 z_g - C_3 z_j)^2} - (C_2 z_g - C_3 z_j) \right] \quad (5.29)$$

und anschließend nach C_3 aufgelöst. Bild 5.12 zeigt eine Auswertung der C_3 -Werte für unterschiedliche Querschnitte. Dabei sind die Ergebnisse für ein Walzprofil mit untergeschweißter Voute mit unterschiedlichen Voutenverhältnissen sowie für ein einfachsymmetrisches I-Profil in zwei unterschiedlichen Einbaulagen dargestellt. Das einfachsymmetrische Profil wurde dabei so ausgewählt, dass sein β_z -Wert demjenigen des gevouteten Querschnitts mit $k_v = 1,5$ entspricht, wobei letzterer für die äquivalente Querschnittshöhe ausgewertet wurde.

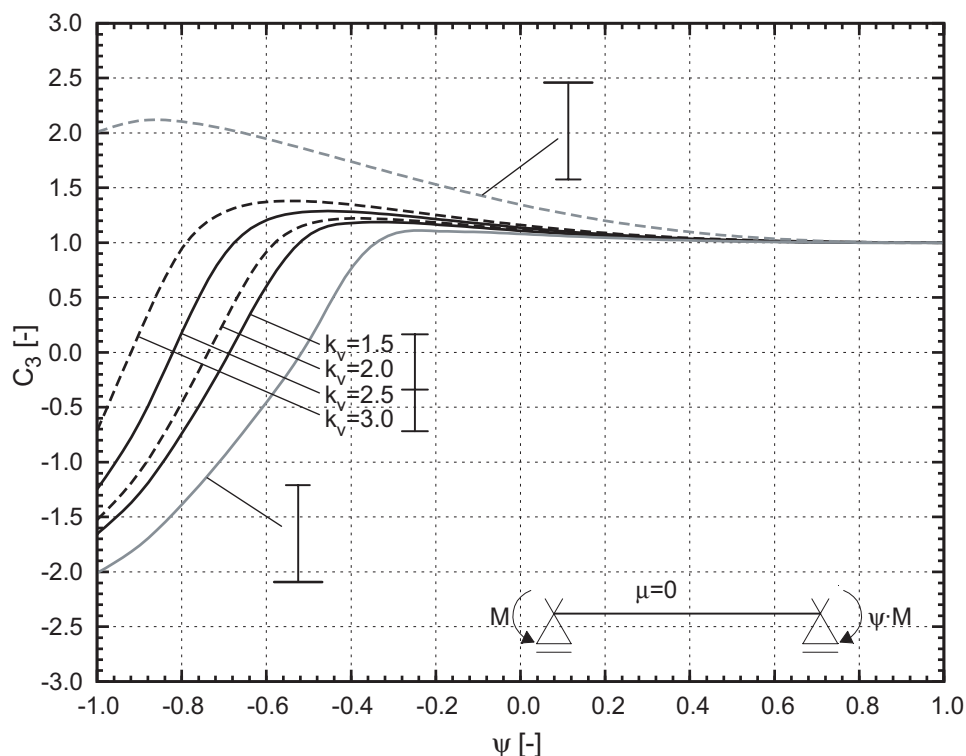


Bild 5.12: C_3 -Werte ausgewertet für unterschiedliche Querschnitte

Die Auswertung zeigt, dass der Faktor C_3 insbesondere für Beanspruchungsverläufe, bei denen die Vorzeichen der Randmomente unterschiedlich sind, stark vom betrachteten Querschnitt abhängt. Für den Fall $\psi = -1$ ergeben sich für das ein-

fachsymmetrische I-Profil je nach Einbaurichtung betragsmäßig gleich große Werte für C_3 , das Vorzeichen ist jedoch unterschiedlich. Für annähernd konstante Momentenverläufe gilt unabhängig vom betrachteten Querschnitt $C_3 \approx 1$. Des Weiteren fällt auf, dass sich auch zwischen dem gevouteten Profil mit $k_v = 1,5$ und dem einfachsymmetrischen I-Profil, bei dem der breitere Flansch unten liegt, deutliche Unterschiede bezüglich der Größe von C_3 zeigen. Dies ist besonders hervorzuheben, da der Querschnittswert z_j bzw. β_z bei beiden Profilen annähernd gleich groß ist, und demnach auch gleiche C_3 -Werte zu erwarten waren.

Die Angabe von C_3 -Werten ist somit immer nur in Kombination mit dem zugehörigen Querschnittstyp möglich, der der Herleitung zu Grunde liegt. Das Ziel war daher, C_3 -Werte für den vorliegenden Fall des I-Querschnitts mit zusätzlichem mittlerem Flansch herzuleiten, die unabhängig vom Voutenverhältnis und vom Grundquerschnitt auf der sicheren Seite liegend verwendet werden können. Im Rahmen der Parameterstudie konnte festgestellt werden, dass sich die geringsten Abweichungen zwischen dem numerisch bestimmten idealen Biegedrillknickmoment $M_{cr,FE}$ und dem mittels Formel (5.24) errechneten Wert dann ergeben, wenn der C_3 -Wert eingesetzt wird, der zu dem geringsten Voutenverhältnis k_v gehört. Die maßgebenden C_3 -Werte ergeben sich für Grundprofile mit geringem h/b -Verhältnis, bei denen ein großer Teil des Torsionslastabtrags über die St.-Venant'sche Torsion erfolgt. Als Ergebnis sind in Bild 5.13 die C_3 -Werte für den Fall des hier vorliegenden einfachsymmetrischen Profils, bestehend aus einem I-Profil mit zusätzlichem mittlerem Flansch, dargestellt. Die graphische Aufbereitung erfolgt dabei anhand der Parameter ψ und μ , die den Momentenverlauf beschreiben.

5.3 Walzprofile mit untergeschweißter Voute

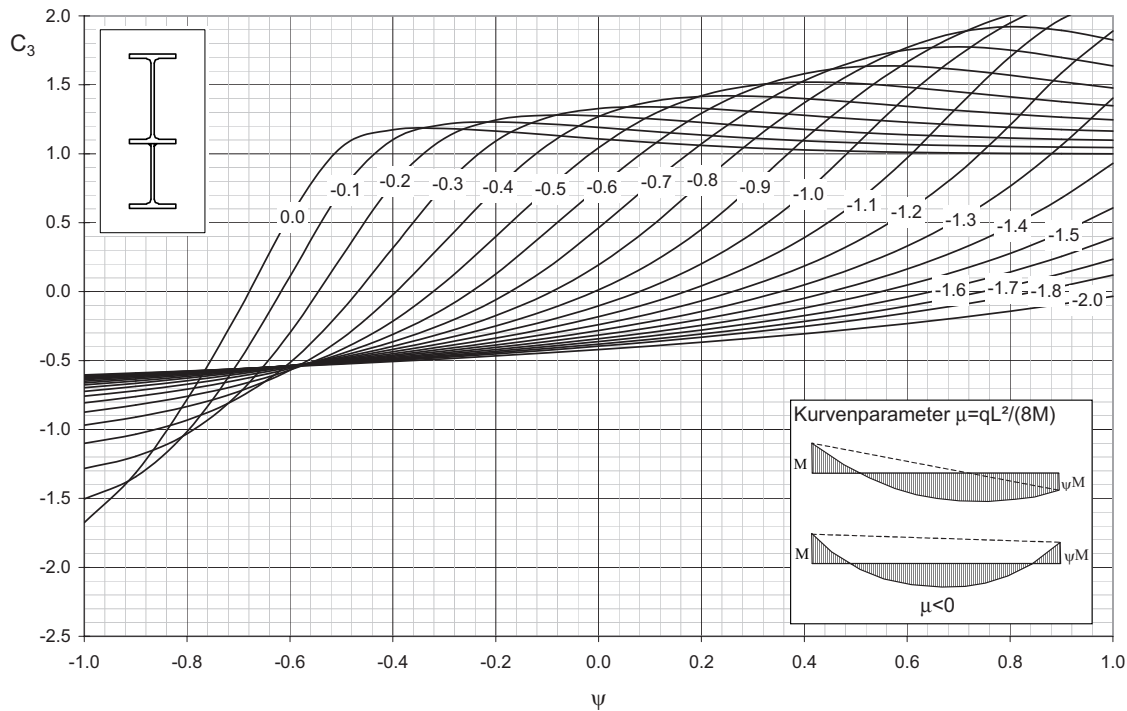


Bild 5.13: C_3 -Werte für den I-Querschnitt mit zusätzlichem mittlerem Flansch

Bild 5.14 zeigt die gute Übereinstimmung der Werte für M_{cr} , die sich mit den äquivalenten Querschnittswerten gemäß (5.25) und (5.26) und dem Wert C_3 nach Bild 5.13 ergeben, mit numerisch ermittelten Ergebnissen. Der hinterlegte Bereich kennzeichnet dabei den baupraktisch relevanten Bereich. Es zeigt sich, dass durch Berücksichtigung des mittleren Gurtes eine deutliche Steigerung des idealen Biegedrillknickmomentes M_{cr} gegenüber dem reinen I-Profil möglich ist. Die Vernachlässigung des Untergurtes des Grundprofils im Bereich der Voute, die in der Praxis aus Mangel an entsprechenden Bemessungshilfen für derartige Profile üblich ist, führt zu stark konservativen Ergebnissen.

Bezüglich des Berechnungsaufwandes lässt sich feststellen, dass zwar die äquivalente Querschnittshöhe h_{eq} leicht zu berechnen ist, jedoch zur Bestimmung aller erforderlichen Querschnittswerte eine hohe Anzahl an Rechenschritten nötig ist, was gegen eine Anwendung in der täglichen Praxis spricht. Aus diesem Grund wird an dieser Stelle auf die Bemessungshilfen verwiesen, die im folgenden Abschnitt hergeleitet werden und die für $k_L=1,0$ auch den Sonderfall des Trägerabschnitts mit Verdrehbehinderung am Voutenende mit abdecken.

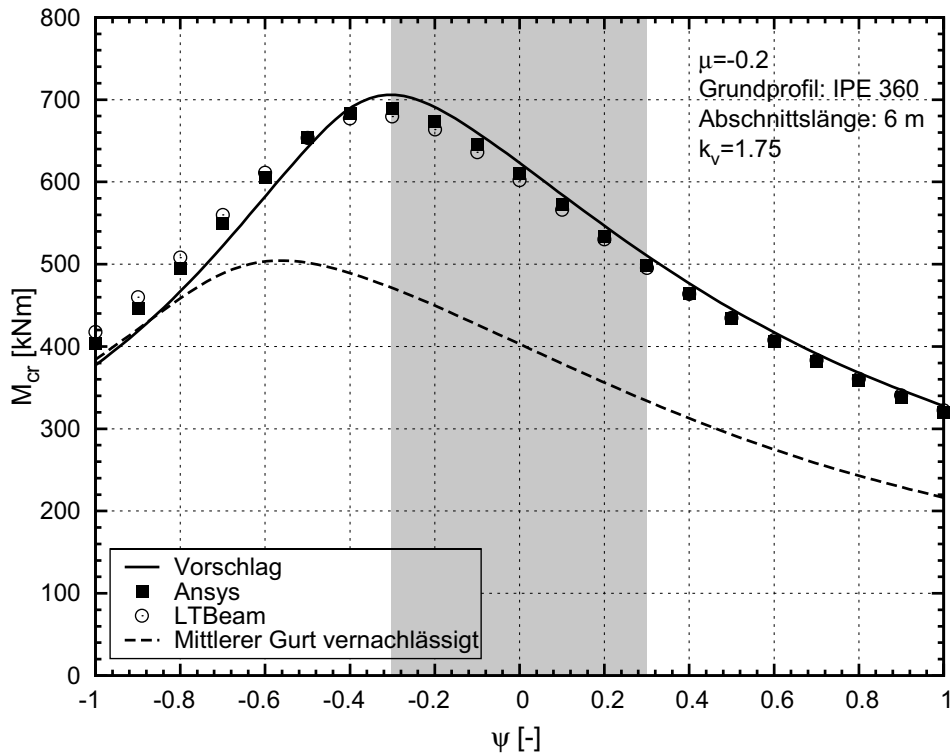


Bild 5.14: M_{cr} für Walzprofile mit untergeschweißter Voute – Vergleich der numerisch ermittelten Werte mit dem Bemessungsvorschlag

Der Vergleich der numerisch ermittelten idealen Verzweigungslasten mit dem Bemessungsvorschlag in Bild 5.14 und die in Bild 5.13 dargestellten C_3 -Koeffizienten gehen von der Annahme aus, dass das betragsmäßig größte Moment negativ ist, also Druck im Untergurt erzeugt. Ist das betragsmäßig größte Biegemoment M_y positiv und erzeugt damit Druck im Obergurt, so ist die Steigerung des idealen Biegedrillknickmoments gegenüber dem reinen I-Profil deutlich geringer. Ursache hierfür ist der größere Abstand zwischen dem gedrückten Gurt und dem Schubmittelpunkt. Trägt man dem Umstand Rechnung, dass bei Rahmentragwerken, bei denen die hier betrachteten gevouteten Bauteile zum Einsatz kommen, das größte positive Eckmoment in der Regel betragsmäßig kleiner ist als das bemessungsrelevante negative Moment, so erscheint es baupraktisch sinnvoll, für diese Belastungsrichtung den Untergurt des Grundprofils zu vernachlässigen. Dies führt zwar zu einer Unterschätzung von M_{cr} , aufgrund des hohen Berechnungsaufwandes bei der Bestimmung der erforderlichen Querschnittswerte ist diese jedoch vertretbar.

5.3.2 Einzelstab mit gevoutetem und konstantem Bereich

Die Anforderung, dass sich eine ausreichend steife Verdrehbehinderung exakt am Ende der Voute befindet, ist natürlich auch bei gevouteten Bauteilen, die aus einem durchlaufenden Walzprofil und einer untergeschweißten Voute bestehen,

5.3 Walzprofile mit untergeschweißter Voute

nicht immer erfüllt. Ist die Aufteilung eines Rahmenriegels mit beidseitigen Vouten in Einzelstäbe aufgrund der gewählten Sekundärbauteile möglich, so ergibt sich die Geometrie gemäß Bild 5.15.

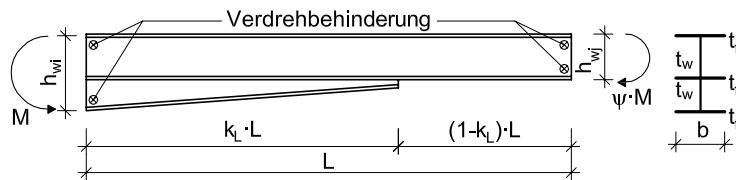


Bild 5.15: Walzprofil mit Voute – Einzelstab mit gevoutetem und konstantem Bereich

Für derartige Bauteile werden im Folgenden Bemessungshilfen zur Bestimmung von M_{cr} hergeleitet. In Abschnitt 5.3.1 konnte bereits für den Sonderfall „Verdrehschneidung am Voutenende“ gezeigt werden, dass durch Berücksichtigung des mittleren Gurtes eine deutliche Steigerung des idealen Biegedrillknickmomentes M_{cr} gegenüber dem reinen I-Profil möglich ist. Ähnliche Ergebnisse sind auch für Bauteile zu erwarten, bei denen die Voute nur in Teilbereichen vorhanden ist. Bild 5.16 verdeutlicht dies anhand eines Beispiels. Die numerisch ermittelten Werte für M_{cr} liegen zwischen den beiden Extremfällen „Grundprofil ohne Voute“ und „Voutenlänge = Abschnittslänge“. Die Vernachlässigung des Untergurtes des Grundprofils im Bereich der Voute führt zu deutlich konservativen Ergebnissen.

Ziel ist daher die Erstellung von Bemessungshilfen, die den Zuwachs von M_{cr} infolge des dritten Flansches berücksichtigen. Der Weg über die Herleitung von äquivalenten Querschnittswerten mittels Energieansatz führt bereits für den Sonderfall „Halierung am Voutenende“ zu einer wenig praxistauglichen Formulierung, wobei insbesondere die Bestimmung aller erforderlichen Querschnittswerte extrem aufwändig ist. Dieser Ansatz wird daher hier nicht weiter verfolgt.

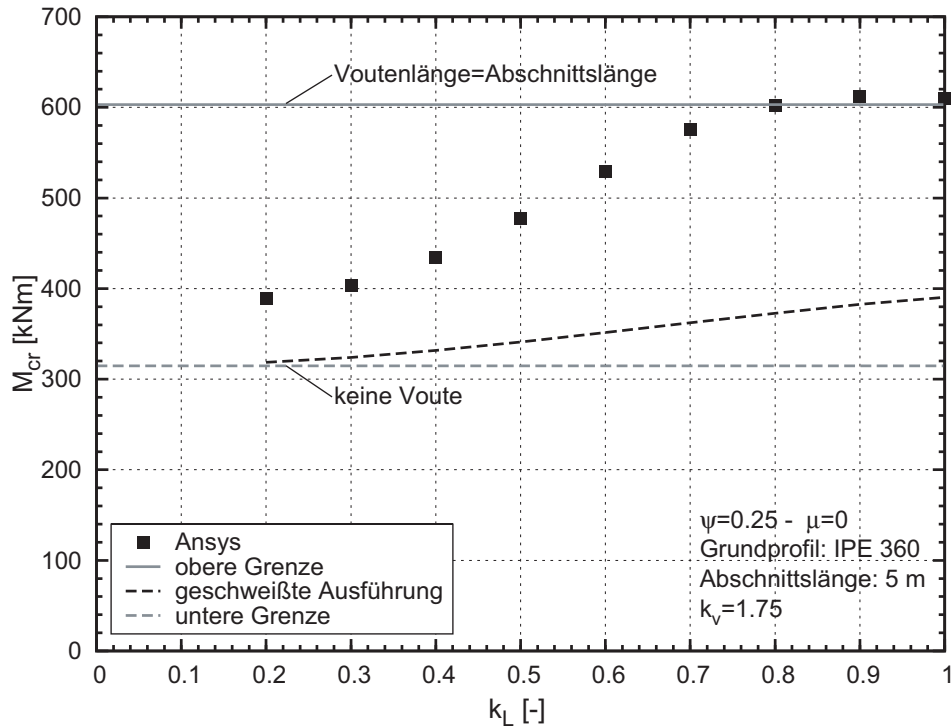


Bild 5.16: Einzelstab mit gevoutetem und konstantem Bereich – Vergleich der numerisch ermittelten Werte für M_{cr} mit Grenzwerten

Stattdessen wird ausgehend von der kritischen Beanspruchung, die sich für die geschweißte Ausführung – das heißt bei Vernachlässigung des mittleren Gurtes – ergibt, ein Korrekturfaktor

$$\xi = \frac{M_{cr,3flan}}{M_{cr,2flan}} \quad (5.30)$$

definiert, der den Zuwachs von M_{cr} infolge des dritten Flansches berücksichtigt. Mit Hilfe des Korrekturfaktors ξ und der Kenntnis des idealen Biegedrillknickmoments für den Fall der geschweißten Voutenausführung $M_{cr,2flan}$ kann dann der Wert $M_{cr,3flan}$ berechnet werden.

$$M_{cr,3flan} = \xi \cdot M_{cr,2flan} \quad (5.31)$$

Die Auswertung von ξ erfolgt in einer Parameterstudie, wobei folgende Parameter variiert werden:

- Bezogene Voutenkennwerte k_L und k_v
- Belastung ψ und μ
- Querschnitt und Länge

5.3 Walzprofile mit untergeschweißter Voute

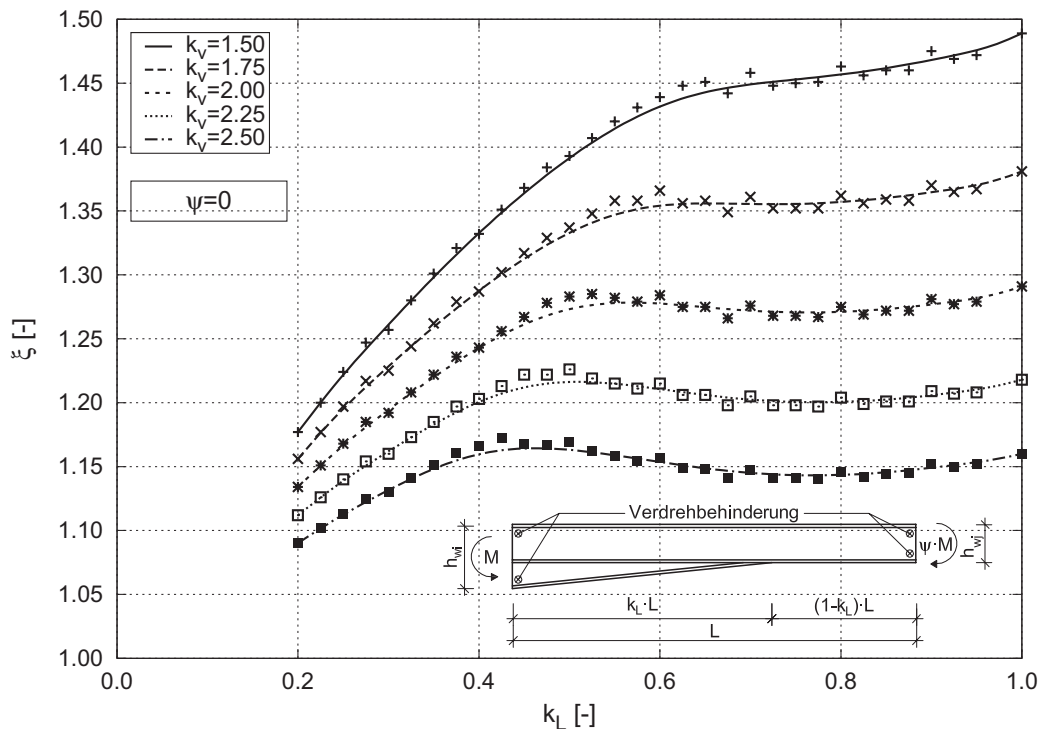


Bild 5.17: Faktor ξ zur Ermittlung von M_{cr} aus Parameterstudie und als Näherungskurve

Als Ergebnis können Diagramme zur Bestimmung des Faktors ξ abgeleitet werden. Beispielhaft ist in Bild 5.17 ein derartiges Diagramm dargestellt, das sowohl die Rechenergebnisse aus der numerischen Berechnung als auch die daraus abgeleiteten Näherungskurven enthält. Es ergibt sich ein Diagramm je Randmomentenverhältnis ψ . Voraussetzung für die Anwendung der Diagramme ist, dass das Profil, aus dem die untergeschweißte Voute ausgeschnitten wird, dem Grundprofil entspricht. Für $k_L=1$ ergibt sich eine Vereinfachung gegenüber der Berechnung mit Formeln.

Durch die Wahl des Bezugswertes $M_{cr,2flan}$ war es möglich, die Diagramme derart aufzuarbeiten, dass der Beiwert ξ nicht mehr von den Querschnittswerten des Grundprofils abhängig ist. Die Berücksichtigung einer Querbewertung μ erfolgte in der Herleitung durch Wahl der Minimalwerte für ξ , insgesamt ist der Einfluss für die baupraktisch relevanten Fälle jedoch gering. Der Einfluss des dritten Flansches fällt mit wachsendem k_v .

Da Schwerpunkt und Schubmittelpunkt beim einfachsymmetrischen Profil nicht zusammenfallen, ist das ideale Biegedrillknickmoment von der Belastungsrichtung abhängig. Der Korrekturfaktor ξ , der das Verhältnis des idealen Biegedrillknickmoments für die geschweißte Voutenausführung $M_{cr,2flan}$ und die Variante mit untergeschweißter Voute $M_{cr,3flan}$ beschreibt, hängt somit ebenfalls von der Wirkungsrichtung der Biegemomente ab. Der Einfluss des mittleren Gurtes ist für die in Bild 5.15 dargestellte Belastungssituation, bei der das Biegemoment an der

Stelle mit der maximalen Höhe Druck im Untergurt erzeugt, maximal. Die im Rahmen des Forschungsprojekts [102] hergeleiteten und in Anhang B zusammengestellten Bemessungsdiagramme zur Ermittlung von ξ gelten für diese Vorzeichenkonvention. Ist das Biegemoment am Voutenanfang positiv, erzeugt also Druck im Obergurt, so bildet $\xi = 1,0$ eine sinnvolle Näherung.

Bild 5.18 verdeutlicht, dass die Qualität der Ergebnisse gegenüber den idealen Biegedrillknickmomenten, die sich unter Vernachlässigung des mittleren Gurtes ergeben, durch Verwendung dieses einfach zu ermittelnden Korrekturfaktors wesentlich verbessert werden kann. Dies gilt für beide möglichen Ausführungsvarianten bezüglich der konstruktiven Ausbildung des Voutenendes gemäß Abschnitt 4.5.3.

Bei der im oberen Diagramm zu Grunde gelegten Variante, bei der der Voutenuntergurt an den Untergurt des Grundprofils angeschlossen ist, liegt der Berechnungsvorschlag gegenüber den Ansys-Werten unter Berücksichtigung der Profilverformung im gesamten dargestellten Bereich auf der sicheren Seite. Die Voutenhöhe ist bei dem ausgewählten Beispiel für alle Datenpunkte konstant, somit steigt der Neigungswinkel des Voutenuntergurtes gegenüber dem Untergurt des Grundprofils mit fallendem k_L -Verhältnis an. Der Einfluss der Profilverformung nimmt somit mit fallendem Neigungswinkel des Voutenuntergurtes ab. Verglichen mit den Ansys-Ergebnissen unter Berücksichtigung der Profilverformung ergeben sich bei Verwendung des Programms LTBeam und Modellierung mit abschnittsweise konstanten Balkenelementen im Bereich kurzer Vouten geringfügig zu große Werte für M_{cr} . Wird der Neigungswinkel des Voutenuntergurtes kleiner, liegen auch die LTBeam-Ergebnisse zunehmend auf der sicheren Seite. Zwischen dem Berechnungsvorschlag und den LTBeam-Ergebnissen ergibt sich aufgrund der während der Ableitung der Bemessungshilfen getroffenen Annahmen erwartungsgemäß eine gute Übereinstimmung.

Das untere Diagramm enthält die Ergebnisse für die Konstruktionsvariante, bei der der Voutenuntergurt nicht an den Untergurt des Grundprofils angeschlossen ist. Gegenüber dem oberen Diagramm ändern sich nur die Datenpunkte der Ansys-Berechnungen. Es zeigt sich, dass der Berechnungsvorschlag hier bei sehr kurzen Vouten zu größeren Verzweigungslasten führt, als die Ansys-Berechnung unter Berücksichtigung der Profilverformung. Bezüglich der baupraktischen Relevanz derartiger Geometrieconfigurationen ist jedoch festzustellen, dass in der Regel bei großen Neigungswinkeln des Untergurtes ein Anschluss desselben an das Grundprofil ohne Weiteres möglich ist, siehe Abschnitt 4.5.3. Mit wachsender Voutenlänge liegen die Handrechenergebnisse auch hier auf der sicheren Seite.

5.3 Walzprofile mit untergeschweißter Voute

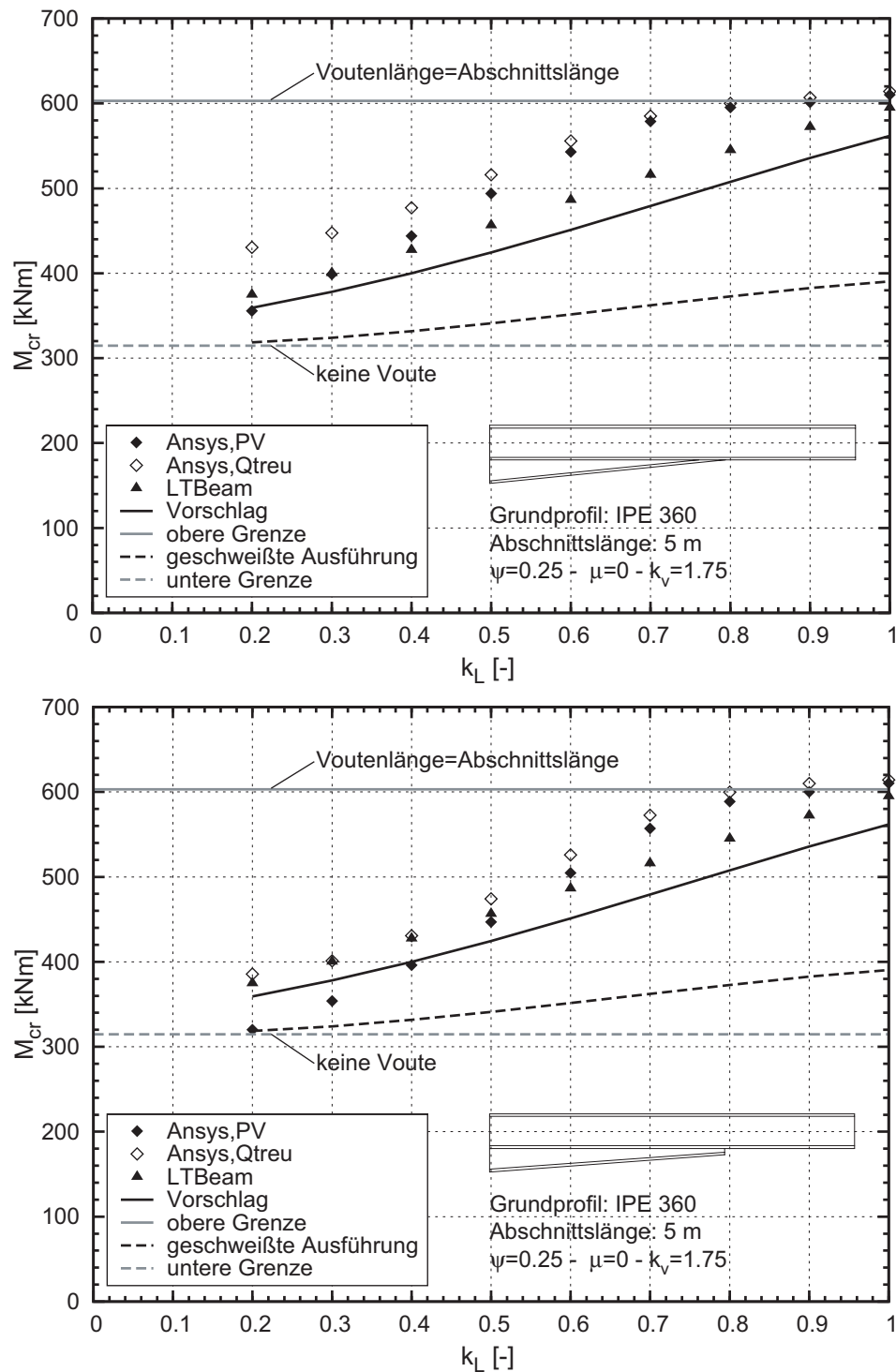


Bild 5.18: M_{cr} für Bauteile mit untergeschweißter Voute und Bereich mit konstanter Höhe – Vergleich der numerisch ermittelten Werte mit dem Bemessungsvorschlag

Der Einfluss der Profilverformung ist bei beiden Konstruktionsvarianten ungefähr gleich groß. Für die bezogene Voutenlänge $k_L = 0,2$ ergibt sich jeweils das Verhältnis $M_{cr,PV}/M_{cr,Qtreu} = 0,83$. Der Grund hierfür ist im ähnlichen Verformungsverhalten beider Bauteile im Verzweigungszustand zu finden. In Bild

5.19 sind die zugehörigen Eigenformen dargestellt. Es zeigt sich, dass die Verdrehungen um die Trägerlängsachse insbesondere im konstanten Bereich des Trägers nur von der x -Koordinate abhängen. Gleiche Verdrehungen in einem Trägerschnitt lassen auf ein querschnittstreuces Verhalten schließen. Im Bereich der Voute sind Einflüsse aus lokaler Profilverformung zu erkennen. Die Ausbiegung des Steges am Voutenende ist bei beiden Konstruktionsvarianten qualitativ sehr ähnlich.

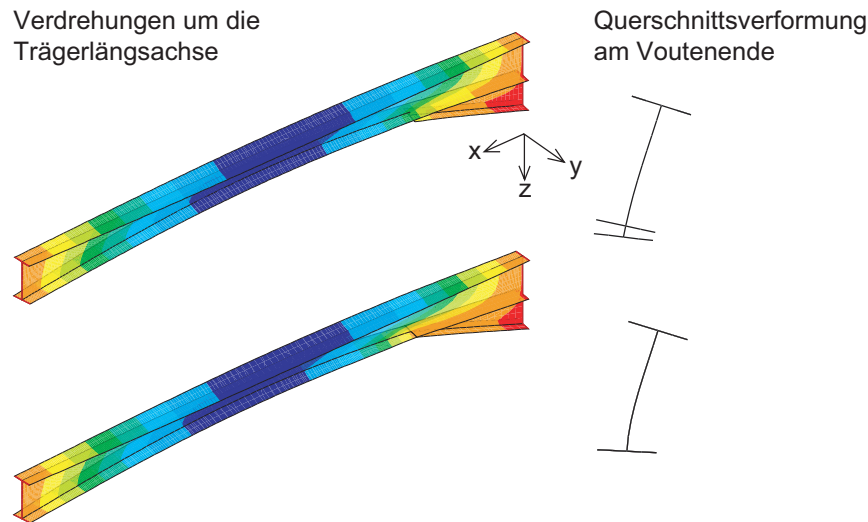


Bild 5.19: 1. Eigenform unter Berücksichtigung der Querschnittsverformung – Parameterkonfiguration gemäß Bild 5.18, $k_L=0,2$

Eine systematische Untersuchung zum Einfluss der Profilverformung für weitere Geometrie- und Belastungskonfigurationen erfolgt in Abschnitt 5.4.5.

5.3.3 Bauteile mit beidseitigen Vouten

Für Walzträger mit untergeschweißter Voute ohne seitliche Zwischenstützungen wurden analog zu Abschnitt 5.3.2 Diagramme zur Bestimmung des Faktors ξ hergeleitet.

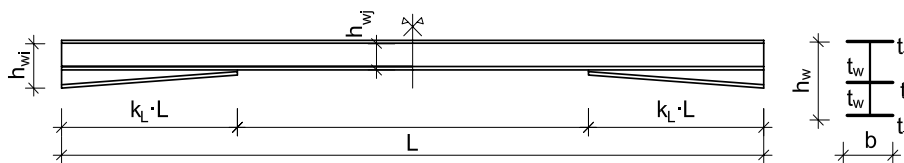


Bild 5.20: Walzprofil mit Voute – Bauteil mit beidseitigen Vouten

Als Resultat der Untersuchungen konnte festgestellt werden, dass der Einfluss des dritten Flansches mit wachsendem Voutenverhältnis k_v abnimmt. Insbesondere bei längeren Vouten mit kleinem k_v -Verhältnis kann der rechnerische Wert für M_{cr} gegenüber demjenigen, der sich für die geschweißte Voute ergibt, deutlich gesteigert werden.

Im Ergebnis wurden für baupraktische Kombinationen von bezogener Voutenhöhe k_v und bezogener Voutenlänge k_L Diagramme erstellt, aus denen der Korrekturfaktor ξ in Abhängigkeit von den Belastungsparametern ψ und μ abgelesen werden kann.

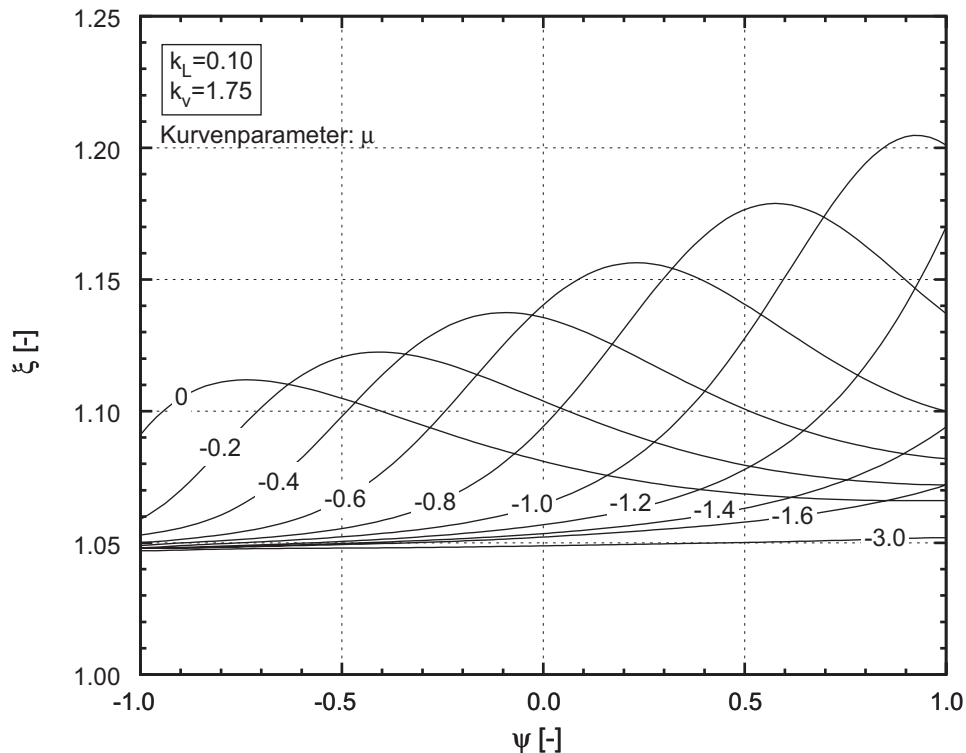


Bild 5.21: Faktor ξ für Bauteile mit beidseitigen Vouten

Bild 5.22 bestätigt die gute Qualität der Ergebnisse für M_{cr} , die mit den Bemessungshilfen erzielt werden kann. Den Ansys-Ergebnissen liegt dabei die Konstruktionsvariante, bei der der Voutenuntergurt nicht an das Grundprofil angeschlossen ist, zu Grunde. Auch hier ist vor allem im Bereich kurzer, steil geneigter Vouten ein verzweigungslastmindernder Einfluss der Profilverformung zu erkennen. Dieser ist jedoch gering im Vergleich zu den positiven Effekten, die sich aus einer genaueren Modellierung mit Schalenelementen gegenüber dem vereinfachten Berechnungsvorschlag ergeben. Zu nennen sind hier die Berücksichtigung des geneigten Gurtes und die Diskrepanz zwischen der tatsächlichen Eigenform und dem in den Herleitungen angenommenen sinusförmigen Verformungsansatz. Im Ergebnis liegt der Berechnungsvorschlag auch im Vergleich zu den Ansys-Berechnungen mit Berücksichtigung der Profilverformung auf der sicheren Seite. Weitergehende Untersuchungen zum Einfluss der Profilverformung für weitere Geometrie- und Belastungskonfigurationen erfolgen in Abschnitt 5.4.6.

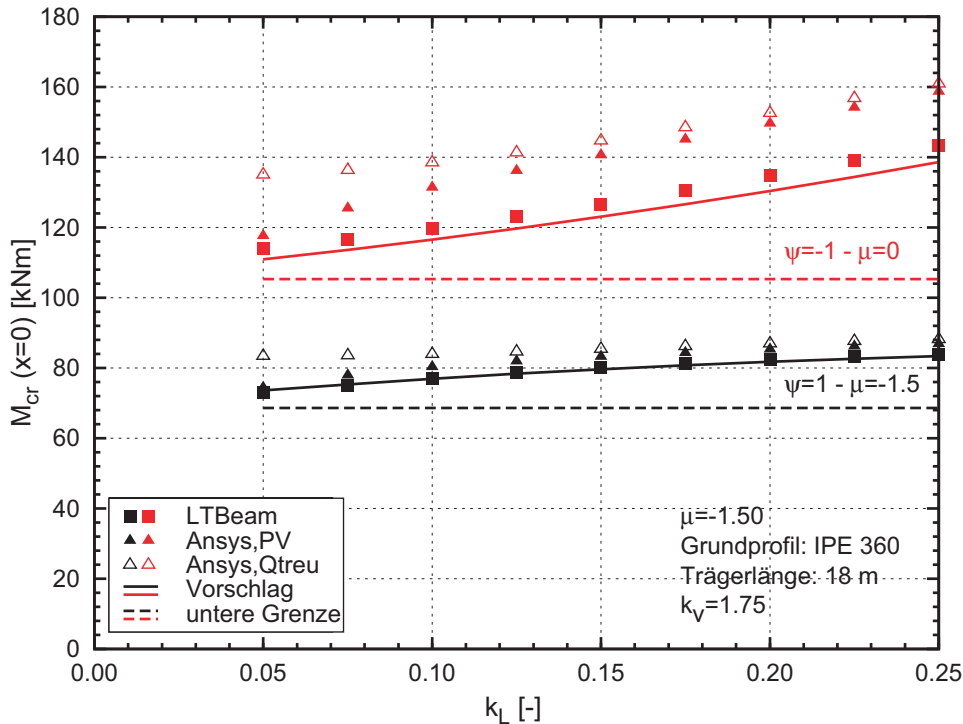


Bild 5.22: M_{cr} für Bauteile mit beidseitigen Vouten – Vergleich der numerisch ermittelten Werte mit dem Bemessungsvorschlag

5.4 Einfluss der Profilverformung auf das ideale Biegedrillknickmoment gevouteter Bauteile

5.4.1 Allgemeines

Profilverformungen treten bei Trägern mit konstanter oder linear veränderlicher Höhe in folgenden Fällen auf:

- Querschnitte mit torsionssteifen Gurten
- Querschnitte, bei denen die Gurte und/oder die Stege beulgefährdet sind
- Bauteile mit örtlichen Gurteinspannungen, z.B. infolge von diskreten oder kontinuierlichen Verdrehbehinderungen oder Lagerungsbedingungen, die vom Gabellager abweichen, weil nur ein Gurt gehalten wird

Für die Untersuchungen im vorliegenden Abschnitt wird stets von dem Basisfall des gabelgelagerten Einfeldträgers ohne seitliche Halterungen bzw. Drehfedern ausgegangen. Des Weiteren werden im Rahmen dieser Arbeit ausschließlich Querschnitte mit hinreichend gedrunenen Querschnittsteilen untersucht, die im ungünstigsten Fall der Querschnittsklasse 2 zugeordnet werden können. Somit verbleibt für die folgenden Untersuchungen der Einfluss der Gurte, die aufgrund ihrer Torsionssteifigkeit Querbiegemomente im Steg erzeugen.

5.4 Einfluss der Profilverformung auf das ideale Biegedrillknickmoment gevouteter Bauteile

Die bekannten Formeln zur Berechnung von M_{cr} berücksichtigen die Profilverformung nicht. Gleiches gilt für Berechnungsprogramme, die auf der Balkentheorie basieren, z.B. LTBeam [S2]. Bei der Berechnung mit Schalenelementen ist die Berücksichtigung der Profilverformung möglich. Wie in Kapitel 4.3.1.1 beschrieben, kann die Profilverformung in den für diese Arbeit erstellten Berechnungsmakros über die Option „Querschnittstreue“ ein und ausgeschaltet werden. Ein Vergleich der kritischen Lasten, die sich bei erzwungener Querschnittstreue und bei Zulassung der Profilverformung ergeben, ist somit möglich.

In Bild 5.23 ist das Verhältnis der idealen Biegedrillknickmomente aus der Ansys-Berechnung unter Berücksichtigung der Profilverformung und nach LTBeam in Abhängigkeit vom Neigungswinkel des Voutenuntergurtes für beispielhaft ausgewählte Geometrie- und Belastungskombinationen dargestellt. Betrachtet man anstelle der Ergebnisse der LTBeam-Berechnung die idealen Biegedrillknickmomente, die sich aus der Handrechnung mit äquivalenten Querschnittswerten ergeben, so zeigen sich annähernd gleiche Verläufe.

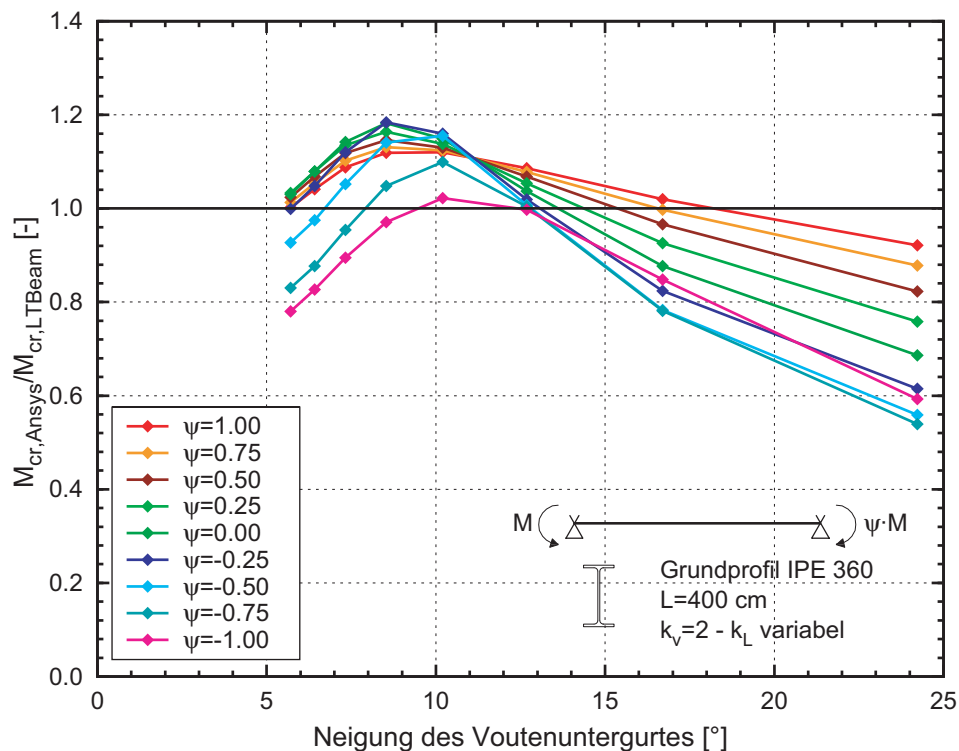


Bild 5.23: Vergleich der idealen Biegedrillknickmomente nach LTBeam und Ansys in Abhängigkeit vom Neigungswinkel des Voutenuntergurtes

Wie bereits in Bild 5.3 festgestellt werden konnte, wird das ideale Biegedrillknickmoment bei erzwungener Querschnittstreue bei kurzen Vouten, d.h. bei einem großen Neigungswinkel des Voutenuntergurtes, zum Teil stark überschätzt. Der Grund hierfür liegt darin, dass am Voutenende Zusatzbeanspruchungen aus

der Umlenkung der Gurtschnittgrößen entstehen. Diese führen dazu, dass das ideale Biegedrillknickmoment herabgesetzt wird. Der Grad der Abminderung hängt dabei von der Lage des Knicks, vom Neigungswinkel des Voutenuntergurtes und von der äußeren Belastung ab.

Geht man zunächst von einem nicht-stabilitätsgefährdeten Bauteil aus, das nur durch äußere Biegemomente M_{yE} beansprucht wird, so befindet sich das Voutenende – also der Knick im Untergurt – in der Regel im Bereich negativer Biegemomente. Im Untergurt treten somit Druckspannungen auf, deren Resultierende mit N_{Gurt} bezeichnet wird, siehe Bild 5.24. Aus der Umlenkung von N_{Gurt} entsteht eine nach oben gerichtete Druckkraft im Steg. Berücksichtigt man nun die Zusatzschnittgrößen M_z und M_w , die infolge der Biegedrillknickverformungen v und ϑ auftreten, so ergibt sich im Untergurt das Biegemoment $M_{z,Gurt}$. Dieses bewirkt auf der Druckseite eine nach oben wirkende Umlenkkräfte und auf der Zugseite eine nach unten wirkende Umlenkkräfte. Durch die Schrägstellung des Untergurtes im Bereich des Knicks wird somit ein lokales Biegemoment um die Trägerlängsachse in den Steg eingeleitet.

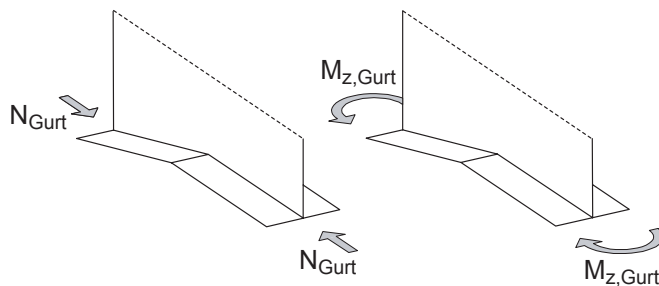


Bild 5.24: Gurtschnittgrößen, die zu Umlenkkräften am Voutenende führen

Betrachtet man die Kurvenverläufe in Bild 5.23, so nimmt die Qualität der Balkenlösung von rechts aus gesehen zunächst mit fallendem Winkel zu. Es liegt somit nahe, einen „Grenzwinkel“ festzulegen, unterhalb dessen der Einfluss der Profilverformung rechnerisch vernachlässigt werden darf. Für größere Neigungswinkel ist bei Verwendung der bekannten Formeln eine Steife anzuordnen, welche die lokalen Zusatzbeanspruchungen infolge der Umlenkung der Gurtschnittgrößen aufnimmt.

Fällt der Neigungswinkel des Voutenuntergurtes unter einen gewissen Wert – im vorliegenden Beispiel ist das je nach Beanspruchung bei etwa 8-10° der Fall – so fällt der Verhältnisswert $M_{cr,Ansys}/M_{cr,LTBeam}$ wieder ab. Insbesondere bei negativen ψ -Verhältnissen liegt der rechnerische Wert für M_{cr} unter Annahme der Querschnittstreue unterhalb der numerisch bestimmten Ergebnisse. Die Umlenkung der Gurtschnittgrößen an der Knickstelle kann naturgemäß nicht ursächlich für dieses Verhalten sein. Aus diesem Grund wird im Folgenden zunächst das Biege-

drillknickverhalten von Bauteilen mit konstanter Höhe unter Berücksichtigung der Profilverformung betrachtet.

5.4.2 Grundlegende Betrachtungen an Bauteilen mit konstanter Höhe

Im Gegensatz zu einem Querschnitt, der sich querschnittstreu verhält und bei dem die Gurtverdrehungen der Verdrehung der Schubmittelpunktsachse ϑ_M entsprechen, treten in den Gurten Zusatzverdrehungen ϑ_p auf. Diese können sowohl in dieselbe Richtung wie der querschnittstreuere Anteil ϑ_M als auch entgegengesetzt wirken und können in einen Anteil ϑ_{pI} mit gegensinniger Verdrehung von Ober- und Untergurt und einen Anteil ϑ_{pII} aufgespalten werden, vgl. [19].

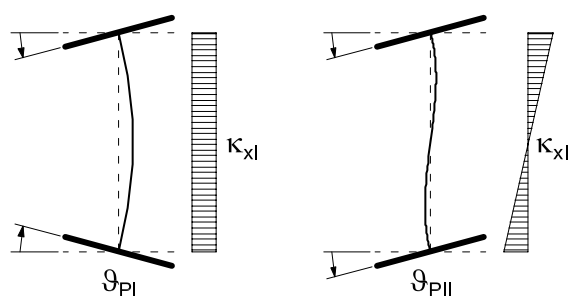


Bild 5.25: Zusatzverdrehungszustände ϑ_{pI} und ϑ_{pII}

Für die Beschreibung dieser Zusatzeffekte werden die Flansche im Folgenden als Balken mit der Torsionssteifigkeit $GI_{T,G}$ interpretiert, die durch eine Drehbettung stabilisiert werden. Die Federsteifigkeit dieser Drehbettung hängt von der Plattensteifigkeit des Steges und von der zum jeweiligen Zustand ϑ_{pI} oder ϑ_{pII} gehörigen Biegelinie desselben ab. Unter Berücksichtigung der behinderten Querdehnung ergeben sich folgende Drehbettungsziffern:

$$k_{\vartheta I} = \frac{2K}{h_w} \quad k_{\vartheta II} = \frac{6K}{h_w} \quad \text{mit} \quad K = \frac{Et_w^3}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \quad (5.32)$$

Die quantitative Auswirkung der Profilverformung auf das ideale Biegedrillknickmoment hängt von einer Vielzahl von Einflussparametern ab. Aus Gleichung (5.32) ist leicht ersichtlich, dass die Schlankheit des Steges eine bedeutsame Rolle spielt. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird diese nach oben hin begrenzt, so dass im ungünstigsten Fall noch ein Klasse-2-Querschnitt vorliegt. Beulgefährdete Querschnitte werden nicht untersucht. Eine weitere wichtige Kenngröße stellt die Bauteillänge dar, wobei der Einfluss der Profilverformung mit steigender Trägelänge abnimmt. Schließlich spielt der Belastungsverlauf im Bauteil eine wichtige Rolle. Dies zeigte sich bereits in Bild 5.3 bei der Gegenüberstellung der idealen Biegedrillknickmomente für eine ausgewählte Trägerkonfiguration und zwei unterschiedliche Endmomentenverhältnisse. Bei Bauteilen, die ausschließlich durch

Randmomente beansprucht werden, kann der Einfluss der Profilverformung für den Lastfall „ $\psi = 1$ – konstanter Momentenverlauf“ häufig vernachlässigt werden. Die maximalen Auswirkungen lassen sich bei $\psi = -1$ feststellen.

Im Folgenden wird daher ein gabelgelagertes Bauteil unter Randmomentenbeanspruchung mit $\psi = -1$ ohne zusätzliche Querlasten näher betrachtet. Die Gurtbreite und die Blechdicken des untersuchten Profils entsprechend denjenigen eines IPE 300, die Bauteilhöhe beträgt 600 mm. In Bild 5.26 ist als Ergebnis der numerischen Verzweigungslastanalyse die erste Eigenform des Beispielträgers dargestellt. Die Gesamtverdrehung der Gurte um die Trägerlängsachse setzt sich aus der globalen Verdrehung ϑ_M unter Annahme der Querschnittstreue sowie den Profilverformungsanteilen ϑ_{PI} und ϑ_{PII} zusammen. Dabei ist der jeweilige Einfluss der Einzelanteile über die Bauteillänge veränderlich. Die Verläufe von ϑ_M , ϑ_{PI} und ϑ_{PII} sind in Bild 5.27 dargestellt.

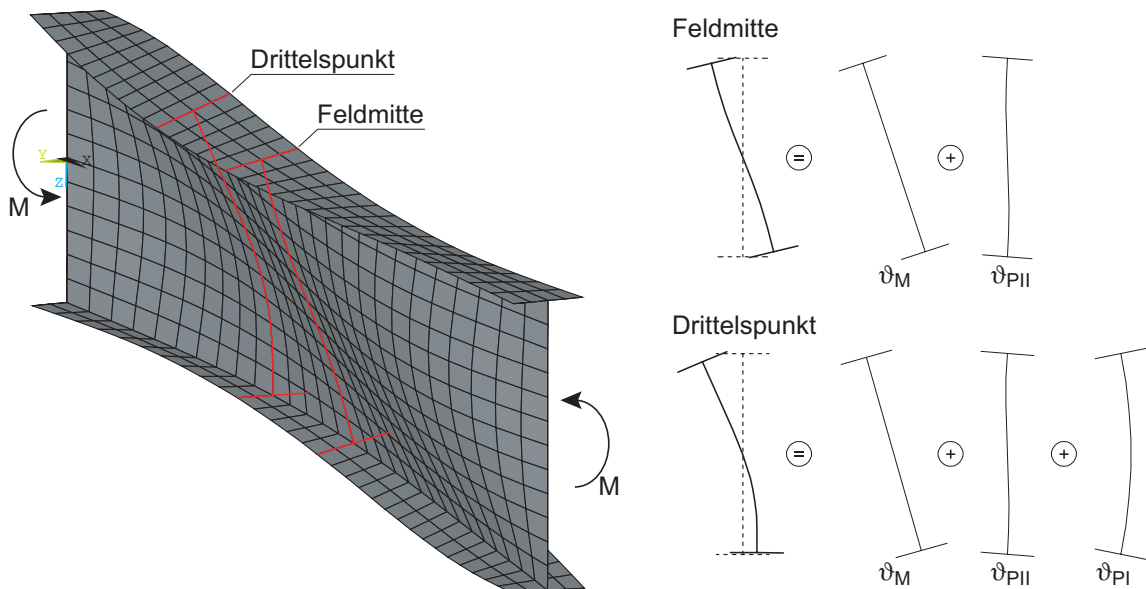


Bild 5.26: Biegedrillknickeigenform unter Berücksichtigung der Profilverformung – IPE 300, $h = 600\text{mm}$, $\psi = -1$

5.4 Einfluss der Profilverformung auf das ideale Biegedrillknickmoment gevouteter Bauteile

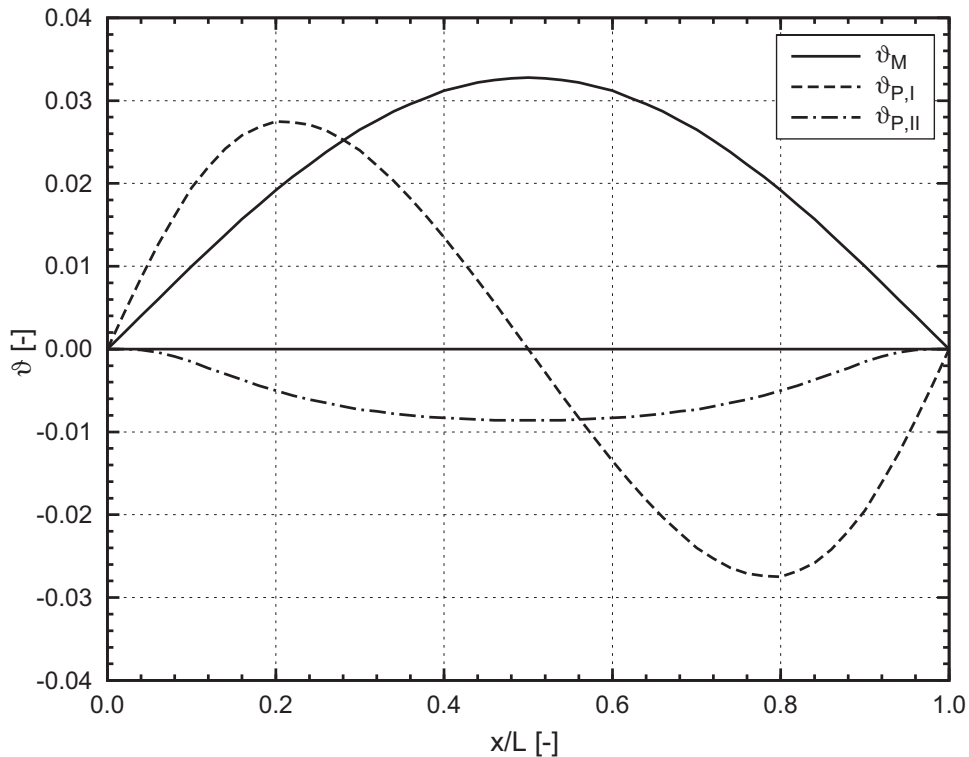


Bild 5.27: Verlauf der Verdrehungsanteile ϑ_M , $\vartheta_{P,I}$ und $\vartheta_{P,II}$ – IPE 300, $h = 600\text{mm}$, $\psi = -1$

Es fällt auf, dass die Maximalwerte der Zusatzverdrehungen $\vartheta_{P,I}$ wesentlich größer sind als diejenigen von $\vartheta_{P,II}$. Die folgenden Herleitungen erfolgen daher vereinfachend ausschließlich unter Ansatz des Verformungsanteils $\vartheta_{P,I}$. $\vartheta_{P,II}$ wird vernachlässigt.

Unter der Voraussetzung der Querschnittstreue gilt für das elastische Potential eines beidseitig gabelgelagerten Einfeldträgers mit doppelt-symmetrischem Querschnitt unter ausschließlicher Beanspruchung durch Randmomente:

$$\Pi = \underbrace{\frac{1}{2} \int_0^L (E I_z v''^2 + E I_w \vartheta_M''^2 + G I_T \vartheta_M'^2) dx}_{\Pi_i} - \underbrace{\frac{1}{2} \int_0^L (2 \cdot M_y v'' \vartheta_M)}_{\Pi_a} dx = 0 \quad (5.33)$$

Infolge der Profilverformung sind im inneren Potential Π_i zusätzliche Arbeitsterme aus der Weiterverdrillung der Gurte über den querschnittstreuen Anteil hinaus und aus der Verkrümmung des als Drehbettung idealisierten Steges zu berücksichtigen, [19].

$$\Pi_i = \frac{1}{2} \int_0^L (E I_z v''^2 + E I_w \vartheta_M''^2 + G I_T \vartheta_M'^2 + G I_{T,G} \vartheta_{P,I}^2 + 2 \cdot k_{\vartheta_I} \cdot \vartheta_{P,I}^2) dx \quad (5.34)$$

Die potentielle Energie der äußeren Kräfte Π_a kann z.B. gemäß [77] aus den Verschiebungen der inneren Spannungsergebnanten berechnet werden, weil die inneren und äußeren Kräfte im Gleichgewicht stehen.

$$\Pi_a = \int_0^L \int_A \sigma \cdot \varepsilon \, dA dx \quad (5.35)$$

Es wird daher die Längenänderung der Querschnittsfasern infolge der auftretenden Verformungen betrachtet. Diese resultiert aus den Querschnittsverschiebungen v und w , einem Anteil infolge der Verdrehung der Schubmittelpunktsachse und den Verschiebungen infolge der Verdrehungsanteile ϑ_M und ϑ_{PI} . Die Beschreibung der beiden zuerst genannten Anteile, die unter der Voraussetzung der Querschnittstreue ermittelt werden können, wird aus [77] übernommen.

In Bild 5.28 wird die zusätzliche Längenänderung der Querschnittsfasern infolge des Profilverformungsanteils ϑ_{PI} verdeutlicht. Dabei wird davon ausgegangen, dass die Drehwinkel ϑ klein sind, und somit

$$\begin{aligned} \cos \vartheta &\cong 1 \\ \sin \vartheta &\cong \vartheta \end{aligned} \quad (5.36)$$

gilt.

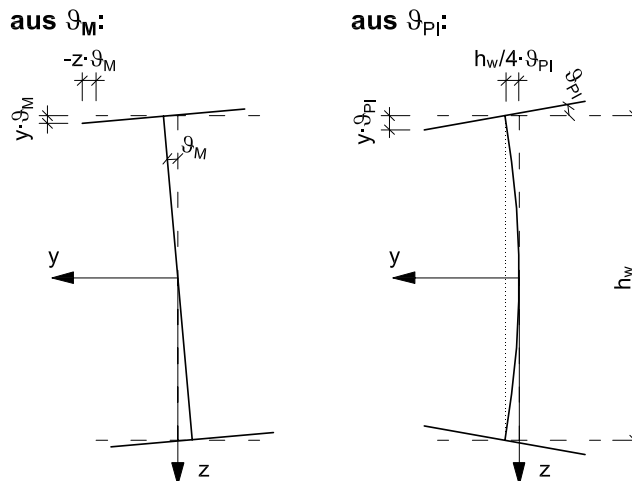


Bild 5.28: Verformungsbeziehungen für die Querschnittsfasern infolge ϑ_M und ϑ_{PI}

Die zusammengefassten Gurtverschiebungen infolge der Verdrehungsanteile ϑ_M und ϑ_{PI} sind in Gleichung (5.37) angegeben.

$$\begin{aligned} w_{\vartheta, M+PI} &= y \cdot \vartheta_M + y \cdot \vartheta_{PI} \\ v_{\vartheta, M+PI} &= -z \cdot \vartheta_M + \frac{h_w}{4} \cdot \vartheta_{PI} \end{aligned} \quad (5.37)$$

5.4 Einfluss der Profilverformung auf das ideale Biegedrillknickmoment gevouteter Bauteile

Die Gesamtlänge der Faser kann dann mit Gleichung (5.38) beschrieben werden.

$$ds = \left(\left[\sqrt{1 + v'^2 + w'^2} - (z \cdot \vartheta_M v'' + y \cdot \vartheta_M w'') \right]^2 + (-z \cdot \vartheta_M' + h_w / 4 \cdot \vartheta_{PI}')^2 + (y \cdot \vartheta_M' + r \cdot \vartheta_{PI}')^2 \right)^{1/2} dx \quad (5.38)$$

Bezieht man die Faserlänge im verformten Zustand auf die ursprüngliche Länge dx und berücksichtigt dabei die Vereinfachung

$$\sqrt{1+x} = 1 + \frac{1}{2}x \quad (5.39)$$

so ergibt sich die Gesamtdehnung gemäß Gleichung (5.40).

$$\begin{aligned} \varepsilon = & \underbrace{\frac{1}{2}v'^2 + \frac{1}{2}w'^2 - z \cdot \vartheta_M v'' - y \cdot \vartheta_M w''}_{\text{querschnittstreu}} \\ & + \underbrace{\frac{1}{2}z^2 \cdot \vartheta_M'^2 - z \cdot h_w / 4 \cdot \vartheta_M' \vartheta_{PI}' + \frac{1}{2}(h_w / 4)^2 \cdot \vartheta_{PI}'^2}_{\text{Zusatzterme}} \\ & + \underbrace{\frac{1}{2}y^2 \cdot \vartheta_M'^2 + y \cdot r \cdot \vartheta_M' \vartheta_{PI}' + \frac{1}{2}r^2 \cdot \vartheta_{PI}'^2}_{\text{Zusatzterme}} \end{aligned} \quad (5.40)$$

Die Zusatzterme im Potentialausdruck, die infolge der Profilverformung entstehen, werden im Folgenden nur für die Gurtflächen ausgewertet.

$$\begin{aligned} \Pi_a = & \int_0^L \underbrace{\int_A \dots dA}_{\text{querschnittstreu}} dx \\ & + \int_0^L \int_{\text{Agurt}} \sigma \cdot \left(-z \cdot h_w / 4 \cdot \vartheta_M' \vartheta_{PI}' + \frac{1}{2}(h_w / 4)^2 \cdot \vartheta_{PI}'^2 \right) dA dx \\ & + \int_0^L \int_{\text{Agurt}} \sigma \cdot \left(y \cdot r \cdot \vartheta_M' \vartheta_{PI}' + \frac{1}{2}r^2 \cdot \vartheta_{PI}'^2 \right) dA dx \end{aligned} \quad (5.41)$$

Nach Auswertung der Integrale ergeben sich für einen doppelsymmetrischen Querschnitt folgende Beziehungen.

$$\int_{\text{Agurt}} -\sigma \cdot z \cdot h_w / 4 \cdot \vartheta_M' \vartheta_{PI}' dA = -h_w / 4 \cdot \vartheta_M' \vartheta_{PI}' \cdot M_y \quad (5.42)$$

$$\int_{\text{Agurt}} \sigma \cdot \frac{1}{2} (h_w / 4 \cdot \vartheta_{Pl}')^2 dA = 0 \quad (5.43)$$

$$\int_{\text{Agurt}} \sigma \cdot y^2 \cdot \vartheta_M' \vartheta_{Pl}' dA = - \frac{l_{z,g} \cdot h_w}{I_y} \cdot \vartheta_M' \cdot \vartheta_{Pl}' \cdot M_y \quad (5.44)$$

$$\int_{\text{Agurt}} \sigma \cdot \frac{1}{2} r^2 \cdot \vartheta_{Pl}'^2 dA = 0 \quad (5.45)$$

Mit der Vereinfachung

$$e_{pG} = \left(\frac{h_w}{4} + \frac{l_{z,g} \cdot h_w}{I_y} \right) \quad (5.46)$$

kann nun das äußere Potential zusammengefasst werden.

$$\Pi_a = \frac{1}{2} \int_0^L 2 \cdot M_y \cdot (v'' \vartheta_M - e_{pG} \cdot \vartheta_{Pl}' \cdot \vartheta_M') dx \quad (5.47)$$

Das negative Vorzeichen vor dem e_{pG} -Term kann mechanisch so gedeutet werden, dass der gedrückte Gurt durch die Profilverformung destabilisiert wird, während die Verformungsenergie, die erforderlich ist, um eine Zusatzverdrehung des Zuggurtes zu erzielen, versteifend wirkt.

Da das Auffinden einer geschlossenen Lösung des Biegedrillknickproblems schon bei Zugrundelegung eines querschnittstreuen Versagens nur für ausgewählte Sonderfälle möglich ist, sind bei Berücksichtigung der Profilverformung stets numerische Lösungsverfahren erforderlich. Die Qualität der Näherungslösung hängt dabei wesentlich von der Wahl der Ansatzfunktionen ab. In der Regel sind mehrparametrische Ansätze zu wählen. Ziel der vorliegenden Untersuchung ist es, ein Abschätzungskriterium zu entwickeln, bei dessen Einhaltung die Profilverformung einen vernachlässigbaren Einfluss hat. Eine „exakte“ Lösung des Verzweigungsproblems wäre zwar wünschenswert, ist aber für die vorliegende Fragestellung nicht zwingend erforderlich.

Für die gewählte Zielsetzung wird daher im Folgenden zunächst ein beidseitig gabelgelagertes Bauteil unter Randmomentenbeanspruchung mit $\psi = -1$ ohne zusätzliche Querlasten untersucht. Für diesen Sonderfall können die Verformungsanteile v , ϑ_M und ϑ_{Pl} näherungsweise durch die Ansatzfunktionen (5.48) beschrieben werden, siehe Bild 5.27.

$$\begin{aligned}
 v_M(x) &= a \cdot \sin \frac{2 \cdot \pi \cdot x}{L} \\
 \vartheta_M(x) &= b \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} \\
 \vartheta_{pl}(x) &= c \cdot \sin \frac{2 \cdot \pi \cdot x}{L}
 \end{aligned}
 \tag{5.48}$$

Für den Verlauf des Biegemomentes gilt Gleichung (5.49).

$$M_y = M_y(x) = \left(1 - 2 \frac{x}{L}\right) \cdot M_{y,0}
 \tag{5.49}$$

Setzt man die Beziehungen (5.48) und (5.49) in die Bedingung $\delta(\delta^2\Pi) = 0$ ein, so ergibt sich das ideale Biegedrillknickmoment unter Voraussetzung der Querschnittstreue gemäß Gleichung (2.10)

$$M_{cr,Qtreu} = \frac{9\pi^2}{32} \cdot \frac{\pi^2 E I_z}{L^2} \sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{L^2 G I_T}{\pi^2 E I_z}}
 \tag{5.50}$$

und unter Berücksichtigung der Profilverformung gemäß Gleichung (5.51).

$$M_{cr,PV} = \frac{M_{cr,Qtreu}^2}{\sqrt{1 + \frac{25 \cdot \pi^4 \cdot E I_z \cdot e_{pG}^2}{8 \cdot \left(G I_{T,G} \left(\frac{2\pi}{L} \right)^2 + k_{\vartheta I} \right) \cdot L^4}}}
 \tag{5.51}$$

Somit kann ein Abminderungsfaktor α_{pV} definiert werden, mit Hilfe dessen der Einfluss der Profilverformung quantifiziert werden kann.

$$\alpha_{pV} = \frac{M_{cr,PV}}{M_{cr,Qtreu}} = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{25 \cdot \pi^4 \cdot E I_z \cdot e_{pG}^2}{8 \cdot \left(G I_{T,G} \left(\frac{2\pi}{L} \right)^2 + k_{\vartheta I} \right) \cdot L^4}}}
 \tag{5.52}$$

Aus der Formulierung des Korrekturfaktors α_{pV} in Gleichung (5.52) können die Faktoren, die den Einfluss der Profilverformung auf M_{cr} beschreiben, abgelesen werden. Das h/t_w -Verhältnis geht gemäß Gleichung (5.32) in den Drehbettungswert $k_{\vartheta I}$ ein. Zusätzlich ist die Bauteilhöhe in dem Hilfswert e_{pG} enthalten. Dies führt dazu, dass der Einfluss der Profilverformung bei höheren Querschnitten größer ist als bei Bauteilen mit geringerer Profilhöhe und gleicher Stegslankheit.

Auch lässt sich leicht ablesen, dass der Einfluss der Profilverformung mit steigender Trägerlänge abnimmt. Die Flanschbreite b_f und die Flanschdicke t_f sind in den Querschnittswerten e_{pG} und $I_{T,G}$ enthalten. Grundsätzlich ist der Einfluss der Profilverformung bei breiten, dünnen Gurten geringer als bei gedrunenen Gurten mit kleinem b_f/t_f -Verhältnis.

In Bild 5.29 wird der gemäß Gleichung (5.52) bestimmte Korrekturfaktor α_{pV} numerischen Ergebnissen gegenübergestellt, die sich aus dem Vergleich der idealen Biegedrillknickmomente mit und ohne Berücksichtigung der Profilverformung ergeben. Als Ausgangsquerschnitt für diese Vergleichsstudie wurde ein IPE 200-Profil gewählt. Variiert wurden die Bauteillänge und die Bauteilhöhe und somit das Verhältnis h_w/t_w .

5.4 Einfluss der Profilverformung auf das ideale Biegedrillknickmoment gevouteter Bauteile

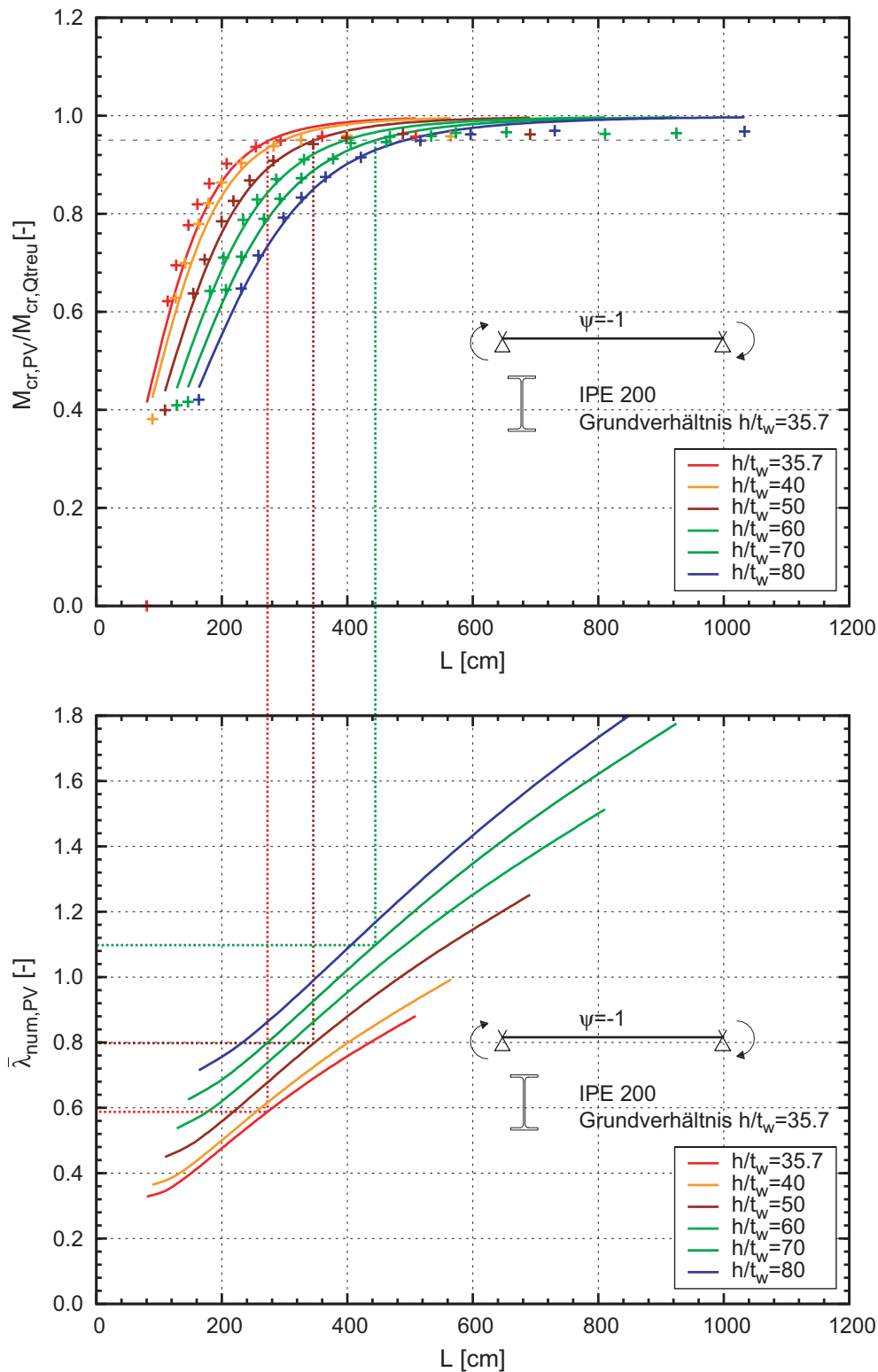


Bild 5.29: Vergleich von α_{PV} nach Gleichung (5.52) mit numerischen Ergebnissen und zugehörige Bauteilschlankheiten

Es zeigt sich zum einen, dass Gleichung (5.52) die numerisch ermittelten Ergebnisse in guter Näherung wiedergibt. Die bei der Herleitung getroffenen vereinfachenden Annahmen bezüglich der Verformungsansätze sind somit zuläs-

sig. Zum anderen kann festgestellt werden, dass die Abminderung von M_{cr} infolge der Profilverformung bei den Variationen mit kleinem h/t_w -Verhältnis – insbesondere beim Grundprofil – nur für verhältnismäßig kurze Bauteile erforderlich ist. Bei diesen müssen infolge des vorgegebenen Momentengradienten große Querkkräfte auftreten, so dass anstelle eines Stabilitätsversagens das Erreichen der Querkrafttragfähigkeit maßgebend für die Bemessung werden kann. Des Weiteren ergeben sich auch unter Berücksichtigung der Profilverformung bezogene Schlankheitsgrade $\bar{\lambda}_{LT}$, die in einem Bereich liegen, in dem – unter der Voraussetzung der Gültigkeit der genormten Biegedrillknickkurven – keine Traglastabminderung infolge Stabilitätsversagens erforderlich ist. Diese Annahme wird in Abschnitt 6.2.3 für Bauteile mit erzwungener Querschnittstreue und in Abschnitt 6.2.6 unter Berücksichtigung der Profilverformung überprüft.

Betrachtet man die Biegedrillknickeigenform eines Bauteils mit schlanken Stegen unter konstanter Momentenbeanspruchung, so zeigt sich, dass die Profilverformung ausschließlich durch den Verformungsanteil ϑ_{PII} bestimmt wird. Dabei entspricht der Verlauf von ϑ_{PII} über die Trägerlänge näherungsweise einer einwelligen Sinusform. Mit Hilfe dieser Beobachtung ließe sich ein entsprechender Korrekturfaktor α_{pV} in ähnlicher Weise wie zuvor beschrieben herleiten. Auf dieser Grundlage basiert beispielsweise auch die Näherungsformel in [43], mit deren Hilfe die Zunahme der Verdrehungen um die Trägerlängsachse infolge der Profilverformung berechnet werden kann. In Bild 5.30 sind die numerisch ermittelten Werte für den Korrekturfaktor α_{pV} für den Belastungsfall $\psi = +1$ über der Bauteillänge aufgetragen. Die Parameterkonfiguration entspricht ansonsten derer, die der Auswertung in Bild 5.29 zu Grunde liegt.

Die Ergebnisse lassen den Schluss zu, dass eine Abminderung von M_{cr} gegenüber dem profiltreu berechneten Wert für Klasse-2-Querschnitte nicht erforderlich ist. Der Einfluss der Profilverformung ist erst bei größeren Stegslankheiten nicht mehr vernachlässigbar. Weitere Vergleichsrechnungen für zusätzliche Parameterkonfigurationen bestätigen diese Einschätzung. Daher wird an dieser Stelle auf eine derartige Auswertung verzichtet.

Die mittels der Auswertungen in Bild 5.29 verifizierte Näherungsformel (5.52) zur Ermittlung des Korrekturfaktors α_{pV} wird im Folgenden verwendet, um maximal zulässige Verhältnisse h_w/t_w herzuleiten, bei deren Einhaltung auf eine explizite Berücksichtigung der Profilverformung verzichtet werden kann. Als Bedingung dafür, dass der Einfluss der Profilverformung vernachlässigt werden kann, wird festgelegt, dass das ideale Biegedrillknickmoment 95% von $M_{cr,Qtreu}$ erreichen muss. Mit dieser Vorgabe kann Gleichung (5.52) nach h_w/t_w aufgelöst werden.

5.4 Einfluss der Profilverformung auf das ideale Biegedrillknickmoment gevouteter Bauteile

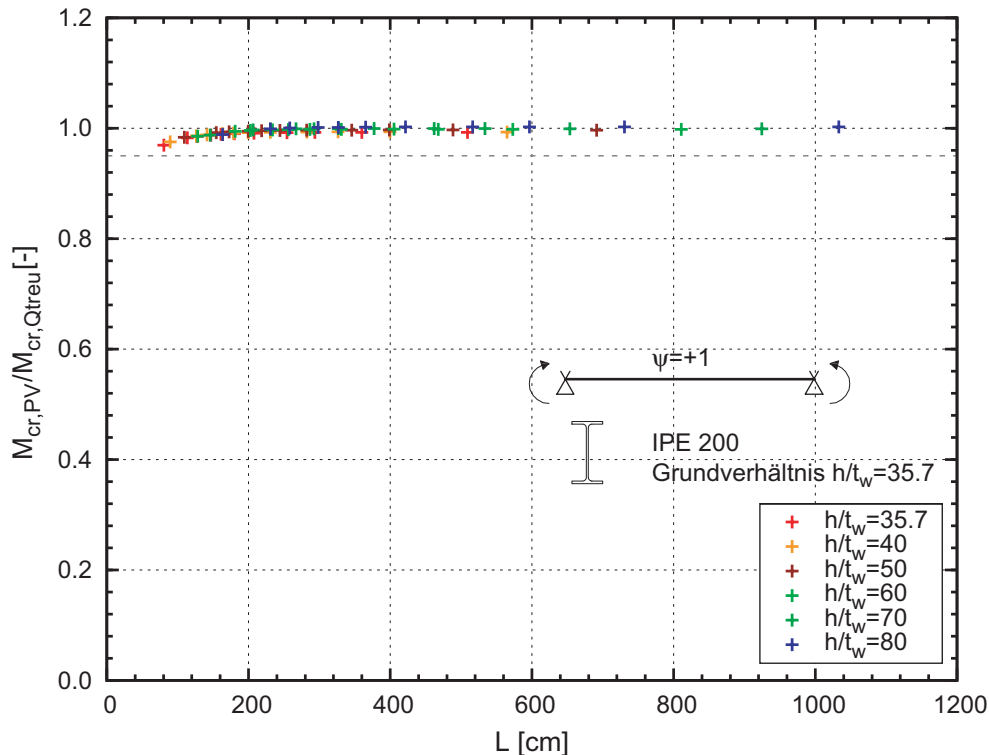


Bild 5.30: Numerisch ermittelte Werte für den Korrekturfaktor α_{PV} für den Belastungsfall $\psi = +1$

In Bild 5.31 sind die Ergebnisse dieser Untersuchung beispielhaft für zwei ausgewählte Flanschgeometrien b_f/t_f dargestellt. Dem gewählten Parameterbereich liegen die gängigen Walzprofilgeometrien zu Grunde, wobei berücksichtigt wurde, dass die Profilhöhe – zum Beispiel durch Voutung – vergrößert werden kann. Weitere Diagramme für b_f/t_f -Verhältnisse zwischen 7,5 und 20 finden sich in Anhang E.

Bild 5.31 verdeutlicht außerdem nochmals, dass der Zusammenhang zwischen der Bauteilgeometrie und dem Einfluss der Profilverformung sich nicht mittels trivialer Überlegungen beschreiben lässt. Betrachtet man zum Beispiel die Kurve für das Verhältnis $h/b = 1$ näher, so kann im Bereich kleiner Trägerlängen für ein Bauteil mit dünnen Flanschen ein größeres h_w/t_w -Verhältnis zugelassen werden als bei einem Profil mit dicken Flanschen. In diesem Bereich spielt die Drehbettung der Gurte durch den Steg eine entscheidende Rolle. Die Plattenbiegung der Stege, die durch die Verdrehung der Flansche hervorgerufen wird, ist bei Querschnitten mit großer Drillsteifigkeit der Gurte größer. Mit steigender Bauteillänge wächst der Einfluss der Eigensteifigkeit der Gurte an. Aus diesem Grund ist das zulässige h_w/t_w -Verhältnis im Bereich großer L/b_f -Werte im oberen Diagramm mit $b_f/t_f = 10$ größer als im unteren Diagramm. Bei Querschnitten mit großem h/b -Verhältnis – hier beispielsweise $h/b = 6$ – ist der Anteil der St.-Venant'schen Torsionssteifigkeit GI_T am Torsionsabtrag geringer als bei Querschnitten mit gedrunenen Abmes-

sungen. Die Unterschiede zwischen den zulässigen h_w/t_w -Verhältnissen für die beiden dargestellten Flanschgeometrien fallen daher geringer aus.

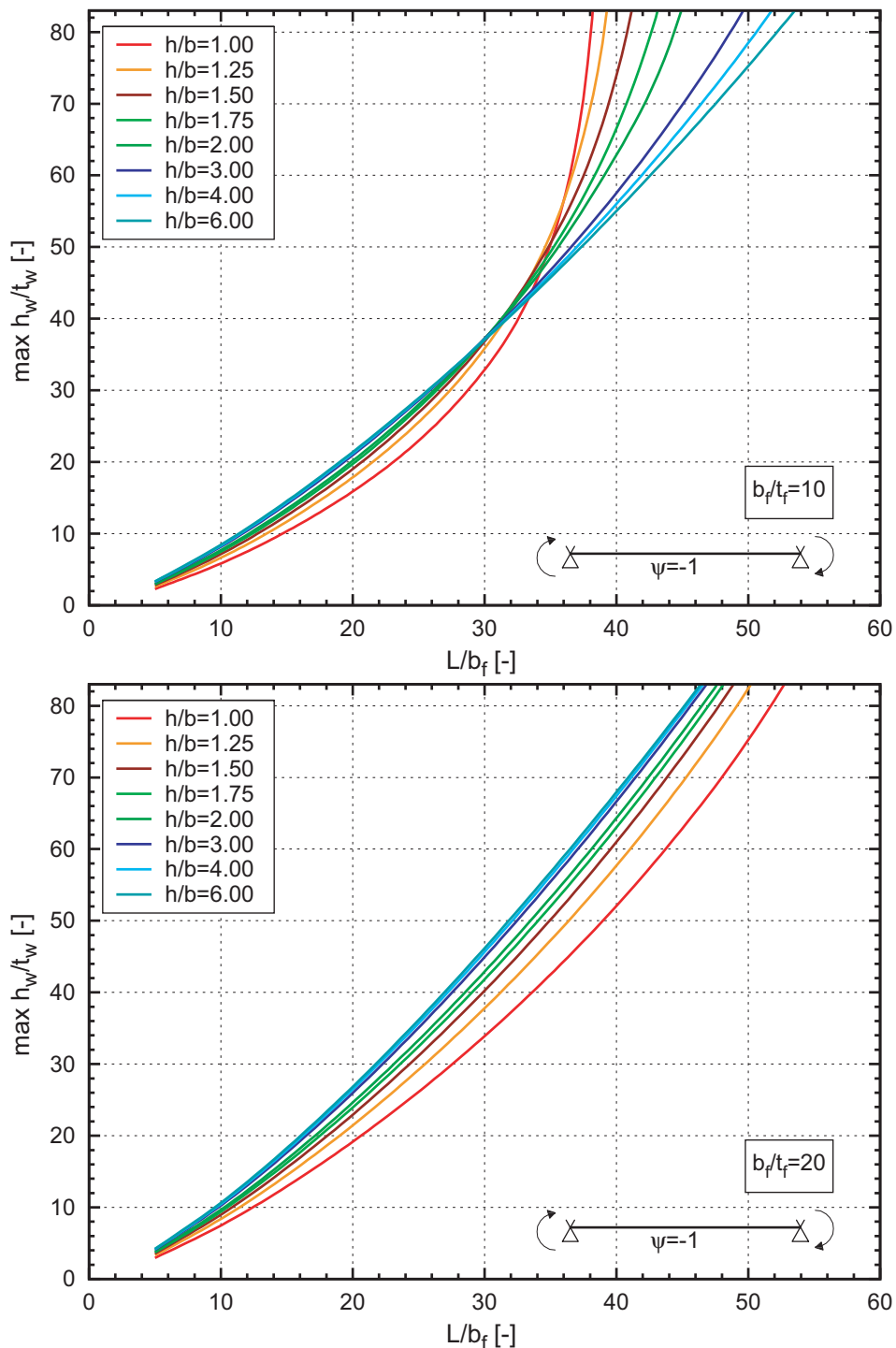


Bild 5.31: Zulässige Verhältnisse h_w/t_w , so dass auf eine explizite Berücksichtigung der Profilverformung verzichtet werden kann

Die bislang dargestellten Untersuchungen berücksichtigen nur die Grenzfälle $\psi = -1$ und $\psi = +1$, wobei der Einfluss der Profilverformung bei letzterem Lastfall – d.h. bei

konstantem Biegemomentenverlauf – bei Stegchlankheiten, die eine Einordnung des Querschnitts in die Klasse 2 erlauben, in der Regel vernachlässigt werden kann. Die größten Abminderungen des idealen Biegedrillknickmoments treten bei einem Bauteil unter Randmomentenbeanspruchung mit $\psi = -1$ auf. Für ψ -Verhältnisse, die zwischen diesen Grenzfällen liegen, kann mit den obigen Untersuchungen noch keine Aussage bezüglich der Auswirkungen der Profilverformung auf M_{cr} getroffen werden. Die im Rahmen dieser Arbeit schwerpunktmäßig untersuchten Bauteile mit Voute fallen in diesen Bereich.

Aus diesem Grund wurden numerische Verzweigungslastanalysen an Bauteilen mit unterschiedlichen Randmomentenverhältnissen durchgeführt. In Bild 5.32 ist die Auswertung der Ergebnisse beispielhaft für einen I-Querschnitt dargestellt, dessen Gurtbreite und Blechdicke einem IPE 300-Profil entsprechen und dessen Höhe 600 mm beträgt (siehe Bild 5.26).

Es wurden zunächst die idealen Biegedrillknickmomente mit Berücksichtigung der Profilverformung mittels des Ansys-Schalenmodells berechnet und anschließend der lastfallabhängige Beiwert C_1 im Sinne von Gleichung (2.10) aus den Ergebnissen zurückgerechnet. Zum Vergleich sind außerdem die bekannten Beziehungen für C_1 in Abhängigkeit von ψ gemäß NCCI [39] und DIN 18800-2 [R4] dargestellt. Diese gelten für den Fall, dass sich das Bauteil querschnittstreu verhält.

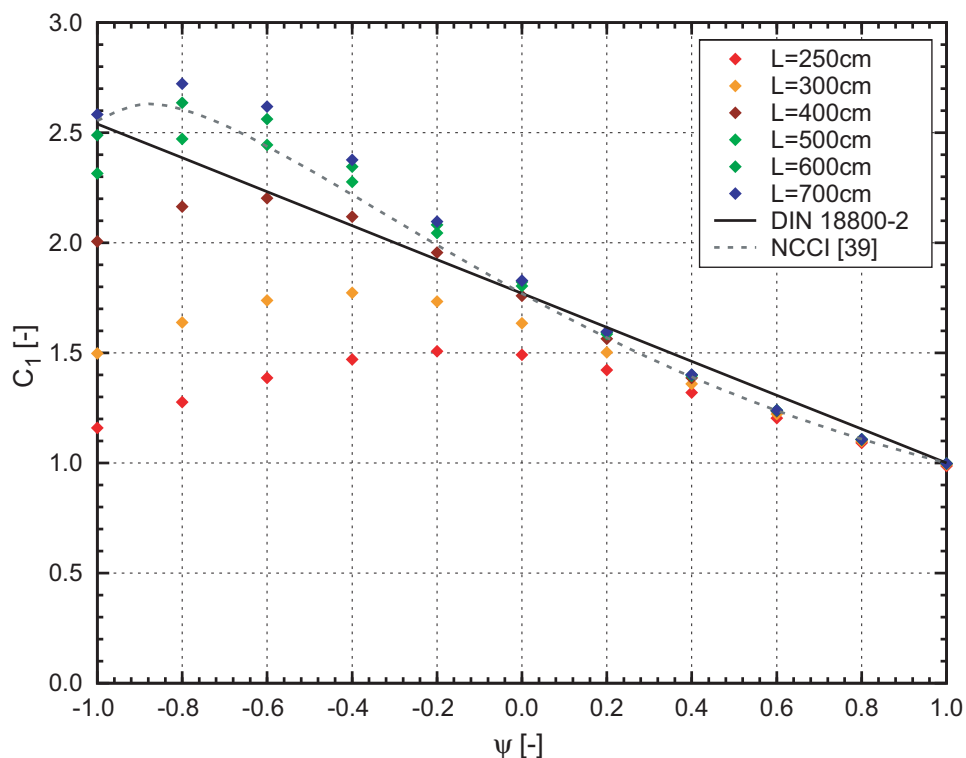


Bild 5.32: Vergleich der numerisch bestimmten Werte für C_1 unter Berücksichtigung der Profilverformung mit bekannten Kurven

Im Bereich positiver ψ -Verhältnisse zeigt sich ein verhältnismäßig geringer Einfluss aus der Profilverformung. Ab einem gewissen ψ -Verhältnis sinken die numerisch bestimmten C_1 -Werte jedoch deutlich unter die Tafelwerte für C_1 , die auf der Balkenlösung basieren. Das „kritische“ Randmomentenverhältnis ψ , ab welchem die Querschnittsverformung nicht mehr vernachlässigbar ist, hängt dabei von den Geometrieigenschaften, die auch α_{pV} beeinflussen, und von der Länge ab.

Bezeichnet man den Koeffizienten C_1 unter Berücksichtigung der Profilverformung mit C_1^* , so lässt sich das ideale Biegedrillknickmoment allgemein mittels Gleichung (5.53) berechnen.

$$\begin{aligned} M_{cr,pV}(\psi) &= \alpha_{pV}(\psi) \cdot M_{cr,Qtreu}(\psi) \\ &= \underbrace{\alpha_{pV}(\psi) \cdot C_1(\psi)}_{C_1^*} \cdot M_{cr,Qtreu,M=konst} \end{aligned} \quad (5.53)$$

$$C_1^* = f(\psi; \alpha_{pV,\psi=-1}) \quad (5.54)$$

Strebt man eine Formulierung von C_1^* als Funktion von ψ an, so kann aus den numerisch ermittelten C_1^* -Werten in Bild 5.32 abgelesen werden, dass die Anfangssteigung einer solchen Funktion bei $\psi = -1$ für alle untersuchten Längenverhältnisse annähernd gleich groß ist.

$$m = \frac{C_1(\psi = -0,8) - C_1(\psi = -1)}{0,2} \quad (5.55)$$

Dasselbe Verhalten lässt sich auch bei anderen Geometrieconfigurationen beobachten. Insgesamt zeigte sich, dass $m = 0,635$ eine gute Näherung für die Anfangssteigung der Funktion darstellt.

Der Minimalwert für C_1^* bei $\psi = -1$ kann direkt aus dem Korrekturfaktor α_{pV} gemäß Gleichung (5.52) bestimmt werden und darf somit ebenfalls als bekannt vorausgesetzt werden.

$$C_{1,min}^* = 2,54 \cdot \alpha_{pV,\psi=-1} \quad (5.56)$$

Somit ergibt sich als Näherungsformel für C_1^* die Gleichung (5.57).

$$C_1^* = \min \begin{cases} 1,77 - 0,77 \cdot \psi \\ \alpha_{pV,\psi=-1} \cdot 2,54 + 0,635 + 0,635 \cdot \psi \end{cases} \quad (5.57)$$

Mit dieser kann zum einen M_{cr} unter Berücksichtigung der Profilverformung berechnet werden. Zum anderen kann die Näherungsformel auch verwendet werden, um das „kritische“ Randmomentenverhältnis zu bestimmen, ab welchem ein solcher Einfluss nicht mehr vernachlässigbar ist. Ein Vergleich der idealen

Biegedrillknickmomente, die mit Gleichung (5.57) bestimmt wurden, mit den Ergebnissen aus der numerischen Analyse erfolgt in Bild 5.33.

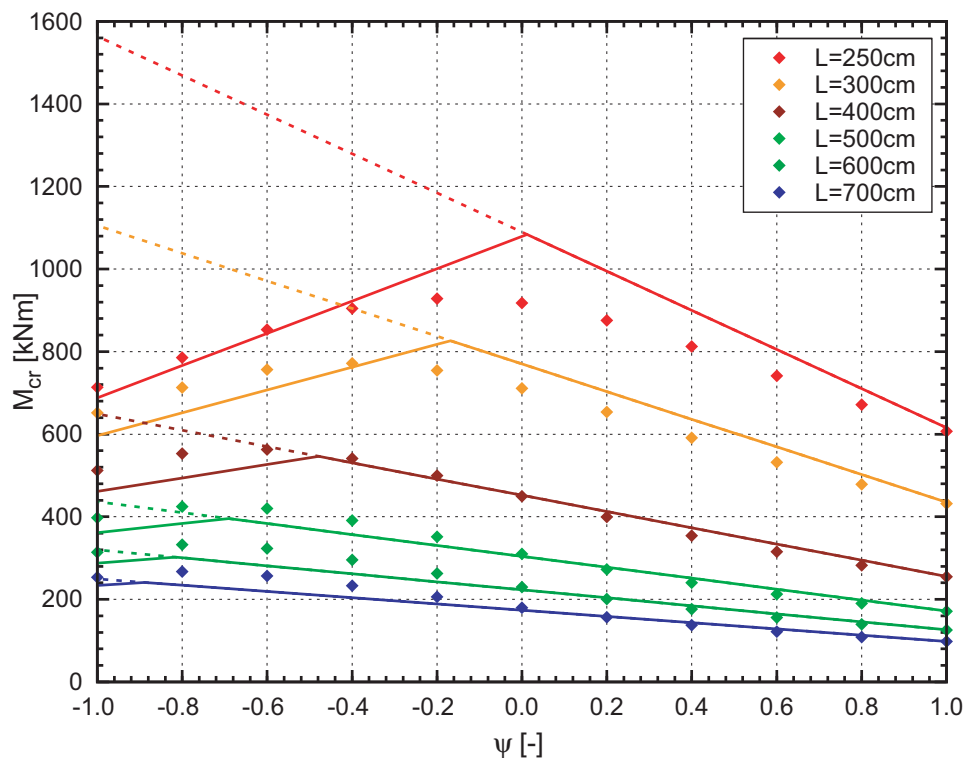


Bild 5.33: Vergleich von M_{cr} nach (5.57) mit numerisch ermittelten Werten

Für Bauteile mit konstanter Höhe kann somit das ideale Biegedrillknickmoment unter Berücksichtigung der Profilverformung näherungsweise bestimmt werden. Lediglich bei sehr kurzen Bauteilen, bei denen der Profilverformungsanteil ϑ_{PII} , der in den Herleitungen der Näherungsformeln nicht enthalten ist, eine nicht mehr vernachlässigbare Rolle spielt, wird M_{cr} insbesondere im Bereich mittlerer ψ -Verhältnisse überschätzt.

Betrachtet man nun nochmals die Kurvenverläufe für das Verhältnis $M_{cr,Ansys}/M_{cr,LTBeam}$ in Bild 5.23, so kann der abfallende Ast im Bereich kleiner Voutenneigungswinkel durch die Berücksichtigung der Gleichungen (5.52) und (5.57) rechnerisch erfasst werden.

5.4.3 Geschweißte Vouten – Einzelstab mit gevoutetem und konstantem Bereich

Für gevoutete Bauteile müssen darüberhinaus nun noch die Effekte berücksichtigt werden, die aus dem Knick im Untergurt am Voutenende resultieren. Dies sind zum einen positiven Auswirkungen aus der Wölbbehinderung an der Knickstelle, die sich jedoch nur unter Voraussetzung der Querschnittstreue ergeben, und zum

anderen die Zusatzbeanspruchungen aus der Umlenkung der Gurtschnittgrößen am Voutenende.

Im Folgenden soll untersucht werden, für welche Geometrie- und Beanspruchungskonfigurationen die Auswirkungen aus diesen Zusatzbeanspruchungen auf das ideale Biegedrillknickmoment nicht mehr vernachlässigt werden können. Ziel ist es, ein Kriterium in Form eines Grenzwinkels für die Voutenneigung bereitzustellen, bei dessen Einhaltung die Verwendung der bekannten Formel (2.10) für M_{cr} unter Berücksichtigung der äquivalenten Querschnittswerte auf der sicheren Seite liegt. Dies erscheint möglich, da in Gleichung (2.10) die Effekte auf die Verzweigungslast, die aus dem Knick im Untergurt resultieren, nicht berücksichtigt werden. Auf der einen Seite wird das ideale Biegedrillknickmoment infolge der Profilverformung gegenüber dem Wert, der sich bei erzwungener Querschnittstreue ergibt, reduziert. Andererseits wird M_{cr} für den querschnittstreuen Fall durch Gleichung (2.10) nur angenähert, da die positiven Konsequenzen, die sich aus der lokalen Wölbbehinderung ergeben, nicht korrekt berücksichtigt werden. Sofern die Abminderung infolge der Profilverformung geringer ist, als der Fehler, der bei der Bestimmung von $M_{cr,Qtreu}$ gemacht wird, ist die näherungsweise Verwendung von Gleichung (2.10) unter Berücksichtigung der äquivalenten Querschnittswerte zulässig.

Es wurde eine Parameterstudie an gevouteten Bauteilen gemäß Bild 5.1 durchgeführt, wobei die Trägerlänge, der Grundquerschnitt, die Voutengeometrie und der Momentenverlauf variiert wurden. Dabei wurden hauptsächlich solche Parameterkombinationen ausgewählt, bei denen ein signifikanter Einfluss der Profilverformung zu erwarten ist, d.h. grundsätzlich wurden relativ kurze Bauteile untersucht. Die Parametervariationen sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst.

Tabelle 5.1: Ausgewählte Parameterkonfigurationen für die Untersuchung des Einflusses der Profilverformung auf die Verzweigungslast gevouteter Bauteile

Grundprofil	h_0/b [-]	L [cm]	k_v	k_L	ψ
HEA 360	1,17	300-800	1,5/1,75/ 2,0	0,2 bis 0,9 in Schritten von 0,1	-0,75 bis 0,75 in Schritten von 0,25
HEA 400	1,30	300-800			
IPE 360	2,12	300-800			
IPE 600	2,73	500-900	1,5/1,75		

Die Auswertung der Ergebnisse erfolgt in Abhängigkeit vom Neigungswinkel des Voutenuntergurtes, der durch die Parameter L, k_v und k_L vorgegeben ist. In Bild 5.34 ist das Verhältnis $M_{cr,Ansys}/M_{cr,Vorschlag}$ für die Grundprofile IPE 360 und HEA 400 über dem Neigungswinkel des Voutenuntergurtes aufgetragen. Die Ansys-Ergebnisse beinhalten dabei die Profilverformung. Der Wert $M_{cr,Vorschlag}$ wurde unter Verwendung der äquivalenten Querschnittswerte mit Gleichung (2.10)

berechnet, wobei der Beiwert C_1 gegebenenfalls mittels Gleichung (5.57) modifiziert wurde. Die Querschnittshöhe, die der Auswertung des Faktors α_{pV} nach Gleichung (5.52) zu Grunde liegt, wurde zunächst variiert. Durch Kalibration an den numerisch erzielten Ergebnissen konnte festgestellt werden, dass α_{pV} unter Ansatz der Querschnittshöhe in Bauteilmitte berechnet werden darf. Insgesamt zeigt sich, dass der Berechnungsvorschlag bei kleinen Neigungswinkeln auf der sicheren Seite liegt.

Bei der Auswertung wird danach unterschieden, ob sich die Stelle x_{kr} , an der die Querschnittsausnutzung infolge des äußeren Momentes M_{yE} maximal ist, am Voutenende befindet oder nicht. Dies hat einen Einfluss auf die Größe der Umlenkkräfte, die an der Knickstelle am Voutenende auftreten, siehe Bild 5.24.

Vergleicht man die Ergebnisse für die beiden ausgewählten Grundprofile, so fällt auf, dass der maximale Neigungswinkel ab dem die Profilverformung am Voutenende nicht mehr vernachlässigt werden darf, bei dem HEA 400-Profil kleiner ist als bei dem IPE 360. Dies liegt daran, dass bei Querschnitten mit breiten Stegen größere Gurtschnittgrößen auftreten, die wiederum zu größeren Umlenkkräften führen. Das h_w/t_w -Verhältnis des Steges liegt bei beiden dargestellten Profilen in einer ähnlichen Größenordnung. Außerdem ist der zulässige Neigungswinkel, bis zu dem die Profilverformung am Voutenende vernachlässigt werden darf, offensichtlich größer, wenn sich die Stelle x_{kr} nicht mit dem Voutenende befindet.

Bei der Bewertung der Ergebnisse muss berücksichtigt werden, dass die Diagramme auch die Ergebnisse für baupraktisch weniger relevante Parameterkonfigurationen enthalten. Dies sind insbesondere die kurzen Bauteile, mit extremen Momentengradienten und längere Träger mit annähernd konstantem Momentenverlauf. Versteht man das gevoutete Einzelbauteil als Segment, das beispielsweise aus einem Rahmenriegel herausgelöst wird, so treten derartige Fälle bei sinnvoller Auslegung der Querschnitte und der Voutenlänge nicht auf. Aus demselben Grund ist die Kombination von Querschnitt und Bauteillänge bei einigen wenigen Konfigurationen nur theoretischer Natur. Schließlich sind in Bild 5.34 auch Fälle dargestellt, bei denen die bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ auch bei Berücksichtigung der Profilverformung so gering ist, dass keine Abminderung der Querschnittstragfähigkeit erforderlich ist.

Unter Berücksichtigung dieser Einschränkungen kann für die Neigung des Voutenuntergurtes unabhängig vom Grundprofil ein Grenzwinkel $\alpha = 10^\circ$ festgelegt werden, unterhalb dessen die Verwendung der „Balkenformeln“ ohne Weiteres möglich ist. Bei größeren Neigungswinkeln ist die Profilverformung entweder explizit zu berücksichtigen oder es ist eine Steife am Voutenende anzuordnen.

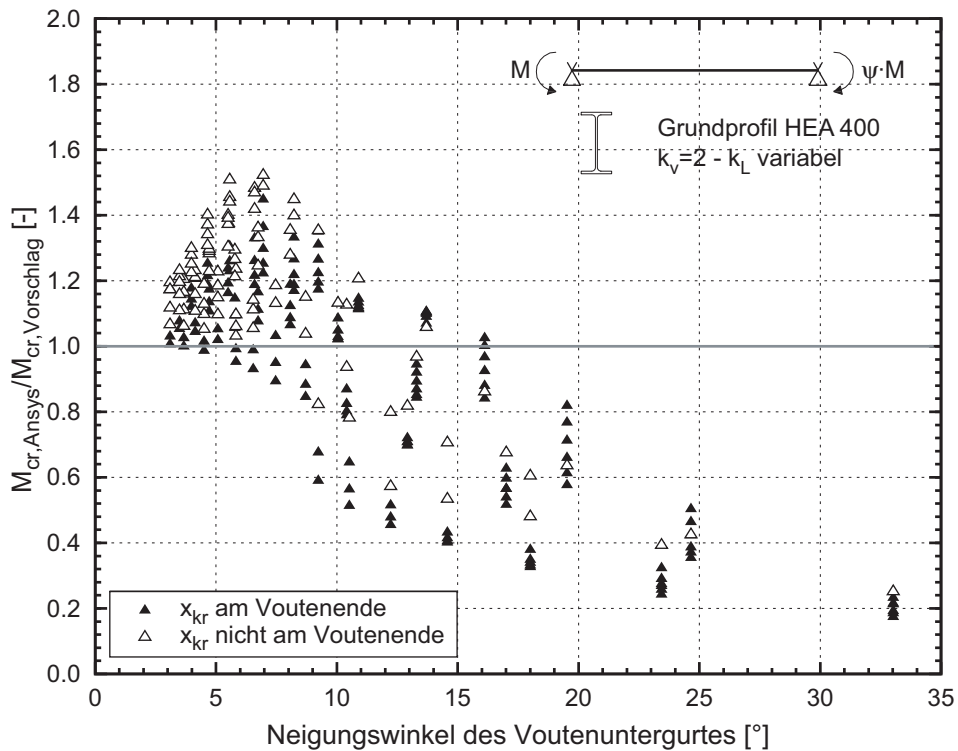
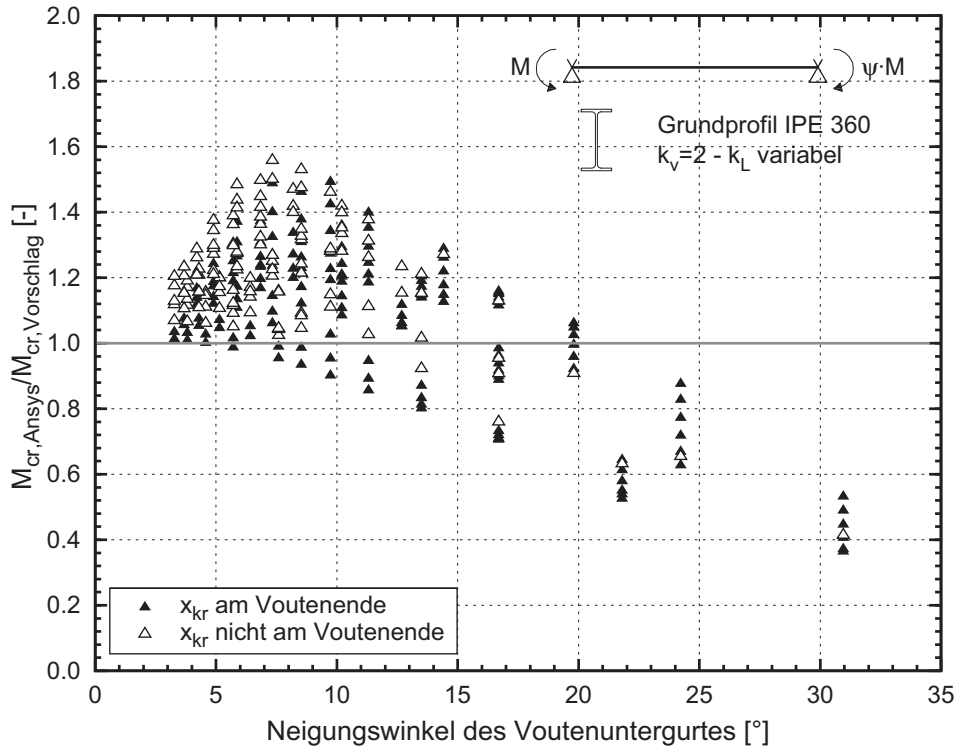


Bild 5.34: Verhältnis $M_{cr,Ansys}/M_{cr,Vorschlag}$ für Bauteile gemäß Bild 5.1 in Abhängigkeit vom Neigungswinkel des Voutenuntergurtes – Randmomentenbeanspruchung

Der Grenzwinkel soll nun anhand baupraktischer Parameterkonfigurationen verifiziert werden. Dabei wird von einem Rahmenriegel mit beidseitig angeordneten Vouten ausgegangen, bei dem die Verdrehungen um die Trägerlängsachse an

5.4 Einfluss der Profilverformung auf das ideale Biegedrillknickmoment gevouteter Bauteile

diskreten Stellen durch anschließende Pfetten und Verbände verhindert werden, und somit der Nachweis am Einzelstab zwischen zwei Abstützungen geführt werden darf. Diese Annahme setzt voraus, dass die diskreten Abstützungen als „Gabellager“ wirken und stellt damit auch Anforderungen an die konstruktive Ausbildung des Anschlusses zwischen Pfette und auszusteiendem Bauteil, siehe Bild 2.22. An dieser Stelle wird davon ausgegangen, dass Querschnittsverformungen am Anschlusspunkt des aussteifenden Bauteils ausgeschlossen werden können, weil z.B. eine entsprechende Steife vorhanden ist. Entsprechende Untersuchungen zu der Frage wie diskrete Abstützungen ausgebildet sein müssen, damit der Nachweis am herausgelösten Einzelstab auf der sicheren Seite liegt, erfolgen in Abschnitt 8.1.

Der Grundquerschnitt des Bauteils und der Voutenverlauf ergeben sich aus einer Vorbemessung unter Vorgabe der Rahmenspannweite und der Belastung, siehe auch Abschnitt 8.2. Die Anzahl der diskreten Verdrehbehinderungen wird variiert, so dass sich bezogen auf die Einzelstablänge unterschiedliche k_L -Verhältnisse und Momentenverläufe ergeben, siehe Bild 5.35.

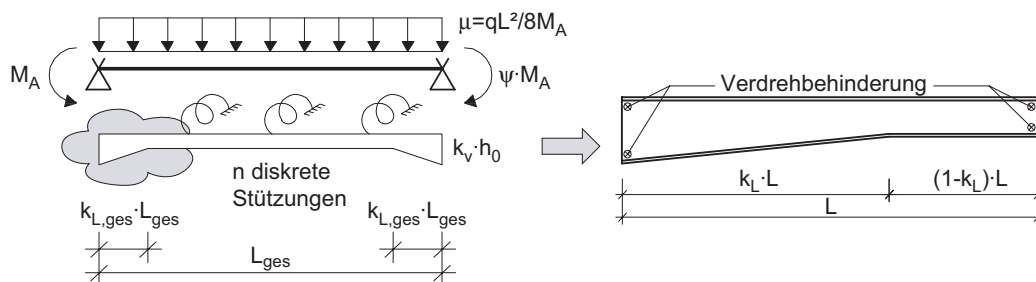


Bild 5.35: Festlegung von baupraktisch relevanten Parameterkonfigurationen für gevoutete Bauteile gemäß Bild 5.1

In Bild 5.36 werden die idealen Biegedrillknickmomente aus numerischen Berechnungen mit und ohne Berücksichtigung der Profilverformung mit den Werten, die sich aus der Handrechnung mit äquivalenten Querschnittswerten ergeben, verglichen. Das obere Diagramm enthält die Ergebnisse für den Belastungsfall mit gleich großen Randmomenten und einer Querbelastung mit dem Verhältnis $M_{\text{Stütz}}/M_{\text{Feld}} = -2$. Dieser Belastungsfall repräsentiert den Momentenverlauf eines Rahmenriegels, falls der Rahmen allein durch Vertikallasten – z.B. Eigengewicht und Schnee – beansprucht wird. Der Belastungsfall, der den Ergebnissen im unteren Diagramm zu Grunde liegt, wird durch die dimensionslosen Parameter $\psi = 0,1$ und $\mu = -0,8$ beschrieben, und ist beispielhaft für einen Rahmen, der zusätzlich durch Horizontallasten – z.B. aus Wind und Stützenschiefstellungen – beansprucht wird.

Im Vorgriff auf die Ergebnisse in Kapitel 8.1 soll schon an dieser Stelle angemerkt werden, dass eine Zerlegung in mehr als sechs Einzelstäbe mit üblichen Pfettenquerschnitten in der Regel nicht möglich ist. Dies entspricht fünf diskreten Verdrehbehinderungen. Im Parameterbereich bis $n = 5$ liegt der Berechnungsvorschlag mit äquivalenten Querschnittswerten gegenüber den kritischen Biegedrillknickmomenten aus Ansys mit Berücksichtigung der Profilverformung bei beiden Momentenverläufen auf der sicheren Seite. Auch hier ist zu beobachten, dass der Einfluss der Profilverformung mit fallender Einzelstablänge zunimmt.

Alle in Bild 5.36 untersuchten Konfigurationen fallen in den Parameterbereich, bei dem eine Abminderung des mittels Handrechnung bestimmten idealen Biegedrillknickmomentes durch Modifikation des Beiwertes C_1 unter Zuhilfenahme des Faktors α_{pV} nach Gleichung (5.52) nicht erforderlich ist. Dies liegt daran, dass negative ψ -Verhältnisse, bei denen die maximale Abminderung zu erwarten ist, nur bei den Konfigurationen mit großen Segmentlängen – also wenigen diskreten Verdrehbehinderungen – auftreten. Bei langen Bauteilen überwiegen aber die globalen, querschnittstreuen Verformungsanteile v_M und ϑ_M . Da es sich bei den untersuchten Bauteilen um Einzelstäbe handelt, die aus einem Gesamtträger herausgelöst werden, treten kurze Bauteillängen nur in Kombination mit positiven ψ -Verhältnissen auf. Hier spielen zwar die Profilverformungsanteile eine größere Rolle, die Abminderung von M_{cr} im Vergleich zu dem Wert, der bei erzwungener Querschnittstreue erzielt wird, ist jedoch wesentlich geringer, vgl. Bild 5.30.

5.4 Einfluss der Profilverformung auf das ideale Biegedrillknickmoment gevouteter Bauteile

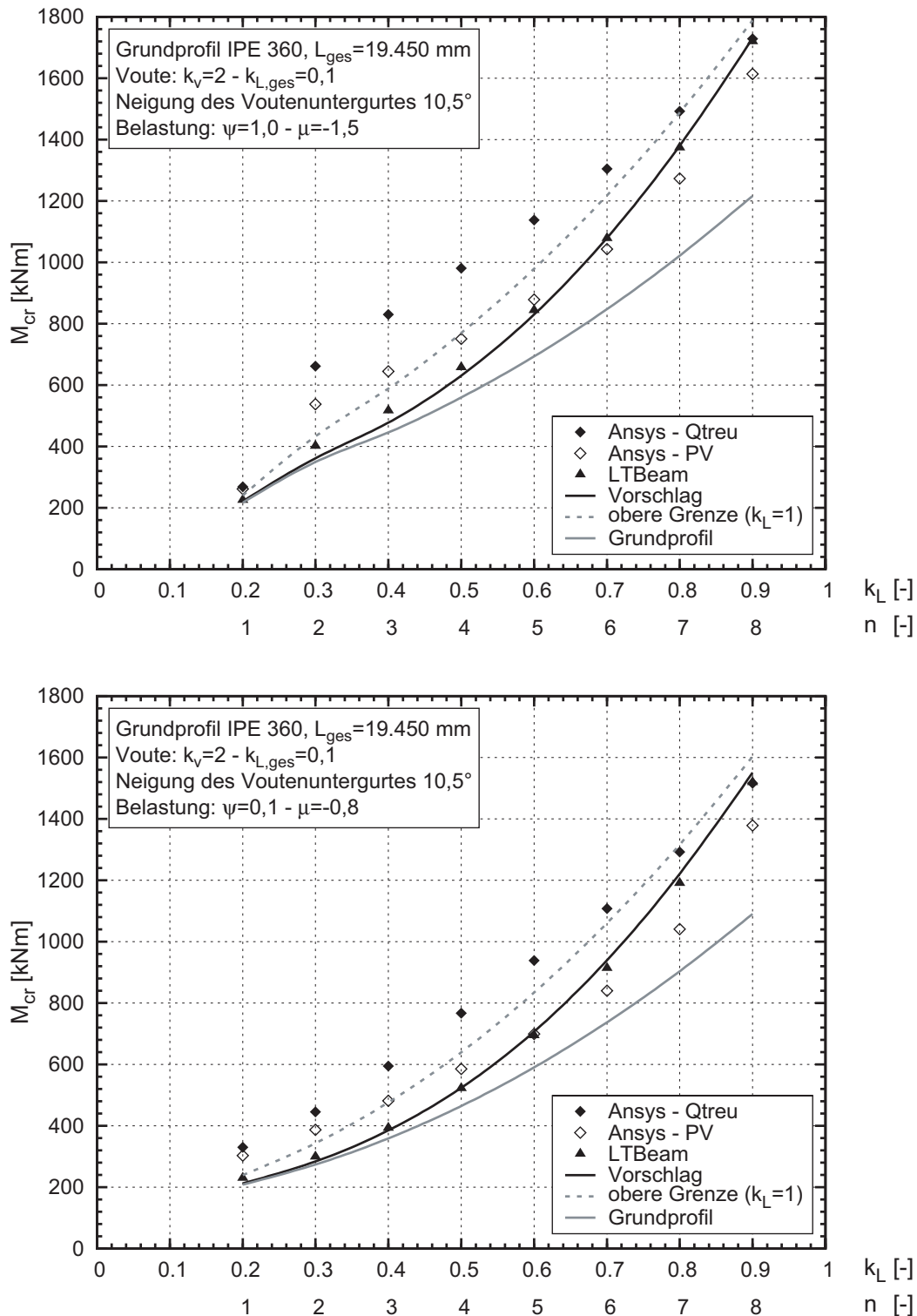


Bild 5.36: Ideale Biegedrillknickmomente ohne und mit Berücksichtigung der Profilverformung für aus dem Gesamtriegel herausgelöste gevoutete Einzelstäbe

Die zur Konfiguration $n=5$ und $k_L=0,6$ gehörende Einzelstablänge beträgt $L=3242$ mm. In Bild 5.37 sind die Verformungsfiguren im Verzweigungszustand für den Lastfall $\psi=0,1$ und $\mu=-0,8$ dargestellt.

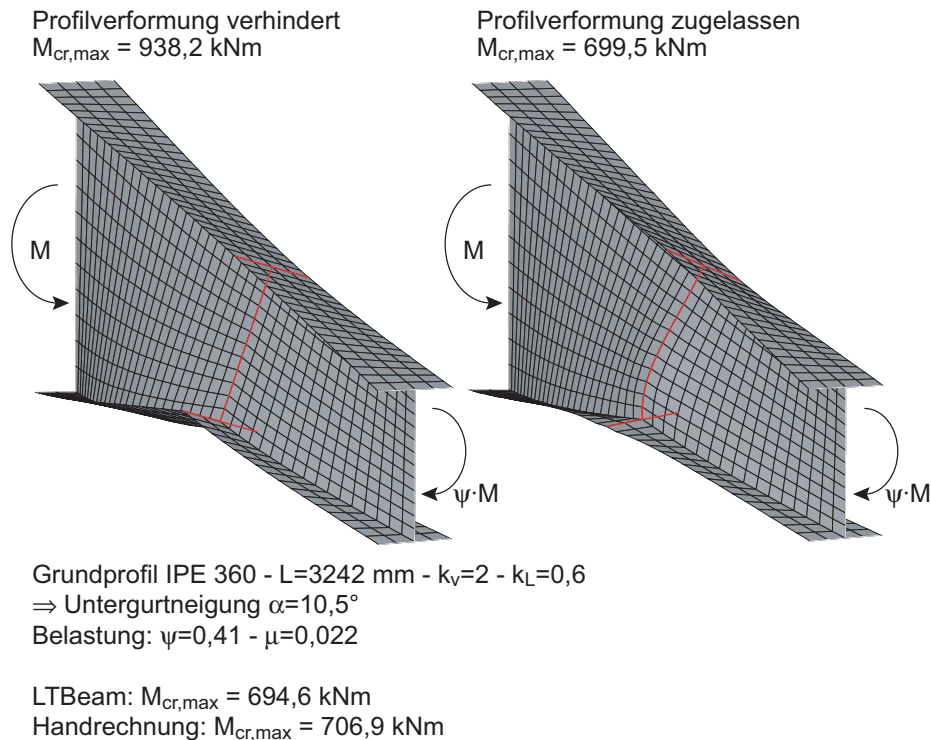


Bild 5.37: Verformungsfiguren eines gevouteten Bauteils unter Randmomenten- und Querbewlastung Trägers mit und ohne Berücksichtigung der Profilverformung

Wird die Anzahl der Zwischenhalterungen darüberhinaus vergrößert und die Einzelstablänge somit verringert, so führt die Vernachlässigung der Profilverformung in der Handformel zu einer Überschätzung des idealen Biegedrillknickmomentes. Jedoch sinkt die Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ ab einer gewissen Bauteillänge so weit ab, dass eine Traglastabminderung nicht mehr erforderlich ist. Eine abschließende Verifizierung des Grenzwinkels von 10° ist nur mittels entsprechender Traglastanalysen möglich. Diese erfolgt in Abschnitt 6.3.4.

Bei realen Tragwerken mit geschweißter Voutenausführung ist der gevoutete Bereich in der Regel als spezielles Konstruktionselement ausgebildet, welches mittels Kopfplattenstoß mit dem konstanten Bereich des Riegels verbunden ist, vgl. Bild 1.1. Eine Querschnittsverformung an dieser Stelle ist somit ausgeschlossen. Der hier festgelegte Grenzwinkel wird daher vor allem für spätere Erweiterung der Berechnungs- und Konstruktionsregeln auf Bauteile mit untergeschweißter Voute benötigt.

5.4.4 Geschweißte Vouten – Bauteile mit beidseitigen Vouten

Die Ergebnisse der vorangegangenen Abschnitte zeigen, dass der Einfluss der Profilverformung auf die ideale Verzweigungslast vor allem bei kurzen Bauteilen zu berücksichtigen ist. Dies gilt sowohl für die Effekte, die auch bei konstanten Bauteilen auftreten, als auch für die Auswirkungen, die sich aus der Umlenkung

der Gurtschnittgrößen am Voutenende ergeben. Der Grund hierfür liegt darin, dass die Verformungsgrößen v_M und ϑ_M bei längeren Bauteilen gegenüber den Profilverformungszuständen ϑ_p überwiegen.

Bauteile mit beidseitigen Vouten werden häufig als Riegel von Rahmentragwerken eingesetzt. Die bemessungsrelevante Belastungskombination setzt sich dabei in der Regel aus Randmomenten und Querlasten zusammen. Geht man von einer wirtschaftlichen Bemessung der Bauteile aus, welche die Stabilisierung durch angrenzende Bauteile im Endzustand berücksichtigt, und bei denen ungestützte Rahmenriegel mit beidseitigen Vouten nur im Montagezustand auftreten, so ergeben sich in der Regel Trägerlängen, bei denen der Einfluss der Profilverformung gegenüber der querschnittstreuen Verformungsanteile v_M und ϑ_M vernachlässigbar ist. Beispielhaft kann hier die Auswertung in Bild 5.9 herangezogen werden, bei der sich nur minimal Unterschiede zwischen der Berechnung mit Profilverformung und mit erzwungener Querschnittstreue ergeben.

In Bild 5.38 und Bild 5.39 erfolgt ein weitergehender Vergleich der idealen Biegedrillknickmomente, die sich aus der Handrechnung und aus der numerischen Analyse unter Berücksichtigung der Profilverformung ergeben. Hierzu wird das Verhältnis $M_{cr,Ansys}/M_{cr,Vorschlag}$ für eine Vielzahl von Parameterkombinationen über dem Neigungswinkel des Voutenuntergurtes aufgetragen. In Bild 5.38 sind die Ergebnisse für den Lastfall mit gegengleichen Randmomenten und unterschiedlich großen Querlasten dargestellt, Bild 5.39 korrespondiert zu einer ausschließlichen Beanspruchung durch Randmomente mit $\psi = -1$. Für den letztgenannten Lastfall wurde der Wert $M_{cr,Vorschlag}$ unter Berücksichtigung des Korrekturfaktors α_{pV} nach Gleichung (5.52) mit den Querschnittswerte des Grundprofils berechnet.

Es wurden drei unterschiedliche Grundquerschnitte untersucht, außerdem wurde die Voutengeometrie, ausgedrückt durch die bezogenen Parameter k_v und k_L , variiert. Für die Festlegung der Bauteillängen wurde zum einen eine Verzweigungslastuntersuchung mit dem Programm LTBeam vorgeschaltet. Die Längen wurden so ausgewählt, dass die Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ ohne Berücksichtigung der Profilverformung zwischen 0,4 und 2,0 liegt. Zum anderen wurde die Minimallänge durch einen maximal zulässigen Neigungswinkel des Untergurtes von 45° begrenzt, die Maximallänge ergab sich aus $L/h_0 = 60$.

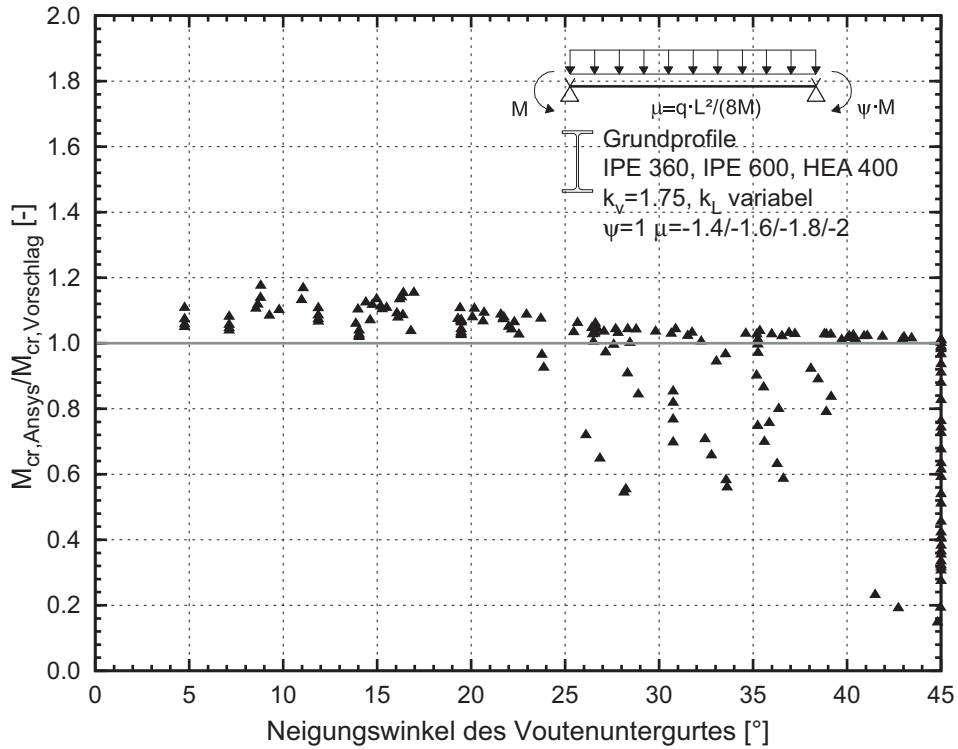


Bild 5.38: Verhältnis $M_{cr,Ansys}/M_{cr,Vorschlag}$ für Bauteile gemäß Bild 5.7 in Abhängigkeit vom Neigungswinkel des Voutenuntergurtes – Randmomenten- und Querbelastung

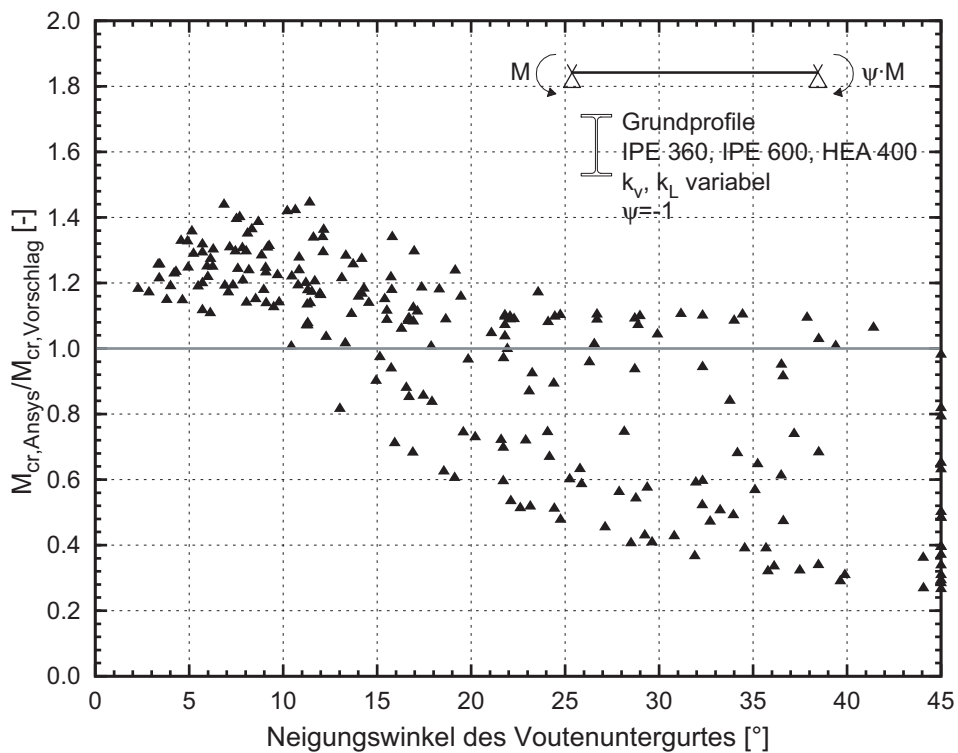


Bild 5.39: Verhältnis $M_{cr,Ansys}/M_{cr,Vorschlag}$ für Bauteile gemäß Bild 5.7 in Abhängigkeit vom Neigungswinkel des Voutenuntergurtes – Randmomentenverhältnis $\psi = -1$

Es zeigt sich, dass der in Abschnitt 5.4.3 festgelegte Grenzwinkel von 10° für Bauteile mit beidseitigen Vouten bestätigt werden kann. Für den Lastfall mit Randmomenten und Querbelastung könnten sogar noch steilere Neigungswinkel zugelassen werden.

5.4.5 Walzprofil mit untergeschweißter Voute – Einzelstab mit gevoutetem und konstantem Bereich

Erste Untersuchungen zum Einfluss der Profilverformung für ausgewählte Beispiele wurden bereits in Abschnitt 5.3.2 durchgeführt, siehe Bild 5.18. Diese sollen nun in Analogie zu Abschnitt 5.4.3 auf einen größeren Parameterbereich erweitert werden. Die Auswahl der untersuchten Konfigurationen erfolgt dabei wie in 5.4.3 beschrieben, zusätzlich wird die konstruktive Ausbildung des Voutenendes variiert.

Die Auswertung der Ergebnisse erfolgt wiederum in Abhängigkeit vom Neigungswinkel des Voutenuntergurtes. Bild 5.40 zeigt die Ergebnisse für das Grundprofil IPE 360 jeweils getrennt für die möglichen Ausführungen des Voutenendes. Der Wert $M_{cr,Vorschlag}$ wurde unter Verwendung der äquivalenten Querschnittswerte mit Gleichung (2.10) und mit Hilfe des Korrekturfaktors ξ nach Abschnitt 5.3.2 berechnet. Auch hier wurde der Beiwert C_1 gegebenenfalls mittels Gleichung (5.57) modifiziert, wobei α_{pV} unter Ansatz der Querschnittshöhe in Bauteilmitte berechnet wurde. Die Ergebnisse bestätigen die zuvor schon beobachteten Tendenzen, d.h. die Abhängigkeit der Qualität des Bemessungsvorschlags vom Voutenneigungswinkel, der Lage von x_{kr} und der konstruktiven Ausführung des Voutenendes.

Die Ergebnisse der Parameterstudie für das Grundprofil HEA 400, bei dem der Voutenuntergurt nicht an das Grundprofil angeschlossen ist, sind in Bild 5.41 dargestellt. Auch hier zeigt sich, dass der maximale Neigungswinkel, ab dem die Profilverformung am Voutenende rechnerisch oder konstruktiv berücksichtigt werden muss, bei dem HEA 400-Profil kleiner ist als bei dem IPE 360. Die bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ ist bei diesem Profil im untersuchten Längenbereich jedoch aufgrund der insgesamt gedrungeneren Querschnittsausführung auch bei Berücksichtigung der Profilverformung in der Regel so gering, dass keine Abminderung der Querschnittstragfähigkeit erforderlich ist.

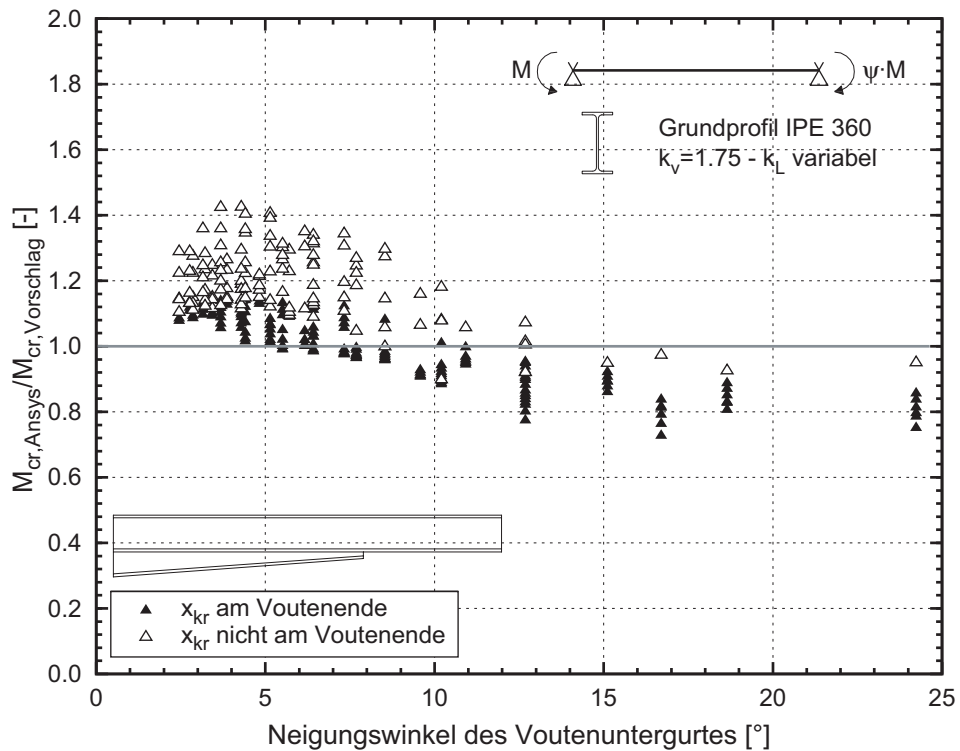
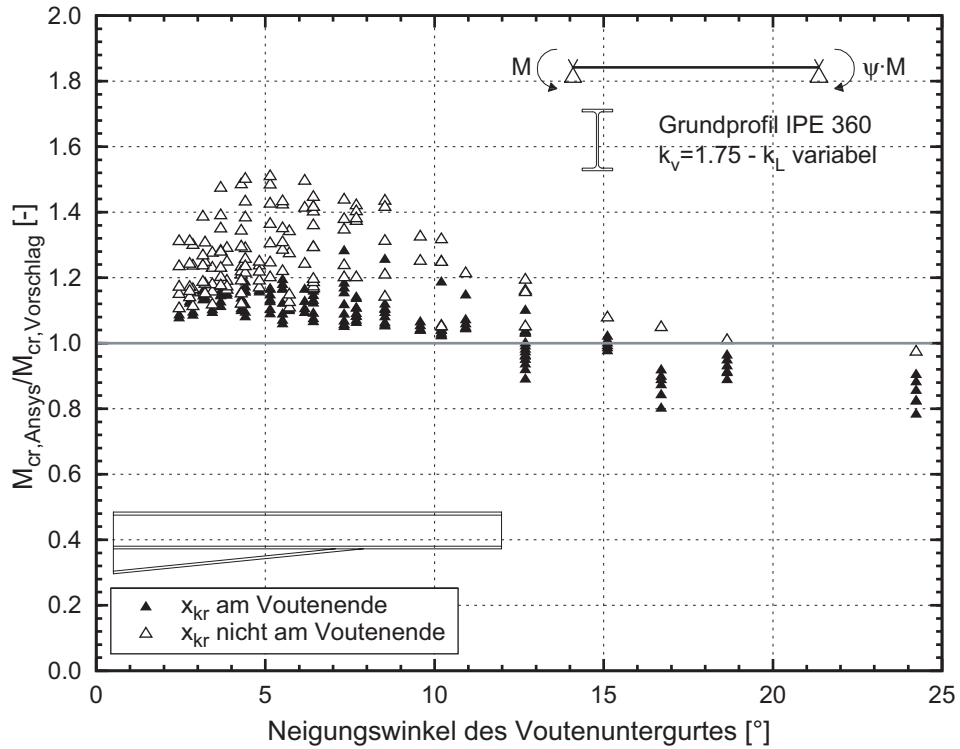


Bild 5.40: Verhältnis $M_{cr,Ansys}/M_{cr,Vorschlag}$ für Bauteile gemäß Bild 5.15 in Abhängigkeit vom Neigungswinkel des Voutenuntergurtes – Randmomentenbeanspruchung

5.4 Einfluss der Profilverformung auf das ideale Biegedrillknickmoment gevouteter Bauteile

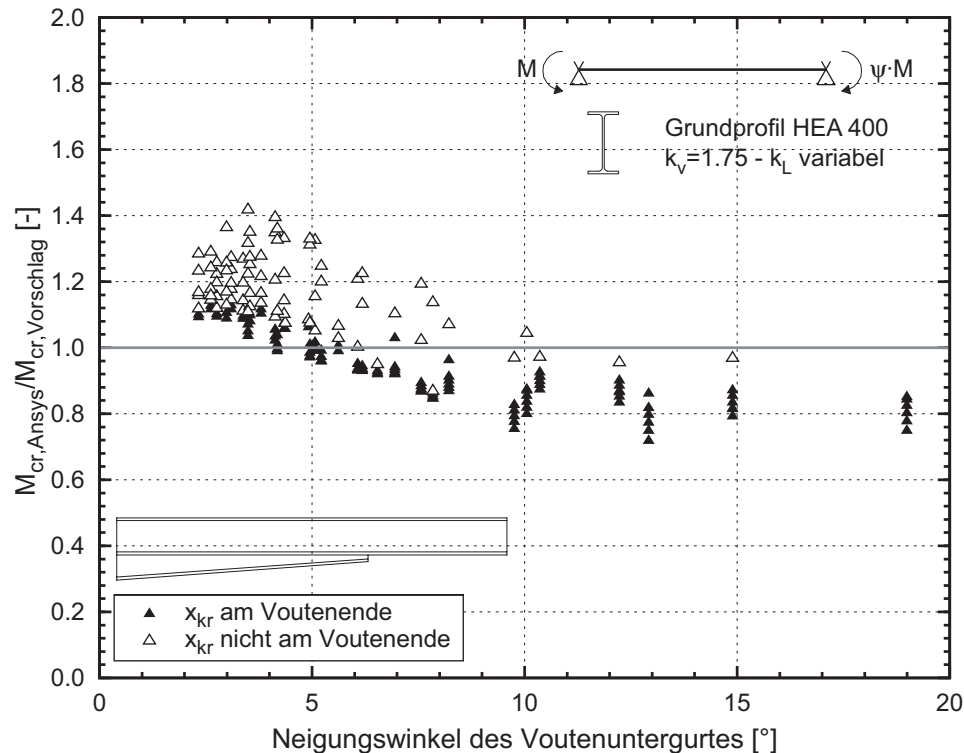


Bild 5.41: Verhältnis $M_{cr,Ansys}/M_{cr,Vorschlag}$ für Bauteile gemäß Bild 5.15 in Abhängigkeit vom Neigungswinkel des Voutenuntergurtes – Randmomentenbeanspruchung

Die Aussagen bezüglich des maximalen Neigungswinkels des Voutenuntergurtes, unterhalb dessen die Verwendung der „Balkenformeln“ auf der sicheren Seite liegt, können somit für die Ausbildung als Walzprofil mit untergeschweißter Voute ohne Weiteres aus 5.4.3 übernommen werden.

In Bild 5.42 wird die Festlegung des Grenzwinkel wiederum anhand baupraktischer Parameterkonfigurationen, die wie in Abschnitt 5.4.3 beschrieben ausgewählt wurden, verifiziert. Dargestellt sind die Ergebnisse für den Fall, dass der Gesamtträger durch Randmomente und eine Querlast beansprucht wird und die entsprechenden Lastfallparameter $\psi = 0,1$ und $\mu = -0,8$ betragen. Die Voutenkennwerte wurden bei beiden Fällen so gewählt, dass der Neigungswinkel des Voutenuntergurtes näherungsweise 10° beträgt, und sich die Stelle x_{kr} , an der die Querschnittsausnutzung infolge der äußeren Biegemomente maximal ist, am Voutenende befindet. Somit befinden sich die untersuchten Fälle am Rande des Parameterbereichs, in dem die rechnerische Vernachlässigung der Profilverformung ohne konstruktive Maßnahmen erfolgen darf. Im oberen Diagramm zeigt sich für das Grundprofil IPE 360 im gesamten Längenbereich eine gute Übereinstimmung des Berechnungsvorschlags mit den numerisch ermittelten Ergebnissen. Auch hier fallen alle Parameterkonfigurationen in den Bereich, bei dem eine Abminderung von $M_{cr,Hand}$ durch Modifikation des Beiwertes C_1 unter Zuhilfenahme des Faktors α_{pV} nach Gleichung (5.52) nicht erforderlich ist.

5 Verzweigungslasten von gevouteten Bauteilen

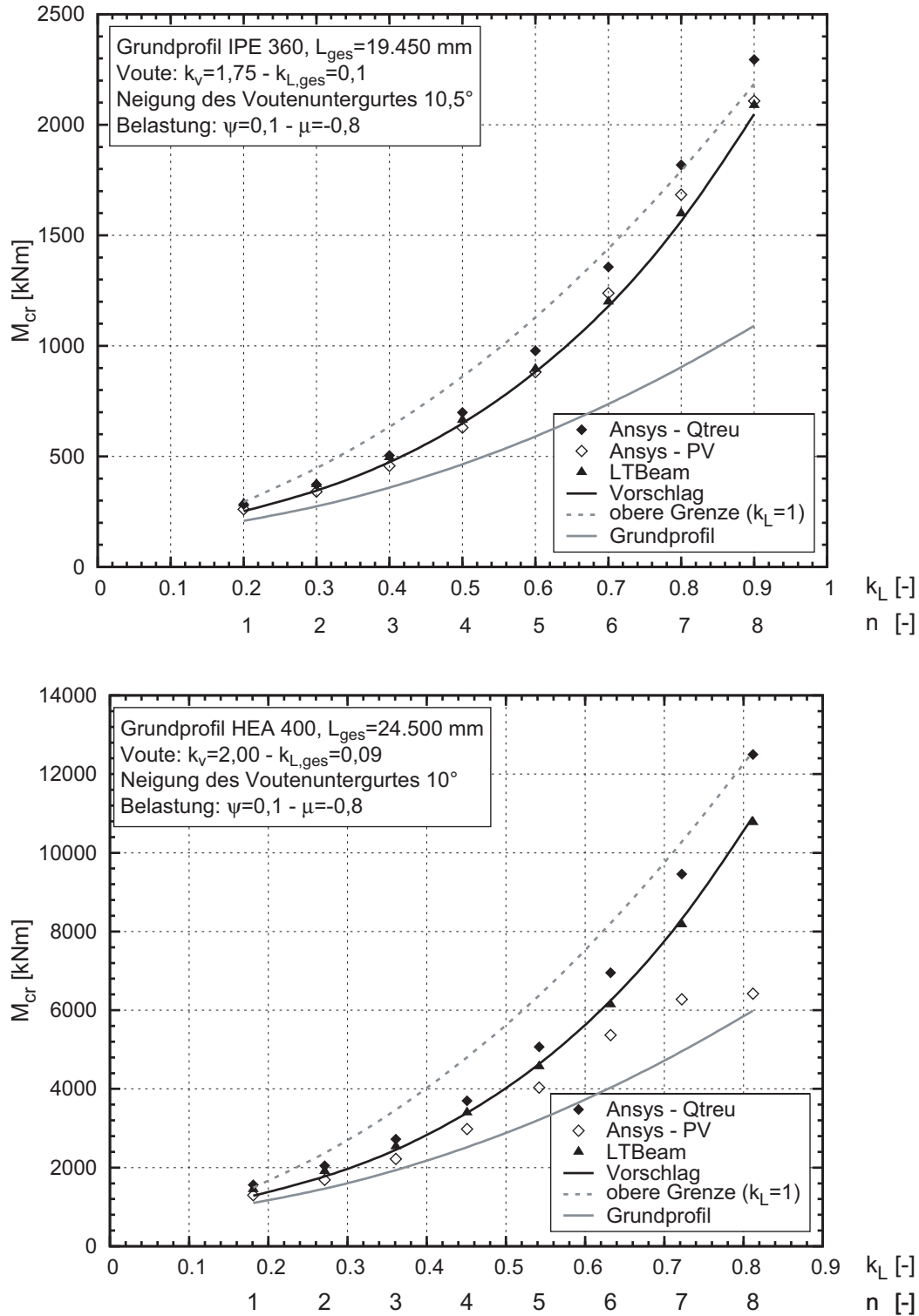


Bild 5.42: Ideale Biegedrillknickmomente ohne und mit Berücksichtigung der Profilverformung für aus dem Gesamtriegel herausgelöste gevoutete Einzelstäbe

Die kritischen Verzweigungslasten, die sich für das Grundprofil HEA 400 unter Berücksichtigung der Profilverformung ergeben, sind im Bereich geringer Bauteillängen zum Teil deutlich kleiner, als die Ergebnisse des Bemessungsvorschlags. Dabei ist jedoch zu beachten, dass die erste Eigenform insbesondere für die Fälle

mit $n \geq 6$ hauptsächlich durch lokales Beulen der Einzelbleche charakterisiert ist. Es treten nahezu keine globalen Biegedrillknickverformungen v_M und ϑ_M auf. Die zugehörigen Schlankheiten liegen in einem Bereich, in dem keine Traglastabminderung infolge Stabilitätsversagen zu erwarten ist. Dies wird in Abschnitt 6.3.4 durch entsprechende Traglastanalysen verifiziert.

5.4.6 Walzprofil mit untergeschweißter Voute – Bauteile mit beidseitigen Vouten

Analog zu Abschnitt 5.4.4 wird nun noch der Einfluss der Profilverformung auf das ideale Biegedrillknickmoment von Bauteilen gemäß Bild 5.20 anhand von baupraktisch ausgewählten Parameterkonfigurationen untersucht. Die Parameterauswahl erfolgt dabei wie in 5.4.4 beschrieben. In den vorangegangenen Auswertungen zeigte sich, dass die Abminderung des idealen Biegedrillknickmomentes infolge der Profilverformung gegenüber dem Wert, der sich bei querschnittstreuer Berechnung ergibt, für beide möglichen Ausführungsvarianten des Voutenendes – mit und ohne Anschluss des Voutenuntergurtes – ungefähr gleich groß ist. Der Ausgangswert $M_{cr,Q_{treu}}$ ist für die Ausführung, bei der der Voutenuntergurt nicht an das Grundprofil angeschlossen ist, erwartungsgemäß kleiner. Aus diesem Grund wird für die Ansys-Berechnungen an dieser Stelle auf der sicheren Seite liegend ausschließlich letztere Variante betrachtet.

In Bild 5.43 und Bild 5.44 erfolgt ein weitergehender Vergleich der idealen Biegedrillknickmomente, die sich aus der Handrechnung und aus der numerischen Analyse unter Berücksichtigung der Profilverformung ergeben. Bild 5.43 enthält die Ergebnisse für den Lastfall mit gegengleichen Randmomenten und unterschiedlich großen Querlasten, Bild 5.44. korrespondiert zu einer ausschließlichen Beanspruchung durch Randmomente mit $\psi = -1$. Für den letztgenannten Lastfall wurde der Wert $M_{cr,Vorschlag}$ unter Berücksichtigung des Korrekturfaktors α_{pV} nach Gleichung (5.52) mit den Querschnittswerte des Grundprofils berechnet.

Es zeigt sich, dass der in Abschnitt 5.4.3 festgelegte Grenzwinkel von 10° für Bauteile mit beidseitigen Vouten auch hier in allen Fällen auf der sicheren Seite liegt.

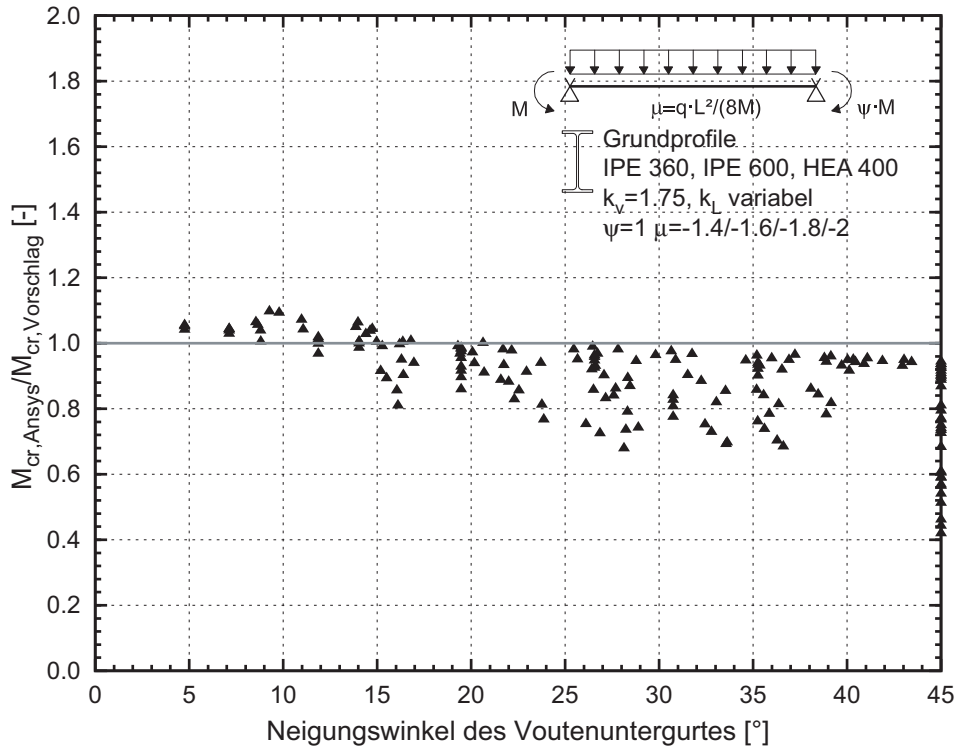


Bild 5.43: Verhältnis $M_{cr,Ansys}/M_{cr,Vorschlag}$ für Bauteile gemäß Bild 5.20 in Abhängigkeit vom Neigungswinkel des Voutenuntergurtes – Randmomenten- und Querbelastung

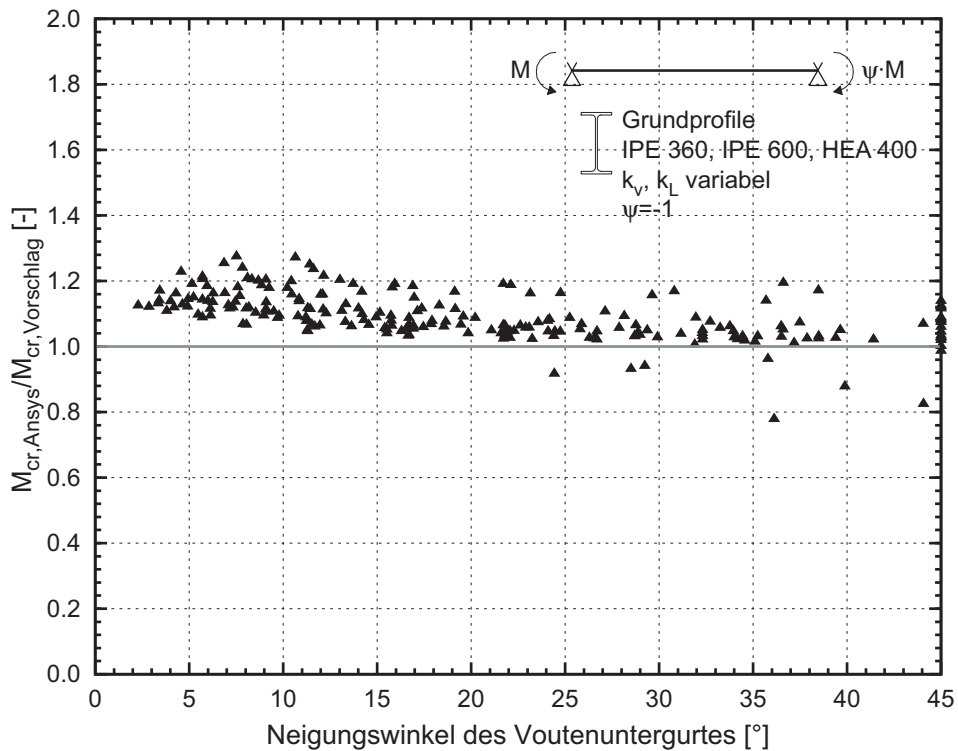


Bild 5.44: Verhältnis $M_{cr,Ansys}/M_{cr,Vorschlag}$ für Bauteile gemäß Bild 5.20 in Abhängigkeit vom Neigungswinkel des Voutenuntergurtes – Randmomentenverhältnis $\psi = -1$

5.4.7 Relevanz der Untersuchungen zur Profilverformung für die Bemessungspraxis

In den vorangegangenen Abschnitten wurde der Einfluss der Profilverformung auf die ideale Verzweigungslast von I-Profilen mit und ohne Voute untersucht. Dabei wurden insbesondere die mechanischen Hintergründe derjenigen Profilverformungseffekte, die auch bei Bauteilen mit konstanter Höhe auftreten, ausführlich diskutiert. Für die tägliche Bemessungspraxis soll an dieser Stelle kurz zusammengefasst werden, welche Abgrenzungskriterien für welche Bauteilarten in der Regel automatisch eingehalten sind, und wann welcher Anpassungskoeffizient explizit ausgewertet werden muss.

Für den Basisfall des gabelgelagerten Einfeldträgers ohne seitliche Halterungen bzw. Drehfedern ist der Einfluss der Profilverformung im Bemessungsablauf bei Bauteilen mit konstanter Höhe wie folgt zu berücksichtigen:

- Bei **Walzprofilen und geschweißten Profile, die in ihren Abmessungen denen von Walzprofilen entsprechen**, ist der Einfluss von Profilverformungen auf die ideale Verzweigungslast vernachlässigbar. Bei langen Bauteilen überwiegen stets die querschnittstreuen Verformungsanteile v_M und ϑ_M , bei kurzen Bauteilen ist die zugehörige Bauteilschlankheit selbst unter Berücksichtigung der Profilverformung so gering, dass eine Abminderung der Bauteiltragfähigkeit nicht zu erwarten ist.
- Bei **geschweißten Querschnitten**, bei denen das Verhältnis h_w/t_w größer ist als bei üblichen Walzprofilen, die jedoch noch der **Querschnittsklasse 2** zugeordnet werden können, muss der Einfluss der Profilverformung untersucht werden. Der Einfluss ist bei kurzen Bauteilen und bei negativen ψ -Verhältnissen maximal, und kann mit Hilfe der Beiwerte α_{pV} und C_1^* erfasst werden. Bei extrem kurzen Bauteilen, bei denen das Verhältnis L/h deutlich kleiner als 10 ist, kann es trotz der Berücksichtigung der Anpassungswerte α_{pV} und C_1^* zu einer Überschätzung von M_{cr} kommen. Dies sind jedoch Abmessungsverhältnisse, die entweder sehr kurze Gesamtbauteile voraussetzen, und damit eher einem Scheibentragwerk entsprechen, oder aber in geringem Abstand angeordnete Verdrehbehinderungen mit ausreichender Steifigkeit. In allgemeinen Hochbauanwendungen treten derartige Konfigurationen in der Regel nicht auf.
- Bei **geschweißten Querschnitten mit sehr schlanken Stegen**, die womöglich sogar beulgefährdet sind, ist in jedem Fall auch der Verformungsanteil ϑ_{pII} zu berücksichtigen. Die vereinfachten Verformungsansätze, die der Herleitung des Hilfswertes α_{pV} zu Grunde liegen, gelten nicht mehr. Eine Erfassung des Einflusses der Profilverformung

mit den hier vorgestellten Mitteln ist nicht möglich, so dass genauere Untersuchungen erforderlich sind. Dabei ist zu berücksichtigen, dass bei derartigen Bauteilen – die z.B. im Brückenbau Verwendung finden – häufig Steifen zur Verhinderung des lokalen Beulens angeordnet werden. Diese haben auch einen Einfluss auf die Profilverformungszustände \mathfrak{S}_{PI} und \mathfrak{S}_{PII} .

Die Verzweigungslastberechnungen an gevouteten Bauteilen, die in den vorangegangenen Abschnitten beschrieben sind, wurden jeweils zunächst für allgemeine Querschnitts-, Längen- und Belastungskombinationen durchgeführt. Im Anschluss wurden für den Anwendungsfall „zwischen zwei Verdrehbehinderungen herausgelöster Einzelstab als Teil eines Rahmenriegels“ baupraktisch relevante Kombinationen ausgewählt. Dabei wurde davon ausgegangen, dass die diskreten Abstützungen als „Gabellager“ wirken und die Querschnittsverformungen am Anschlusspunkt des aussteifenden Bauteils ausgeschlossen werden können. Bezüglich der Frage wie diskrete Abstützungen ausgebildet sein müssen, damit diese Voraussetzung erfüllt wird, wird auf Abschnitt 8.1 verwiesen.

Im Ergebnis können folgende Empfehlungen für die Berücksichtigung der Profilverformung im Bemessungsablauf festgehalten werden.

- Bei **Geometrien mit flach geneigten Voutenuntergurten**, d.h. bei eher langen Vouten kann die Berücksichtigung der Profilverformung in gleicher Form erfolgen, wie bei Bauteilen mit konstanter Höhe. Durch Kalibration an den numerisch erzielten Ergebnissen konnte festgestellt werden, dass α_{pV} unter Ansatz der Querschnittshöhe in Bauteilmitte berechnet werden darf. Der Anwendungsfall eines Bauteilsegmentes zwischen zwei Verdrehbehinderungen fällt in der Regel nicht in den Bereich, in dem eine Abminderung der idealen Verzweigungslast erforderlich ist. Kurze Bauteilsegmente, bei denen die Profilverformungsanteile eine gewichtige Rolle spielen, treten stets in Kombination mit positiven ψ -Verhältnissen auf, bei denen der Einfluss der Profilverformung gering ist. Bauteilsegmente mit negativen ψ -Verhältnissen sind in der Regel so lang, dass die querschnittstreuen Verformungsanteile überwiegen. Die explizite Auswertung der Koeffizienten α_{pV} und C_1^* ist somit nur für den „allgemeinen Fall“ erforderlich.
- Darüberhinaus ist bei der konstruktiven Ausbildung von gevouteten Bauteilen stets zu überprüfen, ob der **Grenzwinkel von 10°** für die Neigung des Voutenuntergurtes eingehalten ist. Ist der vorhandene Winkel größer, so ist am Voutenende stets eine Steife anzuordnen. Dabei ist anzumerken, dass der gevoutete Bereich bei Tragwerken mit geschweißter Voutenausführung in der Regel als spezielles

Konstruktionselement ausgebildet, welches mittels eines Kopfplattenstoßes mit dem konstanten Bereich des Riegels verbunden ist, so dass die Querschnittsverformung an dieser Stelle ausgeschlossen ist. Die Berechnung von M_{cr} kann dann mit den bekannten Handformeln unter Verwendung der bereitgestellten Bemessungshilfen erfolgen.

- Für den Anwendungsfall eines aus einem **Rahmenriegel herausgelösten Bauteilsegmentes** und für **vollständige Rahmenriegel mit beidseitigen Vouten** kann bei Neigungswinkeln unter 10° auf die Anordnung einer Steife am Voutenende verzichtet werden. Das ideale Biegedrillknickmoment darf mit den bekannten Handformeln unter Verwendung der bereitgestellten Bemessungshilfen erfolgen, obwohl diese den Einfluss der Profilverformung naturgemäß nicht enthalten. Geht man von einer wirtschaftlichen Bemessung des Rahmenriegels aus und berücksichtigt, dass mit üblichen Pfettenquerschnitten eine Zerlegung eines Rahmenriegels in maximal sechs Einzelstäbe möglich ist, so liegt diese Vereinfachung in der überwiegenden Mehrzahl der Fälle auf der sicheren Seite. Dies gilt insbesondere für die in Rahmenkonstruktionen sehr häufig verwendeten IPE-Profile. Bei HEA-Querschnitten wird das ideale Biegedrillknickmoment in Ausnahmefällen leicht überschätzt.
- Im **allgemeinen Fall**, zum Beispiel bei hochbeanspruchten Aussteifungsrahmen im Anlagenbau mit geringer Spannweite und extrem steifen seitlichen Abstützungen und Verdrehbehinderungen, kann das Abgrenzungskriterium bezüglich des Grenzwinkels ebenfalls angewendet werden. Jedoch sind bei sehr kurzen Einzelstäben mit für $L_{seg}/h < 6$ genauere Untersuchung erforderlich.

5.5 Zusammenfassung

Zur Ermittlung der Verzweigungslasten von I-Profilen mit linear veränderlicher Steghöhe in geschweißter Ausführung – d.h. mit zwei Flanschen – sind Bemessungshilfen zur Ermittlung der idealen Verzweigungslast unter Berücksichtigung der über die Bauteillänge veränderlichen Querschnittswerte vorhanden. Für Bauteile, die aus einem gevouteten Abschnitt und einem Bereich mit konstanter Höhe bestehen, liegen zurzeit keine Angaben zur Bestimmung der idealen Verzweigungslast unter Berücksichtigung des veränderlichen Querschnitts vor. Des Weiteren existieren keine Bemessungshilfen, die für die Konstruktionsweise mit drei Flanschen, bei der ein kupiertes I-Profil unter das durchlaufende Grundprofil geschweißt wird, die Wirkung des mittleren Flansches auf die ideale Verzweigungslast berücksichtigen. Aus diesem Grund wurden weitergehende Bemessungshilfen zur Bestimmung von M_{cr} hergeleitet.

- Für Bauteile, die aus **einem gevouteten Bereich und einem Abschnitt mit konstanter Höhe** bestehen, und für **Bauteile mit beidseitigen Vouten** und dazwischenliegendem Teil mit konstanter Höhe in geschweißter, d.h. **zweiflanschiger Ausführung**, wurden Bemessungshilfen zur Bestimmung von M_{cr} hergeleitet. Diese basieren auf dem Ansatz, dass das Bauteil mit veränderlicher Höhe auf einen äquivalenten Träger mit gleichbleibendem Querschnitt, welcher dieselbe Verformungsenergie besitzt, zurückgeführt wird. Im Ergebnis konnten graphische Arbeitshilfen in Diagrammform hergeleitet werden, aus denen die äquivalenten Querschnittswerte in Abhängigkeit von den Parametern k_v und k_L , welche den Voutenverlauf beschreiben, abgelesen werden können. Alternativ wurden einfache Näherungsgleichungen abgeleitet, die eine Programmierung erlauben.
- Für Bauteile, die aus einem **Walzprofil und einem darunter geschweißten kuptierten I-Profil** bestehen und bei denen die **Voutenlänge der Bauteillänge entspricht**, wurden ebenfalls Bestimmungsgleichungen für äquivalente Querschnittswerte hergeleitet. Es konnte gezeigt werden, dass durch Berücksichtigung des mittleren Gurtes eine deutliche Steigerung des idealen Biegedrillknickmomentes M_{cr} gegenüber dem reinen I-Profil möglich ist. Die Vernachlässigung des Untergurtes des Grundprofils im Bereich der Voute, die in der Praxis aus Mangel an entsprechenden Bemessungshilfen für derartige Profile üblich ist, führt zu stark konservativen Ergebnissen. Berechnungsaufwand und damit Fehleranfälligkeit für die Anwendung sind jedoch bei derartigen Bauteilen deutlich höher als bei Bauteilen mit doppelsymmetrischem Querschnitt.
- Für die Berechnung des idealen Biegedrillknickmomentes **M_{cr} von Bauteilen mit einfachsymmetrischem Querschnitt** ist die Kenntnis des **C_3 -Koeffizienten**, der den Momentenverlauf berücksichtigt, erforderlich. Bezüglich der Werte für C_3 liegen in den derzeitigen Regelwerken nur vereinzelt Informationen vor. Bei den Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass der Faktor C_3 insbesondere für Beanspruchungsverläufe, bei denen die Vorzeichen der Randmomente unterschiedlich sind, stark vom betrachteten Querschnitt abhängt. Als Ergebnis einer Parameterstudie wurden die C_3 -Werte für den Fall des hier vorliegenden einfachsymmetrischen Profils bestehend aus einem I-Profil mit zusätzlichem mittlerem Flansch graphisch aufbereitet. Es ist jedoch zu beachten, dass die Angabe von C_3 -Werten immer nur in Kombination

mit dem zugehörigen Querschnittstyp, der der Herleitung zu Grunde liegt, möglich ist.

- Für Bauteile, die aus **einem gevouteten Bereich und einem Abschnitt mit konstanter Höhe** bestehen und **Bauteile mit beidseitigen Vouten** und dazwischenliegendem Teil mit konstanter Höhe, die aus einem durchlaufendem Walzprofil und einer untergeschweißten Voute gefertigt sind, wurden Bemessungshilfen zur Bestimmung von M_{cr} hergeleitet. Dabei ist zunächst das ideale Biegedrillknickmoment für den Fall der geschweißten Voutenausführung $M_{cr,2flan}$ mit Hilfe der entsprechenden Bemessungshilfen zu bestimmen. Der Zuwachs von M_{cr} infolge des dritten Flansches kann dann mit Hilfe der hier vorgestellten Diagramme in Abhängigkeit von den bezogenen Voutenkennwerten k_L und k_V und dem Momentenverlauf ermittelt werden.
- Für alle beschriebenen Geometrievarianten wurde der **Einfluss der Profilverformung** auf das ideale Biegedrillknickmoment untersucht. Ziel war die Festlegung von Kriterien, bei deren Einhaltung die Verwendung der bekannten Formel (2.10) für M_{cr} unter Berücksichtigung der äquivalenten Querschnittswerte auf der sicheren Seite liegt. Es wurde zunächst das Biegedrillknickverhalten von Bauteilen mit konstanter Höhe unter Berücksichtigung der Profilverformung betrachtet. Im Ergebnis konnte für gabelgelagerte Bauteile unter Randmomentenbeanspruchung mit $\psi = -1$ ein Abminderungsfaktor α_{pV} definiert werden, mit Hilfe dessen der Einfluss der Profilverformung quantifiziert werden kann. Für darüberhinaus gehende Belastungsfälle wurde ein modifizierter Beiwert C_1^* definiert. Außerdem konnten maximal zulässige Verhältnisse h_w/t_w hergeleitet werden, bei deren Einhaltung auf eine explizite Berücksichtigung der Profilverformung verzichtet werden kann. Schließlich wurde für gevoutete Bauteile ein Grenzwinkel für die Neigung des Voutenuntergurtes bereitgestellt, bei dessen Einhaltung die Verwendung der bekannten Formel (2.10) für M_{cr} unter Berücksichtigung der äquivalenten Querschnittswerte auf der sicheren Seite liegt.

6 Tragfähigkeit biegedrillknickgefährdeter Bauteile

6.1 Allgemeines

Die Ermittlung der Bauteiltragfähigkeit biegedrillknickgefährdeter I-Profile erfolgt beim vereinfachten Stabilitätsnachweis mit Hilfe von Traglastabminderungskurven, die anhand von numerisch und experimentell bestimmten Ergebnissen festgelegt wurden. Die Vorgaben in den einschlägigen Regelwerken zur rechnerischen Ermittlung der Bauteiltragfähigkeit sind jedoch sehr unterschiedlich. Darüberhinaus existieren alternative Bemessungskonzepte, die in Abschnitt 2.3.2.3 bereits vorgestellt wurden.

Im Rahmen dieser Arbeit wird angestrebt, einfach zu handhabende, sichere und wirtschaftliche Bemessungsregeln bereit zu stellen, die es dem Ingenieur in der täglichen Praxis erlauben, den Biegedrillknicknachweis in Form einer Handrechnung zu führen. Eine zu detaillierte Herangehensweise, die beispielsweise eine profilgenaue und lastfallabhängige Formulierung der Traglastabminderungskurven erfordert und damit möglicherweise eine größere Genauigkeit gewährleistet, wird zugunsten der besseren Übersichtlichkeit nicht verfolgt.

Hierzu werden im Folgenden die vorliegenden numerischen Traglasten mit den rechnerischen Werten, die sich bei Verwendung ausgewählter Traglastabminderungskurven ergeben, verglichen. Aufgrund der bevorstehenden Ablösung der nationalen Normen durch die aktuelle Normengeneration der Eurocodes, konzentriert sich diese Gegenüberstellung auf die in Eurocode 3-1-1 [R8] angegebenen Traglastabminderungskurven. Die in DIN 18800, Teil 2, [R4], verwendete Traglastabminderungskurve auf Basis einer Merchant-Rankine-Formulierung wird an dieser Stelle nicht weiter berücksichtigt.

Die derzeitigen Regelungen im Eurocode 3, Teil 1-1, [R8], sehen zur Berücksichtigung des Biegedrillknickens zwei Möglichkeiten vor. Beim „allgemeinen Verfahren“ finden die europäischen Knickspannungslinien Verwendung, die ursprünglich für den Stabilitätsfall Knicken unter Druckbeanspruchung hergeleitet wurden. Für „gewalzte oder gleichartige geschweißte Querschnitte“ werden spezielle Biegedrillknickkurven, die durch Modifizierung der europäischen Knickspannungslinien erhalten werden können, angegeben. Diese führen zum einen im gesamten Schlankheitsbereich zu höheren rechnerischen Traglasten, zum anderen basieren sie auf der Annahme, dass bis zu einer bezogenen Schlankheit von $\bar{\lambda}_{LT}=0,4$ keine Abminderung der Querschnittstragfähigkeit vorzunehmen ist.

Die Zuordnung der Profile zu den entsprechenden Abminderungskurven erfolgt anhand ihres Verhältnisses zwischen Querschnittshöhe und -breite, wobei die günstigeren Traglastabminderungskurven für Bauteile mit geringerem h/b -Verhältnis gelten. Die Grenze zwischen den Kurven wird dabei bei einem h/b -Verhältnis von 2 gezogen.

Beachtet man, dass die Zuordnung der Profile für den Stabilitätsfall Knicken, für den die Knickspannungslinien hergeleitet wurden, im Wesentlichen aufgrund der zu Grunde liegenden Eigenspannungen erfolgt, so gilt, dass Walzprofile mit einem geringeren h/b -Verhältnis größere Eigenspannungen aufweisen. Demnach müsste eine gegensätzliche Einstufung vorgenommen werden. Die abweichende und durchgängig günstigere Einstufung für Biegedrillknicken ist anhand numerischer und experimenteller Untersuchungen empirisch festgelegt und resultiert aus der Berücksichtigung der Torsionssteifigkeit der Profile. Sie basiert jedoch nicht auf einer durchgängigen mechanischen Herleitung, wie zum Beispiel die alternativen Formulierungen in [89], [93] und [98], welche den vereinfachten Stabilitätsnachweis auf einen Nachweis nach Theorie II. Ordnung zurückführen.

Aus diesem Grund erfolgt für ausgewählte Fälle zusätzlich ein Vergleich mit den mechanisch hergeleiteten Traglastabminderungskurven, die in Abschnitt 2.3.2.3 ausführlich vorgestellt wurden. Des Weiteren soll im Rahmen der Arbeit insbesondere untersucht werden, ob und wie die Zuordnung von gevouteten Bauteilen zu den Abminderungskurven erfolgen kann.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden nur Bauteile mit hinreichend gedrun- genen Querschnittsteilen untersucht, die im ungünstigsten Fall der Querschnittsklasse 2 zugeordnet werden können. Ein vorzeitiges Beulen der einzelnen Querschnittsteile vor Erreichen der Bauteiltragfähigkeit unter Berücksichtigung des Biegedrillknickens wird somit ausgeschlossen. Damit sicher- gestellt werden kann, dass dieses Tragverhalten unter Ausschluss etwaiger Querschnittsverzerrungen simuliert werden kann, wurde im numerischen Modell zunächst wie in Abschnitt 4.3.1.1 beschrieben ein querschnittstreu- es Verhalten erzwungen.

Die Traglastabminderungskurven für Biegedrillknicken, die den genormten Hand- rechenformaten zu Grunde liegen, wurden unter der Voraussetzung, dass ein querschnittstreu- es Verhalten vorliegt, hergeleitet. So wurden die numerischen Untersuchungen in [24] und [71], die die Grundlage der Biegedrillknickkurven in Eurocode 3 bilden, unter Verwendung von Balkenelementen durchgeführt. Even- tuelle Querschnittsverformungen müssen daher zusätzlich erfasst werden. Im Falle des lokalen Beulens erfolgt dies durch die Berücksichtigung von effekti- ven Querschnittswerten.

Die hier gewählte Vorgehensweise greift diese Trennung von querschnittstreuem Verhalten und Einflüssen aus der Profilverformung auf. Die numerischen Untersuchungen werden zunächst mit eingeschalteter Option Querschnittstreue durchgeführt. Ziel ist die Überprüfung der speziellen Biegedrillknickkurven für gewalzte oder gleichartige geschweißte Querschnitte und die Zuordnung der gevouteten Bauteile zu diesen Abminderungskurven. Dabei wird auch der Schlankheitsbereich untersucht, in dem die Beulschlankheit trotz der Einordnung der Profile in die Querschnittsklasse 2 größer ist als die Biegedrillknickschlankheit. Damit es hier zu keiner gegenseitigen Beeinflussung der Phänomene kommt, ist die Vorgabe des querschnittstreuen Tragverhaltens erforderlich.

Wie in Abschnitt 5.4.2 beschrieben, können jedoch auch bei nicht beulgefährdeten Querschnitten Profilverformungen auftreten, die die ideale Verzweigungslast gegenüber dem gedachten, querschnittstreuen Profil herabsetzen. Es kann somit erwartet werden, dass diese auch einen Einfluss auf die Traglast haben. Aus diesem Grund wird der Einfluss der Profilverformung für ausgewählte Fälle durch ergänzende Berechnungen mit abgeschalteter Option Querschnittstreue quantifiziert.

6.2 Bauteile mit konstantem Querschnitt

6.2.1 Bauteile unter konstanter Biegemomentenbeanspruchung

Für Bauteile mit konstantem Querschnitt unter konstanter Biegemomentenbeanspruchung werden nachfolgend die numerischen Traglasten mit den Ergebnissen der normativ verankerten und der alternativen Biegedrillknickkurven verglichen. Den Bauteiltragfähigkeiten der mechanisch hergeleiteten Biegedrillknickkurve nach Abschnitt 2.3.2.3 liegt die folgende Formulierung zu Grunde.

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} \quad (6.1)$$

mit

$$\phi = 0,5 \cdot \left(1 + \alpha_{LT}^* \cdot (\bar{\lambda}_{LT} - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right)$$

$$\alpha_{LT}^* = \frac{\alpha_{cr}^*}{\alpha_{cr}} \cdot \alpha$$

α_{cr}^* Verzweigungslastfaktor bei Vernachlässigung der Torsionssteifigkeit I_T

α_{cr} Verzweigungslastfaktor bei Berücksichtigung der Torsionssteifigkeit

Des Weiteren erfolgt eine Bewertung der Zuordnung der Profile zu den Abminderungskurven anhand ihres I_y/I_T -Verhältnisses, die von *Beier-Tertel* [4] vorgeschlagen wird, siehe Tabelle 2.3.

Bei den numerisch ermittelten Bauteiltragfähigkeiten wird als Ersatzimperfektionsansatz eine eigenformaffine und schlankheitsabhängige Formulierung gemäß Abschnitt 4.6 verwendet. Zum Vergleich werden die Traglasten, die sich unter Ansatz einer seitlichen Vorkrümmung mit dem Maximalstich $v_0 = L/1000$ und expliziter Berücksichtigung der Eigenspannungen ergeben, dargestellt. Die Darstellung des Schlankheitsgrades und der Tragfähigkeit erfolgt bezogen auf die vollplastische Querschnittstragfähigkeit. Die Auswertung erfolgt anhand von drei unterschiedlichen Querschnitten, deren maßgebliche Eigenschaften in Tabelle 6.1 zusammengestellt sind.

Tabelle 6.1: Ausgewählte Querschnitte für die Traglastuntersuchung von Bauteilen unter konstanter Momentenbeanspruchung

Profil	h/b	I_y/I_T	Imperfektionsansatz $e_0 = \frac{M_{zR}}{N_R} \cdot \alpha \cdot (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0)$	BDK-Kurve nach EC 3-1-1	BDK-Kurve nach [4]
IPE 360	2,12	424	$\alpha = 0,34$	b (allg.) c (spez.)	c (spez.)
HEA 300	0,97	205	$\alpha = 0,49$	a (allg.) b (spez.)	b (spez.)
HEB 200	1,00	94,6	$\alpha = 0,49$	a (allg.) b (spez.)	a (spez.)

Die Auswertungen für die einzelnen Profile erfolgen in Bild 6.1 bis Bild 6.3. Im Ergebnis kann festgestellt werden, dass die Biegedrillknickkurven für den sogenannten „allgemeinen Fall“, die den europäischen Knickspannungslinien entsprechen, für alle drei Profile auf der sicheren Seite liegen. Sie führen jedoch insbesondere im mittelschlanken und schlanken Bereich zu einer sehr konservativen Abschätzung der Traglast.

Die speziellen Biegedrillknickkurven für Walzprofile liefern im Bereich kleiner Schlankheiten für alle drei untersuchten Bauteile zu hohe Traglasten. Die Anhebung der Plateaulänge auf $\bar{\lambda}_{LT,0}$ auf den Wert 0,4 kann durch die numerischen Berechnungen nicht bestätigt werden. Eine Abminderung der Querschnittstragfähigkeit ist bereits ab einer bezogenen Schlankheit von $\bar{\lambda}_{LT} > 0,2$ vorzunehmen. Dies entspricht dem Wert, ab dem gemäß Gleichung (4.7) Imperfektionen ange-

setzt werden. Die Erkenntnis ist jedoch unabhängig vom gewählten Imperfektionsansatz zu beobachten. Die numerisch ermittelten Traglasten bei Verwendung der Ersatzimperfektionen und bei expliziter Berücksichtigung der Eigenspannungen sind für alle drei Profile nahezu identisch.

Bei der Betrachtung der Ergebnisse für das Profil IPE 360 zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den numerisch bestimmten Traglasten und der mechanisch hergeleiteten Traglastabminderungskurve gemäß Gleichung (2.56).

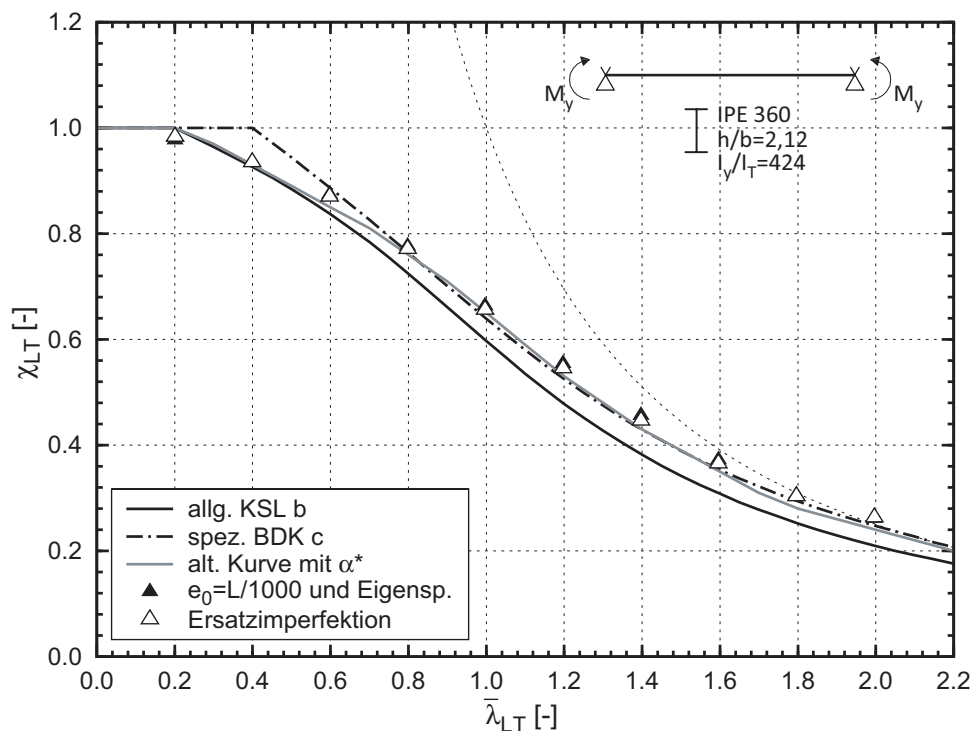


Bild 6.1: Numerisch ermittelte Traglasten und ausgewählte Traglastabminderungskurven am Beispiel eines IPE 360

Für das Profil HEA 300, bei dem aufgrund seiner Abmessungen erhöhte Eigenspannungen zu erwarten sind, verläuft die mechanisch hergeleitete Traglastabminderungskurve mit dem Imperfektionsbeiwert α^* im gesamten Schlankheitsbereich deutlich unterhalb der numerisch ermittelten Kurve. Dies liegt daran, dass das Verhältnis zwischen den Verzweigungslastfaktoren mit und ohne Berücksichtigung der Torsionssteifigkeit I_T für Bauteile mit geringer Länge gegen eins konvergiert. Eine Traglaststeigerung gegenüber der dem Imperfektionsansatz zu Grunde liegenden Kurve ist bei Verwendung von Gleichung (2.56) erst bei größeren Bauteillängen zu erwarten. Die numerischen Analysen bestätigen diese Tendenz jedoch nicht.

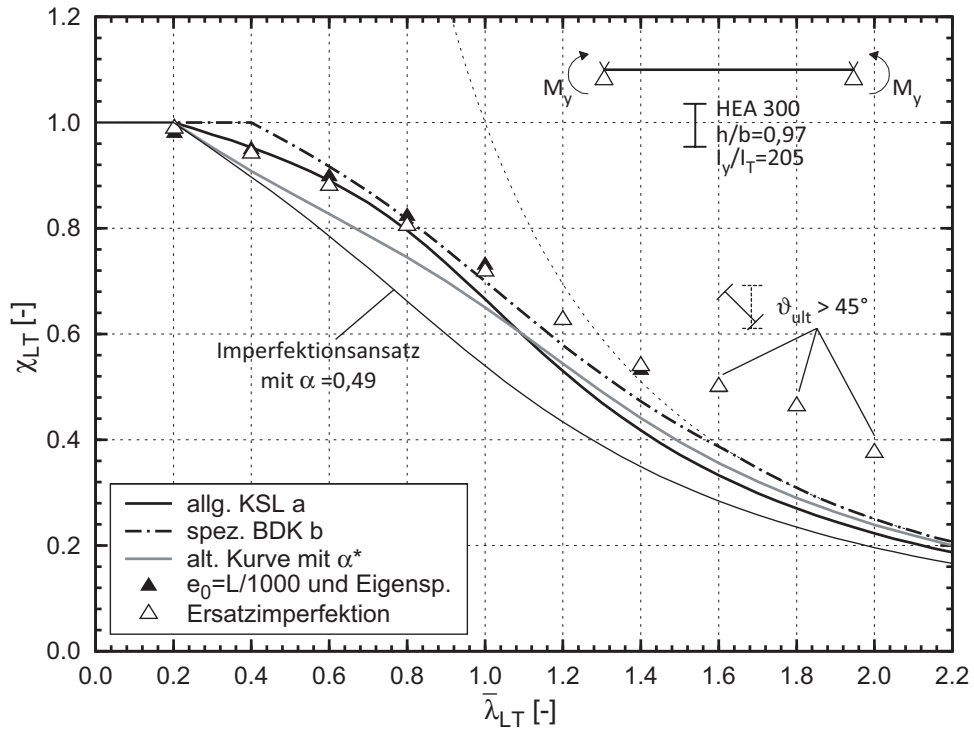


Bild 6.2: Numerisch ermittelte Traglasten und ausgewählte Traglastabminderungskurven am Beispiel eines HEA 300

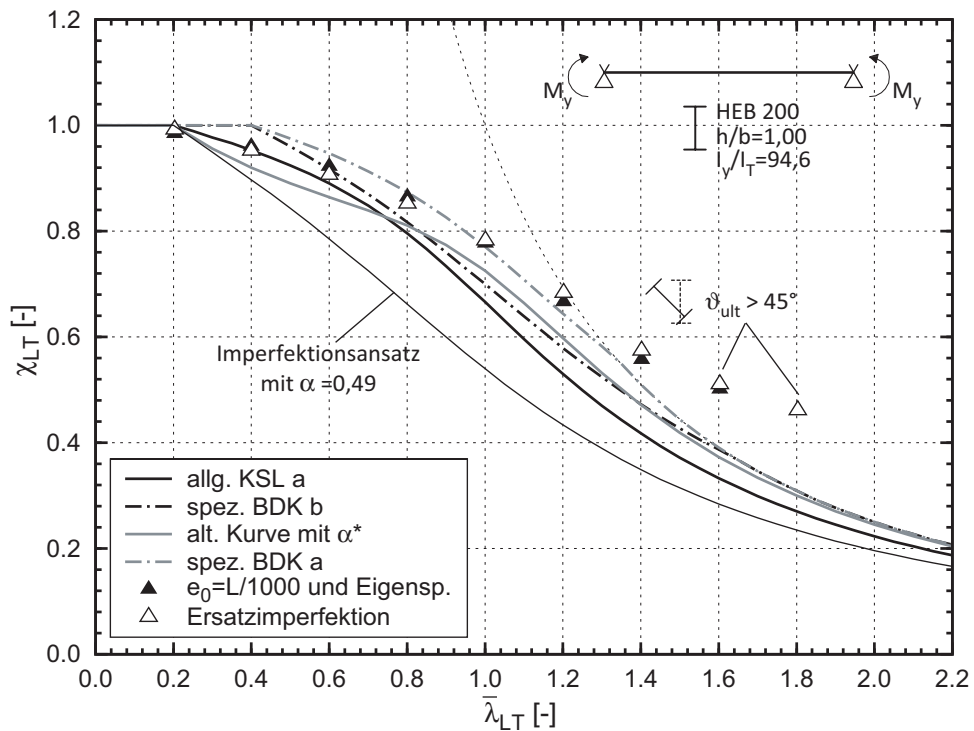


Bild 6.3: Numerisch ermittelte Traglasten und ausgewählte Traglastabminderungskurven am Beispiel eines HEB 200

Bei dem Profil HEB 200, das eine sehr große Torsionssteifigkeit aufweist, ist zu beobachten, dass die mechanisch hergeleitete Kurve zwar im Bereich kleiner

Schlankheiten konservativ verläuft, insgesamt aber das Tragverhalten gut erfassen kann. Insbesondere wird die Tragfähigkeitssteigerung im höheren Schlankheitsbereich gut abgebildet. Auch hier führt die Verwendung der speziellen Biegedrillknickkurve für Walzprofile nach EC 3-1-1 im Bereich kleiner Schlankheiten zu einer Überschätzung der numerischen Traglasten, jedoch ist diese weniger stark ausgeprägt als bei den Profilen mit geringerer Torsionssteifigkeit. Bei schlankeren Bauteilen ist sogar eine Zuordnung zu der Biegedrillknickkurve gerechtfertigt, die von *Beier-Tertel* in [4] vorgeschlagen wird.

In Bild 6.2 und Bild 6.3 sind im Bereich größerer Schlankheiten Traglasten zu beobachten, die größer als die ideale Verzweigungslast sind. Dieser Effekt geht immer mit großen Verformungen einher, die unter Gebrauchstauglichkeitsaspekten nicht tolerierbar sind. Insbesondere treten sehr große Verdrehungen ϑ um die Trägerlängsachse auf. Diese nehmen mit Steigerung der äußeren Belastung überproportional zu, da sich infolge der kombinierten Beanspruchung aus dem aufgebrachtten Moment M_y und den Zusatzschnittgrößen M_z und M_w am verformten System Fließzonen ausbilden, die wiederum eine Abnahme der Bauteilsteifigkeit zur Folge haben. Schließlich werden die Verdrehungen so groß, dass sich ein veränderter Lastabtragungsmechanismus einstellt. Das an den Bauteilenden aufgebrachte Moment M_y erzeugt dann am verdrehten Querschnitt in Feldmitte ein Moment M_z . Die Traglast wird durch die plastische Querschnittstragfähigkeit bezogen auf die Profilachse $z-z$ begrenzt. Berücksichtigt man die Gebrauchstauglichkeit eines realen Bauteils, so ist der beschriebene Grenzzustand jedoch lediglich als theoretische Größe zu verstehen. Selbst auf Gebrauchslastniveau stellen sich hier Verformungen ein, die im Hinblick auf die Gebrauchstauglichkeit und die Lagesicherung möglicher Sekundärbauteile nicht tolerierbar sind.

Im Hinblick auf das Sicherheitsniveau der Bemessungsregeln in Eurocode 3-1-1 [R8] werden nun ausgewählte Fälle im unteren Schlankheitsbereich, bei denen sich Unterschreitungen der rechnerischen Traglasten ergeben, näher untersucht. Die größten Abweichungen zur unsicheren Seite hin konnten bei der obigen Auswertung für das IPE 360-Profil bei einer Schlankheit von $\bar{\lambda}_{LT} \approx 0,4$ entsprechend der Plateaulänge festgestellt werden. Der maximale Unterschied zwischen der rechnerischen Traglast und dem numerisch ermittelten Wert betrug -6,5%. Dieser Wert ist offensichtlich nicht vernachlässigbar, muss jedoch im Zusammenhang mit der Auftretenswahrscheinlichkeit eines solchen Falles gesehen werden.

Der Fall eines beidseitig gabelgelagerten Bauteils unter konstanter Momentenbeanspruchung tritt in der Realität praktisch nicht auf. Es handelt sich hierbei um eine akademische Annahme, die in Forschungsarbeiten häufig herangezogen wird, da für diesen Fall das Differentialgleichungssystem, welches das Biegedrillknicken

beschreibt, geschlossen gelöst werden kann. In realen Tragstrukturen stellt zum einen der konstante Momentenverlauf einen Sonderfall dar, der nur bei Vorhandensein von hohen Einzellasten oder -momenten eintritt, zum anderen liegt bei derartigen Momentenverläufen an den Bauteilenden nie ein Gabellager vor. Deutlich wird dieser Sachverhalt, wenn man die statischen Systeme der Versuchsaufbauten näher betrachtet, die zur Untersuchung dieses Lastfalls verwendet werden. So liegen zwar zahlreiche Versuche an Bauteilen unter konstanter Biegemomentenbeanspruchung vor, die Randbedingung „Gabellager“ ist jedoch für diesen Beanspruchungsfall nicht zu realisieren. In der Regel werden entweder Bauteile mit beidseitigen Kragarmen untersucht oder die Lasteinleitung erfolgt in Form eines Vierpunktbiegeversuchs, bei dem der Versuchskörper an den Lasteinleitungsstellen gegen seitliches Ausweichen und Verdrehungen gehalten ist. An den Enden der freien Biegedrillknicklänge liegt somit immer eine Wölbbehinderung und in der Regel auch eine Behinderung der Verdrehungen um die Profilhauptachse z-z vor. Die Annahme eines „Gabellagers“ liegt für diese Fälle stets um ein gewisses Maß auf der sicheren Seite.

Der Einfluss aus den Rand- bzw. Übergangsbedingungen wird im Folgenden anhand einiger ausgewählter Versuchsdaten verdeutlicht. Hierzu werden aus der Datenbasis, die das „Background Document No. 503 to Eurocode 3“ [3] bereitstellt, diejenigen Versuche näher betrachtet, bei denen sich im Versuch eine geringere Traglast ergab als bei Verwendung der genormten Biegedrillknickkurve. Bei der Auswertung der Versuche, die in Abschnitt 2.3.2.2, Bild 2.7, graphisch dargestellt ist, werden die bezogenen Biegedrillknickschlankheiten unter Berücksichtigung des Einflusses der Bauteilrandbedingungen zu Grunde gelegt.

Bild 6.4 zeigt einen Vergleich der Versuchsergebnisse mit der speziellen Biegedrillknickkurve nach EC 3-1-1 bei unterschiedlicher Berechnung der Bauteilschlankheit. Die Schlankheit $\bar{\lambda}_{\text{real}}$ berücksichtigt dabei die wahren Randbedingungen, bei der Berechnung von $\bar{\lambda}_{\text{seg}}$ wurde stattdessen eine Gabellagerung an den Enden der freien Biegedrillknicklänge vorausgesetzt. Es zeigt sich, dass sich mit den idealisierten Randbedingungen deutlich größere Schlankheiten ergeben, so dass die Verwendung der Normkurve für alle diese Fälle zu einer sicheren Ermittlung der Traglast führt.

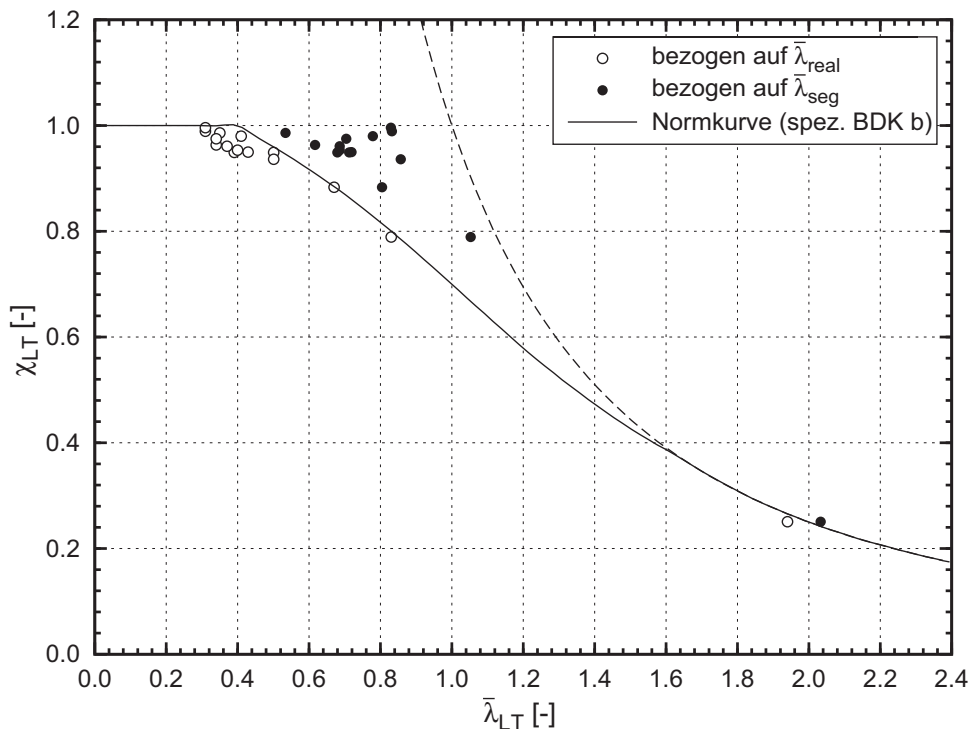


Bild 6.4: Vergleich von Versuchsergebnissen mit der genormten Traglastabminderungskurve bei unterschiedlicher Berechnung der Bauteilschlankheit

Um die Anwendung der Biegedrillknickkurven im unteren Schlankheitsbereich zu legitimieren, wurde von *Byfield* und *Nethercot* [10] eine Versuchsreihe durchgeführt, deren Ergebnisse in Abschnitt 2.3.2.2 bereits vorgestellt wurden. Dabei wurde insbesondere festgestellt, dass in diesem Schlankheitsbereich ein deutlicher Einfluss aus der Aktivierung der Materialverfestigung gegenüber den rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten besteht. Um den Effekt aus der Materialverfestigung im Finite-Element-Modell korrekt abzubilden, wurden diese Versuche unter Ansatz unterschiedlicher Materialmodelle nachgerechnet. Diese sind in Bild 6.5 zusammen mit den Versuchsdaten für den Versuchsträger Z3 aus [10] graphisch dargestellt.

Gemäß Eurocode 3, Teil 1-5, [R10], Anhang C, dürfen für Berechnungen mit der Finite-Element-Methode folgende Näherungen für das Werkstoffverhalten verwendet werden:

- Elastisch-plastisches Materialgesetz ohne Verfestigung oder – aus Gründen der numerischen Stabilität – mit einer Pseudowiederverfestigung, wobei der Elastizitätsmodul E_2 im Bereich oberhalb der Fließdehnung $E/10.000$ beträgt
- Elastisch-plastisches Materialgesetz mit linearer Wiederverfestigung und einem Verfestigungsmodul $E_2 = E/100$

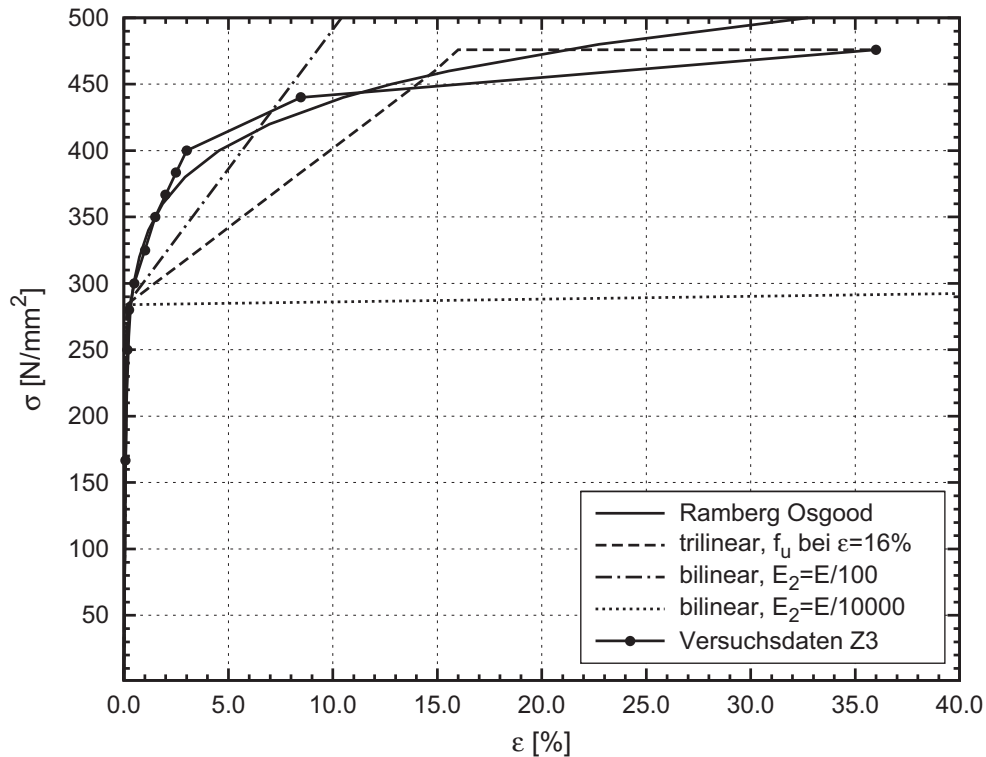


Bild 6.5: Idealisierte Materialgesetze zur Nachrechnung der Versuche aus [10]

Bei Simulationen im Anwendungsbereich der Umformtechnik wird das Materialverhalten von Stahl häufig durch eine trilineare Beziehung angenähert, wobei die Zugfestigkeit f_u bei Eintreten der Gleichmaßdehnung erreicht wird. Legt man eine Gleichmaßdehnung von $\varepsilon = 16\%$ zu Grunde, so entspricht dies für einen Baustahl S235 einem Verfestigungsmodul $E_2 = E/260$. Da die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen, die in [10] anhand von Zugproben ermittelt wurden, für die Mehrzahl der Versuche weder eine ausgeprägte obere und untere Fließgrenze noch ein ausgeprägtes Fließplateau aufwiesen, bietet sich als weitere Näherungsbeziehung das Potenzgesetz nach Ramberg-Osgood

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0,002 \cdot \left(\frac{\sigma}{f_{y,k}} \right)^n$$

mit
$$n = \begin{cases} n_1 & \text{für } \sigma \leq f_{y,k} \\ n_2 & \text{für } \sigma > f_{y,k} \end{cases} \quad (6.2)$$

$$f_{y,k} = R_{p0,2}$$

an. Die Beiwerte n_1 und n_2 wurden für die Vergleichsrechnungen an die gemessenen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen aus [10] angepasst.

Tabelle 6.2: Nachrechnung der Versuche aus [10] mit unterschiedlichen Materialgesetzen

Serie gemäß [10]		Z	W	Y	V
$\bar{\lambda}_{LT}$ [-]		0	0.3	0	0.4
Versuch (Mittelwert)	$M_{u,exp}$ [kNm]	82,9	80,8	89,0	82,1
Ramberg-Osgood	$M_{u,FE}$ [kNm]	85,48	81,44	88,64	78,55
	$M_{u,FE} / M_{u,exp}$	1,03	1,01	1,00	0,96
trilinear, f_u bei Gleichmaßdehnung	$M_{u,FE}$ [kNm]	74,78	72,46	80,54	73,00
	$M_{u,FE} / M_{u,exp}$	0,90	0,90	0,90	0,89
bilinear, $E_2 = E/100$	$M_{u,FE}$ [kNm]	79,75	76,00	87,48	75,34
	$M_{u,FE} / M_{u,exp}$	0,96	0,94	0,98	0,92
keine Verfestigung ($E_2 = E/10.000$)	$M_{u,FE}$ [kNm]	66,16	67,75	71,85	71,42

Tabelle 6.2 zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen den experimentell ermittelten Traglasten und den Ergebnissen der numerischen Untersuchung unter Ansatz der unterschiedlichen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen. Zum Vergleich sind außerdem die Traglasten aus der Finite-Element-Berechnung ohne Verfestigung aufgeführt. Diese liegen deutlich unterhalb der Versuchsergebnisse.

Auch den bezogenen Schlankheiten in Tabelle 6.2, Zeile 2, liegen die wahren Randbedingungen, die sich infolge des Versuchsaufbaus ergaben, zu Grunde. Dies bedeutet, dass bei konservativer Ermittlung von M_{cr} unter Ansatz eines Gabelträgers größere Schlankheiten zu erwarten sind. Daher wird im Folgenden untersucht, welche Traglasten sich für ein Bauteil ergeben, welches bei idealisierter Lagerung eine Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT,seg}$ von 0,4 aufweist.

Die Auswertung erfolgt anhand des IPE 360-Profils, das schon in Bild 6.1 untersucht wurde. Wie bereits zuvor angesprochen, betrug der Unterschied zwischen der rechnerischen Traglast und dem numerisch ermittelten Wert -6,5%. In Bild 6.6 sind die Ergebnisse dieser Untersuchung graphisch dargestellt. Als statisches System wurde ein Bauteil mit beidseitigen Kragarmen untersucht, wobei die seitlichen Verschiebungen v und Verdrehungen um die Trägerlängsachse ϑ an den Lasteinleitungsstellen und den Auflagern verhindert werden. Die Länge der Lasteinleitungsträger wurde dabei zwischen den Grenzwerten variiert, die entweder zu einem Querkraftversagen der Lasteinleitungsträger oder zum Biegedrillknicken derselben führen. Die freie Biegedrillknicklänge wurde hingegen bei allen Fällen

konstant gehalten und entspricht dem Wert, bei dem sich im Falle der Gabellagerung eine Schlankheit von $\bar{\lambda}_{LT,seg} = 0,4$ ergibt.

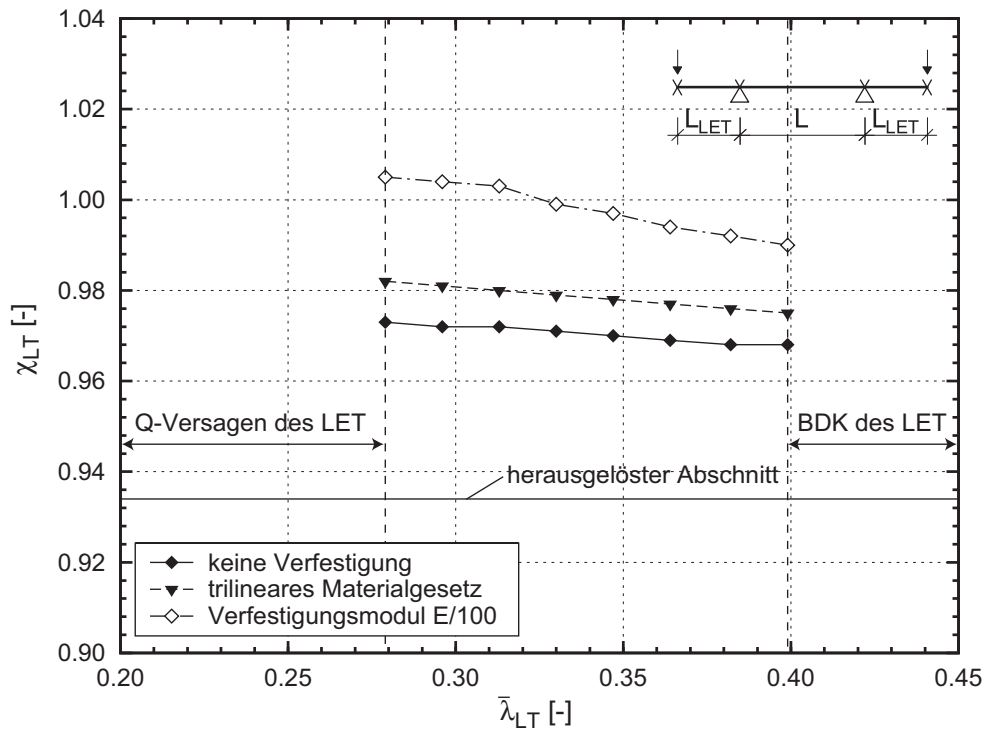


Bild 6.6: Vergleich von Traglasten bei Vorliegen einer Gabellagerung und bei realistischer Lasteinleitung unter Berücksichtigung der Verfestigung

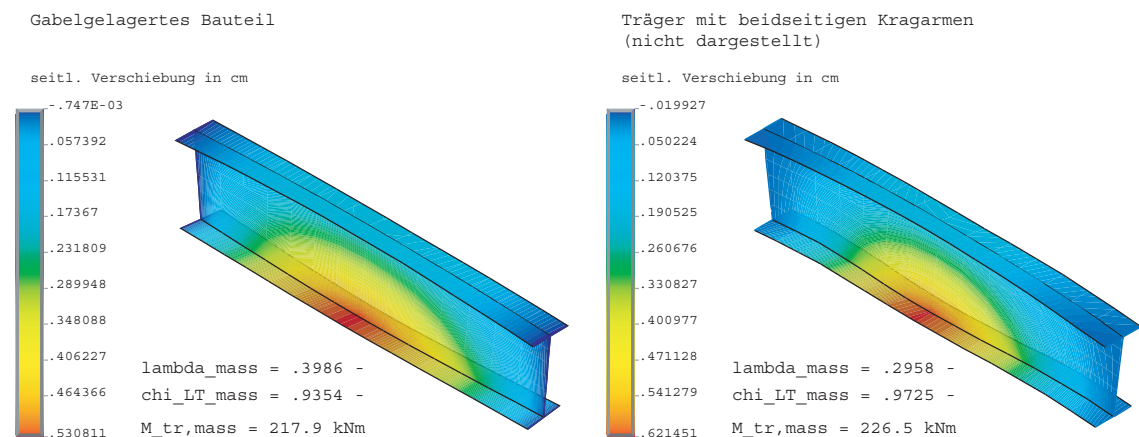


Bild 6.7: Vergleich der Traglastverformung bei Vorliegen einer Gabellagerung und bei realistischer Lasteinleitung

Bereits bei ideal elastisch-plastischem Materialverhalten zeigt sich eine deutliche Steigerung der numerisch ermittelten Traglast gegenüber dem Bauteil mit der Länge L und idealisierten Gabellagern an den Bauteilenden. Diese resultiert aus der günstigen Wirkung der realen Übergangsbedingungen. Die zugehörigen Traglastverformungen verdeutlicht Bild 6.7. Offensichtlich werden die seitlichen

Verformungen des Trägers im auflagernahen Bereich durch die Teileinspannung in die Lasteinleitungsträger signifikant reduziert. Wird die Materialverfestigung berücksichtigt, so kann die vollplastische Querschnittstragfähigkeit $M_{pl,y,d}$ erreicht und die Plateaulänge von 0,4 aus den genormten Biegedrillknickkurven bestätigt werden.

Bezüglich der Fragestellung, ob die Berücksichtigung der Materialverfestigung auch bei idealisierten Gabellagern an den Bauteilenden zu einer signifikanten Steigerung der Traglast führt sind in Tabelle 6.3 die Ergebnisse der entsprechenden Vergleichsstudie zusammengestellt. Die Tragfähigkeitssteigerungen fallen hier geringer aus, als bei den Bauteilen mit realistischen Übergangsbedingungen. Insbesondere erreicht die Bauteiltragfähigkeit nicht die plastische Querschnittstragfähigkeit $M_{pl,y}$ für Biegung um die starke Profilachse. Zum einen werden im Traglastzustand die erforderlichen Dehnungen, die notwendig sind, um das Tragmoment um die erforderlichen 6,5% zu steigern, nicht erreicht. Zum anderen treten aufgrund der Plastizierung der Gurte und dem damit verbundenen Steifigkeitsverlust größere Verdrehungen in Feldmitte auf, so dass der Einfluss der Zusatzschnittgrößen M_z und M_w steigt. Dieses Ergebnis deckt sich mit den Beobachtungen in [7], bei denen bei Berücksichtigung der Materialverfestigung eine Abminderung der Traglast gegenüber der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit M_{pl} ab einer Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT} \approx 0,25$ festgestellt wurde.

Tabelle 6.3: Traglastuntersuchung am Referenzbauteil mit idealisierten Gabellagern gemäß Bild 6.6 unter Berücksichtigung der Materialverfestigung

	max. ε [‰]	$\frac{\max. \varepsilon}{\varepsilon_y}$ [-]	χ_{LT}	$\frac{M_{u,Verf.}}{M_{u,ohne}}$ [%]
keine Verfestigung ($E_2 = E/10.000$)	3,416	3,1	0,9354	100,00
trilinear, f_u bei Gleichmaßdehnung	3,757	3,4	0,9383	100,31
bilinear, $E_2 = E/100$	4,481	4,0	0,9443	100,95

6.2.2 Bauteile unter Gleichstreckenlast am Obergurt

Für gabelgelagerte Bauteile mit konstantem Querschnitt, die durch eine konstante Gleichstreckenlast am Obergurt beansprucht werden, werden nachfolgend die numerischen Traglasten mit den rechnerischen Werten, die sich bei Verwendung der normativ verankerten Biegedrillknickkurven ergeben, verglichen. Des Weiteren erfolgt eine Bewertung der Zuordnung der Profile zu den Abminderungskurven anhand ihres I_y/I_T -Verhältnisses, die von *Beier-Tertel* [4] vorgeschlagen wird, siehe Tabelle 2.3.

Die Auswertung erfolgt anhand von unterschiedlichen Walzprofilen. Durch Vorgabe eines Schlankheitsbereichs zwischen $\bar{\lambda}_{LT} = 0,2$ und $\bar{\lambda}_{LT} = 3,0$ ergeben sich für jedes zu untersuchende Profil entsprechende Grenzlängen, die jedoch im Vorfeld der Untersuchung auf baupraktisch relevante Maße eingeschränkt werden. Dabei werden nur solche Konfigurationen untersucht, bei denen der Biegedrillknicknachweis maßgebend für die Bemessung ist. Die untere Grenzlänge ergibt sich durch Abgrenzung zum Querkraftversagen am Auflager, die obere durch Beschränkung der Durchbiegungen infolge Profileigengewicht auf den Wert $w = L/1000$. Eine Zusammenstellung der untersuchten Profile und der zugehörigen Schlankheitsbereiche ist in Tabelle 6.4 gegeben. Bei der näheren Betrachtung der Tabelle fällt ins Auge, dass der relevante Schlankheitsbereich erst bei $\bar{\lambda}_{LT} \approx 0,4$ beginnt, und dass Biegedrillknicken im unteren Schlankheitsbereich nur bei Bauteilen mit verhältnismäßig hoher Torsionssteifigkeit maßgebend wird. Die Werte in Tabelle 6.4 gelten unter Zugrundelegung der Festigkeitsklasse S235, die auch für die numerischen Berechnungen verwendet wurde. Bei höherfesten Stählen verschiebt sich der baupraktisch relevante Bereich sogar noch weiter in Richtung höherer Schlankheiten.

Tabelle 6.4: Ausgewählte Querschnitte und Bauteillängen für die Traglastuntersuchung von Bauteilen unter einer Gleichstreckenlast

Nr.	Profil	h/b	ϵ_{IT} bei $\bar{\lambda}=1.0$	I_y/I_T	min L [cm]	$\bar{\lambda}_{LT,min}$	max L [cm]	$\bar{\lambda}_{LT,max}$
1	HEM 200	1,07	8,19	41,0	282	0,427	962	0,791
2	HEB 200	1,00	3,70	96,1	314	0,546	984	1,002
3	HEA 120	0,95	3,54	101	187	0,547	695	1,093
4	IPE 80	1,74	3,10	114	65	0,558	594	1,764
5	HEA 400	1,30	1,90	238	509	0,671	1612	1,331
6	IPE 160	1,95	1,85	241	131	0,683	910	2,017
7	HEA 450	1,47	1,80	261	501	0,674	1759	1,427
8	IPE 400	2,22	1,41	453	322	0,786	1506	1,981
9	IPE 450	2,37	1,36	505	333	0,787	1782	2,188
10	IPE 600	2,73	1,32	557	376	0,797	1934	2,229

Die numerischen Traglastberechnungen wurden gemäß Abschnitt 4.6 unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfektionen durchgeführt. Diese wurden schlankheitsabhängig und eigenformaffin aufgebracht. Die Ergebnisse der Berechnungen sind in Bild 6.8 dargestellt. Dabei fällt auf, dass zwischen den Kurven der Profile mit den Nummern 1 bis 7, die gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] alle der

Biegedrillknickkurve b zuzuordnen sind, deutliche Unterschiede bestehen. Die untersuchten Profile, deren Verhältnis $h/b > 2$ ist, zeigen hingegen nahezu übereinstimmende Kurvenverläufe.

Vergleicht man die Ergebnisse aus der Finite-Element-Berechnung mit den rechnerischen Traglasten bei Verwendung der europäischen Knickspannungslinien („allgemeiner Fall“), so zeigt sich, dass diese insbesondere im mittelschlanken bis schlanken Bereich extrem konservativ liegen. Da die Besonderheit dieser Kurven insbesondere in der verkürzten Plateaulänge von 0,2 besteht, und dieser Schlankheitsbereich bei realistischer Festlegung der Parameter nahezu keine Rolle spielt, wird hierauf nicht weiter eingegangen.

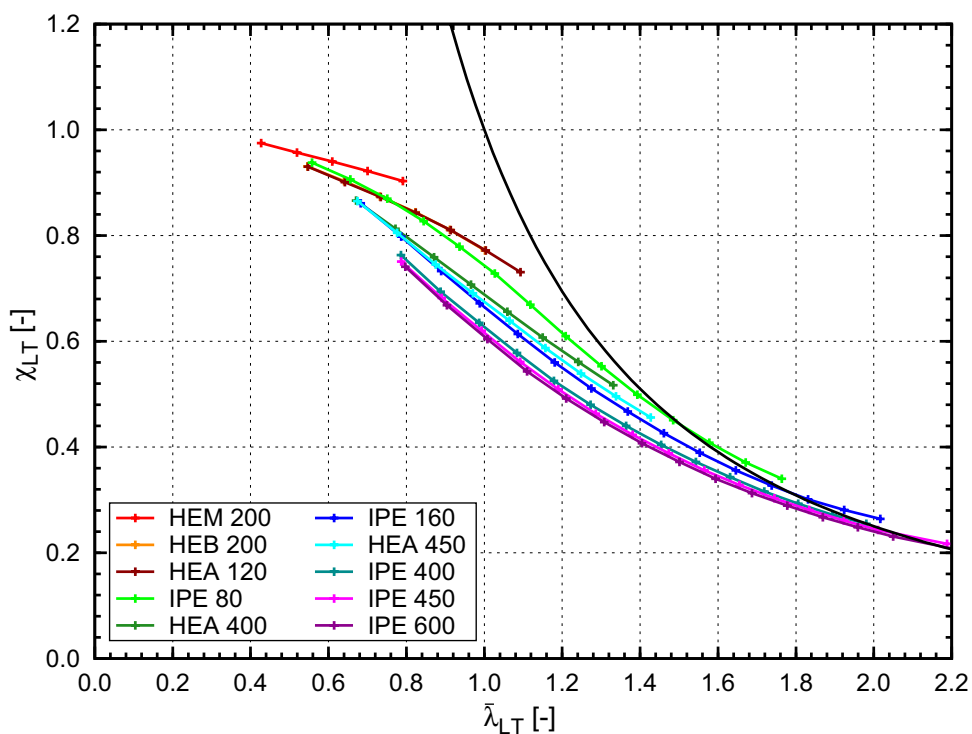


Bild 6.8: Numerisch ermittelte Traglasten für ausgewählte Walzprofile im Vergleich

In Bild 6.9 ist der Vergleich der Traglastberechnungen den rechnerischen Traglasten bei Verwendung der speziellen Biegedrillknickkurven für Walzprofile gegenübergestellt. Für die vier Profile, die die größten Torsionssteifigkeiten bezogen auf die Biegesteifigkeit um die Profilachse $y-y$ aufweisen, ergeben sich aus der numerischen Berechnung zum Teil signifikant größere Tragmomente als bei Verwendung der speziellen Biegedrillknickkurve b , die gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] anzusetzen ist. Bei den anderen Profilen liegen die numerischen Ergebnisse stets um ein gewisses Maß unterhalb der rechnerischen Traglast.

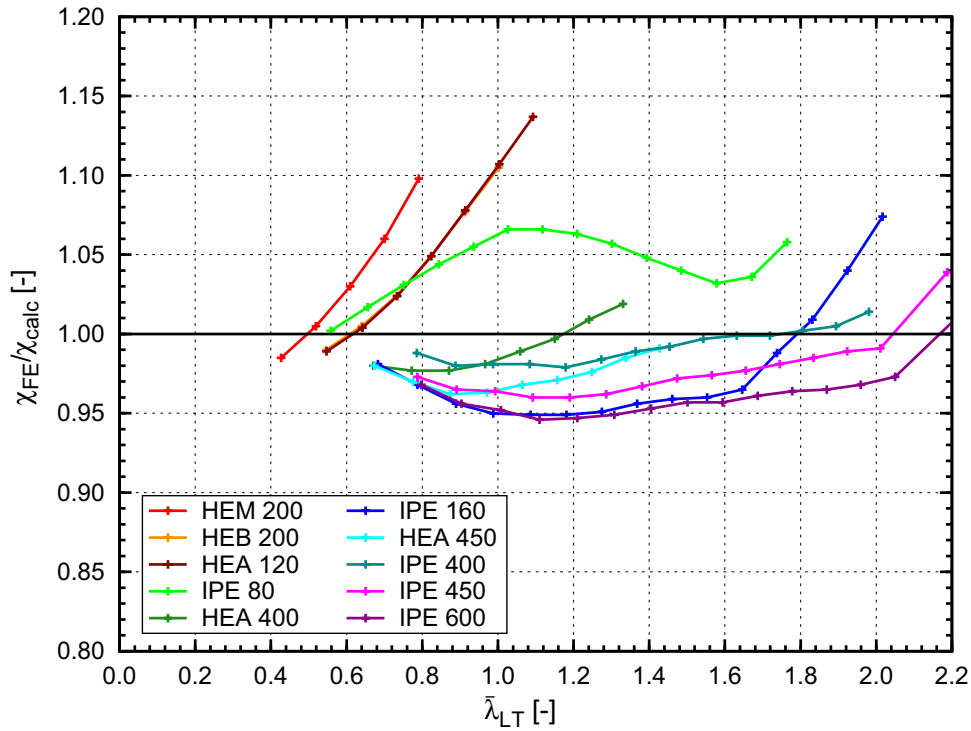


Bild 6.9: Numerisch ermittelte Traglasten im Vergleich mit rechnerischen Ergebnissen bei Verwendung der speziellen Biegedrillknickkurven für Walzprofile

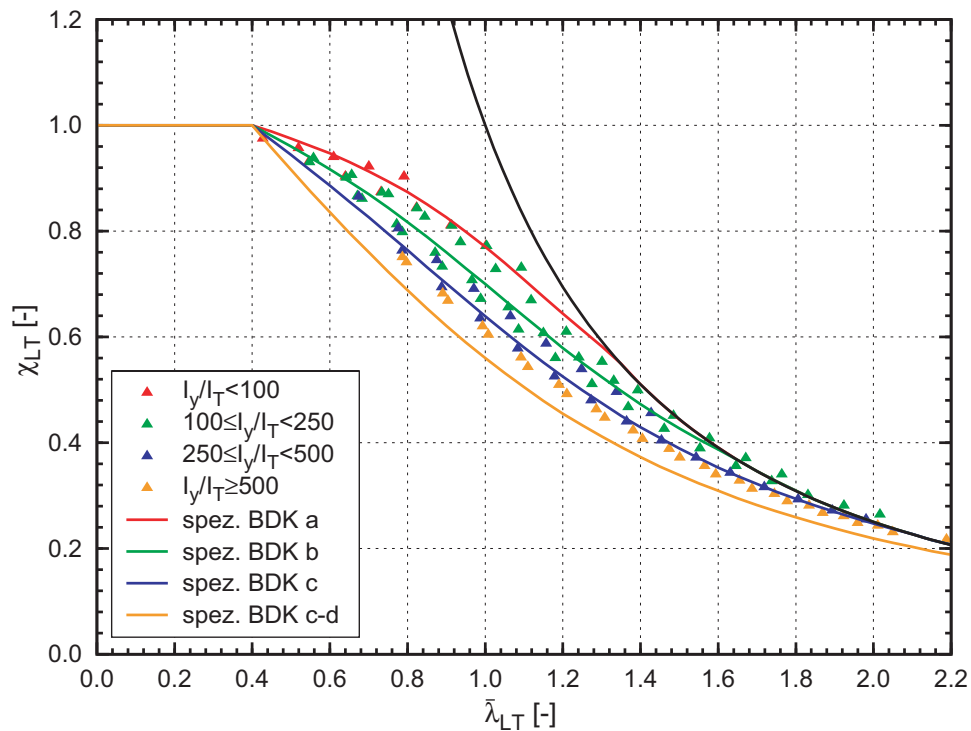


Bild 6.10: Numerisch ermittelte Traglasten im Vergleich mit rechnerischen Ergebnissen – Zuordnung der Profile anhand ihres I_y/I_T -Verhältnisses

Die größten Abweichungen sind bei den Profilen IPE 600, IPE 450, HEA 450 und IPE 160 festzustellen. Dabei handelt es sich – mit Ausnahme des Profils IPE 160 –

um Querschnitte, bei denen eine Einstufung anhand des I_y/I_T -Verhältnisses, wie von *Beier-Tertel* [4] vorgeschlagen, zu einer tiefer liegenden Abminderungskurve führt. Das IPE 160-Profil stellt mit einem I_y/I_T -Wert von 241 den ungünstigsten Fall dar, für den noch eine Zuordnung zu der Biegedrillknickkurve b erfolgen darf, siehe Tabelle 2.3. Zum Vergleich sind in Bild 6.10 die numerisch ermittelten Traglasten im Vergleich zu den Abminderungskurven bei Zuordnung nach Tabelle 2.3 dargestellt.

Das Biegedrillknickverhalten kann offenbar durch diese Traglastabminderungskurven gut erfasst werden. Es fällt jedoch auf, dass insbesondere die Traglasten der Profile, die der Kurve c-d zuzuordnen sind, nicht signifikant unterhalb der Kurve c liegen, deren Anwendung laut Eurocode 3-1-1 zulässig ist.

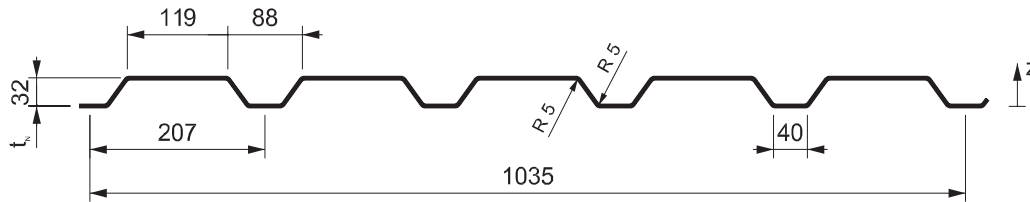
Diese zum Teil sehr ungünstige Einstufung in [4] resultiert daraus, dass bei der zu Grunde liegenden Untersuchung auch Querschnitte der Profilreihe HEAA berücksichtigt wurden. Diese Profilreihe zeichnet sich im Vergleich zu den HEA- und HEB-Querschnitten durch reduzierte Blechdicken aus, was dazu führt, dass die Torsionssteifigkeit deutlich herabgesetzt wird. Da diese Profile außerdem häufig als beulgefährdet eingestuft werden müssen, spielen sie in der Stahlbaupraxis eine untergeordnete Rolle und werden im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter berücksichtigt.

Zur Bewertung des Sicherheitsniveaus der Bemessungsregeln in Eurocode 3-1-1 [R8] werden nun, wie schon in 6.2.1 für Bauteile unter konstanter Biegung, ausgewählte Fälle, bei denen sich die größten Unterschreitungen der rechnerischen Traglasten ergeben, näher untersucht. Dabei wird berücksichtigt, dass Bauteile unter konstanter Gleichstreckenlast in realen Tragstrukturen nicht isoliert auftreten. Der Eintrag der Beanspruchungen erfolgt in der Regel durch aufliegende flächige Bauteile, die zum einen belastend wirken, zum anderen jedoch auch eine stabilisierende Wirkung haben können. Im Allgemeinen werden die Torsionsverformungen des lastabtragenden Bauteils durch die Biegesteifigkeit der sekundären Komponenten verringert, es liegt eine kontinuierliche Drehbettung mit der Steifigkeit C_ϑ vor. Der Einfluss dieser Drehbettung auf die Tragfähigkeit wird im Folgenden anhand einiger ausgewählter Traglastanalysen verdeutlicht.

Dazu muss zunächst eine Annahme bezüglich der vorhandenen Steifigkeit der Drehbettung getroffen werden. Diese setzt sich aus dem Anteil aus der Biegesteifigkeit des belastenden Bauteils unter Annahme einer steifen Verbindung mit dem Träger, dem Anteil aus der Anschlussverdrehung zwischen Träger und aufliegendem Bauteil und der Querschnittsverformung des gestützten Trägers zusammen. In Bild 6.11 sind die Annahmen, die der in den numerischen Berechnungen angesetzten Federsteifigkeit C_ϑ zu Grunde liegen, zusammengefasst. Die Ermittlung

erfolgt nach EC 3-1-3 [R9], dabei wird der Anteil aus der Biegesteifigkeit des Trapezprofils vernachlässigt.

Drehbettung nach EC 3-1-3 [R9], 10.1.5.2:



Hoesch Trapezprofil Typ T35.1, Positivlage

$$C_{\vartheta} = \frac{1}{\frac{1}{C_{\vartheta,c}} + \frac{1}{C_{\vartheta,D}}}$$

Drehbettungsanteil aus der Profilverformung des auszusteifenden Bauteils

$$C_{\vartheta,D} = 5770 \frac{1}{\frac{h_w}{t_w^3} + c_1 \frac{b}{t_f^3}}$$

Anschlusssteifigkeit nach EC 3-1-3 [R9], 10.1.5.2:

$$C_{\vartheta,c} = C_{100} \cdot k_{ba} \cdot k_t \cdot k_{bR} \cdot k_a \cdot k_{bt}$$

$C_{100} = 3,1 \text{ kNm}/(\text{rad} \cdot \text{m})$ Auflast, Positivlage, Befestigung in jeder zweiten Rippe am UG aus [R9], Tabelle 10.3

$k_{ba} = 2,5$ $k_{ba} = 1,25 \cdot (b_a / 100)$ mit b_a = Gurtbreite des auszusteifenden Profils

$k_t = 1,0$ $k_t = (t_{\text{nom}} / 0,75)^{1,1}$

$k_{bR} = 0,74$ $k_{bR} = \frac{185}{b_R}$ mit b_R = Rippenabstand des Profilbleches

$k_a = 1,0 + 0,095(A - 1,0) \leq 12$ mit A = Auflast aus χ_{calc}

$k_{bt} = 1,0$ $k_a = \sqrt{\frac{b_{T,\text{max}}}{b_T}} \leq 1,0$ mit

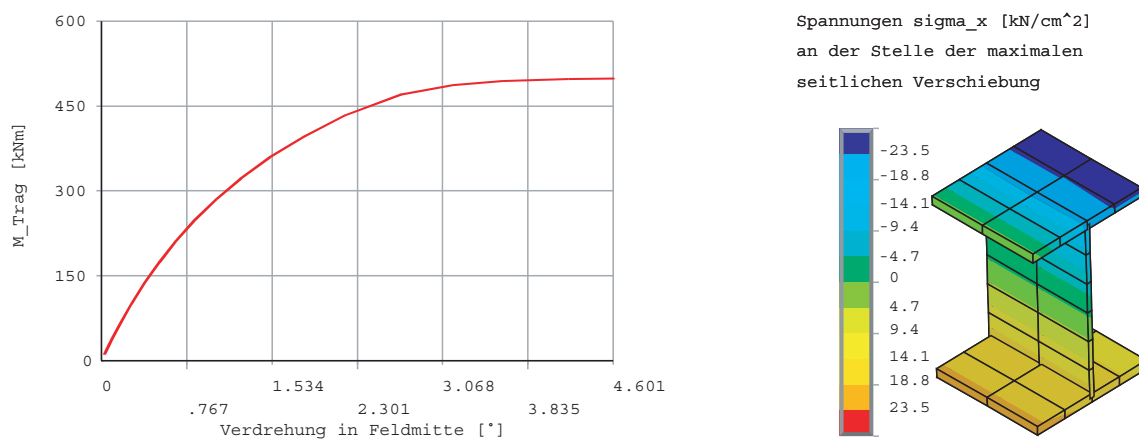
b_T = Breite des angeschlossenen Profilblechgurtes und $b_{T,\text{max}}$ aus [R9], Tabelle 10.3

Bild 6.11: Annahmen für die Federsteifigkeit C_{ϑ} der Drehbettung – Ermittlung nach EC 3-1-3 [R9]

6.2 Bauteile mit konstantem Querschnitt

Die Zahlenwerte in Bild 6.11 stellen eine auf der sicheren Seite liegende Abschätzung der Drehbettung, die in realen Tragwerken vorliegt, dar. Durch Befestigung in jeder Profilrippe, Anordnung in Negativlage, Verwendung größerer Blechdicke und korrekte Berücksichtigung der Gurtbreite des auszustEIFenden Bauteils können größere rechnerische Werte für C_ϑ erzielt werden. Außerdem kann die real vorliegende Steifigkeit der Drehbettung deutlich größer sein, als die genormten Werte. Dies liegt darin begründet, dass die rechnerischen Anschlusssteifigkeiten gemäß Eurocode 3-1-3 [R9] als Sekantensteifigkeit aus der in Versuchen bestimmten Momenten-Verdrehungsbeziehung abgeleitet wurden, siehe zum Beispiel [47]. Die maßgebende Verdrehung des gestützten Bauteils wurde dabei zu $\vartheta=0,1$ rad festgelegt. Für den Fall, dass die vorhandenen Verdrehungen ϑ des stabilisierten Bauteils kleiner sind als 0,1 rad, sind die real vorliegenden Anschlusssteifigkeiten zum Teil wesentlich größer als die rechnerischen Werte.

ohne Drehbettung



mit $C_\vartheta=10,23$ kNcm/rad

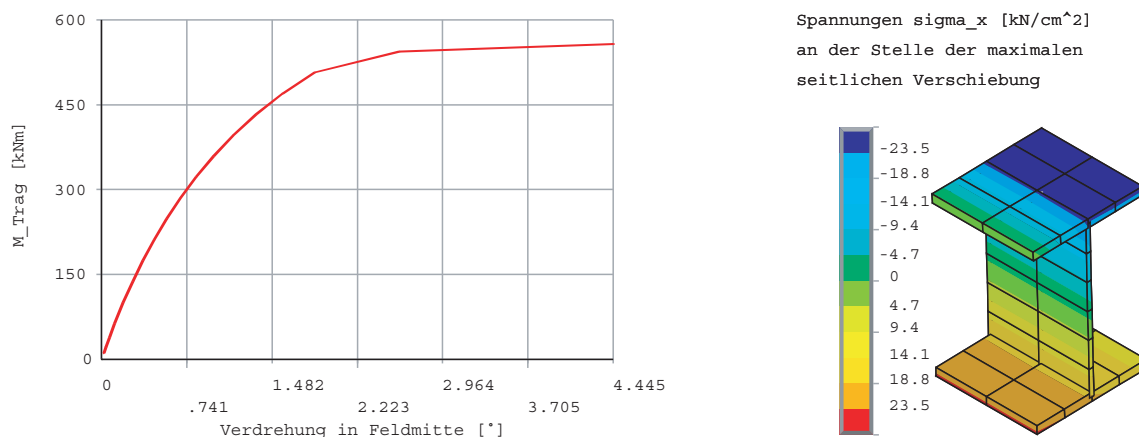


Bild 6.12: Last-Verformungs-Beziehungen und Spannungsverläufe im Traglastzustand in Feldmitte für ein HEA 450-Profil ohne und mit Berücksichtigung der Drehbettung

Die Berechnungen wurden, wie in Abschnitt 4.2.1 beschrieben, mit eingeschalteter Option „Querschnittstreue“ durchgeführt und der Einfluss der Profilverformung wurde auf der Seite der vorhandenen Federsteifigkeit berücksichtigt.

Bild 6.12 zeigt die Last-Verformungs-Beziehungen sowie die Spannungsverläufe im Traglastzustand in Feldmitte für ein HEA 450-Profil ohne und mit Berücksichtigung der Drehbettung. Die Schlankheit ohne Berücksichtigung der Drehbettung beträgt $\bar{\lambda}_{LT} = 1,0$. Für diesen Fall ist eine Steigerung der Traglast um 11,7% zu beobachten. Es wird deutlich, dass die Momenten-Verdrehungs-Kurve bei Ansatz der Drehbettung zum einen steiler verläuft. Außerdem kann ein größerer Anteil der Querschnittstragfähigkeit für den Abtrag des äußeren Momentes genutzt werden, während ohne Drehbettung der Anteil aus den Zusatzbeanspruchungen infolge des seitlichen Ausweichens und der Verdrehung um die Längsachse größer sind.

In Bild 6.13 und Bild 6.14 werden die numerisch ermittelten Traglasten mit und ohne Berücksichtigung der Drehbettung für die zwei zuvor als kritisch identifizierten Profiltypen IPE 600 und HEA 450 mit den genormten Kurven nach Eurocode 3-1-1 [R8] verglichen. Die Darstellung der Traglasten, die sich für die Bauteile mit Drehbettung ergeben, erfolgt zum einen über der Schlankheit $\bar{\lambda}_{real}$, die die wahren Randbedingungen berücksichtigt, und zusätzlich über dem Wert $\bar{\lambda}_{seg}$, der sich ohne Drehbettung ergibt.

Bei beiden Profilen ergibt sich eine Traglaststeigerung durch Berücksichtigung der Drehbettung, die insbesondere bei größeren Bauteillängen sehr wirkungsvoll ist. Die rechnerischen Traglasten der genormten Kurven werden erreicht oder sogar überschritten. Des Weiteren kann festgestellt werden, dass die Verwendung der speziellen Biegedrillknickkurven streng genommen nur bei vereinfachter Berechnung der Schlankheit, das heißt bei Verwendung von $\bar{\lambda}_{seg}$, uneingeschränkt gerechtfertigt ist.

Erfolgt hingegen die Bestimmung der idealen Verzweigungslast M_{cr} unter expliziter Berücksichtigung aller positiven Einflüsse aus Steifen und angrenzenden Bauteilen, so ist es gegebenenfalls erforderlich, die Traglastabminderung mit Hilfe der ungünstiger verlaufenden europäischen Knickspannungslinien durchzuführen. Dies ist insbesondere für künftige Bauaufgaben zu beachten, da durch die wachsende Verfügbarkeit von entsprechenden Berechnungsprogrammen die differenzierte Berechnung von M_{cr} in Zukunft in der Praxis an Bedeutung gewinnen wird.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass sowohl der Verlauf der speziellen Biegedrillknickkurven als auch die Zuordnung der Profile zu den einzelnen Kurven

6.2 Bauteile mit konstantem Querschnitt

anhand ihres h/b -Verhältnisses gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] für den Lastfall Gleichstreckenlast ausreichend sicher sind.

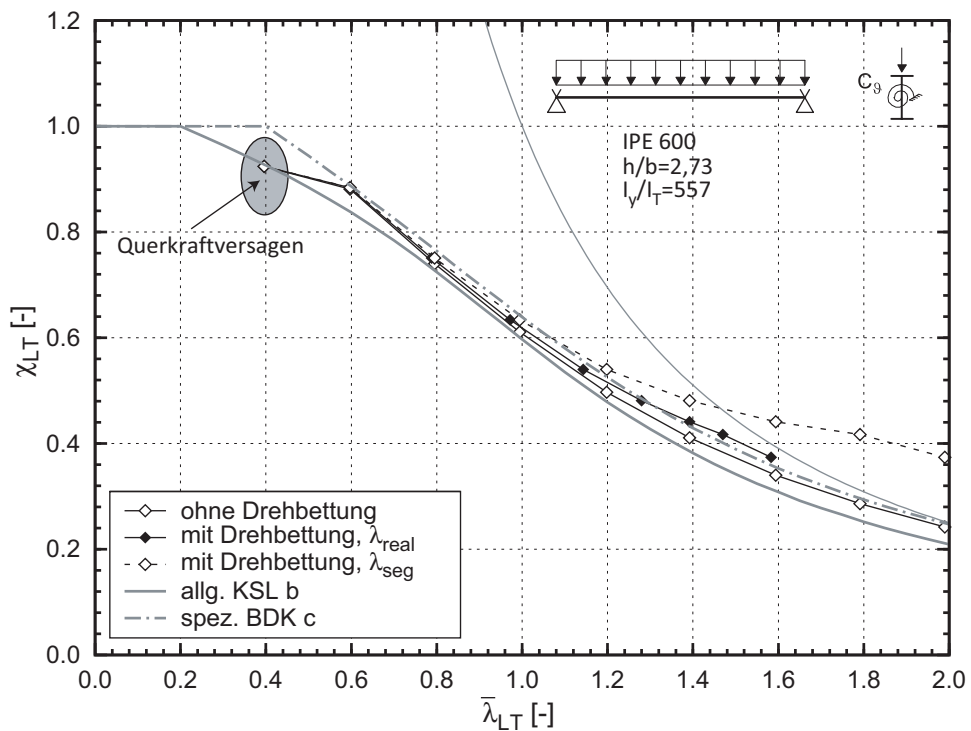


Bild 6.13: Numerisch ermittelte Traglasten mit und ohne Berücksichtigung einer Drehbettung im Vergleich zu den genormten Traglastabminderungskurven am Beispiel eines IPE 600

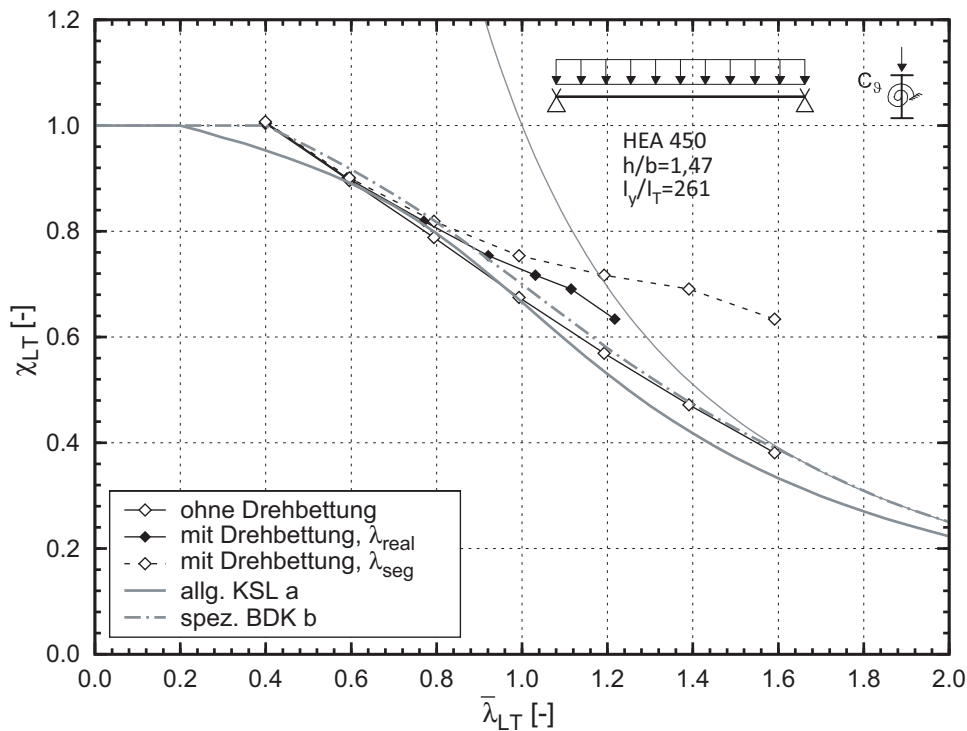


Bild 6.14: Numerisch ermittelte Traglasten mit und ohne Berücksichtigung einer Drehbettung im Vergleich zu den normierten Traglastabminderungskurven am Beispiel eines HEA 450

6.2.3 Bauteile unter Randmomentenbeanspruchung

Im Zuge der Erarbeitung der Regelungen für das Biegedrillknicken in Eurocode 3-1-1 [R8] bestand eine der Anforderungen an das neu entwickelte „alternative Verfahren für gewalzte und gleichartig geschweißte Querschnitte“ darin, dass der Einfluss des Biegemomentenverlaufs auf die Traglast durch einen zusätzlichen Modifikationsfaktor berücksichtigt werden sollte. Unterschiede im Biegedrillknickverhalten ergeben sich bei variierenden Biegemomentenverläufen aus der Überlagerung des äußeren Biegemoments M_{yE} mit den Zusatzschnittgrößen M_z und M_w am verformten System.

Die Lage der Stelle x_d , an der die Querschnittsbeanspruchung aus der kombinierten Wirkung von M_{yE} , M_z und M_w maximal wird, ist sowohl lastfall- als auch schlankheitsabhängig und bei Beanspruchungen, die vom konstanten Momentenverlauf abweichen, nicht ohne Weiteres ersichtlich. Für die konkrete Berechnung von x_d ist in der Regel ein iteratives Vorgehen erforderlich. Dies widerspricht jedoch der Zielsetzung dieser Arbeit, die darin besteht, benutzerfreundliche Bemessungsregeln bereitzustellen, die der Ingenieur in der täglichen Bemessungspraxis sicher anwenden kann.

Vereinfachend kann der Biegedrillknicknachweis an der Stelle geführt werden, an der die Beanspruchung aus dem äußeren Biegemoment M_{yE} maximal wird. Diese

muss nicht notwendigerweise mit der oben definierten Stelle x_d zusammenfallen. So wird das äußere Biegemoment bei Bauteilen mit linear veränderlichem Momentenverlauf stets an einem der beiden Endauflager maximal. Bei einer Gabellagerung ergeben sich an diesen Stellen keine Zusatzschnittgrößen M_z und M_w infolge der seitlichen Verschiebung und der Verdrehung des biegedrillknickenden Bauteils. Die Stelle x_d , an der sich äußere Schnittgröße und Zusatzbeanspruchung am ungünstigsten überlagern, befindet sich daher in der Regel in gewissem Abstand zum Auflager. Die vereinfachte Vorgehensweise liegt sowohl dem genormten Biegedrillknicknachweis nach Eurocode 3-1-1 [R8] als auch dem in Abschnitt 2.3.2.3 beschriebenen alternativen Ansatz gemäß Gleichung (2.65) bis (2.67) zu Grunde.

Für die Berechnungsalternative mit expliziter Berücksichtigung der bemessungsrelevanten Stelle im Bauteil liegen in [69] für ausgewählte Fälle einfache Bemessungshilfen zur Bestimmung von x_d vor. Der Faktor f beschreibt das Verhältnis zwischen dem Biegemoment an der Stelle x_d und dem maximalen Biegemoment

$$f = \frac{\alpha_{\text{ult},k,\text{min}}}{\alpha_{\text{ult},k}} \stackrel{!}{=}_{M_R = \text{konst.}} \frac{M_{yE}(x_d)}{\max. M_{yE}} \quad (6.3)$$

und steht in direktem Zusammenhang zu x_d .

Der Hintergrund des Verfahrens, das in Abschnitt 2.3.2.3 durch die Formeln (2.65) bis (2.67) beschrieben wird, besteht darin, dass der Biegedrillknicknachweis zunächst an der maßgebenden Stelle geführt wird und anschließend eine Extrapolation auf die Traglast an der Stelle, an der M_{yE} maximal ist, erfolgt. Bei der Berechnung muss daher die Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ bezogen auf die Stelle x_d eingesetzt werden, die aus der Schlankheit $\bar{\lambda}_{\text{mod}}$ bezogen auf die Stelle, an der das äußere Biegemoment maximal ist, und mit der Kenntnis von f leicht berechnet werden kann.

Wie bereits in Abschnitt 2.3.2.3 angemerkt, ist eine derartige Formulierung durch die Angaben in Eurocode 3-1-1, [R8], explizit zugelassen, da es sich bei den Faktoren α_{LT} , β und $\bar{\lambda}_{LT,0}$ um national festzulegende Parameter handelt. Der Vorteil dieser modifizierten Traglastabminderungskurven liegt darin, dass sie mechanisch hergeleitet und somit allgemein verwendbar sind. Allerdings ist zu beachten, dass das Verfahren nur für wenige Fälle ausreichend überprüft wurde. Der Nationale Anhang zu EN 1993-1-1 [R12] enthält daher entsprechende Einschränkungen bezüglich der Anwendung. So sind als Querschnitte nur I-Profile zugelassen und die Bauteile dürfen ausschließlich auf Druck und Biegung in der Tragwerksebene beansprucht werden.

Die Allgemeingültigkeit des Verfahrens wird außerdem durch einen Verlust an Praxistauglichkeit erkauft. Da die Stelle x_d in jedem Fall explizit bekannt sein muss, und nur für wenige Fälle Bemessungshilfen vorliegen, ist für darüber hinaus gehende Beanspruchungsverläufe eine iterative Berechnung erforderlich. Die prinzipielle Vorgehensweise ist zwar in [69] beschrieben, sie erfordert jedoch die detaillierte Kenntnis der Biegedrillknickform, insbesondere der Verläufe der seitlichen Verschiebungen v und der Verdrehungen ϑ an jeder Stelle des Bauteils, und die konkrete Berechnung der Zusatzschnittgrößen M_z und M_w nach Theorie II. Ordnung. Außerdem ist die Formulierung in Gleichung (2.67) durch die Definition von α^* querschnittsabhängig, so dass eine schnelle und einfache Überprüfung zum Beispiel mit Hilfe von ausgewerteten Diagrammen kaum möglich ist.

Das „alternative Verfahren“ zur Bestimmung des Abminderungsfaktors χ_{LT} für „gewalzte und gleichartig geschweißte Querschnitte“ unterscheidet sich nur in einzelnen Details von dieser Formulierung. Zum einen wird ein fester Höchstwert für den Beiwert β angegeben, der nicht lastfall- oder querschnittsabhängig ist. Zum anderen wird die Lage der bemessungsrelevanten Stelle x_d implizit durch den Modifikationsfaktor

$$f = 1 - 0,5 \cdot (1 - k_c) \cdot \left[1 - 2 \cdot (\bar{\lambda}_{LT} - 0,8)^2 \right] \leq 1,0 \quad (6.4)$$

erfasst, der sich jedoch deutlich von dem Faktor f nach Gleichung (6.3) unterscheidet.

Der Einfluss des Momentenverlaufs auf die Lage der Stelle x_d und somit auf den Modifikationsfaktor f wird durch den lastfallabhängigen Beiwert k_c erfasst, siehe Abschnitt 2.3.2.1.

Die Lage der Stelle x_d , die dem Faktor f nach Gleichung (6.4) entspricht, hängt somit vom Verhältnis der kritischen Verzweigungsmomente bei konstantem und nicht-konstantem Beanspruchungsverlauf

$$\frac{M_{cr, M \neq \text{konst}}}{M_{cr, M = \text{konst}}} = \frac{1}{k_c^2} \quad (6.5)$$

ab. Die schlankheitsabhängige Formulierung von Gleichung (6.4) wurde mit Hilfe von numerisch ermittelten Traglasten empirisch hergeleitet. Der Minimalwert bei einer Schlankheit von $\bar{\lambda}_{LT} = 0,8$ ergibt sich dann gemäß der Beziehung (6.6).

$$f_{\min} = \frac{1 + k_c}{2} \quad (6.6)$$

Auf diesen Wert wird an späterer Stelle, bei der Untersuchung von Bauteilen unter Randmomenten- und Querbeanspruchung, noch näher eingegangen.

Zunächst erfolgt in Bild 6.15 ein Vergleich beider Ansätze für zwei ausgewählte Momentenverläufe. Die modifizierten Traglastabminderungskurven unter Berücksichtigung des Modifikationsfaktors f wurden für zwei unterschiedliche Profile, die beide der speziellen Biegedrillknickkurve c zuzuordnen sind, ausgewertet. Für das Profil HEA 300 ergibt sich eine nahezu vollständige Übereinstimmung zwischen beiden Ansätzen, bei dem Querschnitt HEB 200 kann bei Verwendung der querschnittsabhängigen Formulierung eine Steigerung der rechnerischen Tragfähigkeit erzielt werden.

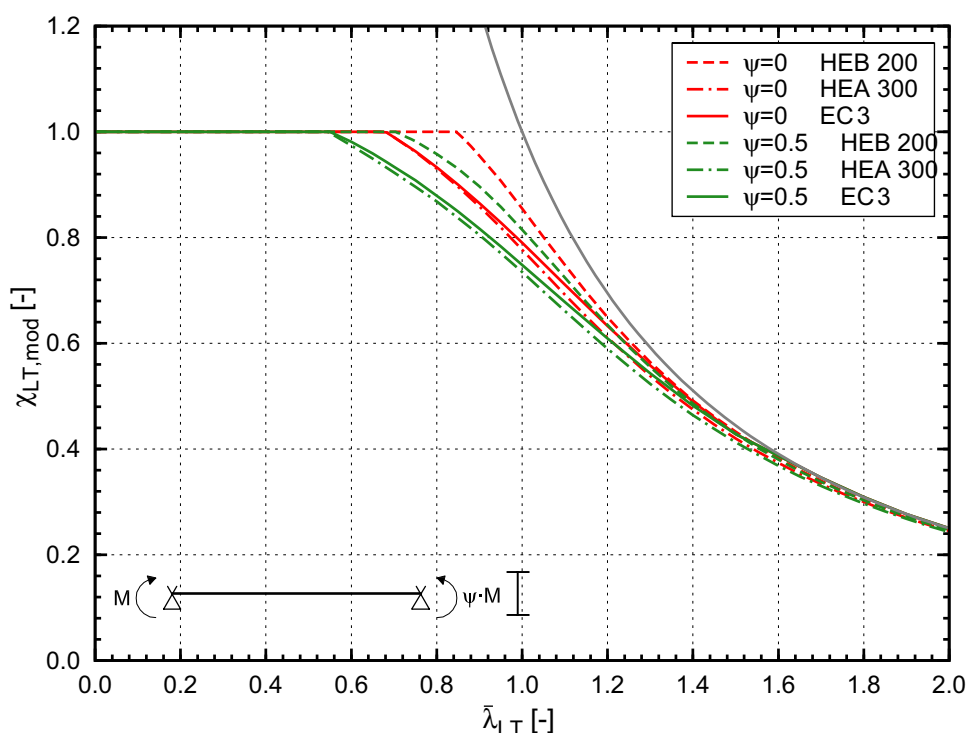


Bild 6.15: Vergleich der mechanisch hergeleiteten, querschnittsabhängigen Formulierung der rechnerischen Traglast mit den normierten Kurven

Die hohe Übereinstimmung der Kurven ist damit zu erklären, dass die Gleichung (6.4) für den Faktor f , eine gute Näherung darstellt. Die Definition von f gemäß Gleichung (6.4) ist gleichbedeutend damit, dass x_d sich zwischen der Stelle, an der $M_{cr} = M_{cr, M=\text{konst.}}$ ist, und der Stelle mit dem maximalen Moment befindet. Für Bauteile unter einer linear veränderlichen Biegemomentenbeanspruchung entspricht diese Annahme nahezu der „wahren“ Lage von x_d .

Im Folgenden werden nun die Ergebnisse der numerischen Traglastberechnungen den rechnerischen Traglasten bei Verwendung der speziellen Biegedrillknickkurven für Walzprofile ohne und mit Berücksichtigung des Modifikationsbeiwerts f

gegenübergestellt. Hierzu werden beispielhaft die Ergebnisse für das Walzprofil IPE 600, das bei den vorangegangenen Untersuchungen stets die geringsten bezogenen Traglasten χ_{LT} aufwies, herangezogen. Bild 6.16 verdeutlicht zum einen die Notwendigkeit für eine solche Modifikation und bestätigt außerdem, dass sich der größte Unterschied zwischen der numerisch ermittelten Traglast und den Normkurven bei einer Schlankheit von $\bar{\lambda}_{LT} = 0,8$ ergibt.

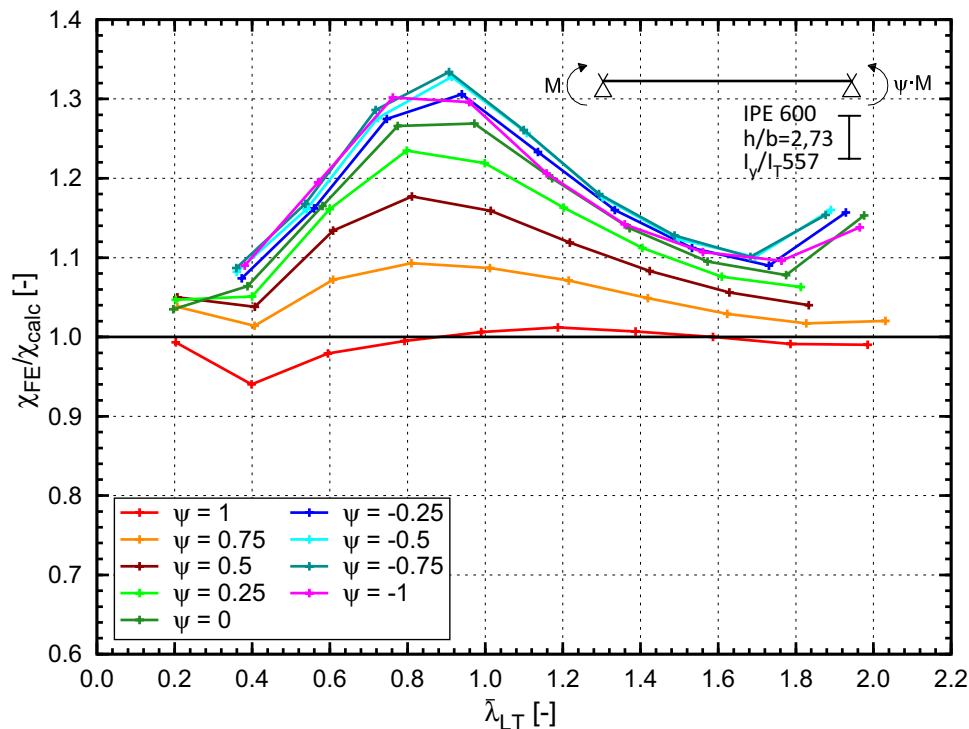


Bild 6.16: Numerisch ermittelte Traglasten im Vergleich mit rechnerischen Ergebnissen bei Verwendung der speziellen Biegedrillknickkurven für Walzprofile ohne den Modifikationsfaktor f

In Bild 6.17 erfolgt ein Vergleich der numerischen Ergebnisse mit den modifizierten, lastfallabhängigen Kurven. Abgesehen vom Momentenverhältnis $\psi = 1$, auf das zuvor schon eingegangen wurde, zeigt sich eine gute Übereinstimmung der genormten Kurven mit den realen Traglasten.

Zusätzlich sind für das Momentenverhältnis $\psi = 0$, das heißt für einen dreiecksförmigen Momentenverlauf, in Bild 6.18 die numerisch berechneten Traglasten für alle in Tabelle 6.4 aufgeführten Profile im Vergleich zu den genormten Kurven dargestellt. Die Verwendung der speziellen Biegedrillknickkurven nach Eurocode 3-1-1 [R8] unter Berücksichtigung des Modifikationsbeiwerts f und die Zuordnung der Profile anhand ihres h/b -Verhältnisses führt somit zu einer einfachen und sicheren Berechnung der Bauteiltragfähigkeit.

6.2 Bauteile mit konstantem Querschnitt

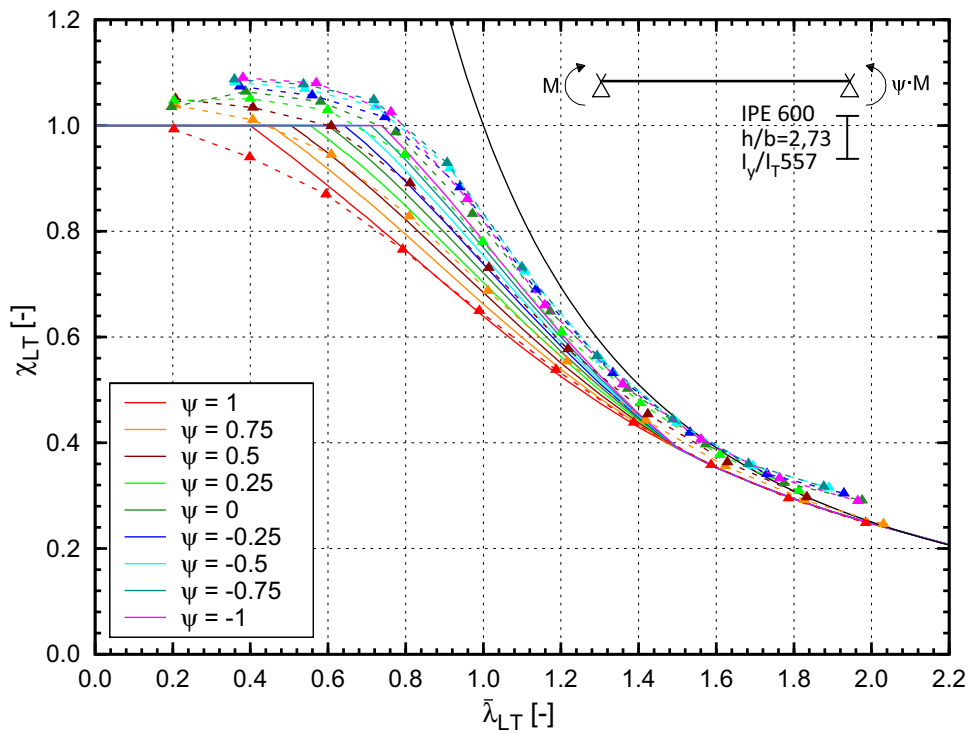


Bild 6.17: Vergleich der numerisch ermittelten Traglasten mit den modifizierten, lastfallabhängigen Kurven am Beispiel des Profils IPE 600

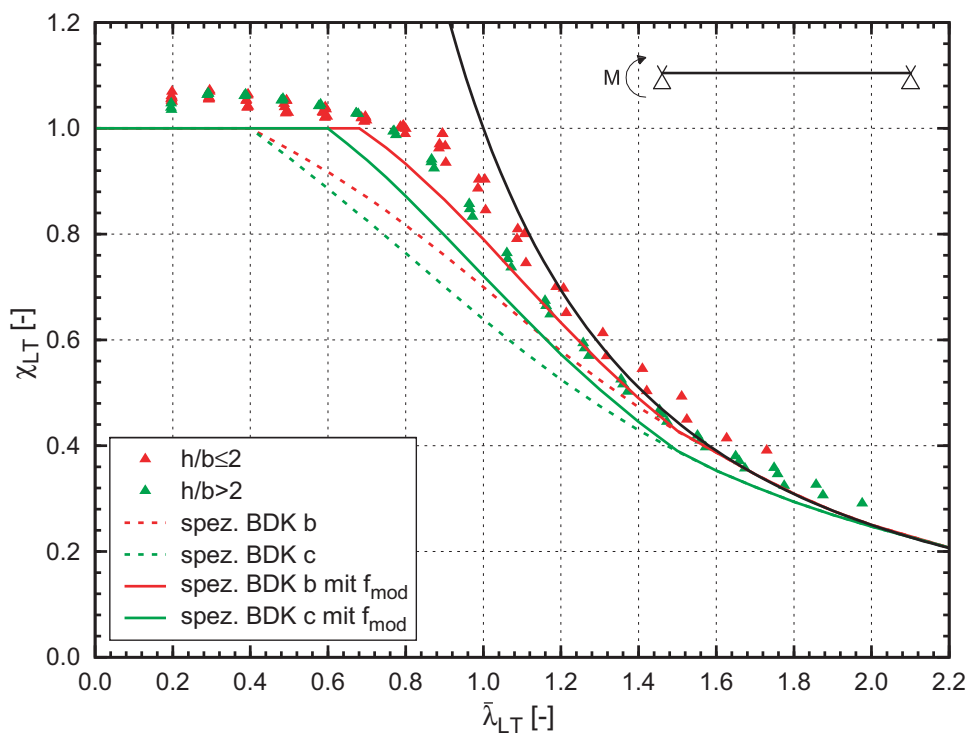


Bild 6.18: Vergleich der numerisch ermittelten Traglasten mit den modifizierten, lastfallabhängigen Kurven für den Fall $\psi = 0$

6.2.4 Bauteile unter Randmomentenbeanspruchung und Querlasten

Um die sichere Verwendbarkeit des Modifikationsfaktors f gemäß Gleichung (6.4) für weitere Lastfälle zu bewerten, wurde eine Parameterstudie durchgeführt, bei der die Momentenverläufe entsprechend Bild 6.19 variiert wurden. Für die Berechnungen wurden die Querschnitte HEB 200, HEA 400, IPE 400 und IPE 600 im Schlankheitsbereich zwischen 0,4 und 3,0 ausgewählt, wobei die Auswahl wiederum nur auf solche Konfigurationen eingeschränkt wurde, bei denen Biegedrillknickversagen zu erwarten war.

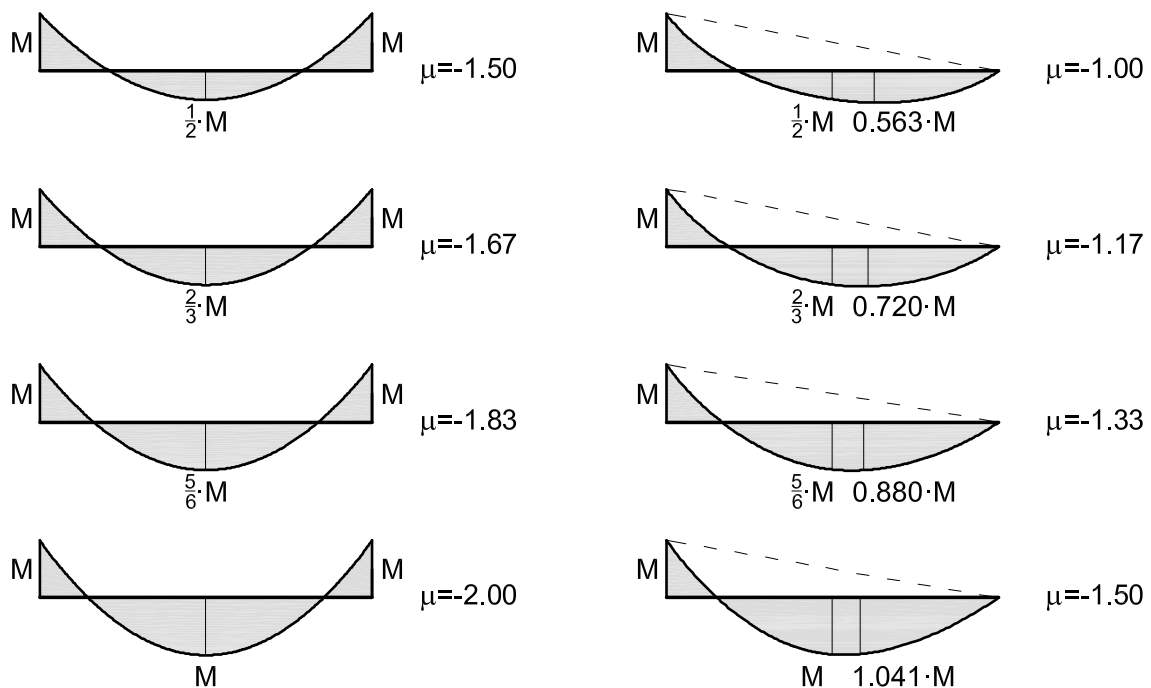


Bild 6.19: Untersuchte Momentenverläufe zur Bewertung des Modifikationsfaktors f nach Gleichung (6.4)

Im Folgenden werden die Ergebnisse für das Profil HEA 400, bei welchem nahezu im gesamten Schlankheitsbereich Biegedrillknicken auftrat, graphisch dargestellt. Dabei fällt auf, dass die modifizierten Traglastabminderungskurven die numerisch ermittelten Bauteiltragfähigkeiten bei betragsmäßig kleinen μ -Werten (rote und grüne Kurve) gut wiedergeben. Bei betragsmäßig großen μ -Verhältnissen, bei denen das Biegemoment $M_{yE,F}$ infolge äußerer Beanspruchung nur wenig kleiner oder sogar gleich dem maximalen Moment $M_{yE,S}$ am Bauteilende ist, führt die Anwendung der modifizierten Biegedrillknickkurven hingegen zu einer Überschätzung der Traglast. Für die anderen untersuchten Profile lassen sich qualitativ dieselben Ergebnisse feststellen.

6.2 Bauteile mit konstantem Querschnitt

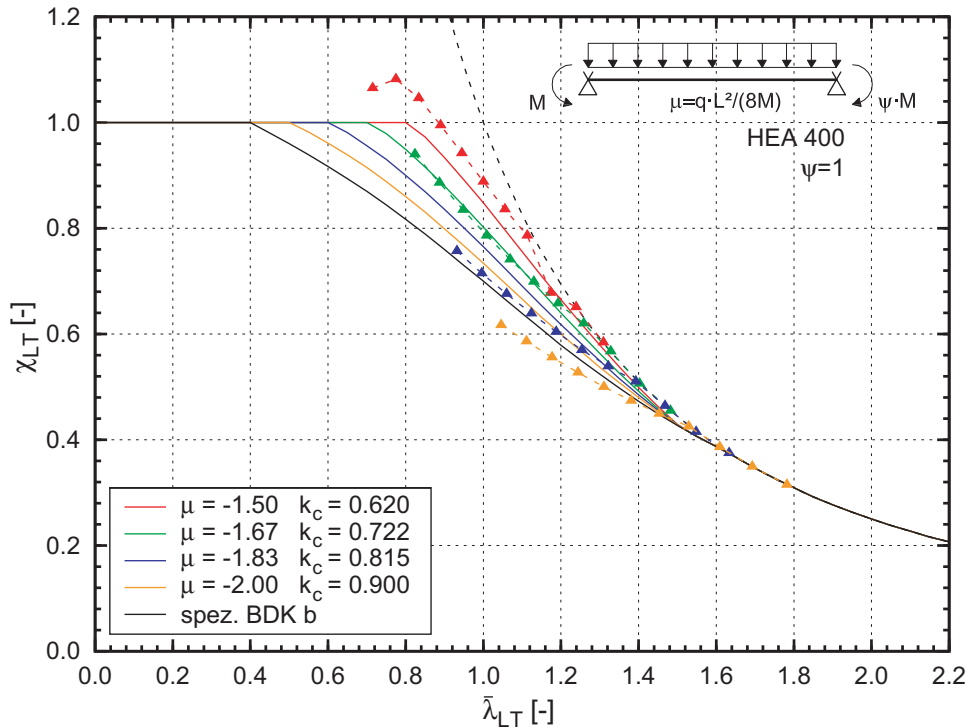


Bild 6.20: Numerisch ermittelte Traglasten und modifizierte Abminderungskurven unter Verwendung des Faktors f nach Gleichung (6.4) – HEA 400, $\psi = 1$

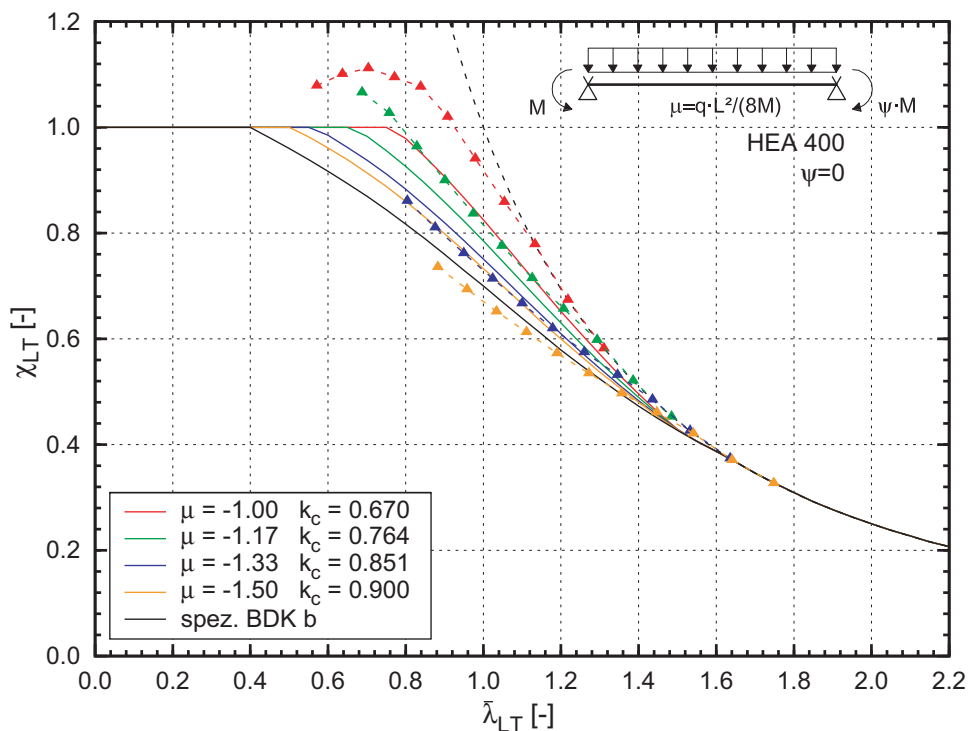


Bild 6.21: Numerisch ermittelte Traglasten und modifizierte Abminderungskurven unter Verwendung des Faktors f nach Gleichung (6.4) – HEA 400, $\psi = 0$

Der Grund für dieses Phänomen ist in der Definition des Modifikationsfaktors f zu finden. Wie im vorigen Abschnitt beschrieben, berücksichtigt der Faktor f die Lage

der Stelle, an der sich das äußere Biegemoment M_{yE} und die Zusatzschnittgrößen M_z und M_w am verformten System ungünstig überlagern. Bei symmetrischen Lastfällen – hier bei $\psi = 1$ – ist dies stets in Feldmitte, wo die größten seitlichen Verformungen und Verdrehungen auftreten, der Fall. Bei unsymmetrischen Beanspruchungsverläufen sind die Stelle, an der das maximale äußere Biegemoment im Feld auftritt und die Stelle x_d nicht notwendigerweise identisch, es ist jedoch zu erwarten, dass die Abweichungen gering sind. Das Verhältnis $M_{yE}(x_d)/M_{yE,max}$ ist bei Kenntnis der Lage der bemessungsrelevanten Stelle leicht zu ermitteln. Mechanisch betrachtet entspricht dieses Verhältnis dem Modifikationsfaktor f , siehe Gleichung (6.3). Tabelle 6.5 verdeutlicht den Unterschied, zwischen diesem theoretisch ableitbaren Wert für f und dem Minimalwert, der sich bei Anwendung von Gleichung (6.4) ergibt. Ist k_c größer als das Verhältnis $M_{yE,F}/M_{yE,max}$, so liegen die genormten Kurven auf der sicheren, andernfalls auf der unsicheren Seite.

Tabelle 6.5: Vergleich der Ansätze für den Modifikationsfaktor f nach Gleichung (6.3) und (6.6)

ψ	μ	$\frac{\max. M_{yE,Feld}}{\max. M_{yE}}$	k_c	$f_{min} = \frac{1+k_c}{2}$
1	-1,50	0,500	0,620	0,810
1	-1,67	0,667	0,722	0,861
1	-1,83	0,833	0,815	0,905
1	-2,00	1,000	0,900	0,950
0	-1,00	0,563	0,670	0,835
0	-1,17	0,720	0,764	0,882
0	-1,33	0,880	0,851	0,926
0	-1,50	1,000	0,900	0,950

Anders als bei Bauteilen, die allein durch ein linear veränderliches Biegemoment beansprucht werden, stellt das Verhältnis $M_{cr}/M_{cr,M=konst}$ gemäß Gleichung (6.5) hier keinen sinnvollen Anhaltspunkt für den Modifikationsfaktor f dar. Außerdem ist zu beachten, dass die tabellierten Werte für k_c den Einfluss aus der Lasteinleitung am Obergurt nicht erfassen. Für derartige Fälle ergeben sich wesentlich größere k_c -Werte, die zum Teil sogar oberhalb von $k_c = 1,0$ liegen. Dies ist insbesondere bei den Momentenverläufen der Fall, bei denen das maximale Feldmoment näherungsweise dem Stützmoment am Endauflager entspricht. Es wird daher empfohlen, den Wert k_c in Gleichung (6.4) auf

$$k_c \geq \frac{\max. M_{yE,Feld}}{\max. M_{yE}} \quad (6.7)$$

zu begrenzen.

6.2.5 Einfluss der Lagerungsbedingungen an den Bauteilenden

In der Praxis wird der vereinfachte Biegedrillknicknachweis von herausgelösten Einzelstäben in der Regel unter Annahme von Gabellagern an den Bauteilenden geführt. Das heißt, dass sich die Endquerschnitte des Bauteils frei verwölben können, und bezüglich der Verdrehungen um die schwache Profilhauptachse eine gelenkige Lagerung vorliegt. Diese Vereinfachung wird üblicherweise auch dann angewendet, wenn die entsprechenden Freiheitsgrade aufgrund der konstruktiven Ausführung des Tragwerks teilweise oder vollständig behindert werden, z.B. bei einem Bauteil mit Kopfplatten, die als Wölbfeder wirken.

Bei der rechnerischen Ermittlung der idealen Verzweigungslast führt die Vernachlässigung der vorhandenen Steifigkeiten stets zu konservativen Ergebnissen. Die bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ wird somit überschätzt.

Im Traglastzustand hängt das maximal aufnehmbare Biegemoment M_y maßgeblich von der Größe und Verteilung der Zusatzschnittgrößen M_z und M_w am verformten System ab. Die schlankheitsabhängige Überlagerung der äußeren Beanspruchung mit diesen Zusatzschnittgrößen kann bei entsprechender Schreibweise direkt aus der Formulierung der Traglastabminderungskurven abgelesen werden, siehe Tabelle 2.2.

Betrachtet man ein Bauteil, bei dem die Verdrehung um die schwache Profilhauptachse und die Verwölbung an den Enden teilweise oder vollständig verhindert werden, so gehen diese Lagerungsbedingungen mit dem Auftreten von entsprechenden Schnittgrößen M_z und M_w an den Auflagern einher. Bei einem gabelgelagerten Bauteil sind diese Schnittgrößen an den Bauteilenden per Definition nicht vorhanden. Die vereinfachte Idealisierung der Randbedingungen führt demnach dazu, dass sowohl die Größe als auch die Verteilung der Zusatzschnittgrößen nicht korrekt erfasst werden können.

Es stellt sich somit die Frage, ob die rechnerische Bauteiltragfähigkeit bei Verwendung der bekannten Traglastabminderungskurven, die für gabelgelagerte Bauteile gelten, auf der sicheren Seite liegend ermittelt werden kann. Dabei ist von besonderem Interesse, ob die in EC 3-1-1 [R8] angegebene Modifikation der Traglastabminderungskurven mittels des Faktors f , der den Verlauf der äußeren Biegemomente berücksichtigt, zugelassen werden darf. Der Einfluss des Modifikationsfaktors f auf die Traglast ist maximal, wenn die größte Querschnittsausnutzung infolge M_y am Bauteilende auftritt, also an einer Stelle, bei der bei Vorliegen eines Gabellagers keine Zusatzbeanspruchungen auftreten. Klärungsbedürftig ist, ob die rechnerische Traglast unter Annahme einer Gabellagerung und Verwendung der modifizierten Traglastabminderungskurven gegenüber der realen Tragfähigkeit unter Berücksichtigung der tatsächlich vorliegenden

Randbedingungen auf der sicheren Seite liegt. Dieser Fragestellung soll in diesem Abschnitt nachgegangen werden.

Hierzu wird zunächst ein beidseitig eingespanntes Bauteil, bei dem auch die Verwölbung an den Trägerenden voll verhindert ist, untersucht. Diese Konfiguration stellt den Extremfall dar, da die Unterschiede in Größe und Verteilung der Zusatzschnittgrößen gegenüber einem gabelgelagerten Bauteil maximal sind.

In einem ersten Schritt werden die idealen Verzweigungslasten für unterschiedliche Bauteillängen und Beanspruchungsverläufe bei Ansatz der real vorliegenden Randbedingungen – d.h. einer Volleinspannung – und unter Annahme eines Gabellagers bestimmt. Anschließend erfolgt die Ermittlung der rechnerischen Tragfähigkeit mit Hilfe der speziellen Biegedrillknickkurven für Walzprofile gemäß EC 3-1-1 [R8], wobei bei den gabelgelagerten Bauteilen der Modifikationsfaktor f berücksichtigt wird. Die rechnerischen Traglasten werden dann über dem bezogenen Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_{LT}$, der sich bei Ansatz der Gabellagerung ergibt, aufgetragen. Bild 6.22 zeigt eine beispielhafte Auswertung dieser Untersuchung für ein Bauteil mit dem Randmomentenverhältnis $\psi = -1$.

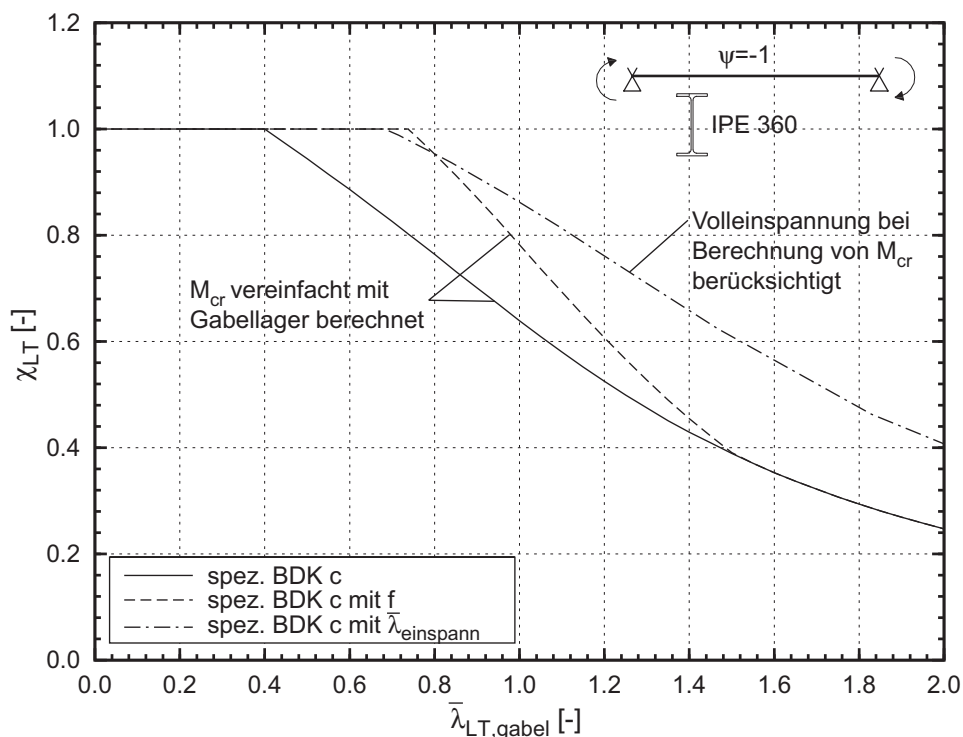


Bild 6.22: Rechnerische Traglasten für Bauteile mit Volleinspannung bei unterschiedlicher Berechnung der Schlankheit und bei Verwendung unterschiedlicher Traglastabminderungskurven

Im Ergebnis kann festgestellt werden, dass sich bei Zugrundelegung der geringeren Schlankheit, die sich beim volleingespannten Bauteil ergibt, und bei

Verwendung der Biegedrillknickkurve ohne f-Modifikation größere rechnerische Traglasten ergeben als bei Annahme eines Gabellagers und Bestimmung der Traglast mit der modifizierten Kurve.

Der Lastfall mit dem Randmomentenverhältnis $\psi = -1$, der den Kurvenverläufen in Bild 6.22 zu Grunde liegt, stellt insofern einen Extremfall dar, dass der Modifikationsfaktor f im Vergleich zu anderen Momentenverläufen minimal wird. Die Biegemomente M_y sind bei diesem Beanspruchungsverlauf an den Bauteilenden am größten. Bei einem gabelgelagerten Bauteil treten an den Auflagern keine Zusatzschnittgrößen M_z und M_w auf, so dass die gesamte Querschnittstragfähigkeit für den Abtrag von M_y zur Verfügung steht. Die bemessungsrelevante Stelle, an der die Querschnittsbeanspruchung aus der kombinierten Wirkung des äußeren Biegemoments sowie den Zusatzschnittgrößen maximal wird, korrespondiert zu einem geringeren Wert für M_y . Eine stabilitätsbedingte Abminderung der Querschnittstragfähigkeit wirkt sich somit weniger stark aus als bei anderen Beanspruchungsverläufen. Die beobachtete Tendenz, dass die rechnerische Traglast bei Annahme eines Gabellagers und Verwendung der modifizierten Traglastabminderungskurven eine konservative Näherung darstellt lässt sich jedoch auch für alle anderen Lastfälle bestätigen.

Aus diesen Beobachtungen folgt, dass der vereinfachte Ansatz eines Gabellagers und die Verwendung der modifizierten Traglastabminderungskurven dann als ausreichend sicher angesehen werden darf, wenn die entsprechende Biegedrillknickkurve ohne f-Modifikation die reale Traglast des eingespannten Bauteils sicher abbildet. Dies soll im Folgenden anhand von numerischen Traglastberechnungen analysiert werden.

Es werden zunächst Bauteile unter konstanter Biegemomentenbeanspruchung mit gabelgelagerten und volleingespannten Bauteilenden untersucht. Dieser Lastfall bildet stets den Basisfall für die Herleitung oder Beurteilung einer Traglastabminderungskurve, da das äußere Biegemoment M_y , das mit den Zusatzschnittgrößen M_z und M_w zu überlagern ist, an jeder Stelle im Träger gleich groß ist.

Für beide Lagerungskonfigurationen werden Bauteile mit identischen Längen untersucht. Bei der Volleinspannung ergeben sich somit aufgrund der geänderten Lagerungsbedingungen geringere Schlankheitsgrade. Wird unabhängig von den realen Lagerungsbedingungen rechnerisch ein Gabellager angesetzt, so wird bei den Bauteilen mit Volleinspannung die Schlankheit überschätzt. Wenn jetzt gezeigt werden kann, dass für beide Lagerungskonfigurationen dieselbe Biegedrillknickkurve verwendet werden darf, so liegt die Bestimmung der rechnerischen Tragfähigkeit unter Annahme einer zu großen Schlankheit immer auf der sicheren Seite.

Bild 6.23 zeigt die Ergebnisse der Traglastuntersuchungen für ein Bauteil aus einem Walzprofil IPE 360. Die bezogene Tragfähigkeit χ_{LT} ist jeweils über der Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ aufgetragen, die sich aus der numerischen Verzweigungslastberechnung ergibt. Zum Vergleich sind die genormten Biegedrillknickkurven gemäß EC 3-1-1 [R8] für den sogenannten „allgemeinen Fall“ und für Walzprofile und gleichartige geschweißte Querschnitte dargestellt.

Zwischen den numerischen ermittelten Traglasten zeigen sich bei gleicher Schlankheit insgesamt nur geringe Unterschiede zwischen den gabelgelagerten und den voll eingespannten Bauteilen. Die Verwendbarkeit der genormten Traglastabminderungskurven kann für diesen Belastungsfall bestätigt werden.

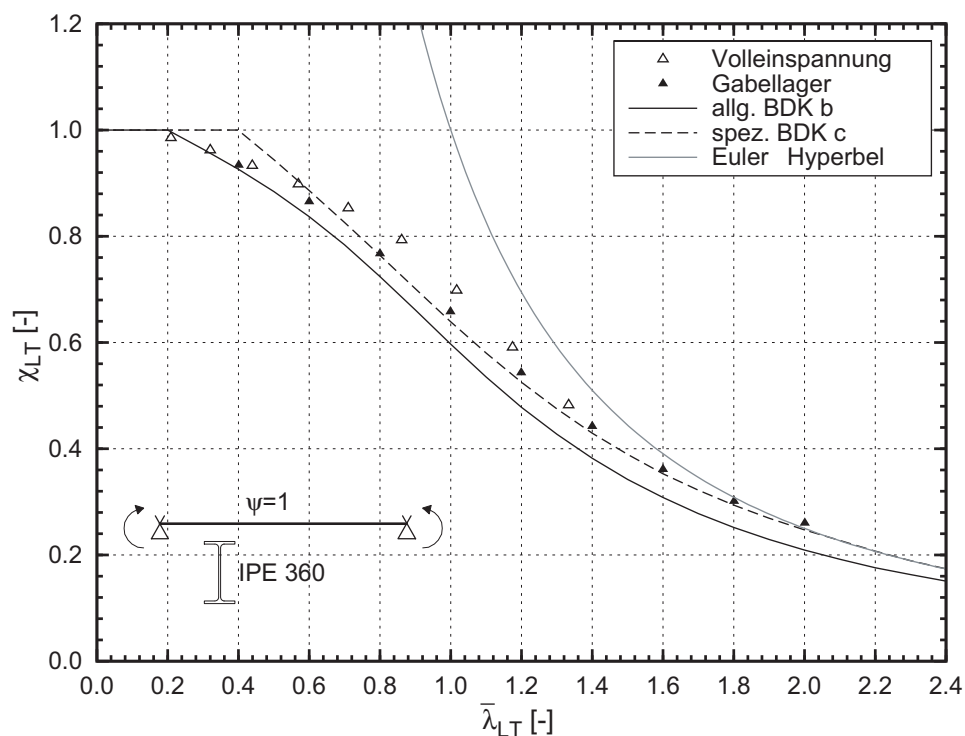


Bild 6.23: Vergleich der Traglasten bei unterschiedlichen Lagerungsbedingungen - konstantes Moment

Die geringfügigen Unterschiede zwischen den Kurvenverläufen für die Lagerungsoptionen „Volleinspannung“ und „Gabellager“ lassen sich durch die unterschiedlichen Verläufe der Verformungsgrößen v und ϑ und der daraus resultierenden Zusatzschnittgrößen M_z und M_w über die Bauteillänge erklären.

Gegenüber einem gabelgelagerten Bauteil gleicher Länge sind die Zusatzbeanspruchungen M_z und M_w in Feldmitte bei einem Bauteil mit eingespannten Trägern geringer. Für den Basisfall eines Bauteils mit konstanter Momentenbeanspruchung kann analog zu der Vorgehensweise in Abschnitt 2.3.2.3 gezeigt werden, dass die Schnittgrößen M_z bzw. M_w in Feldmitte und am Bauteilende

jeweils betragsmäßig gleich groß sind. Dabei werden die Verformungsansätze gemäß (6.8) zu Grunde gelegt.

$$\begin{aligned} v(x) &= a \cdot 0,5 \cdot \left(\cos \frac{2\pi x}{L} - 1 \right) \\ \vartheta(x) &= b \cdot 0,5 \cdot \left(\cos \frac{2\pi x}{L} - 1 \right) \end{aligned} \quad (6.8)$$

Des Weiteren müssen die Lagerungsbedingungen auch bei der Bestimmung des Beiwertes ε_{IT} , der maßgeblich für den Einfluss der Schnittgrößen M_z und M_w ist, berücksichtigt werden. Bei einer Volleinspannung ergibt sich ε_{IT} gemäß Gleichung (6.9).

$$\varepsilon_{IT, \text{Einspannung}} = \sqrt{1 + \frac{(0,5 \cdot L)^2 \cdot GI_T}{\pi^2 \cdot EI_w}} \quad (6.9)$$

Insgesamt stellt sich somit bei Bauteilen mit Volleinspannung eine andere Verteilung zwischen dem äußeren Biegemoment M_{yE} und den Zusatzschnittgrößen M_z und M_w ein als bei gabelgelagerten Bauteilen. Zum einen sind die maximalen Absolutwerte von M_z bzw. M_w kleiner, so dass ein größerer Anteil der Querschnittstragfähigkeit auf M_y entfallen kann. Dies entspricht einem flacheren Verlauf der Traglastabminderungskurve und ist in Bild 6.23 im Schlankheitsbereich bis etwa $\bar{\lambda}_{LT} = 0,8$ zu beobachten. Zum anderen bewirkt der Faktor 0,5 vor der St.-Venant'schen Torsionssteifigkeit in Gleichung (6.9), dass mit wachsender Länge, d.h. steigender Schlankheit, ein größerer Anteil der Torsion über Wölbnormalspannungen abgetragen wird als beim gabelgelagerten Bauteil. In Bild 6.23 entspricht dies dem steileren Verlauf der Traglastabminderungskurve ab etwa $\bar{\lambda}_{LT} = 0,8$.

Zusätzlich wurden Traglastberechnungen an Bauteilen mit dem Randmomentenverhältnis $\psi = -1$ durchgeführt, bei dem der Einfluss aus der lastfallabhängigen Modifikation der Traglastabminderungskurven maximal ist. Bild 6.24 zeigt die Ergebnisse dieser Traglastuntersuchungen, wobei die bezogene Traglast χ_{LT} jeweils über der Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ aufgetragen ist, die sich aus der numerischen Verzweigungslastberechnung ergibt. Die Datenpunkte, die sich auf die Bauteile mit Volleinspannung beziehen liegen deutlich oberhalb der speziellen Biegedrillknickkurve c, die gemäß EC 3-1-1 für das gewählte Profil IPE 360 anzuwenden ist. In diesem ausgewählten Fall liegen sie sogar oberhalb der Kurve mit f-Modifikation, obwohl bei letzterer sowohl der lastfallabhängige Koeffizient k_c als auch die schlankheitsabhängige Formulierung des Modifikationsfaktors f ausschließlich für gabelgelagerte Bauteile hergeleitet ist, siehe Abschnitt 6.2.3.

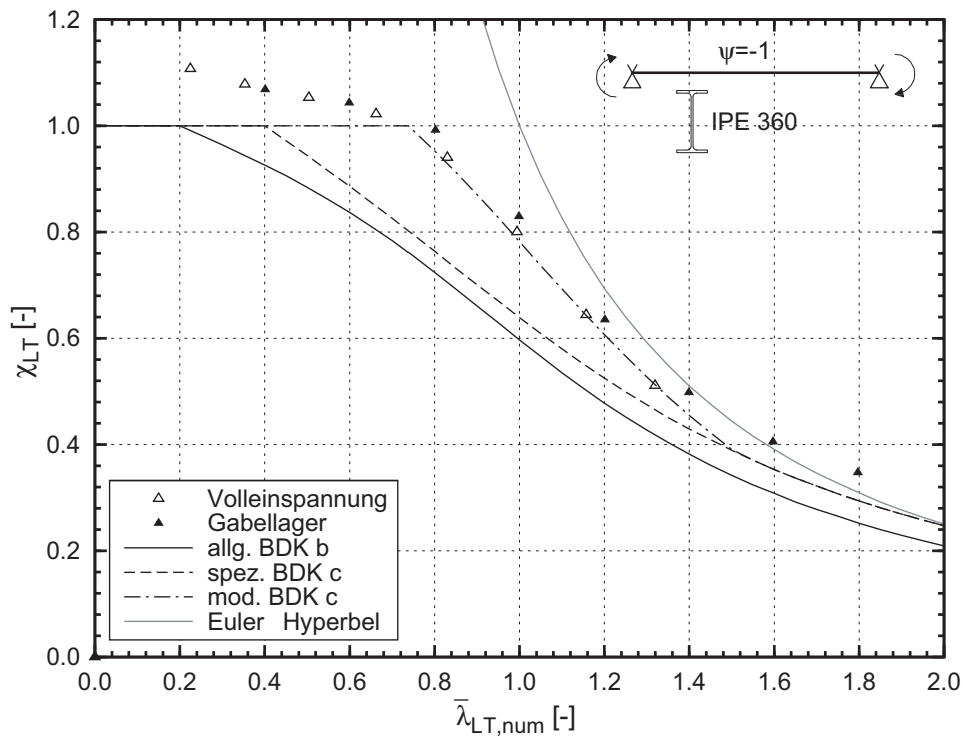


Bild 6.24: Vergleich der Traglasten bei unterschiedlichen Lagerungsbedingungen – Randmomentenbeanspruchung mit $\psi = -1$ – χ_{LT} über $\bar{\lambda}_{LT,num}$

Im Folgenden soll nun noch die Qualität der rechnerischen Ergebnisse bewertet werden, die sich ergeben, wenn die Schlankheit unter der vereinfachten Annahme einer Gabellagerung berechnet wird, und die Bestimmung der Traglast anschließend mit Hilfe der modifizierten Biegedrillknickkurve erfolgt. Hierzu sind in Bild 6.25 die numerisch ermittelten Traglasten für beide Lagerungskonfigurationen über der Schlankheit, die sich bei Annahme der Gabellagerung ergibt, aufgetragen.

Neben den bekannten Normkurven mit und ohne f-Modifikation ist zusätzlich die theoretische Biegedrillknickkurve dargestellt, die sich ergibt, wenn χ_{LT} mit der Schlankheit unter Berücksichtigung der Einspannung jedoch ohne f-Modifikation berechnet wird, und das Ergebnis anschließend über $\bar{\lambda}_{LT,gabel}$ aufgetragen wird. Dies entspricht der strichpunktierten Kurve in Bild 6.22.

Es zeigt sich, dass die numerisch ermittelten Traglasten für die Bauteile mit Volleinspannung durch die spezielle Kurve unter Berücksichtigung der Lagerungsbedingungen auf der sicheren Seite liegend wiedergegeben werden. Da diese Kurve außerdem im gesamten Schlankheitsbereich oberhalb der genormten Kurve unter Berücksichtigung des lastfallabhängigen Faktors f verläuft, führt auch die Verwendung letzterer stets zu einer konservativen Abschätzung der Traglast.

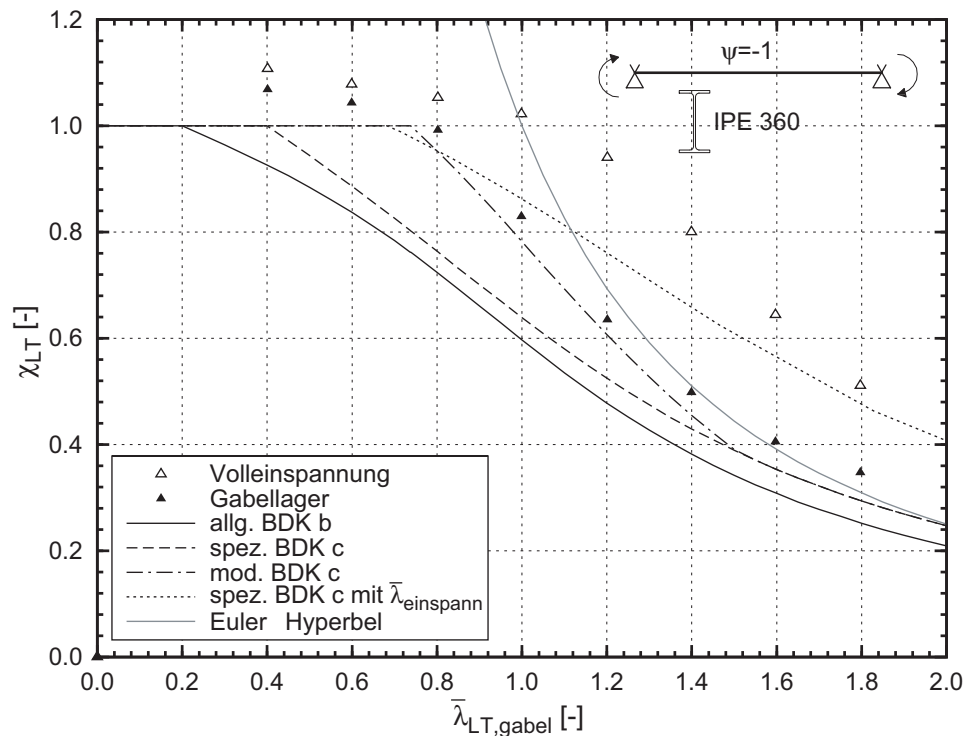


Bild 6.25: Vergleich der Traglasten bei unterschiedlichen Lagerungsbedingungen – Randmomentenbeanspruchung mit $\psi = -1$ – χ_{LT} über $\bar{\lambda}_{LT,gabel}$

Eine weitere Bestätigung der Vorgehensweise, die Lagerungsbedingungen stets als Gabellager zu idealisieren, ist durch die durchgeführten Versuche gegeben, siehe Kapitel 3. Zusammenfassend kann somit festgehalten werden, dass die vereinfachte Vorgehensweise für das biegedrillknickende Bauteil immer auf der sicheren Seite liegt. Es muss jedoch sichergestellt sein, dass die Zusatzbeanspruchungen an den Übergängen zu angrenzenden Bauteilen auch aufgenommen werden können.

6.2.6 Einfluss der Profilverformung

Eine quantitative Bewertung zum Einfluss der Profilverformung auf die Tragfähigkeit von biegedrillknickgefährdeten I-Profilen erfolgt durch ergänzende Berechnungen mit abgeschalteter Option Querschnittstreue. Dabei werden – wie zuvor angemerkt – ausschließlich Bauteile untersucht, die mindestens der Querschnittsklasse 2 zugeordnet werden können, und bei denen ein vorzeitiges Beulen der einzelnen Querschnittsteile vor Erreichen der Bauteiltragfähigkeit somit ausgeschlossen ist. Ungeachtet dessen wurde in Abschnitt 5.4.2 festgestellt, dass die ideale Verzweigungslast eines Bauteils bei freier Verformbarkeit des Profils zum Teil deutlich geringer ist als bei erzwungener Querschnittstreue. Ursächlich hierfür ist die Biegeverformung des Steges.

Als Resultat der Untersuchungen in 5.4.2 konnte festgehalten werden, dass der Einfluss der Profilverformung bei Querschnitten mit walzträgerähnlichen Abmessungen nur bei sehr kurzen Bauteilen eine nicht zu vernachlässigende Rolle spielt, vgl. Bild 5.29. Dies geht dann mit einer entsprechend geringen Bauteilschlankheit einher. Bei langen Bauteilen überwiegen stets die querschnittstreu Verformungsanteile v_M und ϑ_M . Des Weiteren hängt die Größe der Verzweigungslastabminderung auch vom Belastungszustand des untersuchten Bauteils ab. Bei Trägern, die durch gegengleiche Endmomente beansprucht werden, ist der Effekt wesentlich weniger ausgeprägt als bei Bauteilen mit linear veränderlichem Momentenverlauf.

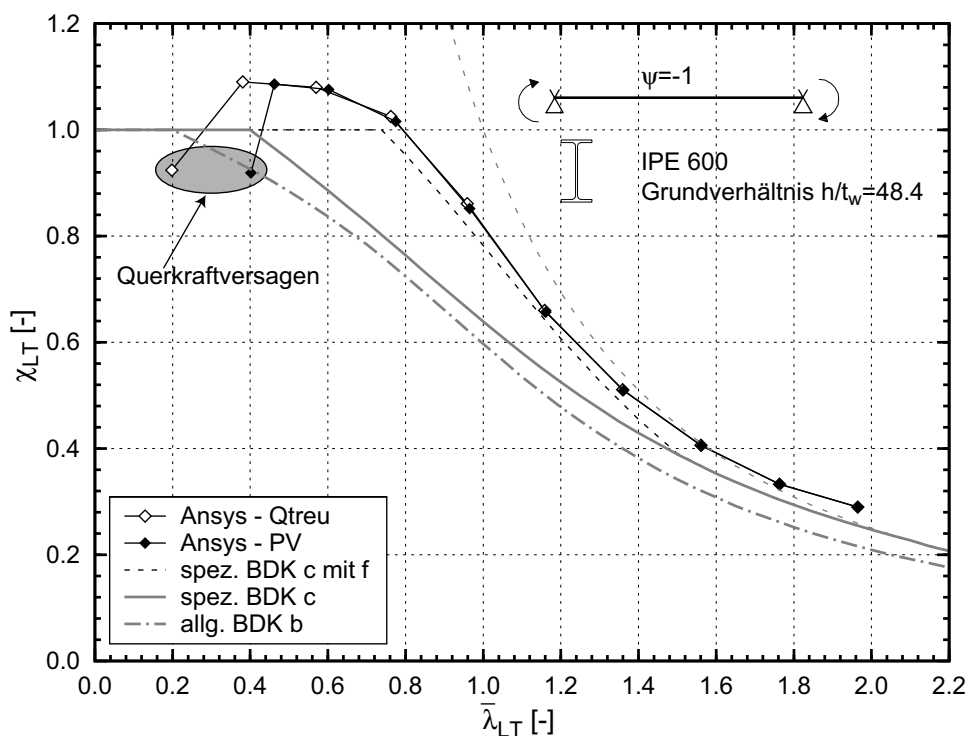


Bild 6.26: Vergleich der Traglasten bei erzwungener Querschnittstreuung und bei Berücksichtigung der Profilverformung mit genormten Abminderungskurven – IPE 600, $\psi = -1$

Die numerischen Berechnungen mit ausgeschalteter Option „Querschnittstreuung“ konnten bestätigen, dass der Einfluss der Profilverformung im Traglastzustand bei Querschnitten mit walzträgerähnlichen Abmessungen vernachlässigbar klein ist. Für die in Bild 6.1 (IPE 360 unter konstantem Moment) und Bild 6.17 (IPE 600 unter linear veränderlicher Momentenbeanspruchung) dargestellten Fälle ergab sich eine maximale Traglastabweichung von -1% gegenüber den Berechnungen mit erzwungener Querschnittstreuung. Für derartige Querschnitte ist der hier gewählte Ansatz, die Profilverformungen zu vernachlässigen, somit gerechtfertigt.

6.2.7 Zusammenfassung

Die Ermittlung der Bauteiltragfähigkeit biegedrillknickgefährdeter I-Profile erfolgt beim vereinfachten Stabilitätsnachweis mit Hilfe von Traglastabminderungskurven, die anhand von numerisch und experimentell bestimmten Ergebnissen festgelegt wurden. Eine Zielsetzung im Rahmen dieser Arbeit befasst sich mit der Frage, ob der vereinfachte Stabilitätsnachweis von gevouteten Bauteilen mit Hilfe der speziellen Biegedrillknickkurven gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] geführt werden kann, und wie die Zuordnung zu den Kurven erfolgen muss. Bevor jedoch eine Erweiterung auf gevoutete Bauteile stattfinden kann, wurden zunächst umfangreiche Finite-Element-Untersuchungen an Bauteilen mit konstantem Querschnitt durchgeführt. Dadurch konnten insbesondere folgende Fragestellungen näher beleuchtet werden:

Für Bauteile mit konstantem Querschnitt unter konstanter Biegemomentenbeanspruchung wurden die numerischen Traglasten mit den Ergebnissen der normativ verankerten Biegedrillknickkurven verglichen. Die speziellen Biegedrillknickkurven gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] liefern im Bereich kleiner Schlankheiten für alle drei untersuchten Bauteile zu hohe Traglasten. Die Anhebung der Plateaulänge auf $\bar{\lambda}_{LT,0}$ auf den Wert 0,4 kann durch die numerischen Berechnungen nicht bestätigt werden, eine Abminderung der Querschnittstragfähigkeit ist bereits ab einer bezogenen Schlankheit von $\bar{\lambda}_{LT} > 0,2$ vorzunehmen.

Im Hinblick auf das Sicherheitsniveau der Bemessungsregeln wurden ausgewählte Fälle im unteren Schlankheitsbereich näher untersucht. Dabei wurde der Tatsache Rechnung getragen, dass der Fall eines beidseitig gabelgelagerten Bauteils mit unter konstanter Momentenbeanspruchung eine akademische Annahme darstellt und in der Realität praktisch nicht auftritt. Durch einen Vergleich von Versuchsergebnissen mit der speziellen Biegedrillknickkurve konnte gezeigt werden, dass die Verwendung der Normkurve zu einer sicheren Ermittlung der Traglast führt, wenn die Ermittlung der bezogenen Bauteilschlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ unter Annahme idealisierter Randbedingungen erfolgt. Des Weiteren konnte die Plateaulänge bei $\bar{\lambda}_{LT} = 0,4$ durch numerische Untersuchungen unter der Berücksichtigung der Materialverfestigung und bei Annahme realistischer Randbedingungen bestätigt werden.

Für gabelgelagerte Bauteile mit konstantem Querschnitt, die durch eine konstante Gleichstreckenlast am Obergurt beansprucht werden, wurden für baupraktische Fälle numerisch ermittelte Traglasten mit den normativ verankerten Biegedrillknickkurven verglichen. Die Verwendung der speziellen Biegedrillknickkurven nach Eurocode 3-1-1 [R8] kann sowohl zu einer Über- als auch zu einer Unterschätzung der numerisch bestimmten Traglast führen. Hier führt die Einstufung

anhand des I_y/I_T -Verhältnisses gemäß [4] offensichtlich zu einer besseren Einschätzung der Traglast.

Zur Bewertung des Sicherheitsniveaus der Bemessungsregeln in Eurocode 3-1-1 [R8] wurden ausgewählte Fälle näher untersucht. Dabei wurde die stabilisierende Wirkung der lasteintragenden flächenhaften Bauteile berücksichtigt. Im Ergebnis konnte festgestellt werden, dass die speziellen Biegedrillknickkurven bei vereinfachter Berechnung der Schlankheit ohne die stabilisierende Wirkung immer ausreichend sicher verlaufen. Eine sehr differenzierte Herangehensweise bei der Ermittlung der idealen Verzweigungsbeanspruchung M_{cr} , die alle positiven Einflüsse berücksichtigt, muss jedoch möglicherweise durch Zuordnung zu den ungünstiger verlaufenden europäischen Knickspannungslinien erkauft werden.

Die Berücksichtigung des Einflusses des Biegemomentenverlaufs auf die Traglast durch einen zusätzlichen Modifikationsfaktor f wurde für unterschiedliche Momentenverläufe untersucht. Für Bauteile unter einer linear veränderlichen Biegemomentenbeanspruchung konnte gezeigt werden, dass die Formulierung des Faktors f in Eurocode 3-1-1 [R8] die numerisch ermittelten Traglasten sehr gut wiedergibt. Für Bauteile unter kombinierter Randmomenten- und Querbeanspruchung wurde eine Begrenzung des Beiwertes k_c , der für die Berechnung von f erforderlich ist, empfohlen. Diese Begrenzung kommt immer dann zum Tragen, wenn große Biegemomente innerhalb der freien Biegedrillknicklänge auftreten.

6.3 Traglasten von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt

6.3.1 Allgemeines

Für den Stabilitätsnachweis von Einzelbauteilen mit veränderlicher Bauhöhe, die in ihrer Hauptebene belastet werden, ist gemäß Eurocode 3-1-1 [R8], Abschnitt 6.3.4, das sogenannte „Allgemeine Verfahren für Knick- und Biegedrillknicknachweise für Bauteile“ anzuwenden, siehe Kapitel 2.4.2.2. Als Eingangswert für den Nachweis dient der Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_{LT}$.

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{\alpha_{ult,k}}{\alpha_{cr,LT}}} \quad (6.10)$$

Anders als bei Bauteilen mit konstantem Querschnitt, hängt der Vergrößerungsfaktor $\alpha_{ult,k}$, mit dem die vorhandenen Bemessungswerte der Belastung multipliziert werden müssen, um gerade die charakteristische Bauteiltragfähigkeit ohne Berücksichtigung von Stabilitätserscheinungen zu erreichen, nicht nur vom Verlauf der äußeren Momente, sondern auch von der über die Länge veränderlichen Querschnittstragfähigkeit ab. Wertet man das Verhältnis zwischen dem äußeren Biegemoment M_{yE} und der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit über

die Bauteillänge aus, so ergibt sich als Minimalwert $\alpha_{ult,k}$. Die zugehörige Stelle wird im Folgenden mit x_{kr} bezeichnet.

$$\alpha_{ult,k} = \frac{M_{RK}(x_{kr})}{M_E(x_{kr})} \quad (6.11)$$

Da diese ausschließlich den Ausnutzungsgrad infolge der äußeren Beanspruchung beschreibt, ist sie nicht notwendigerweise identisch mit der Stelle x_d gemäß 6.2.3, bei deren Bestimmung auch die Zusatzschnittgrößen M_z und M_w am verformten System eingehen. Der Verzweigungslastfaktor $\alpha_{cr,LT}$ ist ein Systemwert und beschreibt das Verhältnis zwischen der vorhandenen Beanspruchung und der idealen Verzweigungslast.

$$\alpha_{cr,LT} = \frac{M_{cr}(x)}{M_E(x)} \quad (6.12)$$

Die maßgebende Biegedrillknickschlankheit kann somit mit

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{M_{RK}(x_{kr})}{M_{cr}(x_{kr})}} \quad (6.13)$$

bestimmt werden. Der Nachweis der Bauteiltragfähigkeit erfolgt dann in bekannter Weise unter Verwendung einer geeigneten Traglastabminderungskurve mit Gleichung (6.14).

$$\frac{M_E(x_{kr})}{\chi \cdot M_{RK}(x_{kr}) / \gamma_{M1}} \leq 1 \quad (6.14)$$

Die folgenden Untersuchungen dienen der Festlegung der Traglastabminderungskurve unter Berücksichtigung unterschiedlicher Belastungsverläufe und Bauteilgeometrien. Ebenso wie bei den Bauteilen mit konstanter Höhe wird bei diesen Traglastberechnungen zunächst von der Modellierungsoption „Querschnittstreue“ Gebrauch gemacht. Dadurch kann der Einfluss der veränderlichen Geometrie im ersten Schritt isoliert von Effekten aus der Profilverformung betrachtet werden. In Abschnitt 6.3.4 erfolgt dann eine Untersuchung zum Einfluss der Profilverformung. Alle Darstellungen in den folgenden Abschnitten basieren auf der soeben vorgestellten Definition von $\bar{\lambda}_{LT}$ und χ .

6.3.2 Geschweißte Voute

6.3.2.1 Allgemeines

Geschweißte Profile mit veränderlicher Querschnittshöhe können auf unterschiedliche Weise hergestellt werden. Grundsätzlich können gevoutete Bauteile

aus Walzprofilen oder aus einzelnen Blechtafeln gefertigt werden. Bei der Verwendung von Walzprofilen wird das Ausgangsprofil mittels eines Trennschnitts in zwei Teile getrennt und anschließend zu einem gevouteten Bauteil verschweißt, wobei gegebenenfalls ein Zusatzblech eingesetzt wird. Die unterschiedlichen Herstellungsverfahren sind in Bild 6.27 in einer Prinzipskizze dargestellt.

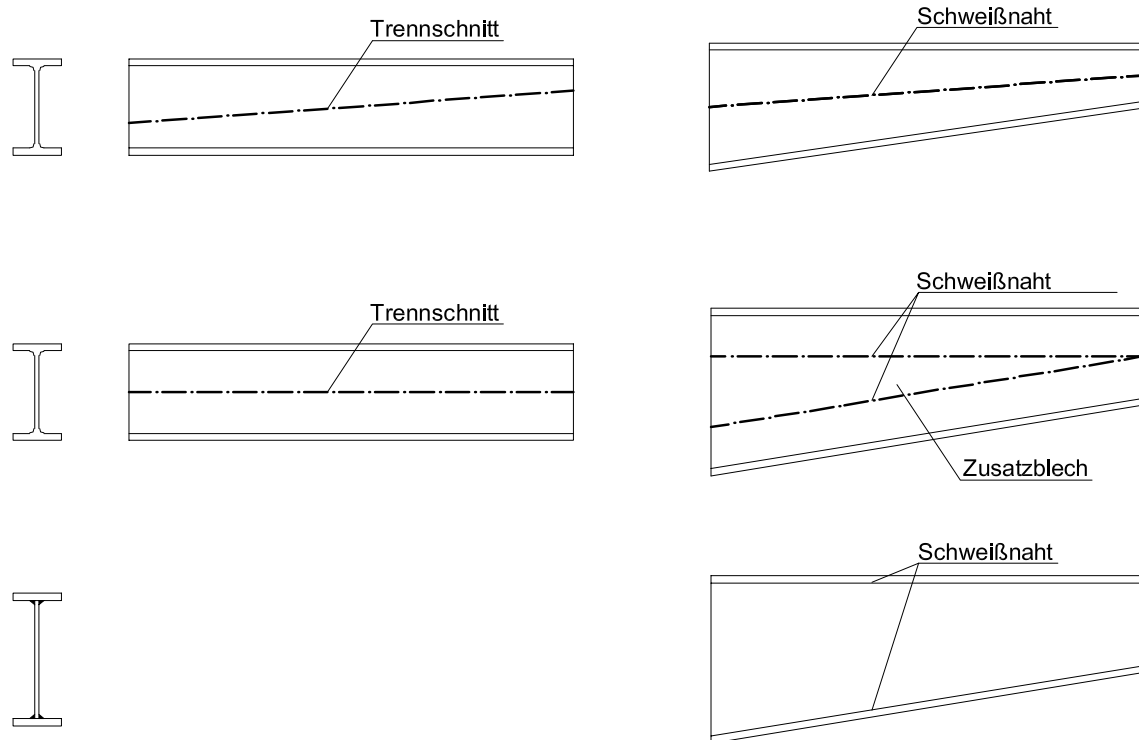


Bild 6.27: Geschweißte Profile mit veränderlicher Querschnittshöhe – Prinzipskizzen der Herstellungsverfahren

Das Herstellungsverfahren beeinflusst zum einen die Größe und Verteilung der Eigenspannungen im Profil und zum anderen die Proportionen des resultierenden Bauteils. Liegt bei der Verwendung von Walzprofilen die Schweißnaht im Steg, kann davon ausgegangen werden, dass die Eigenspannungsverteilung im Bereich der Gurte, die für die Biegedrillknicktragfähigkeit von Bedeutung ist, derjenigen des Ausgangsprofils entspricht. Bei der aus einzelnen Blechtafeln bestehenden Ausführung ist hingegen eine Eigenspannungsverteilung zu erwarten, wie sie für geschweißte I-Profile typisch ist. Die Proportionen der gevouteten Bauteile sind bei der aus drei Blechen bestehenden Ausführung und bei der Verwendung von Walzprofilen mit Zusatzblech im Steg prinzipiell frei wählbar. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Geometrievariationen so eingeschränkt, dass der Querschnitt am Voutenende mit der geringeren Höhe dem zu Grunde gelegten Ausgangsprofil entspricht. Variiert wurde nur das Voutenverhältnis k_v , wobei jedoch die maximale Steghöhe durch die Zuordnung zu der Querschnittsklasse 2 nach oben hin

begrenzt wurde. Bei der Variante, bei der ein Walzprofil schräg aufgetrennt wird, entspricht der Querschnitt in Voutenmitte dem Ausgangsprofil.

6.3.2.2 Bauteile mit linear veränderlicher Höhe

I-Profile mit linear veränderlicher Höhe kommen zum Beispiel als Stützen von Rahmenkonstruktionen zum Einsatz. Bei Rahmenriegeln werden Vouten in der Regel nur in Teilbereichen angeordnet. Für den Fall, dass an den Voutenenden diskrete Verdrehbehinderungen angeordnet sind, darf bei ausreichender Steifigkeit derselben der Nachweis am herausgelösten, als gabelgelagert idealisierten Einzelstab geführt werden. Bei beiden Einsatzgebieten wird der Verlauf der äußeren Biegemomente M_{yE} im betrachteten Bauteil durch Randmomente, die an den Bauteilenden eingeleitet werden, beherrscht. Querlasten spielen demgegenüber eine untergeordnete Rolle.

Analog zu Abschnitt 6.2 erfolgt die Festlegung der gewählten Traglastabminderungskurve für den Fall, dass die Ausnutzung der Querschnittstragfähigkeit infolge der äußeren Lasten über die Bauteillänge annähernd konstant ist. Bei Annahme eines linearen Verlaufs von M_{yE} entspricht dies einem Momentenverhältnis $\Psi = M_{pl,y,min} / M_{pl,y,max}$.

Für die Parameterstudien wurden vier repräsentative Ausgangsprofile aus den Profilvereihen IPE und HEA ausgewählt, die im allgemeinen Hochbau häufig für Rahmenkonstruktionen verwendet werden. Durch Berücksichtigung der zuvor beschriebenen Herstellungsverfahren ergeben sich unterschiedliche Imperfektionsansätze in Abhängigkeit vom h/b-Verhältnis des Grundprofils und von der Lage der Schweißnaht. Diese sind in Tabelle 6.6 zusammengefasst.

Tabelle 6.6: Ausgewählte Querschnitte für die Traglastuntersuchung von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt und zugehörige Ersatzimperfektionen für die zweiflanschige Ausführung

Profil	Grundprofil h/b [-]	Imperfektionsansatz	
		$e_0 = \frac{M_{zR}}{N_R} \cdot \alpha \cdot (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0)$ gewalzt	geschweißt
IPE 360	2,12	$\alpha = 0,34$	$\alpha = 0,49$
IPE 600	2,73	$\alpha = 0,34$	$\alpha = 0,49$
HEA 360	1,17	$\alpha = 0,49$	$\alpha = 0,49$
HEA 400	1,30	$\alpha = 0,34$	$\alpha = 0,49$

Der bezogene Geometrieparameter k_v , der das Verhältnis zwischen maximaler und minimaler Profilhöhe beschreibt, wurde zwischen 1,5 und 2 variiert. Bei dem Grundprofil IPE 600 wurde k_v zur Erfüllung der Anforderungen der Quer-

schnittsklasse 2 auf 1,75 nach oben hin begrenzt. Es wurden Bauteile mit einer bezogenen Biegedrillknickschlankheit zwischen $\bar{\lambda}_{LT} = 0,4$ und $\bar{\lambda}_{LT} = 2,0$ untersucht.

Im Ergebnis kann festgestellt werden, dass sich unabhängig vom Voutenverhältnis k_v für die untersuchten Bauteile bei gleichem Grundprofil nahezu identische Werte für die bezogene Tragfähigkeit χ ergeben. Die Traglastberechnungen an den gevouteten Bauteilen, bei denen die Profilhöhe in Trägermitte der Höhe des Ausgangsprofils entspricht, zeigten aufgrund ihrer insgesamt gedrungeneren Proportion geringfügig höhere bezogene Traglasten als die Referenzuntersuchungen an Bauteilen, bei denen die minimale Profilhöhe dem Ausgangsquerschnitt entspricht.

In Bild 6.28 sind die numerisch ermittelten Traglasten für den Fall, dass die minimale Bauteilhöhe der Höhe des Ausgangsprofils entspricht, beispielhaft für das Voutenverhältnis $k_v = 1,75$ dargestellt. Den Ergebnissen liegt der Imperfektionsansatz für gewalzte Profile zu Grunde, siehe Tabelle 6.6.

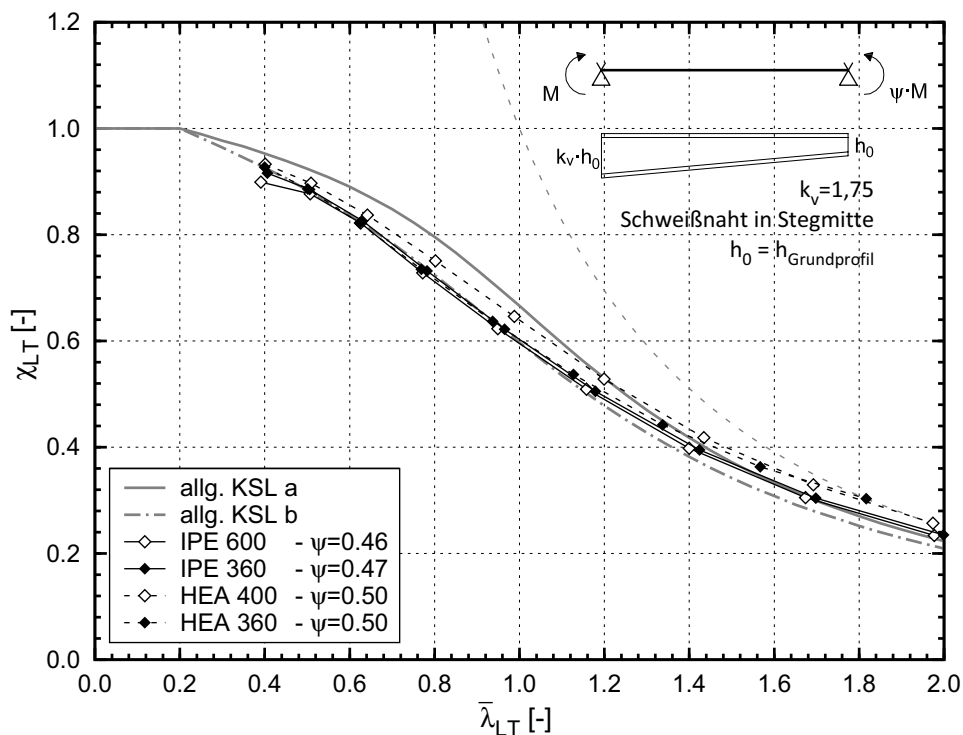


Bild 6.28: Numerisch ermittelte Traglasten im Vergleich zu genormten Traglastabminderungskurven bei annähernd konstanter Querschnittsausnutzung – „gewalzte Ausführung“

Die größten bezogenen Traglasten ergeben sich für das Grundprofil HEA 400. Der Grund hierfür liegt in dem geringen h/b -Verhältnis des Grundquerschnitts. Im Vergleich zu den Bauteilen mit konstantem Querschnitt fällt jedoch der Unterschied zwischen den Ergebnissen für das gedrungene HEA-400-Profil und

denjenigen für die Profile mit $h/b > 2$ deutlich geringer aus. Bei den Bauteilen mit dem Ausgangsprofil HEA 360 mit einem h/b -Verhältnis $< 1,2$ war aufgrund der zu erwartenden größeren Eigenspannungen ein vergrößerter Vorverformungsansatz zu wählen. Durch das günstigere Biegedrillknickverhalten infolge der gedrungenen Querschnittsproportion konnte dieser Nachteil jedoch aufgewogen werden, so dass der Kurvenverlauf der bezogenen Traglast nahezu identisch mit den restlichen Ergebnissen ist.

Bei der Auswertung der Ergebnisse der Traglaststudien unter Verwendung des Imperfektionsansatzes für geschweißte Profile (Bild 6.29) ergeben sich prinzipiell ähnliche Kurvenverläufe. Auch hier hat das Voutenverhältnis k_v zwar einen Einfluss auf die absolute Traglast, nicht aber auf den bezogenen Wert χ .

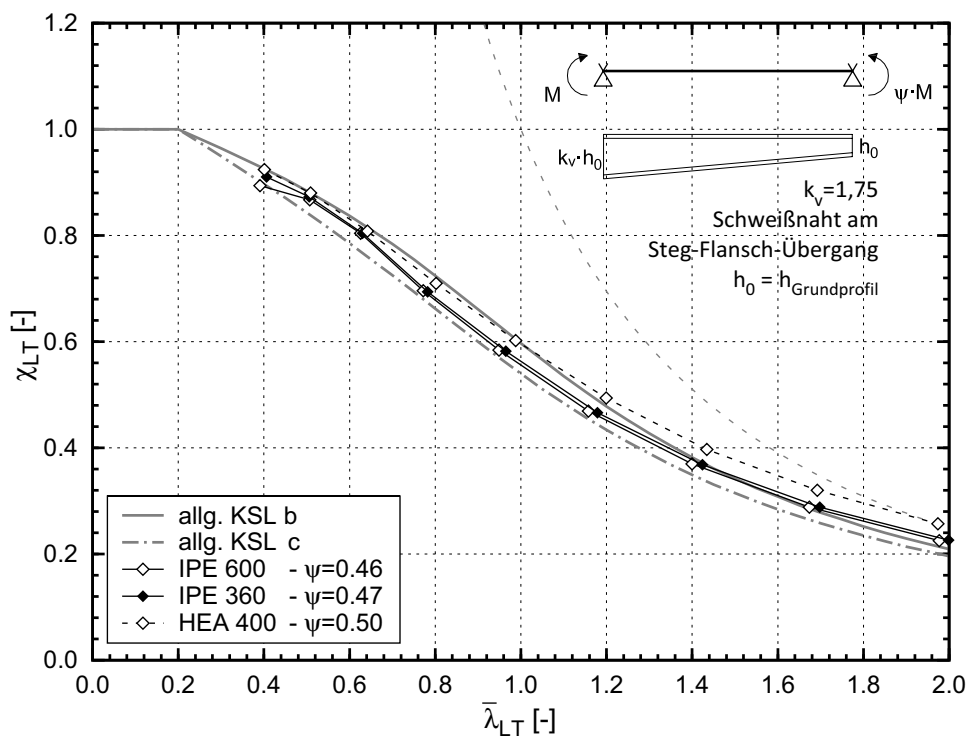


Bild 6.29: Numerisch ermittelte Traglasten im Vergleich zu genormten Traglastabminderungskurven bei annähernd konstanter Querschnittsausnutzung – „geschweißte Ausführung“

Offensichtlich geben die europäischen Knickspannungslinien die numerischen Ergebnisse für alle untersuchten Fälle sehr gut wieder. Dabei können die Bauteile, die aus gewalzten I-Profilen bestehen, der Linie b und die geschweißten Voutenträger der Linie c zugeordnet werden. Diese Beobachtung ist konform mit den Regelungen des Eurocode 3-1-1 [R8], die für das Biegedrillknicken im Regelfall die Verwendung der europäischen Knickspannungslinien vorsehen. Der Verlauf der speziellen Biegedrillknickkurven nach Eurocode 3-1-1 [R8] für gewalzte oder gleichartige geschweißte Querschnitte kann durch die numerischen Traglastunter-

suchungen nicht bestätigt werden. Diese liefern im gesamten Schlankheitsbereich zu hohe rechnerische Traglasten. Insbesondere die Anhebung der Plateaulänge $\bar{\lambda}_{LT,0}$ auf den Wert 0,4 kann durch die numerischen Berechnungen nicht bestätigt werden.

Nun könnte man anmerken, dass in Abschnitt 6.2.1 auch bei den Bauteilen mit konstantem Querschnitt unter konstanter Biegemomentenbeanspruchung Abweichungen gegenüber den speziellen Biegedrillknickkurven zugelassen wurden. Anders als bei Bauteilen mit konstanter Höhe ist jedoch bei gevouteten Bauteilen die Wahrscheinlichkeit eines über die Länge konstanten Ausnutzungsgrades größer, da die Anpassung der Materialverteilung an den Beanspruchungsverlauf dem Entwurfsziel entspricht.

Eine weitere Argumentation, die in der einschlägigen Literatur häufig für die Legitimierung von Traglastabminderungskurven, deren Ergebnisse durch numerische Analysen nicht vollumfänglich bestätigt werden können, herangezogen wird, besteht darin, dass davon ausgegangen wird, dass der Eingangswert, d.h. der bezogene Schlankheitsgrad, in einer Handrechnung zu konservativ berechnet wird. Im vorliegenden Fall stellt jedoch die Berechnung von $\bar{\lambda}_{LT}$ mit den in Kapitel 2.4.1.2 vorgestellten Bemessungshilfen eine sehr gute Näherung für die numerisch bestimmte Schlankheit dar. Eine Zuordnung zu einer günstigeren Kurve, die durch eine zu sichere Annahme der Schlankheit wettgemacht wird, scheidet somit ebenfalls aus.

Es wird daher vorgeschlagen, als Biegedrillknicklinien für gevoutete Bauteile mit zwei Flanschen die europäischen Knickspannungslinien zu verwenden, wobei für Bauteile, die aus gewalzten I-Profilen bestehen (Schweißnaht in Stegmitte), die Linie b und für geschweißte Bauteile (Schweißnaht am Übergang Flansch/Steg) die Linie c verwendet werden sollte.

Wie auch bei Bauteilen mit konstantem Querschnitt ist bei gevouteten Bauteilen ein signifikanter Einfluss des Biegemomentenverlaufs auf die Bauteiltragfähigkeit festzustellen. Dies wird in Bild 6.30 anhand einer beispielhaften Auswertung für unterschiedliche Momentenverläufe verdeutlicht.

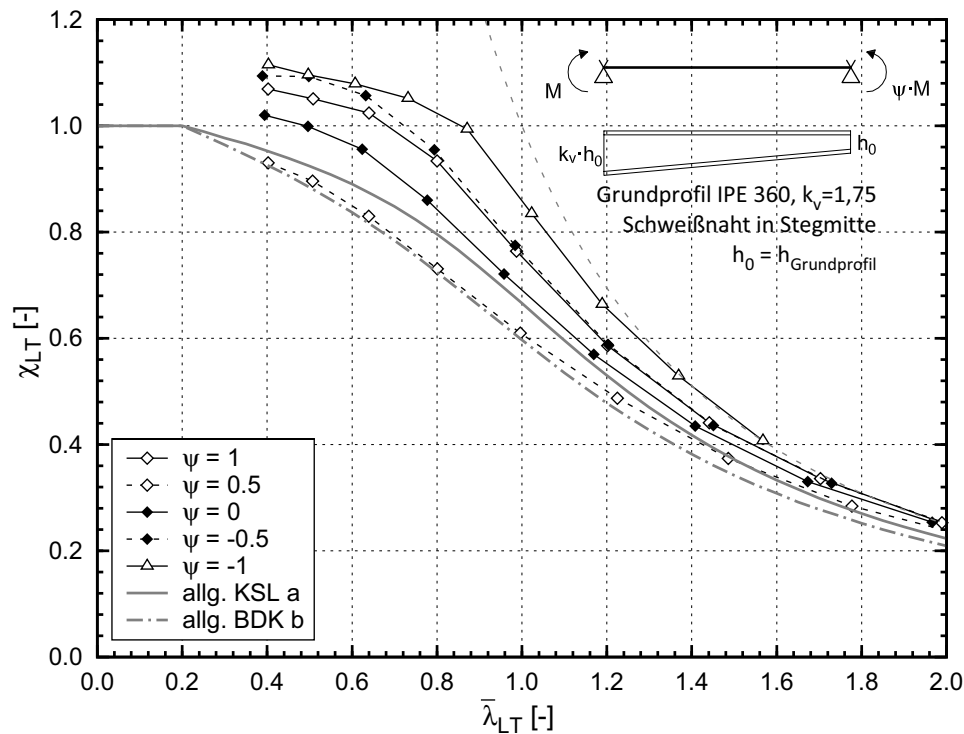


Bild 6.30: Numerisch ermittelte Traglasten im Vergleich zu genormten Traglastabminderungskurven am Beispiel eines IPE 360-Profiles mit $k_v = 1,75$

Im Folgenden wird untersucht, ob dieser Einfluss analog zu dem Nachweisformat für „gewalzte und gleichartig geschweißte Querschnitte“ nach Eurocode 3-1-1 [R8] durch einen zusätzlichen Modifikationsfaktor berücksichtigt werden kann. Die Möglichkeit, den Modifikationsfaktor f auch in Kombination mit den „allgemeinen“ Biegedrillknicklinien zu verwenden, entspricht dem ursprünglichen Normenvorschlag des „Technical Committee 8 – Structural Stability“ der ECCS und wurde nicht in die endgültige Version des EC 3-1-1 übernommen, siehe [7]. Das Nationale Anwendungsdokument (NAD) zu EC 3-1-1 [R12] lässt die Modifikation der Biegedrillknickkurven für den „allgemeinen Fall“ hingegen zu.

In Abschnitt 6.2 konnte gezeigt werden, dass die vorhandenen Bestimmungsgleichungen für den Modifikationsfaktor f für Bauteile mit konstantem Querschnitt prinzipiell gut geeignet sind, um die traglaststeigernden Einflüsse aus dem veränderlichen Momentenverlauf abzubilden. Es liegt daher nahe, eine ähnliche, gegebenenfalls leicht angepasste Formulierung auch für Bauteile mit veränderlichem Querschnitt zu verwenden.

Aus der mechanischen Betrachtung des Stabilitätsproblems Biegedrillknicken wird deutlich, dass der Verlauf der Querschnittsausnutzung über die Bauteillänge infolge des äußeren Momentenverlaufs M_{yE} maßgebend für die Bauteiltragfähigkeit ist. Dies gilt sowohl für Bauteile mit konstantem Querschnitt als auch für

gevoutete Profile. Bei Bauteilen mit konstantem Querschnitt sind der Verlauf der äußeren Momente und der Verlauf der Querschnittsausnutzung identisch, bei Bauteilen mit über die Länge veränderlichem Querschnitt ist dies nicht der Fall. Bild 6.31 verdeutlicht dies anhand eines Beispiels.

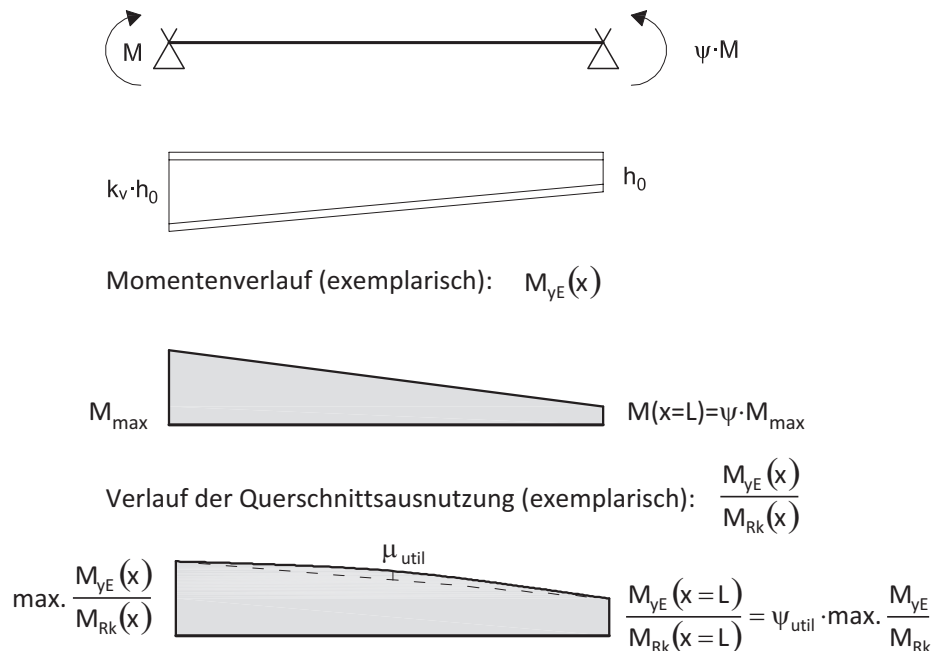


Bild 6.31: Verlauf der äußeren Momente und der Querschnittsausnutzung – Beispiel

Es wird vorgeschlagen, den Faktor f analog zur Vorgehensweise bei Bauteilen mit konstanter Höhe unter Verwendung des Korrekturwertes k_c zu bestimmen. Dabei ist jedoch bei der Ermittlung von k_c nicht der Verlauf des äußeren Biegemomentes M_{yE} , sondern der Verlauf der Querschnittsausnutzung infolge desselben zu Grunde zu legen. Der Korrekturwert k_c kann in Abhängigkeit der Hilfwerte ψ_{util} und μ_{util} , die den Ausnutzungsverlauf charakterisieren, entweder nach Tabelle 6.6 in [R8] ermittelt werden oder – für darüber hinaus gehende Fälle – den Tabellen in [7] entnommen werden.

Bei der Betrachtung von Bild 6.32 fällt auf, dass die Unterschiede zwischen der numerisch ermittelten Traglast und den rechnerischen Werten bei Verwendung der Knickspannungslinie b weniger stark von der Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ abhängen, als dies bei Bauteilen mit konstanter Höhe der Fall war. In Bild 6.16 konnte bestätigt werden, dass sich der maximale Unterschied für gleichförmige Bauteile bei einer Schlankheit von $\bar{\lambda}_{LT} = 0,8$ ergibt. Dies korrespondiert zu der Bestimmungsgleichung (6.4) für f . Für die gevouteten Bauteile wird vorgeschlagen, schlankheitsunabhängig den Minimalwert für f gemäß Gleichung (6.6) zu verwenden. Die Qualität dieses Bemessungsvorschlags wird in Bild 6.33 anhand eines Vergleichs mit den numerisch ermittelten Traglasten verdeutlicht.

6.3 Traglasten von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt

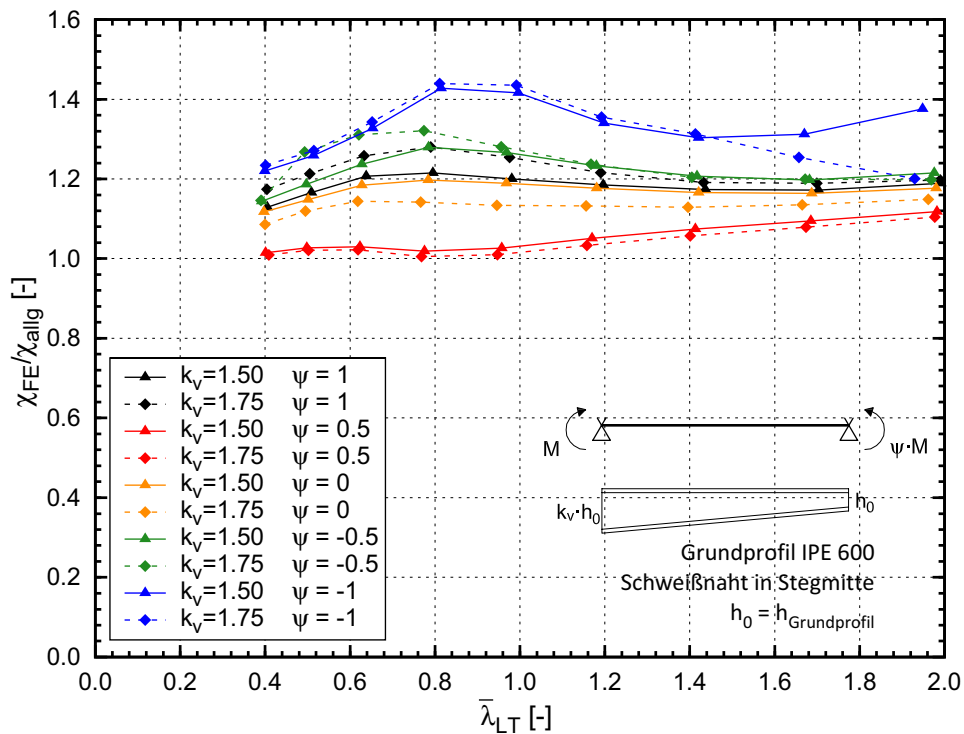


Bild 6.32: Numerisch ermittelte Traglasten im Vergleich mit rechnerischen Ergebnissen bei Verwendung der allgemeinen Biegedrillknickkurve (hier KSL b) ohne Berücksichtigung des Modifikationsfaktors f

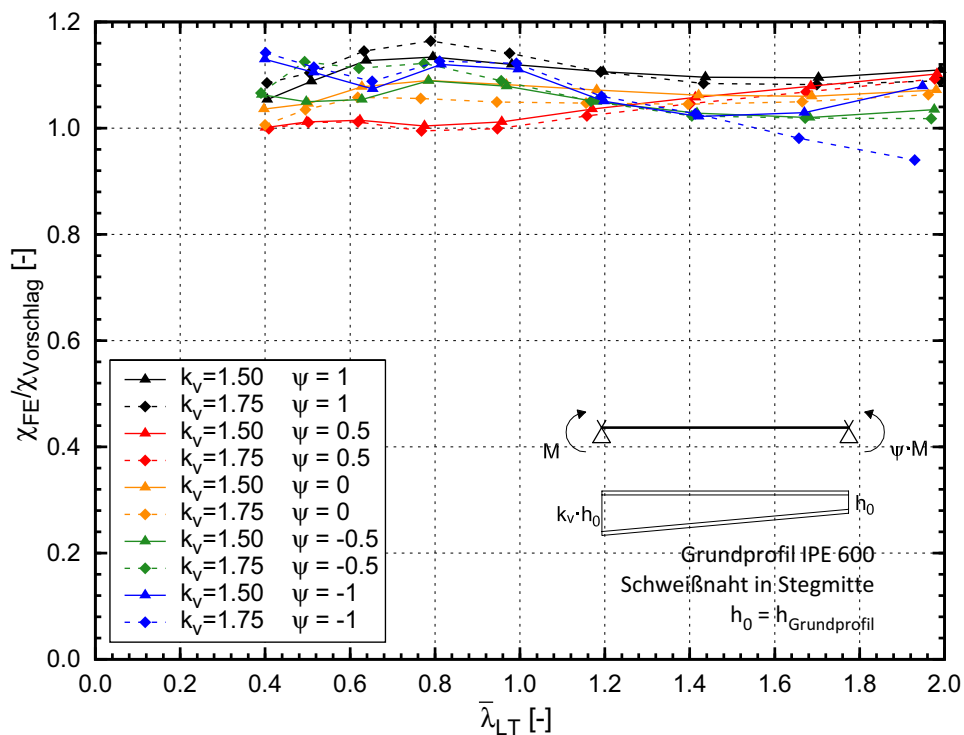


Bild 6.33: Numerisch ermittelte Traglasten im Vergleich mit rechnerischen Ergebnissen bei Verwendung der allgemeinen Biegedrillknickkurve (hier KSL b) und Berücksichtigung des Modifikationsfaktors f

Schließlich werden in Bild 6.34 nochmals die numerisch ermittelten Traglasten für den schon in Bild 6.30 dargestellten Fall betrachtet, wobei nun die mittels des Faktors f modifizierten Traglastabminderungskurven abgebildet sind. Tabelle 6.7 verdeutlicht die gute Qualität des Bemessungsvorschlags durch Vergleich der rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten mit den numerisch ermittelten Werten auf der Datenbasis aller 360 durchgeführter Traglastanalysen.

Tabelle 6.7: Vergleich der numerisch berechneten Traglasten mit den rechnerischen Werten bei Verwendung des Bemessungsvorschlags

$\frac{\chi_{FE}}{\chi_{calc}}$	Allgemeine Knickspannungslinie b	Modifizierte Knickspannungslinie b
Minimum	1,01	0,94
Maximum	1,52	1,25
Mittelwert	1,21	1,09
Standardabweichung	0,12	0,04

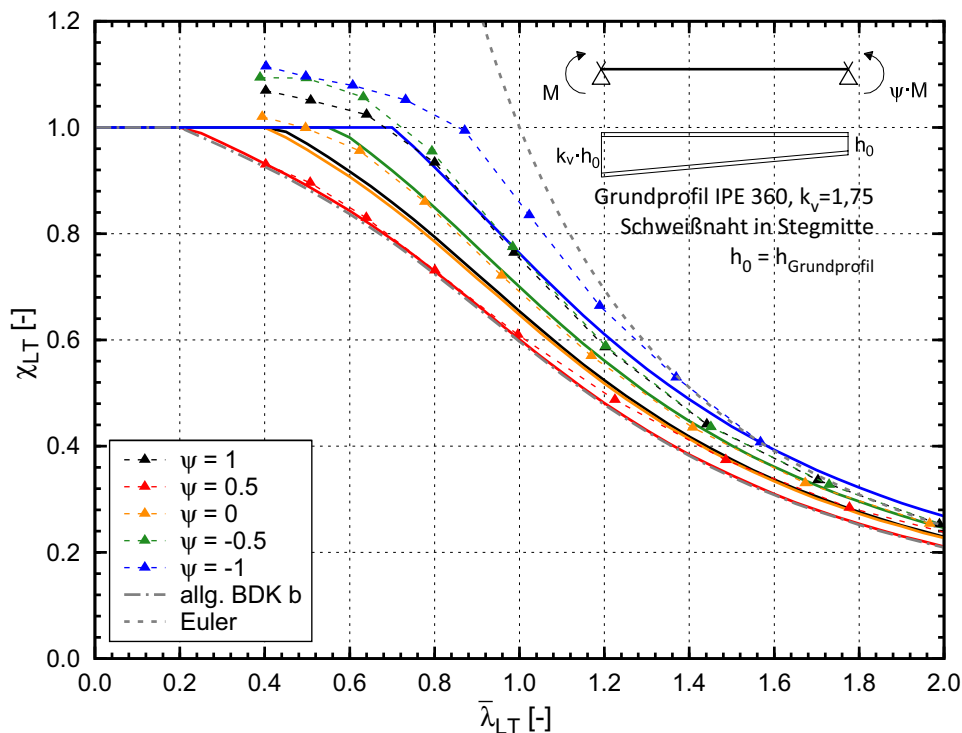


Bild 6.34: Numerisch ermittelte Traglasten im Vergleich zu den modifizierten Traglastabminderungskurven am Beispiel eines IPE 360-Profiles mit $k_v = 1,75$

Ein wesentlicher Vorteil des hier vorgestellten Bemessungsvorschlags liegt darin, dass dieser modular aufgebaut ist. Das bedeutet, dass die Verwendung der vorgeschlagenen Traglastabminderungskurve nicht an die Art der Berechnung des Eingangswertes $\bar{\lambda}_{LT}$ gekoppelt ist. Letzterer kann entweder mit den hier vorgestellten Bemessungshilfen oder auch mit einem geeigneten Finite-Element-Programm – z.B. dem frei verfügbaren LTBeam [S2] – ermittelt werden.

Schließlich soll nun noch untersucht werden, ob die Verwendung der speziellen Biegedrillknickkurven nach [R8] für Bauteile mit linear veränderlicher Bauhöhe unter Berücksichtigung gewisser Berechnungsregeln zugelassen werden kann. Hierzu wird die bezogene Biegedrillknickschlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ nach Gleichung (6.13) unter Zugrundelegung folgender Annahmen berechnet. Für die Bestimmung des Faktors $\alpha_{ult,k}$ nach Gleichung (6.11) wird der über die Bauteillänge veränderliche Querschnittswiderstand berücksichtigt. Der Vergrößerungsfaktor $\alpha_{cr,LT}$ wird hingegen unter Annahme eines Bauteils mit konstanter Höhe, die der kleinsten Höhe des gevouteten Bauteils entspricht, ermittelt. Somit kann das ideale Biegedrillknickmoment M_{cr} an der Stelle x_{kr} nach Gleichung (6.12) bestimmt werden.

In Bild 6.35 und Bild 6.36 sind die numerisch ermittelten Traglasten den Werten, die sich bei Verwendung der Traglastabminderungskurven ergeben, gegenübergestellt. Bild 6.35 verdeutlicht dabei die gute Qualität des Bemessungsvorschlags, bei dem zunächst α_{cr} unter Berücksichtigung der Voutengeometrie ermittelt wird, und anschließend die bezogene Traglast mit Hilfe der „allgemeinen“ Knickspannungslinie b berechnet wird.

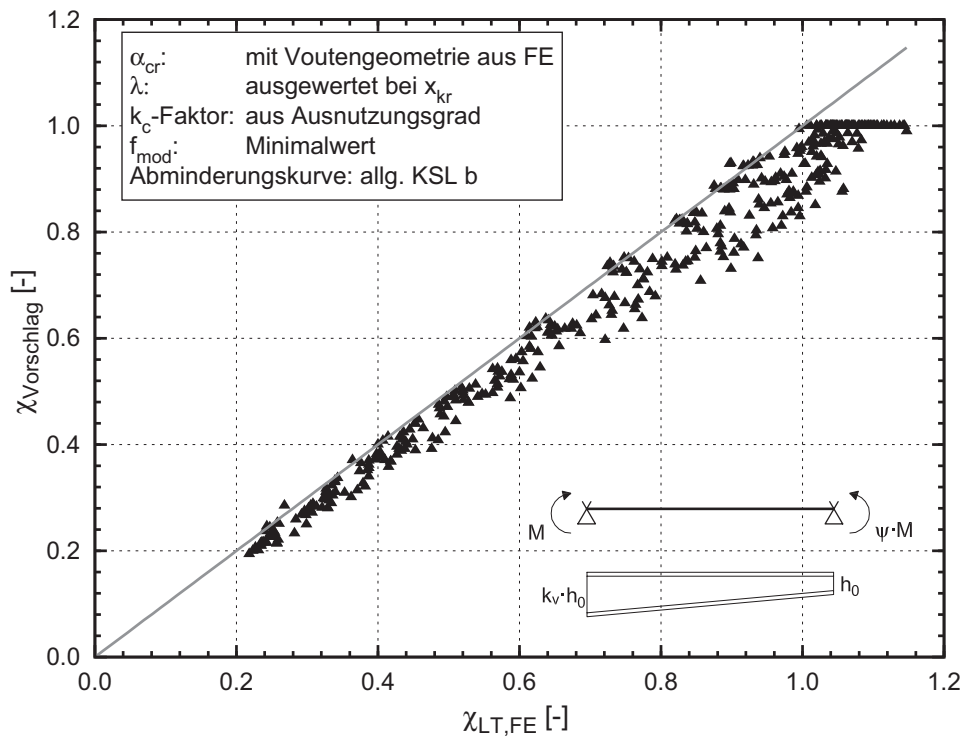


Bild 6.35: Bemessungsvorschlag im Vergleich zu den numerisch ermittelten Traglasten – α_{cr} mit Voutengeometrie, allg. Knickspannungslinie

In Bild 6.36 erfolgt die Bewertung der alternativen Berechnungsmethode, bei der α_{cr} für ein Bauteil konstanter Höhe mit den Querschnittswerten des Grundprofils bestimmt wird, und die Traglast mit den „speziellen“ Biegedrillknickkurven nach Eurocode 3-1-1 [R8] ermittelt wird. Im Ergebnis kann festgestellt werden, dass beide Bemessungsvorschläge zu ähnlichen Traglasten führen. Dies gelingt dadurch, dass bei beiden Vorschlägen sowohl die bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ als auch die bezogene Bauteiltragfähigkeit auf die Stelle x_{kr} bezogen werden. Dieses Vorgehen ist dem sogenannten „Allgemeinen Verfahren“ nach Eurocode 3-1-1, [R8], Abschnitt 6.3.4, geschuldet, welches gegenüber älteren Formulierungen – z.B. in [R4] – konkrete und allgemeingültige Angaben bezüglich der Erfassung von veränderlichen Querschnitten beim Stabilitätsnachweis bereitstellt. In Bild 6.36 ist die Streuung der Ergebnisse etwas größer, außerdem werden zum Teil geringfügig kleinere Traglasten ermittelt. Der größte Nachteil der letztgenannten Berechnungsmethode besteht darin, dass sie an konkrete Vorgaben bezüglich der Berechnung von $\bar{\lambda}_{LT}$ gebunden ist.

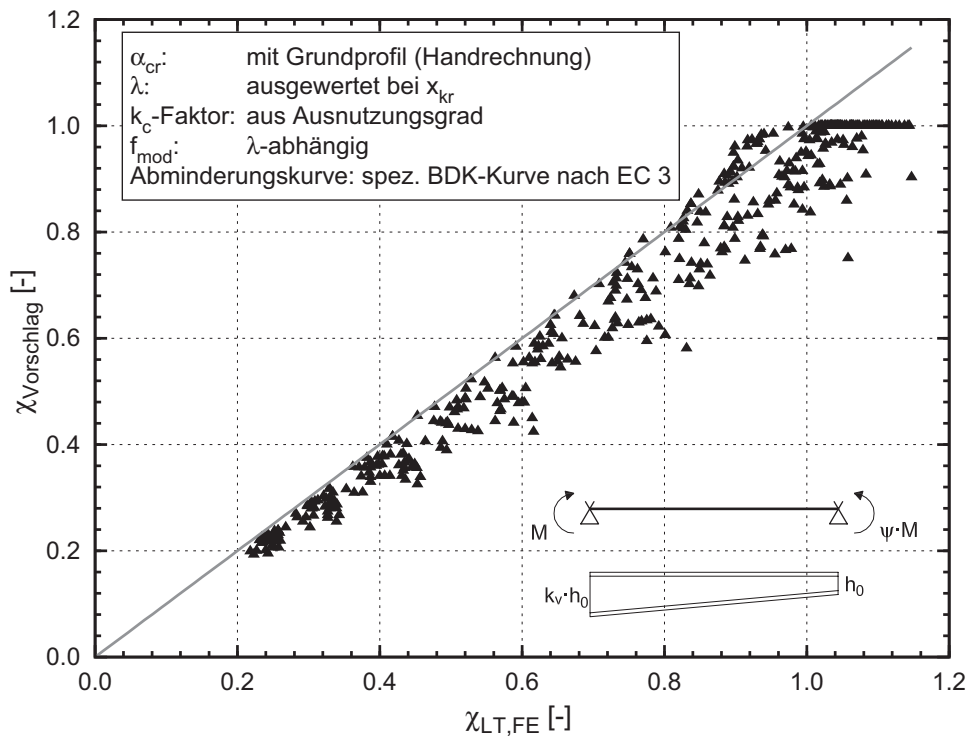


Bild 6.36: Bemessungsvorschlag im Vergleich zu den numerisch ermittelten Traglasten – α_{cr} mit Grundprofil, spezielle Biegedrillknickkurve

6.3.2.3 Einzelstab mit gevoutetem und konstantem Bereich

Bauteile, die gemäß Bild 5.1 aus einem gevoutetem Abschnitt und einem Bereich mit konstanter Höhe bestehen, treten in Tragstrukturen nie als Einzelstäbe, sondern stets als Teil eines Gesamtbauteils auf. Dies ist zum Beispiel der Fall, wenn bei Rahmenriegeln in Teilbereichen Vouten angeordnet sind, und diskrete Verdrehbehinderungen mit ausreichender Steifigkeit vorhanden sind, so dass der Nachweis am herausgelösten, als gabelgelagert idealisierten Einzelstab geführt werden darf, sich diese aber nicht am Voutenende befinden. Der Verlauf der äußeren Biegemomente M_{yE} in den Bauteilabschnitten wird auch hier durch die Randmomente, die an den Bauteilenden eingeleitet werden, beherrscht. Querlasten spielen demgegenüber eine untergeordnete Rolle. Durch die Geometrie der Einzelstäbe kann eine konstante Querschnittsausnutzung über die Bauteillänge nie auftreten, siehe Bild 6.37. Der Verlauf der Querschnittsausnutzung mit einem „Knick“ am Ende der Voute entspricht näherungsweise dem Momentenverlauf eines Bauteils, das durch Randmomente und eine Einzellast beansprucht wird.

Geht man analog zu Abschnitt 6.3.2.2 vor, so ist der Faktor f wiederum anhand des Verlaufs der Querschnittsausnutzung zu berechnen. Auch für Bauteile, die durch Randmomente und eine Einzellast beansprucht werden, liegen in [7] Tabellen zur Bestimmung von k_c in Abhängigkeit der Parameter ψ_{util} und μ_{util} vor. Dabei wird jedoch stets davon ausgegangen, dass die Einzellast in Feldmitte angreift.

Der „Knick“ im Beanspruchungsverlauf befindet sich demgegenüber immer am Voutenende. Für die numerische Traglastuntersuchung wurden Bauteile mit einer bezogenen Voutenlänge zwischen $k_L = 0,25$ und $k_L = 0,75$ untersucht. Alle weiteren Parameter wurden analog zu Abschnitt 6.3.2.2 gewählt.

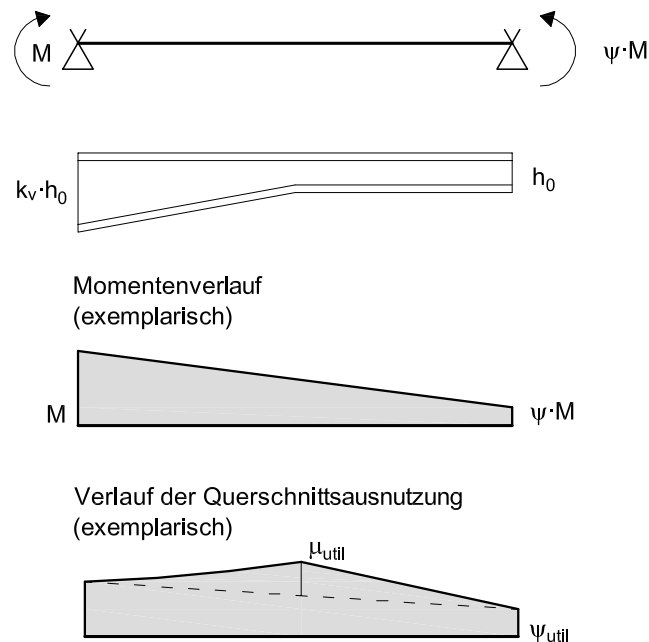


Bild 6.37: Verlauf der äußeren Momente und der Querschnittsausnutzung – Beispiel

Aufgrund der Tatsache, dass eine konstante Querschnittsausnutzung über die Bauteillänge nie auftreten kann, ist es bei der untersuchten Geometrie nicht möglich, zunächst eine Traglastabminderungskurve für den „Basisfall“ festzulegen, und im Anschluss eine mögliche Modifikation dieser Kurve zu bewerten. Im Folgenden wird schwerpunktmäßig untersucht, ob die vorhandenen Traglastabminderungskurven für gewalzte und gleichartige geschweißte I-Profile gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] das Biegedrillknickverhalten von Einzelstäben, die aus einem gevouteten Bereich und einem Bereich mit konstanter Höhe bestehen, ausreichend sicher abbilden können. In Bild 6.38 und Bild 6.39 werden zunächst die rechnerischen Bauteiltragfähigkeiten den numerisch ermittelten Werten gegenübergestellt, wobei als Eingangswert für die Berechnung von χ_{calc} die Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ dient, die mit Hilfe des Programms Ansys [S1] unter Verwendung des in Abschnitt 4.3.1.1 beschriebenen Modells ermittelt wurde. Dabei wird, wie in Abschnitt 5.2.2 beschrieben und anhand von Bild 5.3 verdeutlicht, die Wölb- und Verdrehbehinderung infolge des Knicks im Untergurt berücksichtigt, was zu einer verminderten Bauteilschlankheit führt.

6.3 Traglasten von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt

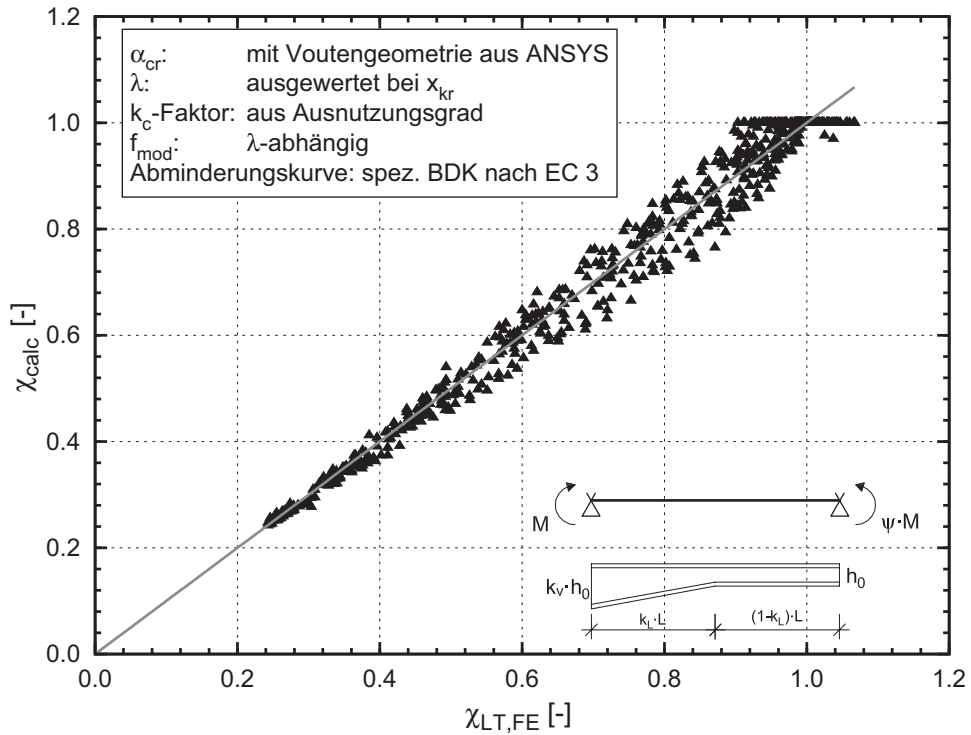


Bild 6.38: Vergleich der Biegedrillknickkurven für gewalzte und gleichartige geschweißte I-Profile mit den numerisch ermittelten Traglasten – Eingangswert $\bar{\lambda}_{LT,ANSYS}$

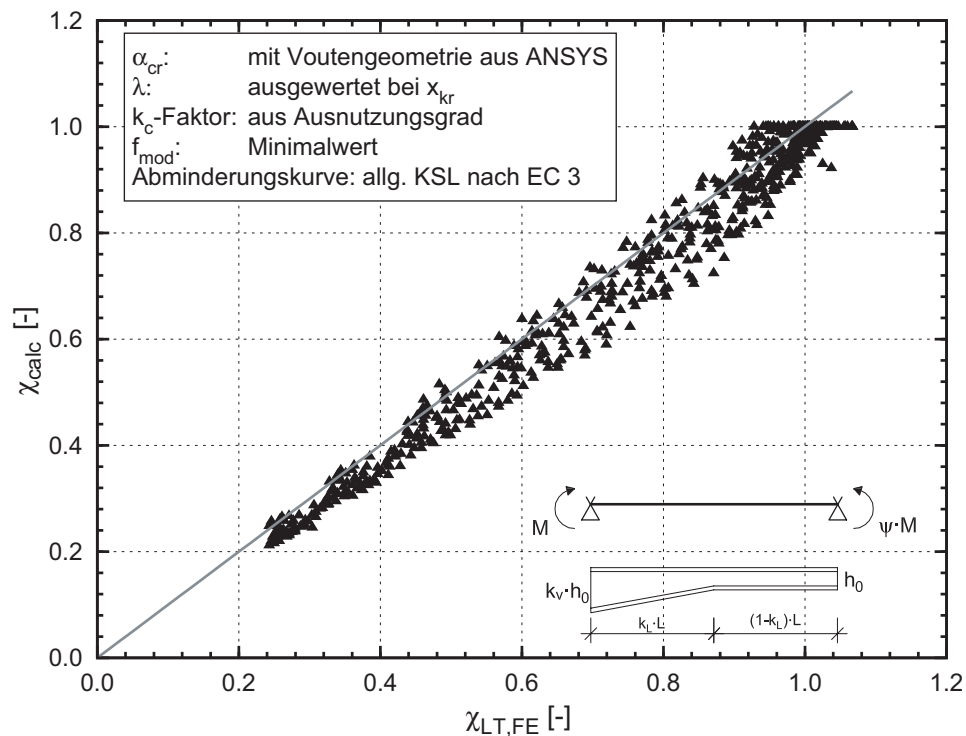


Bild 6.39: Vergleich der allgemeinen Knickspannungslinien für Biegedrillknicken mit den numerisch ermittelten Traglasten – Eingangswert $\bar{\lambda}_{LT,ANSYS}$

Den rechnerischen Traglasten in Bild 6.38 liegen die speziellen Biegedrillknickkurven gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] zu Grunde. Die Zuordnung zu den Kurven erfolgt anhand des h/b -Verhältnisses des Grundprofils. Der Modifikationsfaktor f wurde mit Gleichung (2.22) berechnet. Es ergeben sich Traglasten, die gegenüber den numerisch bestimmten Werten zum Teil auf der sicheren, zum Teil jedoch auf der unsicheren Seite liegen. Des Weiteren fällt auf, dass die Streuung der Ergebnisse sehr gering ausfällt. Insgesamt ist festzuhalten, dass die Berechnung der Schlankheit unter Berücksichtigung der günstigen Wirkung des „Knicks“ im Untergurt nur mit Hilfe eines aufwändig generierten FE-Modells mit Schalenelementen möglich ist. Dieser Weg stellt in der praktischen Bemessung nicht den Regelfall dar. Wird er jedoch eingeschlagen, so wird empfohlen, die rechnerische Traglast mit Hilfe der „allgemeinen“ Knickspannungslinien zu berechnen. Die rechnerischen Traglasten für diesen Fall sind in Bild 6.39 dargestellt.

Bei Berechnung von $\bar{\lambda}_{LT}$ mit Hilfe der in Abschnitt 5.2.1 vorgestellten Bemessungshilfen oder mittels eines Finite-Element-Programms, das auf der Balkentheorie basiert, können die speziellen Biegedrillknickkurven nach Eurocode 3-1-1 [R8] ohne Bedenken verwendet werden, wie Bild 6.40 verdeutlicht.

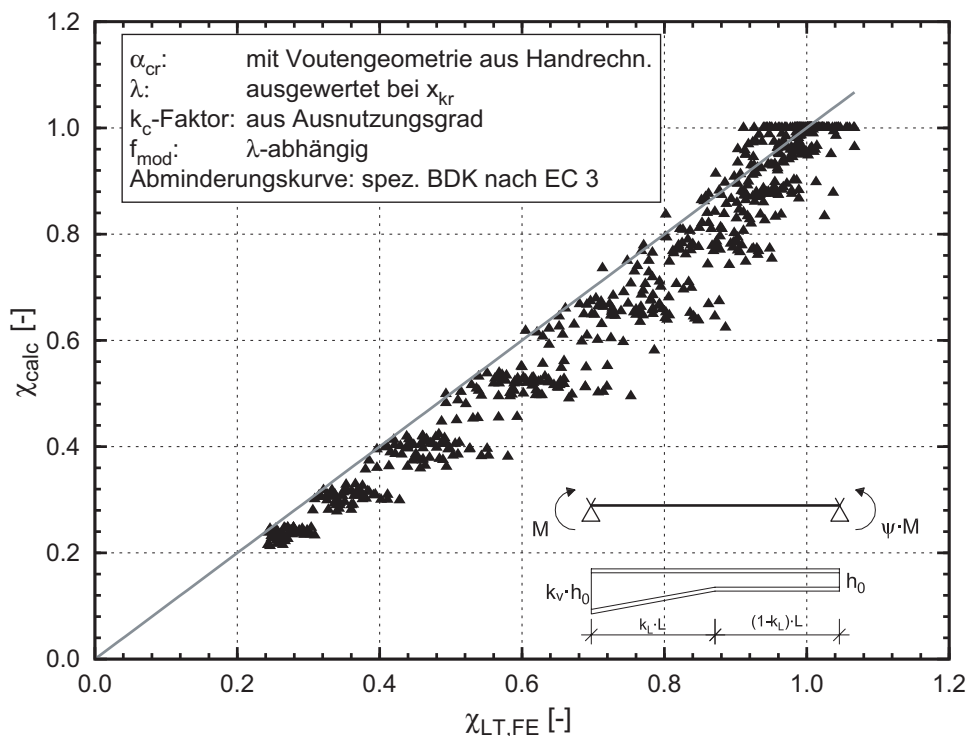


Bild 6.40: Vergleich der Biegedrillknickkurven für gewalzte und gleichartige geschweißte I-Profile mit den numerisch ermittelten Traglasten – Eingangswert $\bar{\lambda}_{LT}$ aus Bemessungshilfen

Alternativ ist es selbstverständlich möglich, die veränderliche Querschnittshöhe bei der Ermittlung von α_{cr} zu vernachlässigen, sofern die Stelle x_{kr} korrekt be-

stimmt wird. Aufgrund der Darstellung der Bemessungshilfen zur Bestimmung von α_{cr} in Abschnitt 5.2.1 kann schnell und einfach entschieden werden, ob die Anwendung derselben eine Steigerung der rechnerischen Tragfähigkeit verspricht.

Prinzipiell konnte in diesem Abschnitt gezeigt werden, dass die speziellen Biegedrillknickkurven für gewalzte und gleichartige geschweißte I-Profile gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] das Biegedrillknickverhalten von Einzelstäben, die aus einem gevouteten Bereich und einem Bereich mit konstanter Höhe bestehen, ausreichend sicher abbilden können. Da derartige Bauteile in realen Tragstrukturen jedoch stets als Teil eines Gesamtbauteils auftreten, wird in Abschnitt 8.1.3 untersucht, ob diese Aussage auch für Gesamtbauteile gilt, die durch diskrete Verdrehbehinderungen gestützt werden.

6.3.2.4 Bauteile mit beidseitigen Vouten

Die Traglasten von gabelgelagerten Einfeldträgern, die durch beidseitig angeordnete Vouten gemäß Bild 5.7 verstärkt sind, und durch Randmomente und eine Querbelastung am Obergurt beansprucht werden, wurden im Rahmen dieser Arbeit ebenfalls in Form einer Parameterstudie analysiert. Dabei wurden dieselben Grundprofile gewählt wie in den vorangegangenen Abschnitten. Zusätzlich wurden die Parameter gemäß Tabelle 6.8 variiert.

Tabelle 6.8: Variation der Parameter für die Traglastuntersuchung von Bauteilen mit beidseitigen Vouten

Parameter	LF $\psi = 1$	LF $\psi = 0$
μ	-1,4 / -1,6 / -1,8 / -2,0	-1,0 / -1,17 / -1,33 / -1,5
bez. Voutenhöhe k_v	1,5 / 1,75 / 2,0	
bez. Voutenlänge k_l	0,05 / 0,1 / 0,15	

Der untersuchte Schlankheitsbereich wurde so festgelegt, dass ein Versagen durch Erreichen der Querkrafttragfähigkeit im auflagernahen Bereich ausgeschlossen werden konnte.

In der Auswertung wird als Eingangswert für die Berechnung der rechnerischen Tragfähigkeit die bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$, die sich bei Anwendung der Bemessungshilfen aus Abschnitt 5.2.2 ergibt, gewählt. Auf der sicheren Seite liegend kann die veränderliche Querschnittshöhe bei der Ermittlung von α_{cr} vernachlässigt werden. Dies führt insbesondere bei Bauteilen mit verhältnismäßig kurzen Vouten, die in der Praxis am weitesten verbreitet sind, nur zu einer geringfügigen Unterschätzung von α_{cr} , wie Bild 5.8 verdeutlicht. Der Modifikationsfaktor f ist wiederum anhand des Verlaufs des Ausnutzungsgrades festzulegen, siehe Bild 6.41.

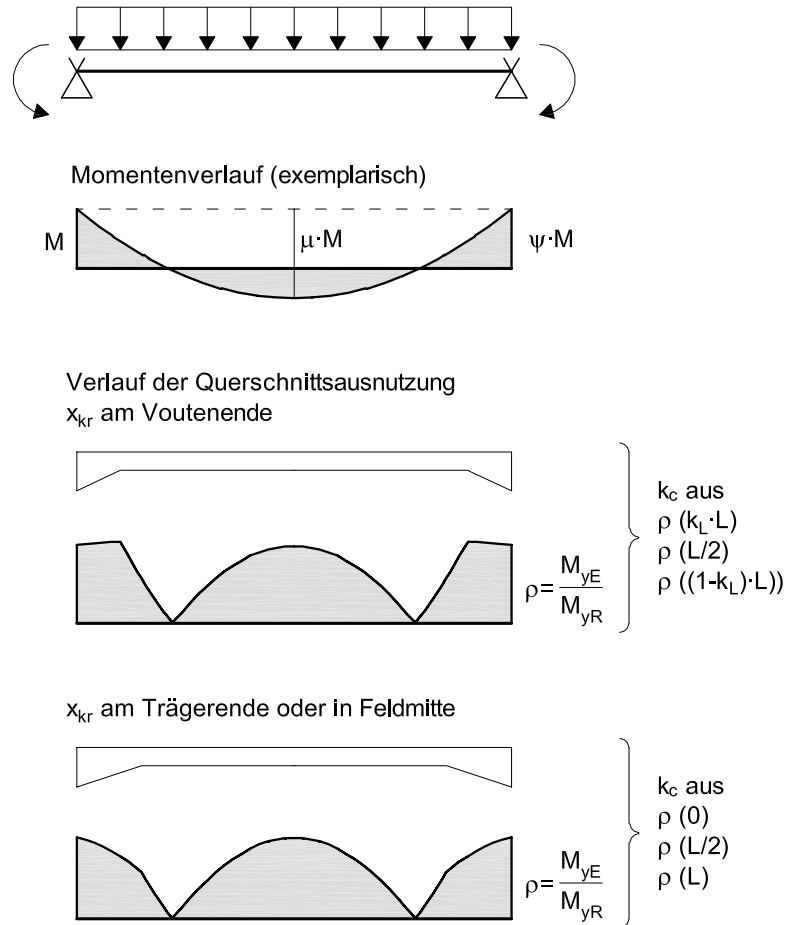


Bild 6.41: Vorgaben für die Festlegung des Faktors k_c anhand des Verlaufs der Querschnittsausnutzung

Analog zu den Bauteilen mit konstantem Querschnitt ist jedoch eine Begrenzung auf

$$k_c \geq \frac{\max. \rho_{\text{Feld}}}{\max. \rho} \quad (6.15)$$

notwendig. Bild 6.42 zeigt einen Vergleich der so erhaltenen rechnerischen Traglasten mit den numerisch berechneten Ergebnissen.

Im Ergebnis konnte festgestellt werden, dass die speziellen Biegedrillknickkurven für gewalzte und gleichartige geschweißte I-Profile gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] gut geeignet sind, um die Tragfähigkeit derartiger Bauteile zu berechnen.

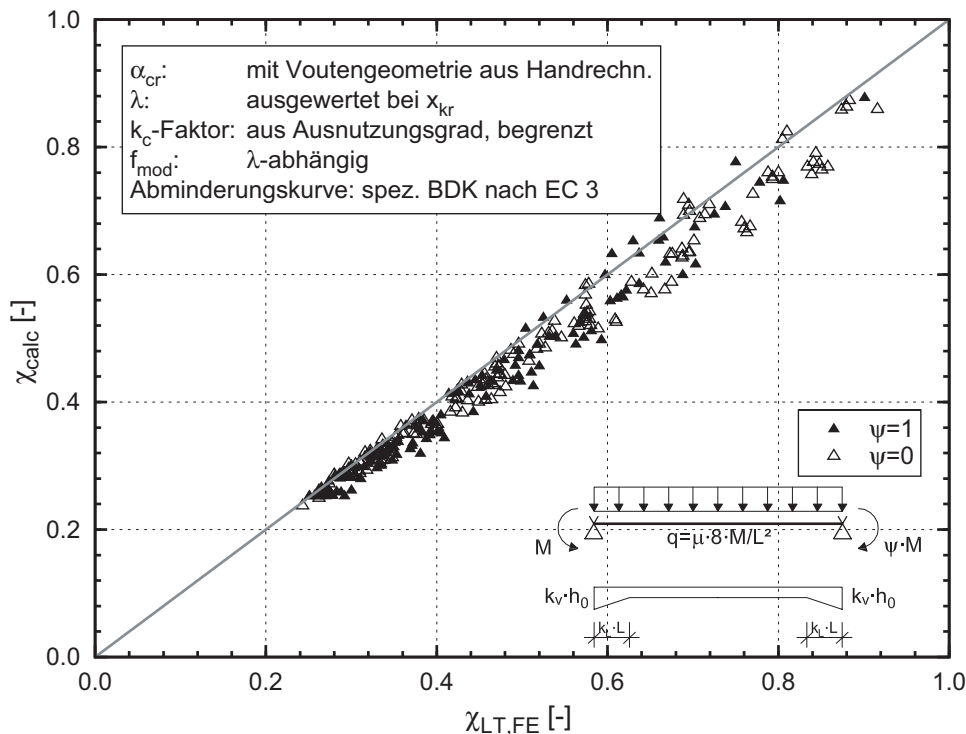


Bild 6.42: Vergleich der Biegedrillknickkurven für gewalzte und gleichartige geschweißte I-Profile mit den numerisch ermittelten Traglasten – Eingangswert $\bar{\lambda}_{LT}$ aus Bemessungshilfen

6.3.3 Walzprofil mit untergeschweißter Voute

6.3.3.1 Allgemeines

Wird ein durchlaufendes Walzprofil durch eine untergeschweißte Voute verstärkt, so wird diese in der Regel aus dem gleichen Profil hergestellt, das auch für den Grundquerschnitt gewählt wurde. Die Voute wird durch einen schräg verlaufenden Brennschnitt hergestellt, wobei durch Zerteilen eines Profils direkt zwei Verstärkungsstücke entstehen. Die bezogene Voutenhöhe k_v ist somit kein frei wählbarer Parameter, sondern ist durch die Geometrie des Grundquerschnitts bestimmt. Da der Trennschnitt in der Regel nicht in den Bereich der Walzausrundungen fällt, liegt die bezogene Voutenhöhe bei üblichen Walzprofilen im Bereich von $k_v = 1,75$. Aus diesem Grund wird bei den Untersuchungen in diesem Abschnitt auf eine Variation der bezogenen Voutenhöhe verzichtet. Von dieser Einschränkung abgesehen erfolgt die Variation der Parameter analog zu Abschnitt 6.3.2.

Wie bereits in Abschnitt 6.3.2.1 erläutert, beeinflusst das Herstellverfahren die Größe und Verteilung der Eigenspannungen im Profil. Bei Walzprofilen mit untergeschweißter Voute liegt die Schweißnaht nicht im Bereich des maximal gedrückten Gurtes, der für die Bemessung relevant ist. Für die nachfolgend beschriebenen Traglastuntersuchungen wurde daher der Ersatzimperfektionsansatz

für gewalzte Bauteile gewählt, wobei die Skalierung anhand des h/b -Verhältnisses des Grundprofils erfolgt.

6.3.3.2 Bauteil mit linear veränderlicher Höhe

Analog zu Abschnitt 6.3.2.2 werden auch hier zunächst Bauteile untersucht, deren Querschnittsausnutzung infolge der äußeren Momente über die Bauteillänge annähernd konstant ist. Die Untersuchung erfolgt an Bauteilen mit reiner Randmomentenbeanspruchung unter Vernachlässigung von Querlasten.

Bild 6.43 zeigt die Ergebnisse der Traglastuntersuchung im Vergleich zu den genormten Traglastabminderungskurven nach Eurocode 3-1-1 [R8]. Offensichtlich liefern die speziellen Biegedrillknickkurven für Walzprofile eine auf der sicheren Seite liegende Näherung für die numerisch erzielten Traglasten, sofern die Zuordnung zu den Kurven anhand des h/b -Verhältnisses des Grundprofils erfolgt.

Gegenüber der geschweißten Voutenausführung sind deutliche Traglaststeigerungen festzustellen. Dies liegt insbesondere in der erhöhten Seitensteifigkeit EI_z und der erhöhten Torsionssteifigkeit GI_T begründet, die aufgrund des mittleren Gurtes gegeben ist. Es wäre sogar möglich, für Grundprofile mit $h/b \leq 2$ die Biegedrillknickkurve a und für alle anderen Profile die Kurve b zu verwenden. Da jedoch Einzelstäbe mit untergeschweißter Voute stets als Abschnitt eines Gesamtbauteils auftreten, bei dem dann abschnittsweise nur das Grundprofil vorhanden ist, wird von einer derartigen Zuordnung Abstand genommen.

In Abschnitt 6.3.2 konnte gezeigt werden, dass der Einfluss des vorliegenden Beanspruchungsverlaufs auf die Traglast durch den Modifikationsfaktor f auch für Bauteile mit veränderlichem Querschnitt gut erfasst werden kann, sofern dieser anhand des Verlaufs der Querschnittsausnutzung infolge der äußeren Momente über die Bauteillänge ermittelt wird. Bild 6.44 verdeutlicht anhand eines Beispiels, dass diese Erkenntnis auch auf Bauteile mit untergeschweißter Voute übertragen werden kann.

6.3 Traglasten von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt

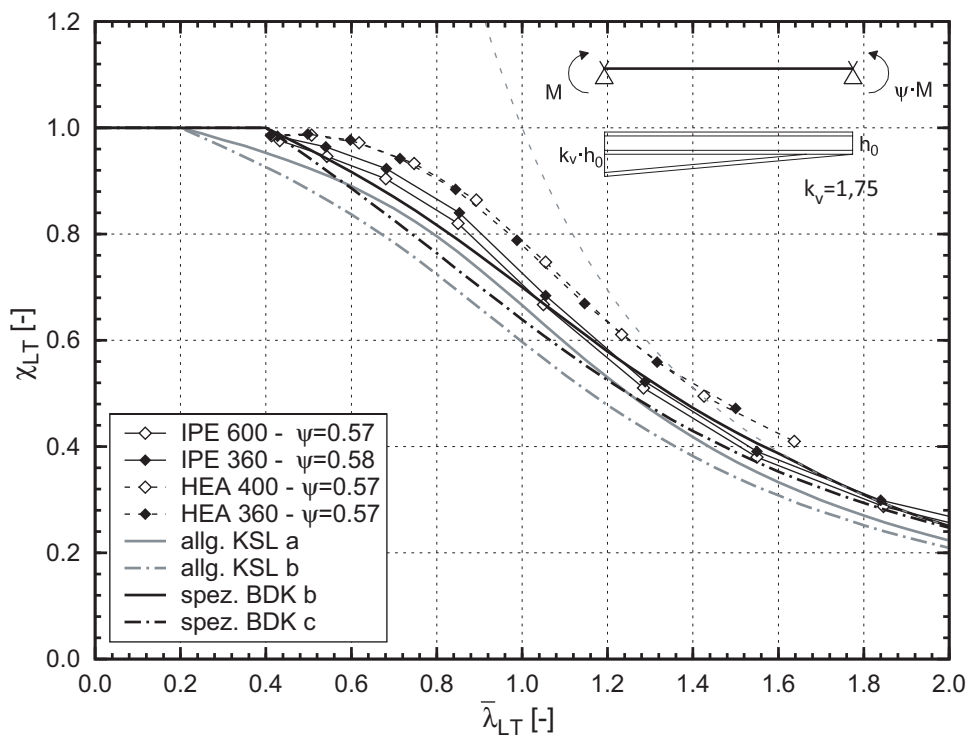


Bild 6.43: Numerisch ermittelte Traglasten im Vergleich zu genormten Traglastabminderungskurven bei annähernd konstanter Querschnittsausnutzung

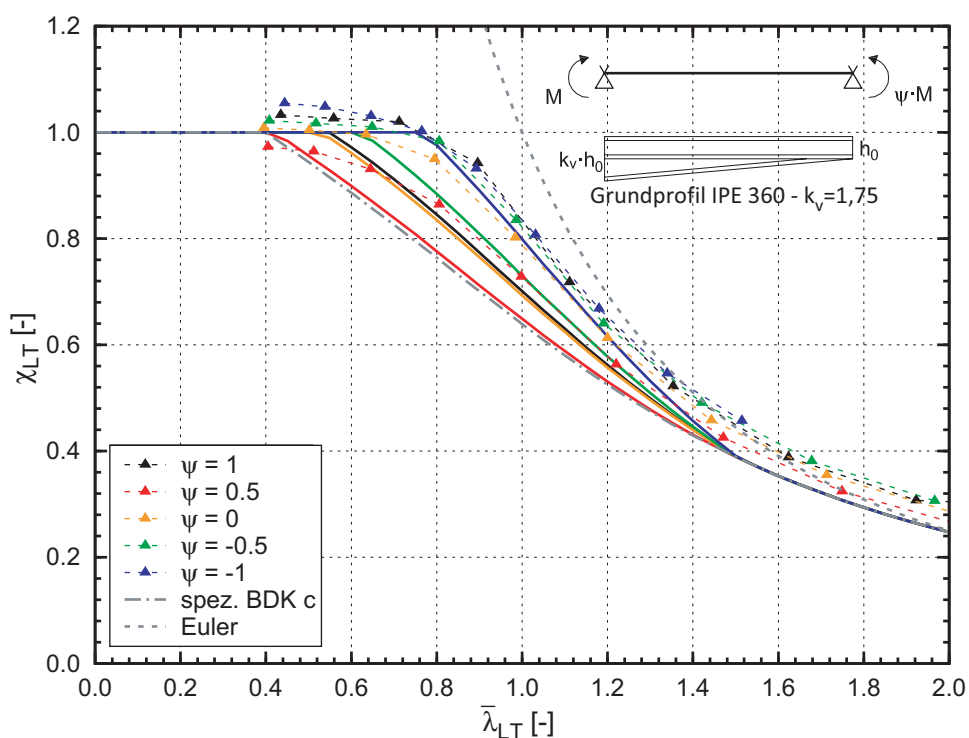


Bild 6.44: Numerisch ermittelte Traglasten im Vergleich zu den modifizierten Traglastabminderungskurven am Beispiel eines IPE 360-Profiles

6.3.3.3 Einzelstab mit gevoutetem und konstantem Bereich

Analog zu Abschnitt 6.3.2.3 wurden auch Traglastuntersuchungen an Walzprofilen mit untergeschweißter Voute durchgeführt, bei denen das Voutenende nicht mit dem Ende des untersuchten Einzelstabs zusammenfällt. Derartige Bauteile treten, wie zuvor erläutert, stets als Teile eines Gesamtbauteils auf. Durch die Geometrie der Einzelstäbe kann eine konstante Querschnittsausnutzung über die Bauteillänge nie auftreten, siehe Bild 6.45. Der Verlauf der Querschnittsausnutzung weist in der Regel einen Sprung am Ende der Voute auf. Ist der Voutenuntergurt an den Untergurt des Grundprofils angeschlossen, so weist der Verlauf der Querschnittsausnutzung in der Regel einen Sprung am Ende der Voute auf. Andernfalls muss die Querschnittsfläche der Voute zunächst durch Übertragung von Schubspannungen am Steganschluss aktiviert werden. Dies erfolgt kontinuierlich über die hierzu erforderliche Schweißnahtlänge am Voutenende. Für derartige Verläufe existieren derzeit keine tabellierten Werte für den Hilfswert k_c . Es wäre zwar prinzipiell möglich, diese bereitzustellen, dies würde jedoch aufgrund der Menge der Einflussfaktoren eine Vielzahl von Tabellen und Diagrammen erfordern.

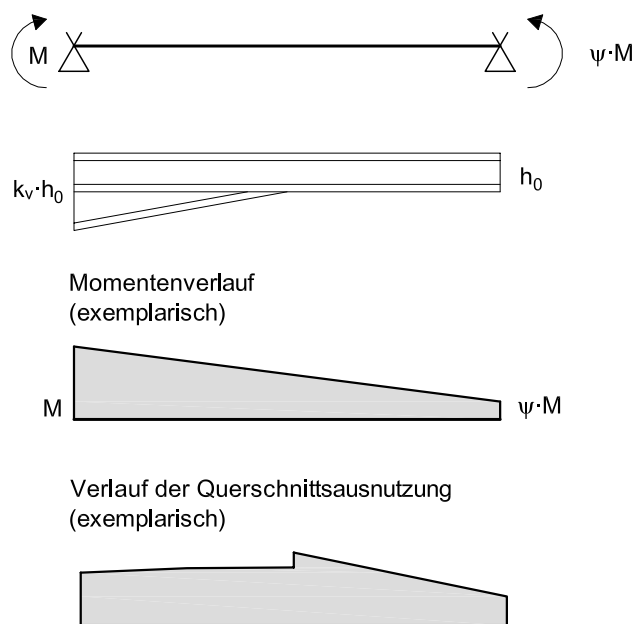


Bild 6.45: Verlauf der äußeren Momente und der Querschnittsausnutzung – Beispiel

Aus diesem Grund wurden die rechnerischen Traglasten für die untersuchten Parameterkonfigurationen zunächst ohne den Modifikationsfaktor f berechnet.

In Bild 6.46 werden die numerisch ermittelten Traglasten den rechnerischen Werten bei Verwendung der genormten Biegedrillknickkurven gegenübergestellt. Als Eingangswert $\bar{\lambda}_{LT}$ wurde zum einen die bezogene Schlankheit aus der FEM-Berechnung und zum anderen der Wert, der mit Hilfe der Bemessungshilfen aus Abschnitt 5.3.2 bestimmt wurde, verwendet. Im ersten Fall resultieren die Unter-

schiede zwischen den numerisch ermittelten Traglasten und den rechnerischen Werten aus der Nichtberücksichtigung des günstigen Einflusses des Momentenverlaufs. Bei Anwendung der Bemessungshilfen bleiben weitere Tragfähigkeitsreserven aufgrund der immer noch konservativen Abschätzung von M_{cr} ungenutzt. Vergleicht man die Ergebnisse mit den rechnerischen Traglasten, die sich für Bauteile mit identischen Außenabmessungen in geschweißter Ausführung ergeben, so zeigt sich, dass durch Berücksichtigung des mittleren Gurtes eine Steigerung der rechnerischen Traglasten in Abhängigkeit der Geometrieparameter k_v und k_L und des Momentenverlaufs um bis zu 35% erzielt werden können.

Da Bauteile, die aus einem Walzprofil mit untergeschweißter Voute bestehen, in realen Tragstrukturen stets als Teil eines Gesamtbauteils auftreten, kann die endgültige Festlegung der Traglastabminderungskurve ohnehin nur durch eine Untersuchung an diskret gestützten Gesamtbauteilen erfolgen. Daher wird an dieser Stelle auf Abschnitt 8.1.3 verwiesen.

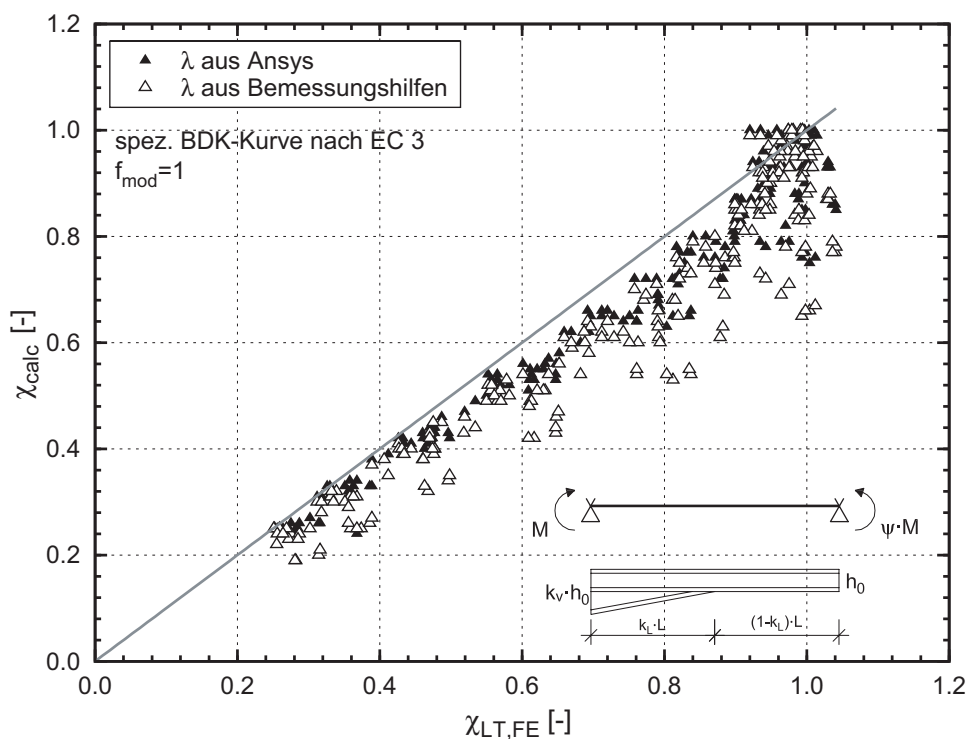


Bild 6.46: Vergleich numerisch ermittelter Traglasten mit rechnerischen Werten bei unterschiedlicher Definition von $\bar{\lambda}_{LT}$

6.3.3.4 Riegel mit beidseitigen Vouten

Die Traglasten von gabelgelagerten Einfeldträgern, die durch beidseitig angeordnete Vouten gemäß Bild 5.20 verstärkt sind, und durch Randmomente und eine Querbelastung am Obergurt beansprucht werden, wurden im Rahmen dieser Arbeit ebenfalls in Form einer Parameterstudie analysiert. Die Variation der Pa-

parameter erfolgte in Analogie zu Tabelle 6.8, wobei jedoch der Parameter k_v fest zu $k_v = 1,75$ gewählt wurde. Der untersuchte Schlankheitsbereich wurde so festgelegt, dass ein Versagen durch Erreichen der Querkrafttragfähigkeit im auflagnahen Bereich ausgeschlossen werden konnte.

Im Ergebnis konnte festgestellt werden, dass die speziellen Biegedrillknickkurven für gewalzte und gleichartige geschweißte I-Profile gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] gut geeignet sind, um das Biegedrillknicken derartiger Bauteile zu erfassen. Die Zuordnung der Profile zu den entsprechenden Kurven kann dabei, wie in Abschnitt 6.3.3.3 vorgeschlagen, erfolgen.

Als Eingangswert für die Berechnung der Tragfähigkeit wird die bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$, die sich bei Anwendung der Bemessungshilfen aus Abschnitt 5.3.3 ergibt gewählt. Der Modifikationsfaktor f ist wiederum anhand des Verlaufs des Ausnutzungsgrades festzulegen, siehe Bild 6.47. Dabei ist auch hier eine Begrenzung von k_c gemäß Gleichung (6.15) notwendig.

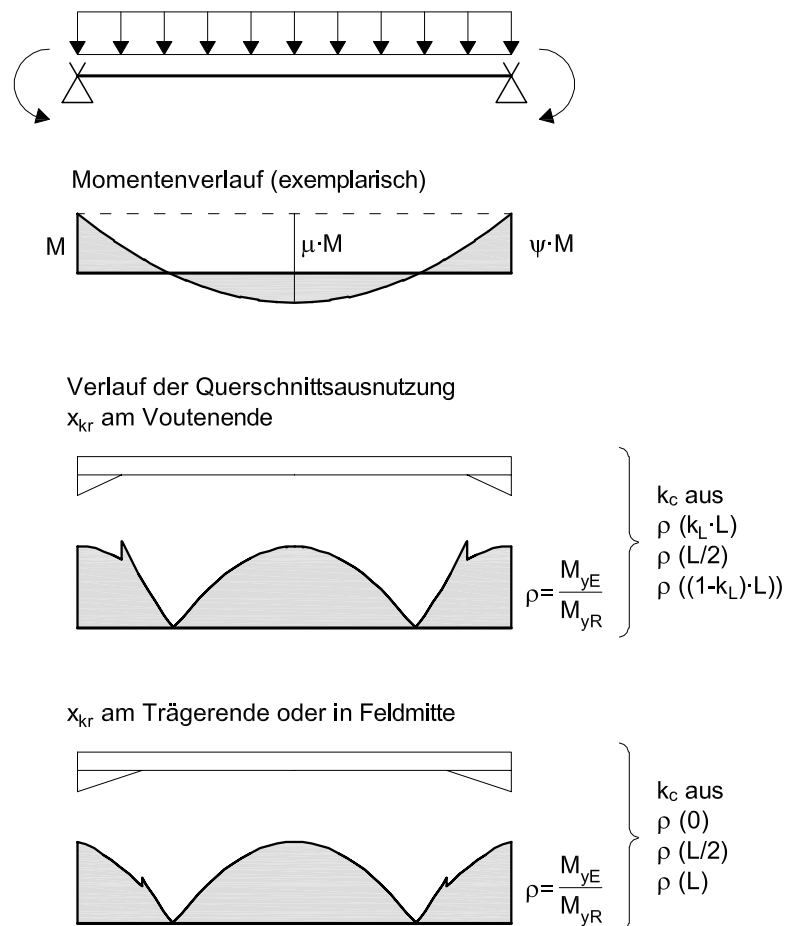


Bild 6.47: Vorgaben für die Festlegung des Faktors k_c anhand des Verlaufs der Querschnittsausnutzung

Bild 6.42 zeigt einen Vergleich der so erzielten rechnerischen Traglasten mit den numerisch berechneten Ergebnissen. Wie bereits im vorangegangenen Abschnitt beschrieben, erfolgt die Auswertung auch hier zum einen anhand $\bar{\lambda}_{LT}$ aus der FEM-Berechnung und zum anderen mit der bezogenen Schlankheit, die mit Hilfe der Bemessungshilfen aus Abschnitt 5.3.3 bestimmt wurde. Zusätzlich sind die rechnerischen Traglasten aufgetragen, die sich bei Vernachlässigung der Voute bei der Bestimmung von M_{cr} ergeben. Es zeigt sich, dass die numerisch ermittelten Traglasten bei Anwendung der Traglastabminderungskurven gut wiedergegeben werden. Außerdem wird die Steigerung der rechnerischen Traglast durch die Anwendung der Bemessungshilfen verdeutlicht.

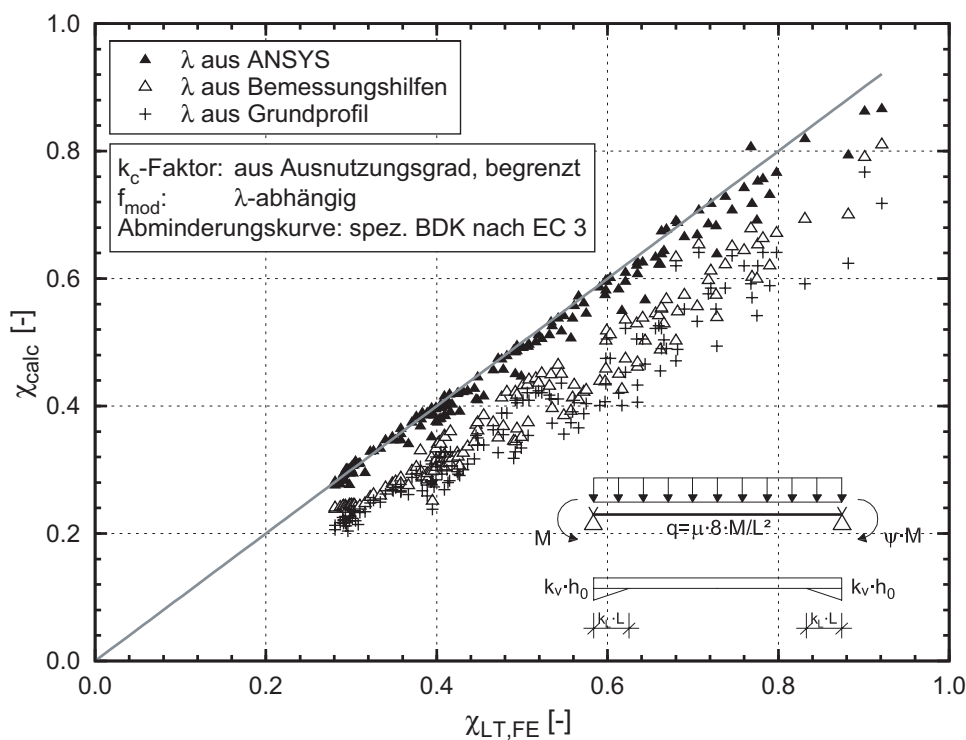


Bild 6.48: Vergleich der Biegedrillknickkurven für gewalzte und gleichartige geschweißte I-Profile mit den numerisch ermittelten Traglasten – Eingangswert $\bar{\lambda}_{LT}$ aus Bemessungshilfen

6.3.4 Einfluss der Profilverformung auf die Tragfähigkeit von gevouteten Bauteilen

Zur Absicherung des in Abschnitt 5.4 eingeführten Grenzwinkels, unterhalb dessen der Einfluss der Profilverformung auf das Tragverhalten von gevouteten Bauteilen rechnerisch vernachlässigbar ist, wurden ergänzende Traglastberechnungen mit abgeschalteter Option Querschnittstreue durchgeführt. Hierzu wurden, wie schon in Abschnitt 5.4.3 erläutert, baupraktische Parameterkonfigurationen ausgewählt, die sich aus dem Anwendungsfall eines Rahmenriegels mit

beidseitigen Vouten und gegebenenfalls vorhandenen diskreten Verdrehbehinderungen ableiten.

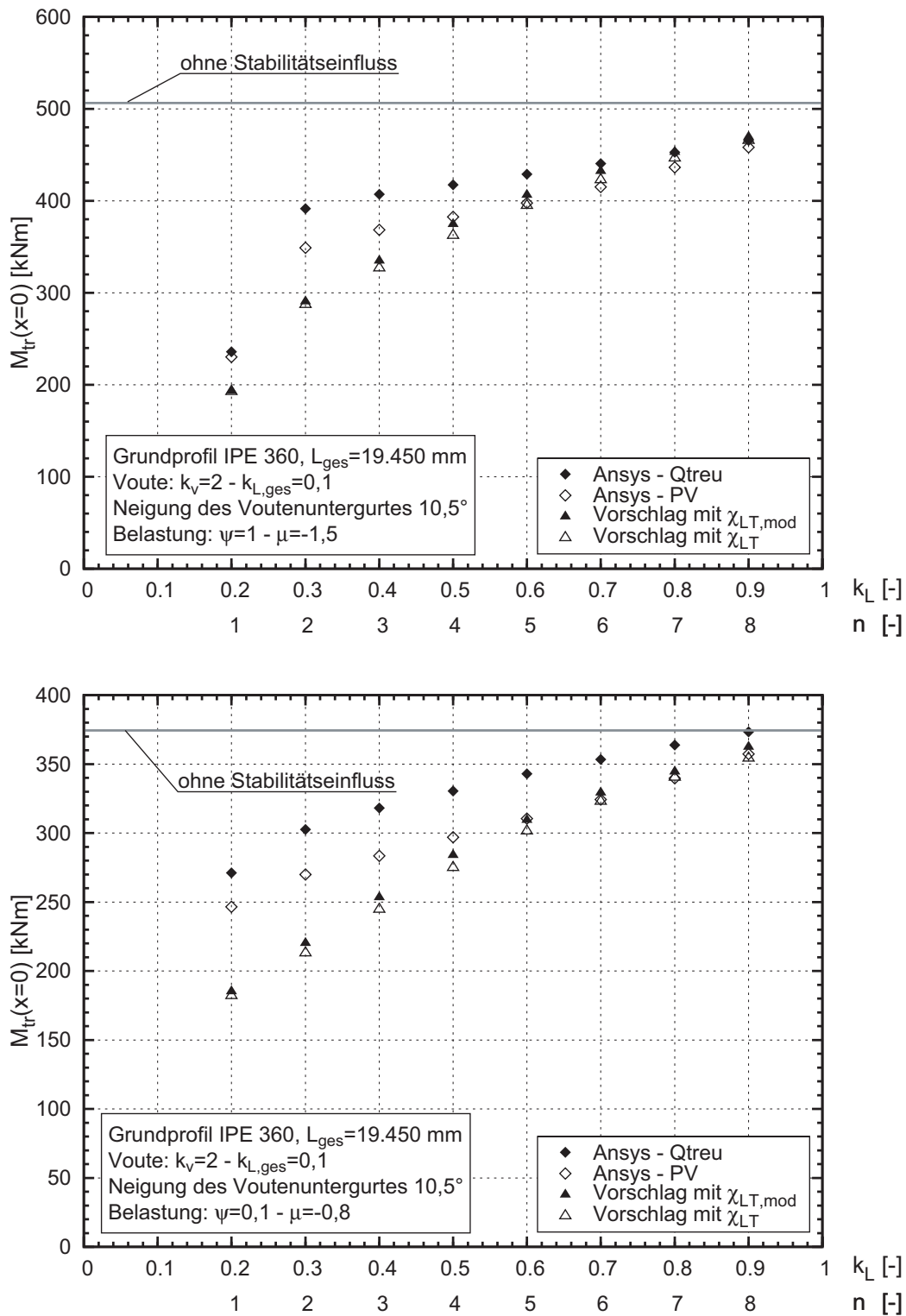


Bild 6.49: Bauteiltragfähigkeit von gevouteten Bauteile gemäß Bild 5.36 mit und ohne Berücksichtigung der Profilverformung

Bild 6.49 zeigt die Ergebnisse der Traglastuntersuchung für den Fall der geschweißten Voutenausbildung am Beispiel eines Rahmenriegels, dessen Grundquerschnitt von einem IPE 360 Profil gebildet wird. Die Parameterauswahl entspricht derjenigen in Bild 5.36. Wie bei Verzweigungslastberechnungen wird auch hier davon ausgegangen, dass die diskreten Abstützungen als „Gabellager“ wirken.

Der Belastungsfall, der den Ergebnissen des oberen Diagramms zu Grunde liegt, wird durch die dimensionslosen Parameter $\psi = 1$ und $\mu = -1,5$ beschrieben, d.h. die Randmomente sind gleich groß und das Feldmoment ist betragsmäßig halb so groß wie das Stützmoment. Das untere Diagramm enthält die Ergebnisse für den Belastungsfall mit $\psi = 0,1$ und $\mu = -0,8$. Die Stelle x_{kr} , an der die Querschnittsausnutzung infolge äußerer Lasten maximal ist, befindet sich bei allen Konfigurationen am Voutenende außer für den Datenpunkt im oberen Diagramm, der zu $n = 1$ bzw. $k_l = 0,2$ korrespondiert. Hier liegt x_{kr} am Bauteilende mit der geringeren Höhe.

Der Neigungswinkel des Untergurtes liegt mit $10,5^\circ$ knapp oberhalb des festgelegten Grenzwertes. Bei den Verzweigungslastuntersuchungen in Abschnitt 5.4.3 wurde festgestellt, dass der Einfluss der Profilverformung durch die Umlenkung der Gurtschnittgrößen an der Knickstelle im Untergurt maximal ist, wenn x_{kr} sich am Voutenende befindet. Somit ist diese Parameterauswahl gut geeignet, den Grenzbereich für die Vernachlässigung der Profilverformung bei der Berechnung von M_{cr} ohne Anordnung einer Steife, die die Querschnittstreue am Voutenende sicherstellt, abzusichern.

Im Rahmen der Traglastberechnungen wurden auch Träger untersucht, bei denen das Grundprofil aus einem HEA-Querschnitt besteht, da für diesen Fall aufgrund der breiteren Flansche größere Einflüsse aus der Profilverformung zu erwarten sind. Da die Querschnitte der HEA-Reihe bei gleicher Biegetragfähigkeit in Tragwerksebene eine größere Steifigkeit für das Ausweichen aus der Tragwerksebene heraus aufweisen, ist für diese Fälle insbesondere bei den kurzen Segmentlängen, bei denen die Reduktion der Verzweigungslast maximal ist, die Traglastabminderung infolge des Stabilitätseinflusses geringer. Entsprechende Finite-Element-Berechnungen für ausgewählte Fälle konnten diese Einschätzung bestätigen.

In den Diagrammen sind die maximalen Traglasten aus der Ansys-Berechnung mit freier Profilverformung und mit erzwungener Querschnittstreue sowie die Ergebnisse der Handrechnung dargestellt. Letztere wurden sowohl mit als auch ohne Berücksichtigung des Modifikationsfaktors f ausgewertet, wobei dieser wie in 6.3.2.3 beschrieben anhand des Ausnutzungsverlaufs bestimmt wurde. Für die ausgewählten Parameterkonfigurationen ist die explizite Auswertung des Faktors

α_{pV} bzw. die Anpassung des Belastungskoeffizienten C_1 nicht erforderlich. Dies entspricht der Zusammenfassung in Abschnitt 5.4.7.

Für den Lastfall mit $\psi = 1$ und $\mu = -1,5$ liegt der Bemessungsvorschlag bei Verwendung von $\chi_{LT,mod}$ für bis zu vier diskrete Verdrehbehinderung, d.h. bei einer Zerlegung des Gesamtriegels in bis zu fünf Einzelstäbe, auf der sicheren Seite. Bei $n = 5$ ergibt sich durch die rechnerische Vernachlässigung der Profilverformung eine Überschätzung der Traglast um 2%. Die maximale Abweichung zur unsicheren Seite beträgt 4% bei Berücksichtigung von f , sonst 2%. Diese minimalen Überschätzungen der Tragfähigkeit können toleriert werden. Außerdem ist zu bedenken, dass bei einer geraden Anzahl von diskreten Verdrehbehinderungen stets das Mittelfeld, das durch einen näherungsweise konstanten Biegemomentenverlauf beansprucht wird, maßgebend für die Traglast des Gesamtbauteils ist.

Bei dem Beanspruchungsverlauf, der den Ergebnissen im unteren Diagramm zu Grunde liegt, ergaben sich bei der Verzweigungslastuntersuchung größere Abweichungen zwischen der FE-Berechnung unter Berücksichtigung der Profilverformung und dem Bemessungsvorschlag, vgl. Bild 5.36 unten. Im Traglastzustand beträgt die maximale Überschätzung 1,5% und ist somit sogar geringer als bei dem Lastfall mit $\psi = 1$ und $\mu = -1,5$.

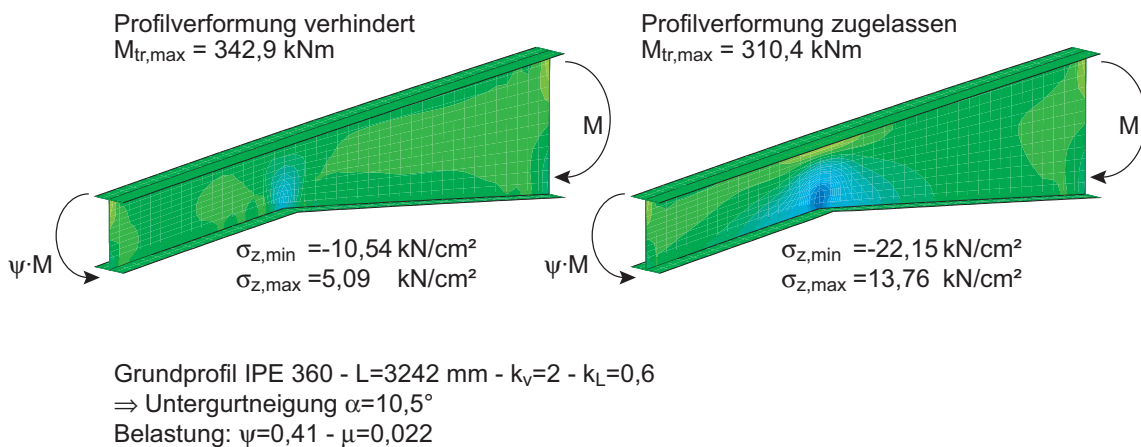


Bild 6.50: Normalspannungen σ_z im Traglastzustand mit und ohne Berücksichtigung der Profilverformung

In Bild 6.50 ist die Verteilung der Normalspannungskomponente σ_z im Traglastzustand bei erzwungener Querschnittstreue und bei freier Profilverformung für eine ausgewählte Parameterkonfiguration visualisiert. Die Darstellung korrespondiert zu der Parameterkonfiguration mit $n = 5$ und $k_L = 0,6$ unter dem Lastfall $\psi = 0,1$ und $\mu = -0,8$. Die Skalierung der Farbverläufe ist so eingestellt, dass gleiche Farben in beiden Plots gleich großen Spannungen entsprechen. Es zeigt sich, dass die Zusatzbeanspruchungen infolge der Umlenkung der Gurtschnittgrößen am Knickpunkt bei freier Profilverformung deutlich größer sind als bei erzwungener

Querschnittstreue. Dies gilt sowohl für die nach oben gerichtete Druckkraft aus der Umlenkung von N_{Gurt} als auch für den Biegeanteil. Die Plattennormalspannungen im Steg erreichen bei frei zugelassener Profilverformung die Größenordnung der Fließspannung und können somit traglastbestimmend sein.

Die Traglastuntersuchungen zum Einfluss der Profilverformung an Walzprofilen mit untergeschweißter Voute wurden zunächst für ähnliche Parameterkonfigurationen durchgeführt wie die Untersuchungen an geschweißten Vouten. Da die bezogene Voutenhöhe bei dieser Konstruktionsvariante in der Regel kein frei wählbarer Parameter ist, sondern durch die Geometrie des Grundquerschnitts bestimmt wird, erfolgen die numerischen Berechnungen vorrangig für $k_v = 1,75$, siehe 6.3.3.1. Die Modellierung der Bauteile erfolgte derart, dass der Voutenuntergurt nicht an den Untergurt des Grundprofils angeschlossen ist. Diese Ausführungsvariante führte bei den Verzweigungslastanalysen mit Ansys zu den kleinsten Werten für M_{cr} und wurde daher als maßgebend für die Traglastuntersuchungen identifiziert. Für beide untersuchten Lastfälle liegt der Bemessungsvorschlag gegenüber den Ansys-Ergebnissen mit Berücksichtigung der Profilverformung für alle dargestellten Parameterkonfigurationen auf der sicheren Seite.

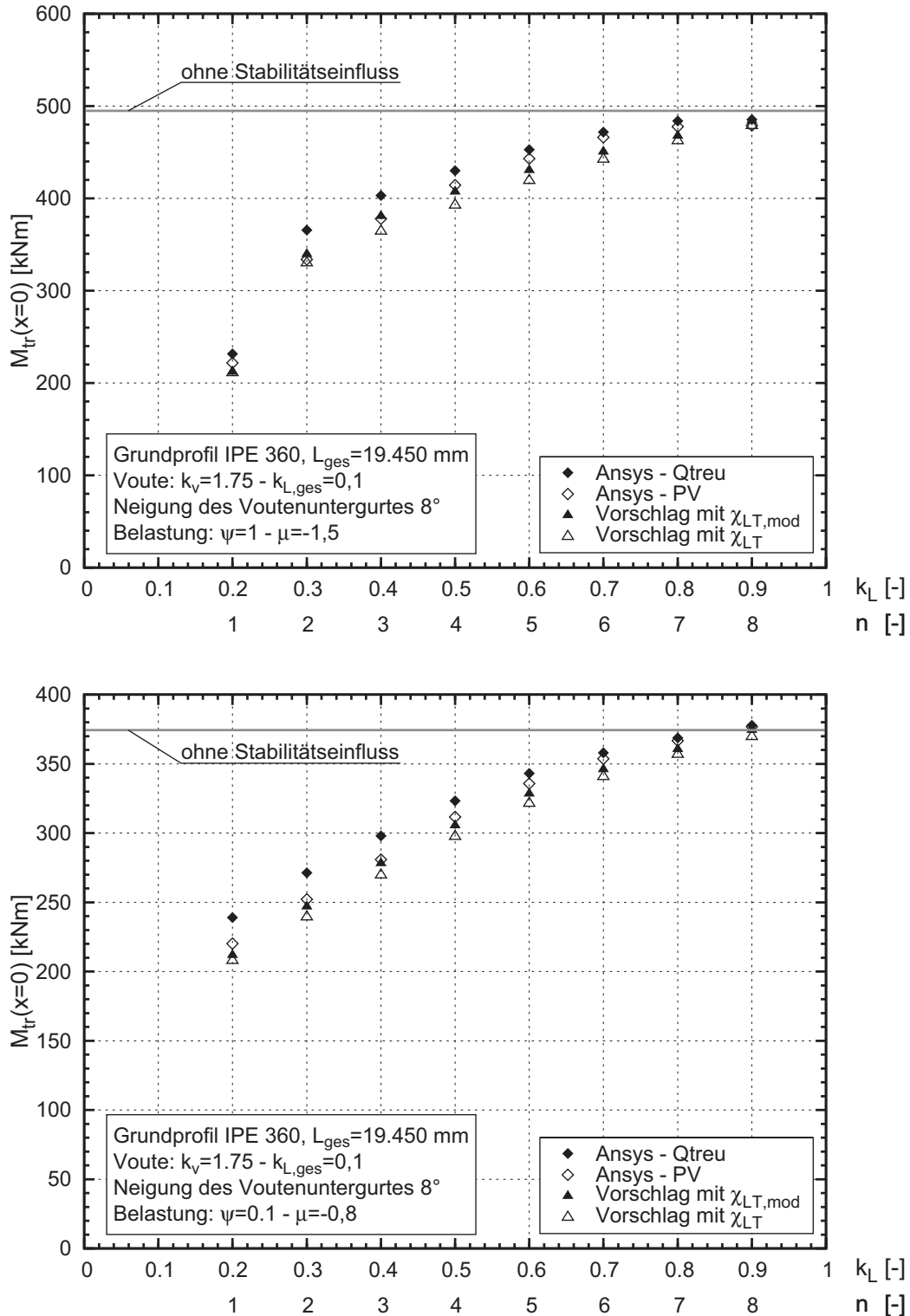


Bild 6.51: Bauteiltragfähigkeit von Walzprofilen mit untergeschweißter Voute gemäß Bild 5.15 mit und ohne Berücksichtigung der Profilverformung

Schließlich sind in Bild 6.52 die Traglastergebnisse für eine Parameterkonfiguration dargestellt, die für den hier untersuchten Anwendungsfall und den festgelegten Gültigkeitsbereich der Handformeln einen Extremfall darstellt. Dabei

handelt es sich um die Geometrie- und Belastungskombination, die in Bild 5.42 unten auf Verzweigungslastniveau untersucht wurde.

Die Voutenkenngrößen k_v und k_L wurden so ausgewählt, dass sich der Neigungswinkel des Voutenuntergurtes exakt zu 10° ergibt. Bei dieser recht kurzen Voute und der Lastfallkombination mit $\psi = 0,1$ und $\mu = -0,8$ befindet sich x_{kr} stets am Voutenende. Als Grundprofil wurde ein HEA 400 gewählt, da als Ergebnis der Verzweigungslastberechnungen in Abschnitt 5.4.5 festgestellt wurde, dass es insbesondere bei Querschnitten der HEA-Reihe bei der Verwendung der Handrechenformeln zu einer leichten Überschätzung der numerischen bestimmten Verzweigungslasten unter Berücksichtigung der Profilverformung kommen kann, auch wenn Grenzwinkel von 10° eingehalten ist.

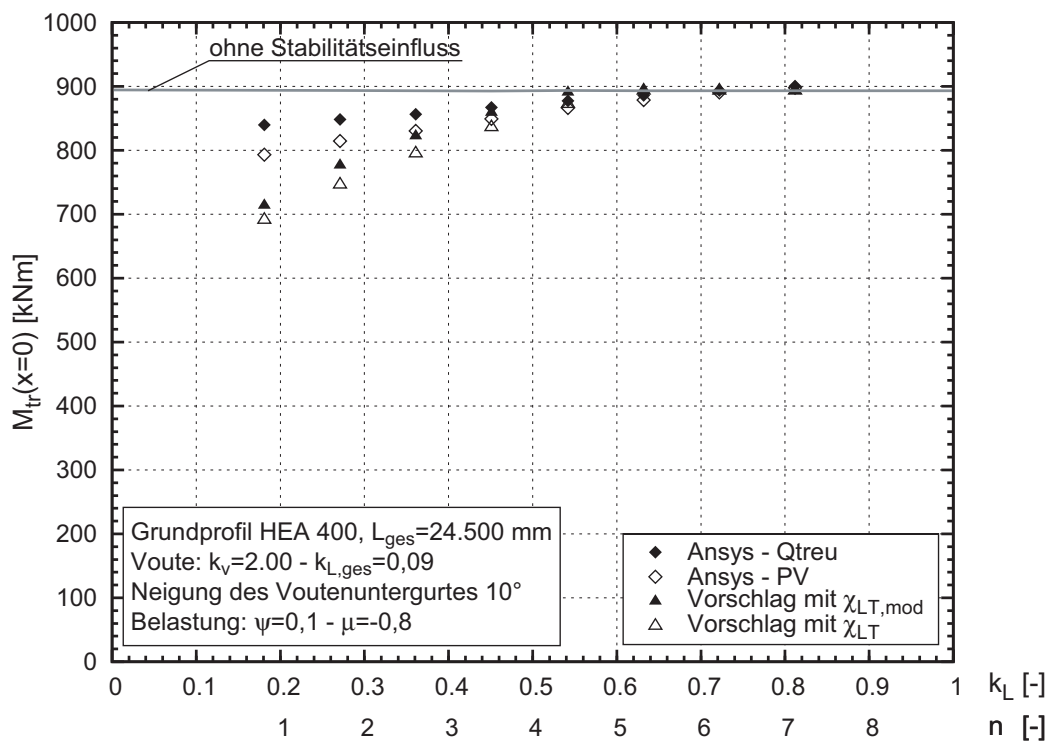


Bild 6.52: Bauteiltragfähigkeit von Walzprofilen mit untergeschweißter Voute gemäß Bild 5.15 mit und ohne Berücksichtigung der Profilverformung

Bild 6.52 verdeutlicht, dass die Unterschiede zwischen der FE-Berechnung und dem Bemessungsvorschlag auf Traglastniveau weitaus geringer ausfallen. Die maximale Überschätzung der Traglast beträgt 2,8%. Insbesondere im Bereich der sehr kurzen Einzelstablängen bestätigt sich die bereits zuvor getroffene Vermutung, dass keine Traglastabminderung infolge Stabilitätsversagen vorzunehmen ist. Trotz des in Teilen verhältnismäßig großen Fehlers, der bei der Ermittlung des Eingangswertes $\bar{\lambda}_{LT}$ insbesondere bei den kurzen Einzelstablängen gemacht wird,

kann die Traglast der untersuchten Bauteile mit den hier vorgestellten Handrechenmethoden gut wiedergegeben werden.

6.3.5 Zusammenfassung

Für gabelgelagerte Einzelbauteile mit veränderlicher Bauhöhe ist gemäß Eurocode 3-1-1 [R8], Abschnitt 6.3.4, das sogenannte „Allgemeine Verfahren für Knick- und Biegedrillknicknachweise für Bauteile“ anzuwenden. Sowohl die bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ als auch die bezogene Bauteiltragfähigkeit χ_{LT} sind auf die Stelle im Bauteil zu beziehen, an der das Verhältnis zwischen dem äußeren Biegemoment M_{yE} und der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit maximal ist. Dieses Verfahren ist auch für die Behandlung von Gesamttragwerken geeignet, dabei ist die Verwendung von Computerprogrammen unerlässlich. Es kann jedoch auch auf herausgelöste Bauteile unter reiner Biegemomentenbeanspruchung angewendet werden, wobei der erforderliche Eingangswert α_{cr} mit Hilfe der in Abschnitt 5 angegebenen Bemessungshilfen ermittelt werden kann.

Es konnte gezeigt werden, dass die speziellen Biegedrillknickkurven gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] auch für I-Profile mit Vouten angewendet werden können. Die Zuordnung zu den Kurven kann dabei anhand des h/b-Verhältnisses des Grundprofils erfolgen.

Eine Ausnahme stellt dabei lediglich der Fall der geschweißten Voute dar, die sich über die gesamte Stablänge erstreckt. Für derartige Bauteile geben die allgemeinen Biegedrillknickkurven, die den europäischen Knickspannungslinien entsprechen, die numerisch ermittelten Traglasten sehr gut wieder. Der Verlauf der speziellen Biegedrillknickkurven nach Eurocode 3-1-1 [R8] für gewalzte oder gleichartige geschweißte Querschnitte kann durch die numerischen Traglastuntersuchungen hingegen nicht bestätigt werden. Diese liefern im gesamten Schlankheitsbereich zu hohe rechnerische Traglasten. Insbesondere die Anhebung der Plateaulänge $\bar{\lambda}_{LT,0}$ auf den Wert 0,4 kann durch die numerischen Berechnungen nicht bestätigt werden. Bei gevouteten Bauteilen ist die Anpassung der Materialverteilung an den Beanspruchungsverlauf ein Entwurfsziel, so dass ein über die Länge konstanter Ausnutzungsgrad häufiger anzutreffen ist, als dies bei Bauteilen mit konstanter Höhe der Fall ist. Daher kann eine Zuordnung zu den günstiger verlaufenden speziellen Abminderungskurven hier nicht empfohlen werden. Die Zuordnung zu den Kurven kann wiederum anhand des h/b-Verhältnisses des Grundprofils erfolgen.

Des Weiteren konnte gezeigt werden, dass der Einfluss des Biegemomentenverlaufs auf die Traglast auch bei I-Profilen mit Voute durch einen zusätzlichen Modifikationsfaktor f erfasst werden kann. Es wird vorgeschlagen, den Faktor f analog zur Vorgehensweise bei Bauteilen mit konstanter Höhe unter Verwendung

des Korrekturwertes k_c zu bestimmen. Dabei ist jedoch bei der Ermittlung von k_c nicht der Verlauf des äußeren Biegemomentes M_{yE} , sondern der Verlauf der Querschnittsausnutzung infolge desselben zu Grunde zu legen. Die Modifikation der Abminderungskurven durch den Faktor f wird dabei auch in Kombination mit den „allgemeinen“ Biegedrillknickkurven empfohlen, was dem ursprünglichen Normenvorschlag des TC8 der ECCS entspricht. Diese Regelung wurde zwar nicht in die endgültige Version des EC 3-1-1 übernommen, ist aber gemäß des NAD zu EC 3-1-1 [R12] in Deutschland zugelassen.

Abschließend wurde der Einfluss der Profilverformung auf die Tragfähigkeit von gevouteten Bauteilen untersucht. Im Ergebnis konnte festgestellt werden, dass die rechnerische Vernachlässigung der Profilverformung ohne weitere Maßnahmen möglich ist, sofern der in Abschnitt 5.4 festgelegte Grenzwert für den Neigungswinkel des Voutenuntergurtes eingehalten ist. Andernfalls ist am Voutenende stets eine Steife anzuordnen, welche die Querschnittsverformung an dieser Stelle verhindert.

7 Berücksichtigung von sekundären Traggliedern

7.1 Vermeidung des Biegedrillknickens durch Behinderung der Verformung

Die stabilisierende Wirkung von sekundären Traggliedern und deren Einfluss auf die Verformungen kann dazu führen, dass ein Biegedrillknickversagen ausgeschlossen werden kann. Für die Bemessung bedeutet dies, dass zum einen ein aufwändiger BDK-Nachweis entfallen und zum anderen die Querschnittstragfähigkeit voll ausgenutzt werden kann. Aus der Bedingung, dass Biegedrillknicken ausgeschlossen werden soll, können konstruktive Regeln für die erforderliche Steifigkeit der sekundären Tragglieder abgeleitet werden. Implizit entspricht auch diese Vorgehensweise dem Nachweis mit Traglastabminderungskurven, da die Grundannahme hinter diesen Regeln darin besteht, die Bauteilschlankheit so weit herabzusetzen, dass keine Traglastabminderung infolge Biegedrillknicken vorzunehmen ist.

7.1.1 Bauteile mit kontinuierlicher Drehbettung

Wie schon in 2.5.2.1 angesprochen, sind in [58] und [57] Mindestwerte für eine ausreichende Drehbettung angegeben, die auch in die Vorschriften [R4] und [R8] eingegangen sind. Diese gelten für Träger mit konstantem Querschnitt. Für gevoutete Träger existieren derartige Bemessungshilfen derzeit nicht.

Die Herleitung dieser Regeln basiert auf der Bedingung, dass durch die kontinuierliche Drehbettung das ideale Biegedrillknickmoment so weit gesteigert werden kann, dass die Bauteiltragfähigkeit 95% der Querschnittstragfähigkeit erreicht. Es ergibt sich somit in Abhängigkeit von der gewählten Traglastabminderungskurve eine Grenzschlankheit $\bar{\lambda}_{LT,grenz}$.

$$\chi_{LT} = f(\bar{\lambda}_{LT,grenz}) = 0,95 \quad (7.1)$$

Diese Schlankheit kann in einen Zielwert für M_{cr} umgerechnet werden, bei dessen Erreichen Biegedrillknicken nicht auftritt.

$$M_{cr*} = \frac{M_{pl}}{\lambda_{LT,grenz}^2} \quad (7.2)$$

Als Ergebnis wurde die Beziehung

$$C_{\vartheta,k} \geq \frac{M_{pl,k}^2}{E I_z} \cdot K_{\vartheta} \cdot K_v$$

mit (7.3)

$K_v=1,0$ bei Ausnutzung plastischer Querschnittstragfähigkeit

K_{ϑ} = lastfallabhängiger Beiwert

in die gängigen Regelwerke aufgenommen.

Die Herleitung der K_{ϑ} -Beiwerte, die in [R4] und [R8] angegeben werden, basiert auf der Auswertung von Gleichung (7.1) für unterschiedliche Momentenverläufe. Dabei wurde die ideale Verzweigungsbeanspruchung M_{cr} , die dem Wert $\bar{\lambda}_{LT,grenz}$ zu Grunde liegt, mit Hilfe der C_i -Faktoren für Bauteile ohne Verdrehbehinderung berechnet. Der Herleitung dieser Beiwerte liegt die Annahme zugrunde, dass die Verschiebungen v und die Verdrehungen um die Trägerlängsachse ϑ über die Bauteillänge einen sinusförmigen Verlauf aufweisen. Diese Voraussetzung stellt eine Näherung dar, die in Abhängigkeit von der Momentenverteilung und den vorliegenden Randbedingungen mehr oder weniger realistisch ist. Insbesondere bei Bauteilen mit kontinuierlicher Drehbettung kann die Verformungsfigur durch diesen Ansatz häufig nicht zutreffend abgebildet werden.

Aus diesem Grund erfolgt im vorliegenden Abschnitt zunächst eine systematische Untersuchung, bei der die K_{ϑ} -Faktoren aus numerischen Berechnungen abgeleitet werden. Im Anschluss werden Bemessungshilfen für Bauteile mit Vouten angegeben.

7.1.1.1 Bauteile mit konstanter Höhe

Erste eigene Untersuchungen haben gezeigt, dass die erforderliche Drehbettung zum Erreichen von M_{cr*} stark vom Beanspruchungsverlauf des untersuchten Bauteils abhängt. Die Untersuchungen wurden daher zunächst an Bauteilen mit konstantem Querschnitt für eine große Variation von Beanspruchungsverläufen durchgeführt.

Die prinzipielle Vorgehensweise bei der Beurteilung der bestehenden Angaben für K_{ϑ} sowie bei der Herleitung von darüber hinaus gehenden Bemessungshilfen ist von der gewählten Traglastabminderungskurve unabhängig, jedoch nicht die Berechnung von konkreten Werten. Alle Angaben in diesem Abschnitt legen die speziellen Biegedrillknickkurven für Walzträger und gleichartige geschweißte Querschnitte gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] zu Grunde. Im Forschungsbericht [102] sind zusätzlich Bemessungsdiagramme aufgeführt, die auf der Biegedrillknickkurve nach DIN 18800, Teil 2, [R4], basieren.

7.1 Vermeidung des Biegedrillknickens durch Behinderung der Verformung

Zur Bestimmung der erforderlichen Drehbettung wurde eine Parameterstudie mit dem Programm LTBeam [S2] durchgeführt. Dabei wurden neben dem Beanspruchungsverlauf – ausgedrückt durch ψ und μ – auch die Bauteilgeometrie, d.h. Querschnitt und Bauteillänge, variiert. In einem iterativen Prozess wurde zunächst die Drehbettung C_9 ermittelt, die erforderlich ist, um M_{cr^*} nach Gleichung (7.2) zu erreichen. Anschließend wurde die Bedingung (7.3) nach K_9 aufgelöst und die Ergebnisse in Abhängigkeit von μ und ψ in Diagrammen dargestellt. Bild 7.2 zeigt ein solches Ergebnisdiagramm für ein IPE 600-Profil unter Randmomenten- und Querbelastung.

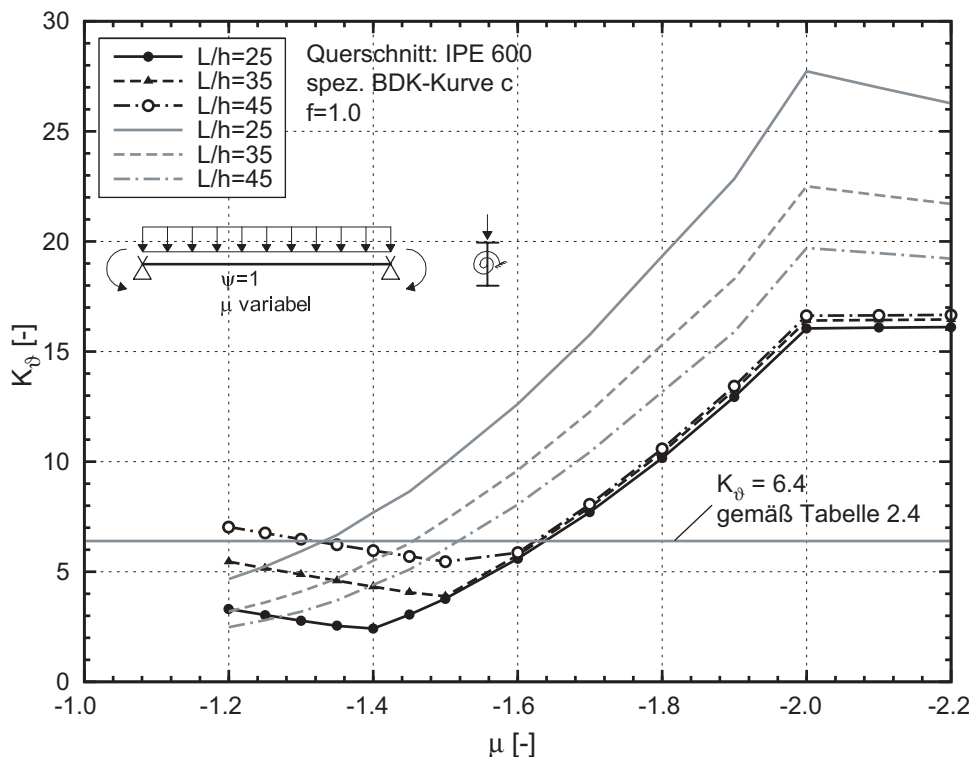


Bild 7.1: Numerisch und theoretisch ermittelte K_9 -Werte bei Zugrundelegung der speziellen Biegedrillknickkurve c ohne Berücksichtigung des Faktors f

Die tabellierten Werte in den Regelwerken in [R4] und [R8] erfassen Bauteile mit gegengleichen Randmomenten ($\psi = 1$) und zusätzlicher Querbelastung nur in Form des Falls, dass Stützmoment und Feldmoment betragsmäßig gleich groß sind. In der Terminologie dieser Arbeit entspricht das dem Fall $\mu=-2,0$. Das Profil IPE 600, für das die numerisch und theoretisch ermittelten K_9 -Werte in Bild 7.2 gegenübergestellt werden, ist gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] der speziellen Biegedrillknickkurve c zuzuordnen. Für den Belastungsfall mit $\psi = 1$ und $\mu=-2,0$ gilt gemäß Tabelle 2.4 $K_9 = 6,4$.

Die grau dargestellten Kurven in Bild 7.2 entsprechen dem theoretisch hergeleiteten Wert, der sich aus

$$C_9 \geq \frac{M_{pl}^2}{EI_z} \cdot \underbrace{\left(\frac{1}{\bar{\lambda}_{LT,grenz}^2 \cdot \zeta} \right)^2}_{K_9} \quad (7.4)$$

mit

$$\zeta = f(\psi, \mu) = \frac{M_{cr, M \neq konst}}{M_{cr, M = konst}} \quad (7.5)$$

ergibt. ζ ist in diesem Fall aus dem numerisch ermittelten Wert für M_{cr} zurückgerechnet und wird mit wachsender Länge des Bauteils größer. Die Grenze des baupraktisch relevanten Bereichs befindet sich bei Rahmentragwerken bei $\mu = -1,5$. Dies entspricht einer Volleinspannung an den Riegelenden. Beträgsmäßig kleinere μ -Werte können bei Bauteilen mit konstantem Querschnitt nicht erreicht werden, der Parameterbereich wird aber schon hier für die spätere Erweiterung auf gevoutete Bauteile untersucht. Im Ergebnis kann festgestellt werden, dass der theoretische Wert

$$K_9 = \left(\frac{1}{\bar{\lambda}_{LT,grenz}^2 \cdot \zeta} \right)^2 \quad (7.6)$$

im baupraktisch relevanten Bereich, d.h. für $\mu \geq -1,5$, stets auf der sicheren Seite liegt. Je gedrungenere das Bauteil, desto konservativer werden die Ergebnisse.

Der in Tabelle 2.4 angegebene Wert $K_9 = 6,4$ für den Fall $\mu = -2,0$ liegt hingegen in weiten Teilen unterhalb der numerisch ermittelten Ergebnisse. Dies liegt darin begründet, dass bei der Herleitung der Werte in Tabelle 2.4 die lastfallabhängige Modifikation der Biegedrillknickkurven durch den Faktor f nach Gleichung (2.22) berücksichtigt wurde. Im Ergebnis verlagert sich die Grenzschlankheit $\bar{\lambda}_{LT,grenz}$ gemäß Gleichung (7.1) in Richtung höherer Werte. In Bild 7.2 sind die numerisch ermittelten K_9 -Werte bei Zugrundelegung der speziellen Biegedrillknickkurve c und Berücksichtigung des Faktors f dargestellt. Gegenüber der Auswertung in Bild 7.1 ist eine signifikante Reduktion der K_9 -Werte festzustellen. Jedoch muss auch hier festgehalten werden, dass der in Tabelle 2.4 angegebene Wert $K_9 = 6,4$ für den Fall $\mu = -2,0$ gegenüber den numerisch ermittelten Ergebnissen auf der unsicheren Seite liegt. Dies ist damit zu erklären, dass bei der Herleitung ein ζ -Wert von 1,18 zu Grunde gelegt wurde. Betrachtet man den Verlauf von ζ in Abhängigkeit des dimensionslosen Torsionsparameters κ in [79], so ist der Wert 1,18 nicht der Minimalwert, sondern der Maximalwert, der sich bei dem hier beispielhaft

7.1 Vermeidung des Biegedrillknickens durch Behinderung der Verformung

untersuchten Profil IPE 600 erst bei einer – baupraktisch irrelevanten – Länge von ca. 180 m einstellt. Aus diesem Grund ergibt sich ein zu kleiner Wert für K_{ϑ} .

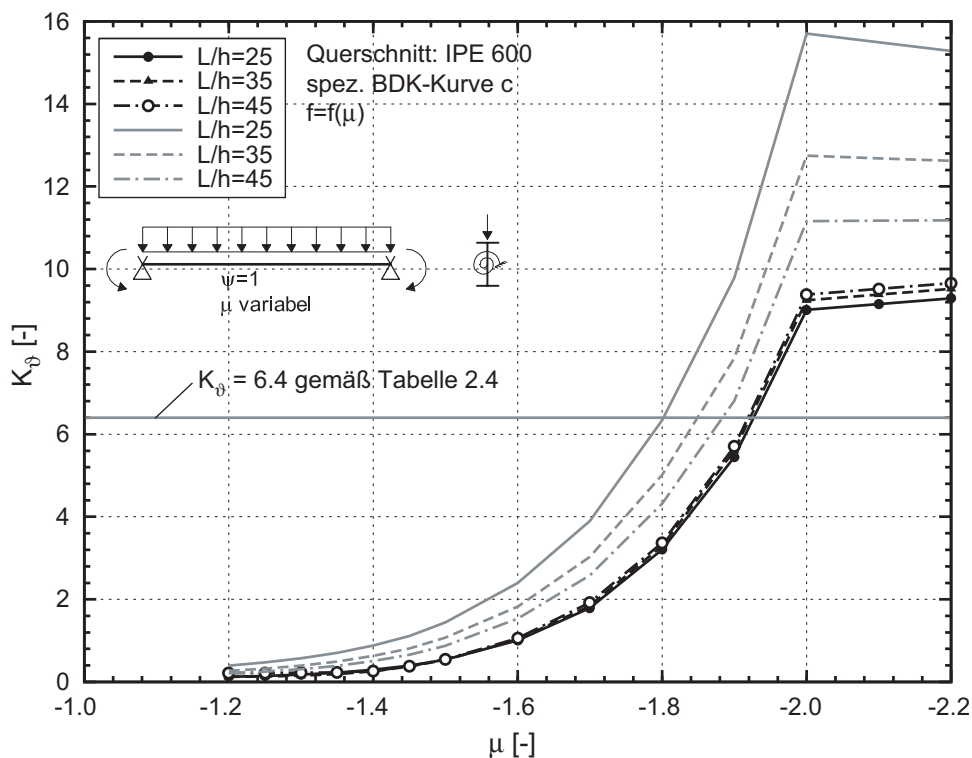


Bild 7.2: Numerisch und theoretisch ermittelte K_{ϑ} -Werte bei Zugrundelegung der speziellen Biegedrillknickkurve c und Berücksichtigung des Faktors f nach Gleichung (2.22)

Gleichzeitig wird jedoch deutlich, dass sich für Momentenverläufe, die von der Vorgabe, dass Stützmoment und Feldmoment betragsmäßig gleich groß sind abweichen, zum Teil deutlich kleinere K_{ϑ} -Werte ergeben. Ziel der Untersuchung war es daher, eine sichere und wirtschaftliche Festlegung für K_{ϑ} in Abhängigkeit des Beanspruchungsverlaufs herzuleiten.

Im Rahmen der Parameterstudie konnte festgestellt werden, dass keine ausgeprägte Abhängigkeit von K_{ϑ} von Trägerlänge und Querschnitt vorliegt. Da sich die maximalen K_{ϑ} -Werte jeweils für die Träger mit dem größten L/h-Verhältnis ergeben, wurden bei der Herleitung des Bemessungsvorschlags Träger mit einem, baupraktisch auf der sicheren Seite liegenden, L/h-Verhältnis von 60 untersucht.

In Bild 7.3 ist beispielhaft ein Bemessungsdiagramm zur Ermittlung der erforderlichen kontinuierlichen Drehfedersteifigkeit dargestellt. Aus dem Diagramm kann K_{ϑ} in Abhängigkeit der Belastungsparameter ψ und μ abgelesen werden und anschließend die erforderliche Steifigkeit der Drehbettung mit Hilfe von Gleichung (7.3) ermittelt werden. Das Beispieldiagramm gilt in Verbindung mit der Biegedrillknickkurve b und ohne Berücksichtigung des Modifikationsfaktors f ($f = k_c = 1,0$).

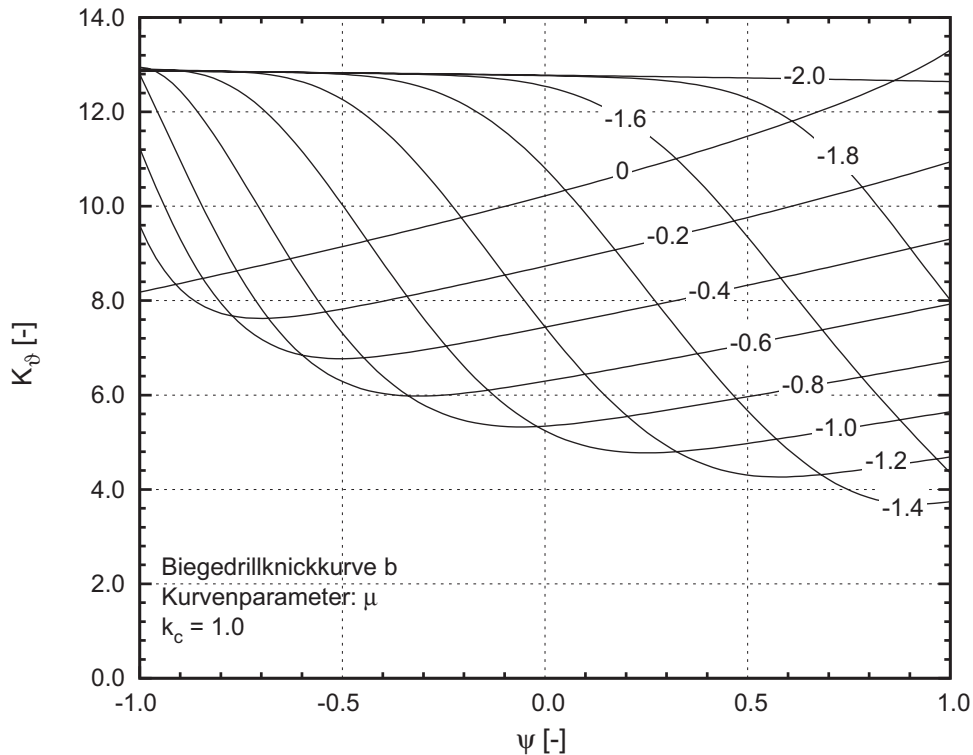


Bild 7.3: Beiwert K_θ zur Berechnung der erforderlichen Drehbettung für Träger mit konstantem Querschnitt

Insgesamt liegen folgende Bemessungsdiagramme zur Ermittlung von K_θ vor, die im Anhang C zusammengefasst sind:

- je ein Diagramm für die speziellen Biegedrillknickkurven b und c mit $k_c=f(\mu,\psi)$
- je ein Diagramm für die speziellen Biegedrillknickkurven b und c mit $k_c=1,0$
- je ein Diagramm für die speziellen Biegedrillknickkurven b und c mit $k_c=1,0$ bei gleichzeitiger Wirkung einer gebundenen Drehachse

Die Werte in den hier vorgestellten Bemessungsdiagrammen weichen zum Teil recht deutlich von den Angaben in Tabelle 2.4 ab. Der Hauptgrund hierfür ist darin zu suchen, wie der Momentenverlauf bei der Ermittlung von M_{cr} berücksichtigt wird. Der Tabelle 2.4 liegen die Werte für C_1 und C_2 zugrunde, die für ein Bauteil ohne Drehbettung ermittelt wurden. Diese Festlegung impliziert die Annahme einer Verformungsfigur, die derjenigen des freien Bauteils ohne Drehbettung entspricht. Ist eine Drehbettung vorhanden, so kann die tatsächliche Verformungsfigur mehr oder weniger stark von dieser Annahme abweichen, so dass die Koeffizienten C_i das reale Tragverhalten nicht korrekt abbilden. Die K_θ -Werte aus den hier vorgestellten Bemessungshilfen basieren auf der numerisch ermittelten erforderlichen Drehbettung und sind daher zum Teil größer als die Werte in Tabel-

le 2.4. Auf der anderen Seite stellen die ausgewählten Werte in Tabelle 2.4 Maximalwerte für eine ganze Klasse von Beanspruchungsverläufen dar. Durch die verfeinerte Darstellung in den hier vorgestellten Bemessungshilfen kann in vielen Fällen eine geringere erforderliche Drehbettung berechnet werden, als dies mit Tabelle 2.4 möglich ist.

Im Hinblick auf eine Erweiterung auf gevoutete Bauteile bietet es sich an, zu überprüfen, ob ein direkter Zusammenhang zwischen dem Beiwert K_ϑ und dem Koeffizienten k_c besteht. In Abschnitt 6.3 konnte gezeigt werden, dass das Biegedrillknickverhalten von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt durch die speziellen Biegedrillknickkurven unter Berücksichtigung des Modifikationsfaktors f gut wiedergegeben werden, sofern letzterer anhand des Verlaufs der Querschnittsausnutzung über die Bauteillänge bestimmt wird. Hierzu ist die Ermittlung des Beiwerts k_c erforderlich, der somit als bekannt vorausgesetzt werden kann. Durch eine Darstellung von K_ϑ in Abhängigkeit von k_c könnte somit der Einfluss eines nicht-konstanten Beanspruchungsverlaufs auf die erforderliche Steifigkeit der Drehbettung auf einfache Weise berücksichtigt werden.

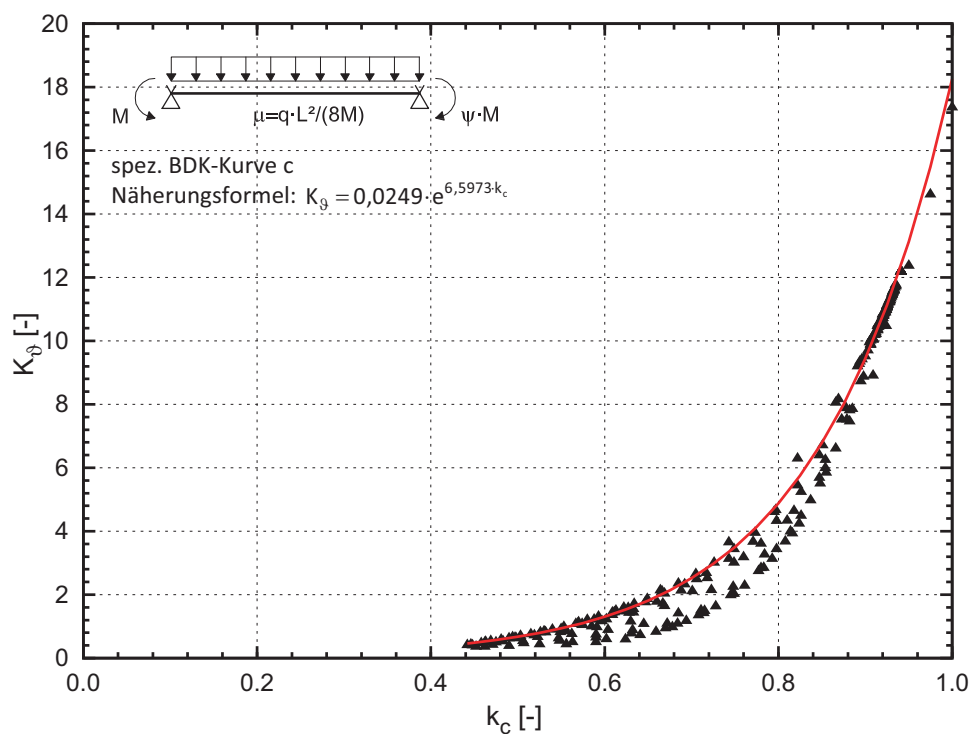


Bild 7.4: K_ϑ in Abhängigkeit vom Beiwert k_c , welcher der Modifikation der Biegedrillknickkurven zu Grunde liegt

Bild 7.4 zeigt die Auswertung der oben angesprochenen Parameterstudie, wobei der Faktor K_ϑ über k_c aufgetragen ist. Insbesondere im Bereich mittlerer k_c -Werte zeigt sich eine deutliche Streuung der Ergebnisse. Diese ist dadurch begründet,

dass sich für zum Teil deutlich unterschiedliche Beanspruchungsverläufe identische k_c -Werte ergeben. Auf der sicheren Seite liegend können jedoch folgende Näherungsgleichungen für die Berechnung der erforderlichen Drehbettung angegeben werden:

$$\begin{aligned} K_g &= 0,0051 \cdot e^{7,8724 \cdot k_c} && \text{BDK-Kurve b} \\ K_g &= 0,0249 \cdot e^{6,5973 \cdot k_c} && \text{BDK-Kurve c} \end{aligned} \quad (7.7)$$

Für die abschließende Bewertung der vorgeschlagenen Bemessungshilfen ist eine Untersuchung auf Traglastniveau erforderlich. Dabei ist von besonderem Interesse, ob bei Berücksichtigung des Momentenverlaufs durch den Faktor k_c , und somit bei Verwendung reduzierter erforderlicher Drehbettungswerte, gewährleistet ist, dass die Bauteiltragfähigkeit die Querschnittstragfähigkeit erreicht.

Aus diesem Grund wurde eine Parameterstudie durchgeführt, bei der der Verlauf der äußeren Biegemomente und die Bauteillänge variiert wurden. Die vorhandene Drehbettung wurde mit Gleichung (7.3) bestimmt, wobei der Faktor k_c bei der Ermittlung von K_g berücksichtigt wurde.

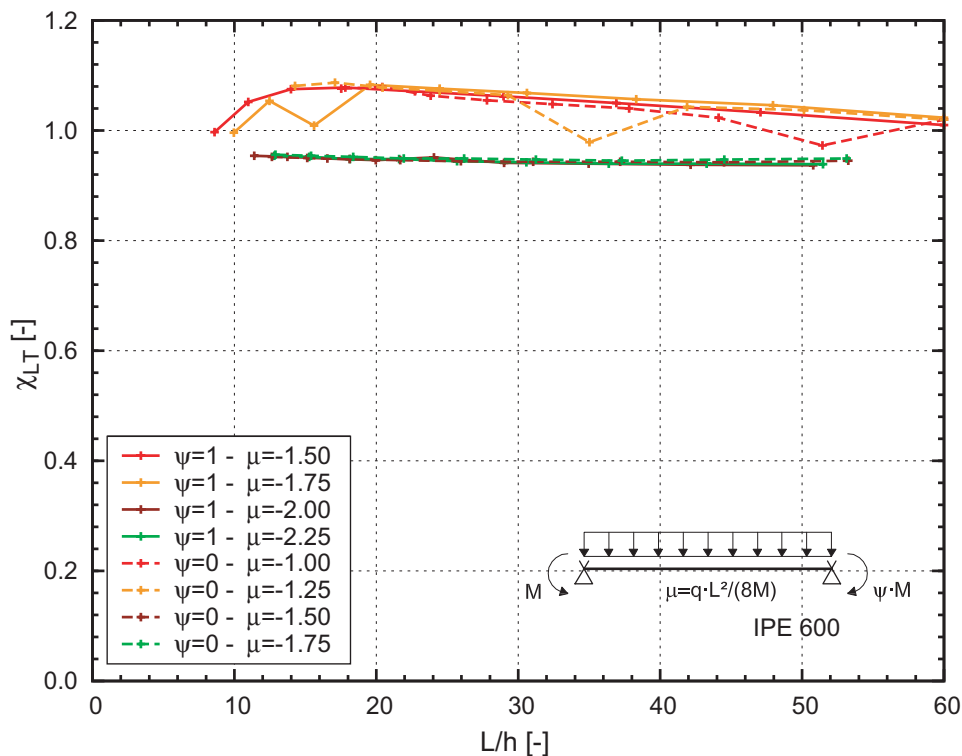


Bild 7.5: Numerisch ermittelte Traglasten unter Berücksichtigung einer kontinuierlichen Drehbettung C_g ausgewertet für unterschiedliche Biegemomentenverläufe

Es zeigt sich, dass bei den Lastfallkombinationen, bei denen sich die Stelle x_{kr} mit der maximalen Querschnittsausnutzung infolge des äußeren Moments am Bauteil-

7.1 Vermeidung des Biegedrillknickens durch Behinderung der Verformung

lende befindet, das Erreichen von $\chi_{LT} = 1,0$ problemlos möglich ist. Im Diagramm entsprechen diese Lastfallkombinationen der roten und der orangen Kurve. Bei den Beanspruchungsverläufen, bei denen die maßgebende Stelle x_{kr} in Feldmitte liegt, werden nur ca. 95% der Querschnittstragfähigkeit erreicht. Diese Lastfallkombinationen entsprechen genau jenen, bei denen die Verwendung von k_c bei der Ermittlung der rechnerischen Tragfähigkeit zu Ergebnissen führt, die gegenüber den numerisch ermittelten Traglasten auf der unsicheren Seite liegen. Gemäß Abschnitt 6.2.4 ist hier f mit Hilfe von Gleichung (6.7) zu begrenzen. In Bild 7.6 sind die Verformungsfigur im Traglastzustand sowie die Momenten-Verdrehungsbeziehung für einen ausgewählten Träger mit und ohne Drehbettung dargestellt. Sowohl die Verdrehungen um die Bauteillängsachse als auch die seitlichen Verschiebungen können durch die Drehbettung signifikant reduziert werden.

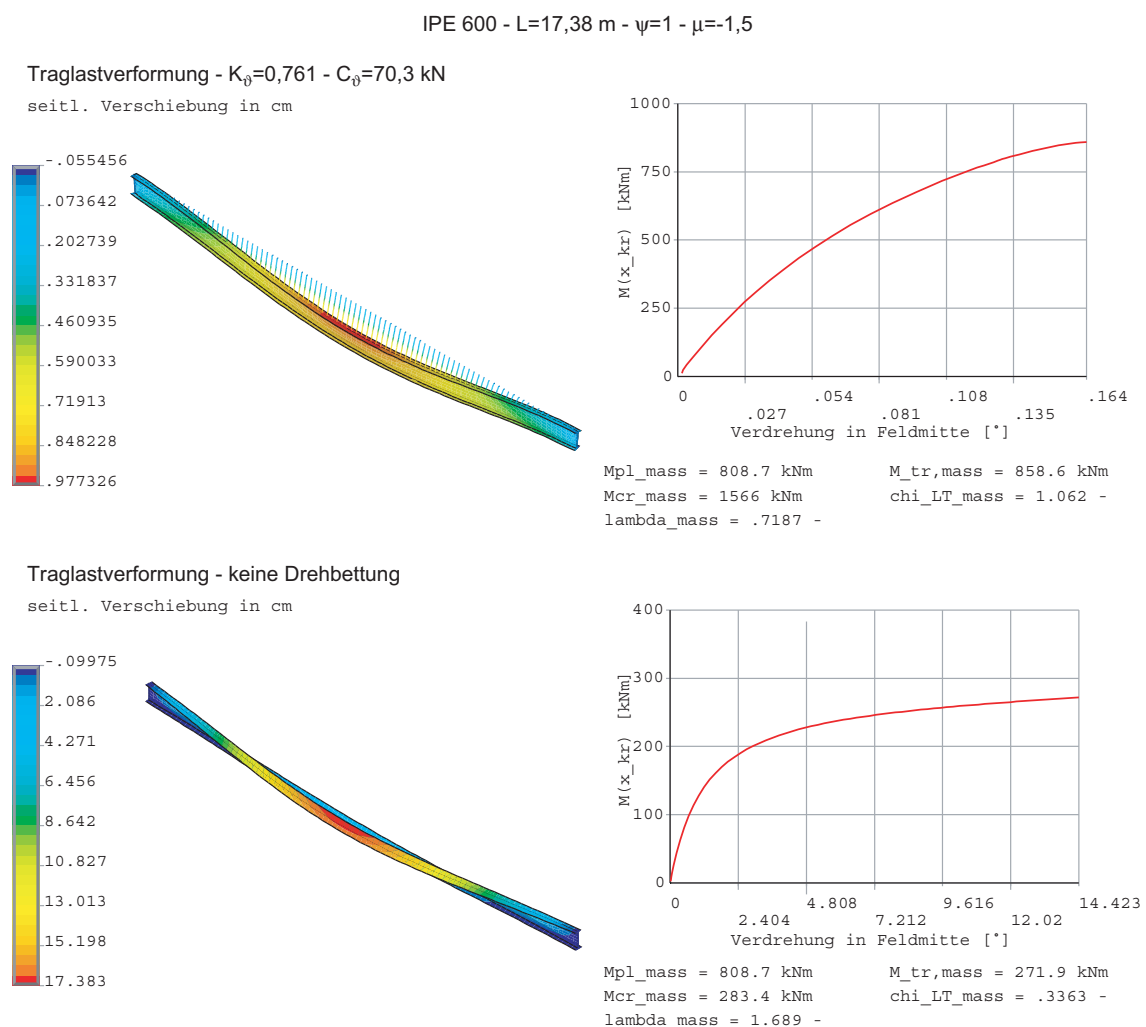


Bild 7.6: Traglastverformung und Last-Verformungskurve für ein Bauteil mit und ohne Drehbettung

7.1.1.2 Bauteile mit veränderlicher Höhe

Betrachtet man nun einen Träger mit veränderlichem Querschnitt, so ist anstelle des – über die Trägerlänge veränderlichen – Wertes M_{pl} die maximal aufnehmbare Biegebeanspruchung des Bauteils zu berücksichtigen. Diese ist ein Systemparameter und wird definiert durch den Laststeigerungsfaktor

$$\alpha_{ult,k} = \min. \frac{M_{pl}(x)}{M_{y,Ed}^II(x)} \quad (7.8)$$

sowie das maximale vorhandene Moment. Es ergibt sich somit

$$C_{9,k} \geq \frac{(\alpha_{ult,k} \cdot \max. M)^2}{EI_z} \cdot K_9 \quad (7.9)$$

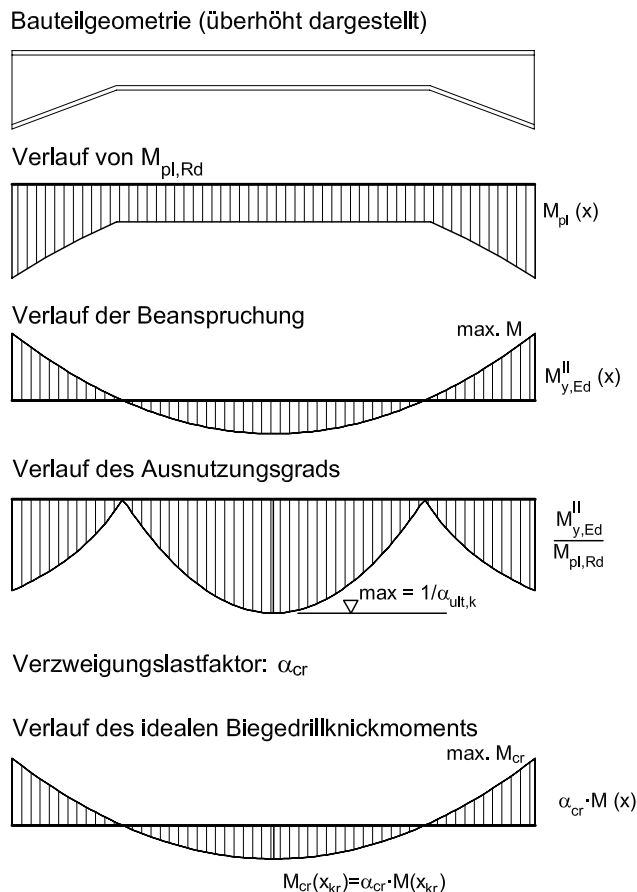


Bild 7.7: Definition von $\alpha_{ult,k}$

Die Parameterstudie wurde auf gevoutete Bauteile erweitert. Die Bestimmung der K_9 -Beiwerte für gevoutete Bauteile erfolgte wiederum derart, dass zunächst die erforderliche Drehbettung C_9 mit dem Programm LTBeam [S2] bestimmt und

7.1 Vermeidung des Biegedrillknickens durch Behinderung der Verformung

anschließend die Gleichung (7.9) nach K_{ϑ} aufgelöst wurde. Bild 7.8 zeigt beispielhaft die Auswertung dieser Untersuchung.

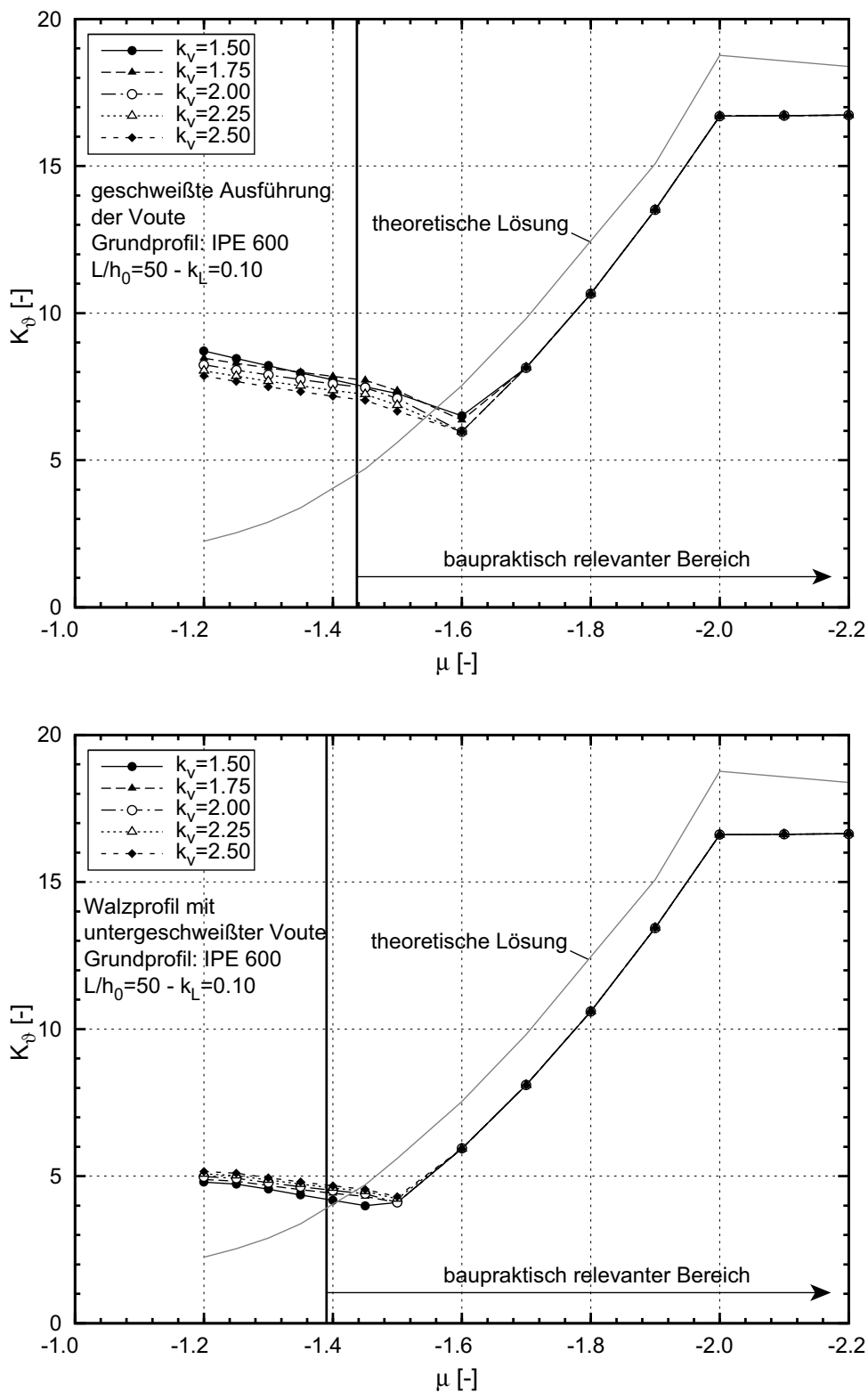


Bild 7.8: Erforderliche Drehbettung – numerische Ergebnisse und theoretische Lösung im Vergleich

Die theoretische Lösung wurde mit Hilfe von (7.6) aus den numerisch ermittelten idealen Biegedrillknickmomenten unter konstanter und nichtkonstanter Momentenbeanspruchung unter Berücksichtigung der veränderlichen Querschnittswerte zurückgerechnet. Es zeigt sich, dass nahezu keine Abhängigkeit der Ergebnisse von den Parametern k_L und k_V , die den Voutenverlauf beschreiben, vorliegt.

Insbesondere für den Fall der geschweißten Voute fällt der baupraktisch relevante Bereich teilweise in den Abschnitt des Diagramms, in dem die theoretische Lösung zu günstig liegt, d.h. zu geringe erforderliche Drehbettungswerte liefert.

Als Ergebnis der Parameterstudie zeigte sich, dass die Art der Voute – geschweißtes Profil oder Walzprofil mit untergeschweißter Voute – einen wesentlich größeren Einfluss auf die Ergebnisse hat, als die Voutengeometrie, ausgedrückt durch k_V und k_L . Eine Abhängigkeit der numerisch ermittelten Mindestwerte für C_9 von den Parametern k_L und k_V konnte nur im Bereich betragsmäßig kleiner μ -Werte festgestellt werden, im rechten Teil des Diagramms sind die Ergebnisse vom Voutenverlauf unabhängig. Dies liegt darin begründet, dass sich die maßgebende Stelle im Träger mit fallendem μ -Verhältnis von der Voute hin zum Querschnitt in Feldmitte verschiebt.

Des Weiteren zeigte sich, dass die K_9 -Werte für Bauteile mit konstanter Höhe ohne weiteres für gevoutete Bauteile übernommen werden können. Lediglich bei der zweiflanschigen (geschweißten) Voutenausbildung liegen diese Werte in einigen wenigen Fällen leicht auf der unsicheren Seite. Da die Berechnungen jedoch auf der sicheren Seite liegend mit $k_c = f = 1,0$ durchgeführt wurden, kann diese Unterschreitung toleriert werden.

Mit Hilfe der Bemessungsdiagramme und mit Formel (7.9) kann die erforderliche Drehbettung für Bauteile mit Vouten ermittelt werden. Für den konstanten Träger geht (7.9) in die bekannte Formel aus den Normen über.

Für die abschließende Bewertung der vorgeschlagenen Bemessungshilfen wird in Analogie zu Abschnitt 7.1.1.1 eine Untersuchung auf Traglastniveau durchgeführt. Bild 7.9 zeigt die Ergebnisse der numerischen Traglastberechnungen an einem Biegeträger mit beidseitig angeordneten Vouten in geschweißter, d.h. zweiflanschiger Ausführung. Dabei wird die bezogene Voutenlänge k_L variiert, die bezogene Voutenhöhe wird konstant zu $k_V = 1,75$ gewählt. Für die Untersuchung wurde der Momentenverlauf so festgelegt, dass sich in Feldmitte und am Bauteilende infolge der äußeren Momente dieselbe Querschnittsausnutzung ergibt.

Die Ermittlung der angesetzten Drehbettung nach Gleichung (7.9) ist in Tabelle 7.1 zusammengefasst. Dabei wird zunächst der Faktor k_c bei der Ermittlung von K_9 vernachlässigt. Im nächsten Schritt wird überprüft, ob die günstige Wirkung des über die Bauteillänge veränderlichen Verlaufs der Querschnittsausnutzung einen

7.1 Vermeidung des Biegedrillknickens durch Behinderung der Verformung

Einfluss auf die Festlegung der zu verwendenden Traglastabminderungskurve und somit auch auf die erforderliche Drehbettung hat. Hierzu wird in Tabelle 7.2 der Hilfwert k_c gemäß Bild 6.41 anhand des Ausnutzungsverlaufs $\rho(x)$ bestimmt und dann der Beiwert K_9 mit Hilfe der Näherungsformel (7.7) berechnet. Dabei zeigt sich, dass sich durch Berücksichtigung des Ausnutzungsverlaufs bei der bezogenen Voutenlänge $k_L = 0,05$ ein kleinerer Wert für K_9 ergibt. Bei den anderen Voutenlängen ist K_9 größer als nach Tabelle 7.1. Da in Bild 7.4 gezeigt wurde, dass K_9 nicht allein von k_c abhängt, und die Näherungsformel (7.7) auf der sicheren Seite liegt, ist es zulässig, für diese Fälle den kleineren K_9 -Wert aus dem Bemessungsdiagramm, welches für $k_c = f = 1$ gilt, zu verwenden.

Tabelle 7.1: Ermittlung der in der FE-Berechnung angesetzten Drehbettung nach Gleichung (7.9)

k_L [-]	ψ [-]	μ [-]	x_{kr}/L [-]	$\alpha_{ult,k} \cdot \max. M$ [kNm]	K_9 [-]	I_z [cm ⁴]	C_9 [kN]
0,05	1	-1,459	0,05	1118,8	7,484	3371,9	1323,1
0,10	1	-1,459	0,10	1703,3	7,484	3371,9	3066,4
0,15	1	-1,459	0,00	1762,1	7,484	3371,9	3281,9
0,20	1	-1,459	0,00	1762,1	7,484	3371,9	3281,9

Tabelle 7.2: Ermittlung des Hilfwertes k_c anhand des Ausnutzungsverlaufs $\rho(x)$ und Bestimmung von K_9 mit der Näherungsformel (7.7)

k_L [-]	x_{kr}/L [-]	$\rho(0)$ [-]	$\rho(k_L \cdot L)$ [-]	$\rho(L/2)$ [-]	ψ_0 [-]	μ_0 [-]	$k_{c,\rho}$ [-]	K_9 [-]
0,05	0,05	0,63	1,00	-0,63	1	-1,63	0,70	2,59
0,10	0,10	0,97	1,00	-0,97	1	-1,97	0,88	8,42
0,15	0,00	1,00	0,56	-1,00	1	-2,00	0,90	9,42
0,20	0,00	1,00	0,14	-1,00	1	-2,00	0,90	9,42

In Bild 7.9 sind die numerisch ermittelten Traglasten, die sich unter Ansatz der Drehbettung gemäß Tabelle 7.1 ergeben, als durchgezogene Linie dargestellt. Die gestrichelte Kurve für den Fall $k_L = 0,05$ korrespondiert zu K_9 aus Tabelle 7.2. Es zeigt sich auch hier, dass die Bauteiltragfähigkeit den Zielwert von 95% der Querschnittstragfähigkeit für die untersuchten Fälle erreicht. Befindet sich die Stelle x_{kr} mit der maximalen Querschnittsausnutzung infolge des äußeren Moments in der Nähe des Endauflagers, kann sogar $\chi_{LT} = 1,0$ erreicht werden. Die Unterschiede zwischen der durchgezogenen und der gestrichelten roten Kurve resultieren

ausschließlich aus der schrittweisen Lastaufbringung in der numerischen Traglastanalyse. Somit kann die Näherungsformel (7.7) bestätigt werden.

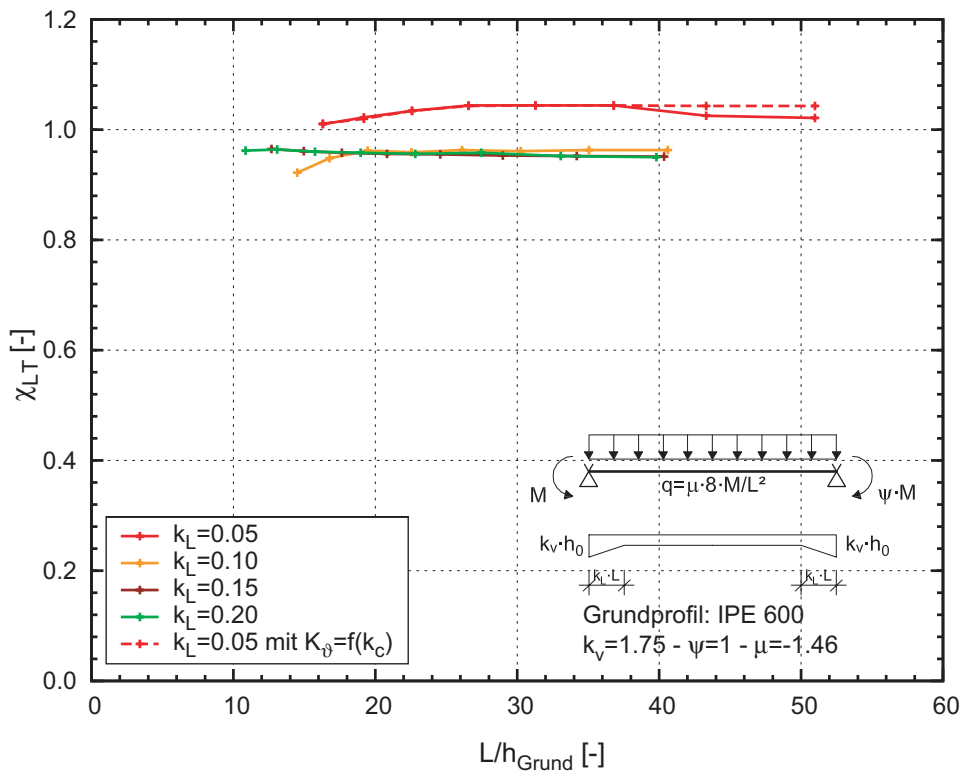


Bild 7.9: Ergebnisse der numerischen Traglastberechnungen an einem Biegeträger mit beidseitig angeordneten Vouten in geschweißter Ausführung

7.1.2 Bauteile mit kontinuierlicher seitlicher Stützung

7.1.2.1 Auswirkung eines Schubfelds auf das Biegedrillknickverhalten

Bevor im Folgenden weitergehende Bemessungshilfen für Bauteile mit und ohne Voute hergeleitet werden, soll die Wirkungsweise einer kontinuierlichen seitlichen Halterung zunächst anhand eines einfachen Beispiels gezeigt werden. Betrachtet wird ein beidseitig gabelgelagerter Träger, der durch gegengleiche Endmomente beansprucht wird und am Druck- bzw. am Zuggurt seitlich gehalten ist.

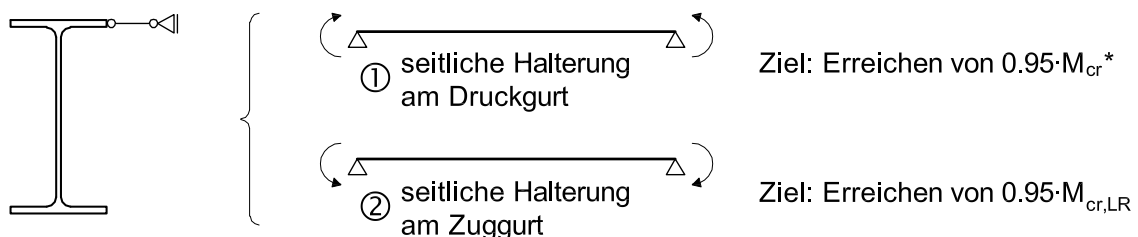


Bild 7.10: Wirkungsweise einer kontinuierlichen seitlichen Halterung am Obergurt – Beispiel

Für den Fall, dass die – ausreichend steife – seitliche Halterung am Druckgurt angreift, kann ein Versagen durch Biegedrillknicken vollständig ausgeschlossen werden, das ideale Biegedrillknickmoment ist unendlich groß. Im Umkehrschluss bedeutet dies jedoch, dass zum Erreichen dieses Wertes auch eine unendliche Steifigkeit erforderlich ist. Für die praktische Berechnung ist es jedoch ausreichend, wenn das ideale Biegedrillknickmoment ausreichend groß ist, um ein vorzeitiges Biegedrillknickversagen auszuschließen. Konkret bedeutet dies, dass die plastische Querschnittstragfähigkeit erreicht werden muss, bevor ein Versagen durch Biegedrillknicken auftritt. Aus dieser Bedingung kann auf ein erforderliches ideales Biegedrillknickmoment M_{cr*} geschlossen werden und die erforderliche Schubsteifigkeit zum Erreichen dieses Wertes kann in Form von Bemessungshilfen aufbereitet werden. Diese Vorgehensweise entspricht der Bedingung (2.127) und führt im Ergebnis dazu, dass zwar keine gebundene Drehachse erzwungen, aber M_{cr*} erreicht wird.

Betrachtet man nun den Fall, dass die seitliche Halterung am Zuggurt angreift, so tritt bei schlanken Bauteilen selbst bei starrer seitlicher Halterung stets ein vorzeitiges Biegedrillknickversagen auf. Es bildet sich eine Zwangsdrehachse auf Höhe der seitlichen Halterung aus, und das zugehörige ideale Biegedrillknickmoment – hier mit $M_{cr,LR}$ bezeichnet – bleibt kleiner als M_{cr*} . Der Wert $M_{cr,LR}$, der sich bei starrer seitlicher Halterung einstellt, ist zwar größer als das ideale Biegedrillknickmoment bei freier Drehachse, liegt jedoch in derselben Größenordnung. Die erforderliche Schubsteifigkeit zum Erreichen von $0,95 \cdot M_{cr,LR}$ ist – im Vergleich zu dem Fall mit Halterung am Druckgurt – gering. Diese Vorgehensweise entspricht der Bedingung (2.118) und führt im Ergebnis dazu, dass zwar eine gebundene Drehachse erzwungen wird, nicht aber M_{cr*} erreicht wird.

Diese Beobachtungen lassen sich ebenfalls auf den baupraktisch relevanteren Fall eines Trägers mit Randmomenten- und Querbeanspruchung, wie er beispielsweise als Rahmenriegel oder bei Durchlaufträgern vorkommt, übertragen. Es wird dabei stets davon ausgegangen, dass die seitliche Halterung am Obergurt anschließt. Beanspruchungsverläufe, bei denen große Bereiche des Obergurts unter Druckbeanspruchung stehen, d.h. das Feldmoment ist betragsmäßig groß im Vergleich zum Stützmoment, entsprechen dem zuerst beschriebenen Fall, Verläufe mit kleinem $M_F/|M_S|$ -Verhältnis dem letztgenannten.

In Abschnitt 7.1.2.2 wird zunächst das Ziel verfolgt, das Kriterium (2.127) auf Fälle mit durchschlagendem Momentenverlauf zu erweitern. Dies führt im Ergebnis zur Angabe von Konstruktionsregeln, bei deren Einhaltung kein Biegedrillknicken auftritt. Diese Zielsetzung hat gegenüber der Frage, wie groß die erforderliche Schubfeldsteifigkeit zur Ausbildung einer gebundenen Drehachse sein muss, Priorität, da mit den entsprechenden Bemessungshilfen sichergestellt werden kann,

dass zum einen ein aufwändiger BDK-Nachweis entfallen und zum anderen die Querschnittstragfähigkeit voll ausgenutzt werden kann. Im Unterschied dazu müssen für den Fall, dass die vorhandene Schubsteifigkeit ausreicht, um eine gebundene Drehachse zu erzwingen, stets weitere Berechnungsschritte durchgeführt werden. Weiterführende Untersuchungen im Sinne der Bedingung (2.118) folgen daher in Abschnitt 7.2.2.

7.1.2.2 Ermittlung der erforderlichen Schubfeldsteifigkeit zur Vermeidung des Biegedrillknickens

Im Folgenden wird zunächst das Ziel verfolgt, das Kriterium (2.127) auf Fälle mit durchschlagendem Momentenverlauf zu erweitern. Dies führt im Ergebnis zur Angabe von Konstruktionsregeln, bei deren Einhaltung kein Biegedrillknicken auftritt. Anstelle des konstanten Wertes 10,2 wird ein Faktor K_S zur Bestimmung der erforderlichen Schubfeldsteifigkeit eingeführt.

$$S \geq K_S \cdot \frac{M_{pl}}{h} \quad (7.10)$$

In Analogie zu Abschnitt 7.1.1 wird die Schubfeldsteifigkeit dann als ausreichend angesehen, wenn das ideale Biegedrillknickmoment den Wert M_{cr^*} nach Gleichung (7.2) erreicht.

Bild 7.11 zeigt, dass M_{cr^*} nach Gleichung (7.2) bei Ansatz einer vorhandenen Schubfeldsteifigkeit nach (2.127) bei Momentenverläufen ohne Vorzeichenwechsel mühelos erreicht werden kann. In einigen Fällen kann sogar $M_{cr} \geq 6,25 M_{pl}$ erreicht werden, was zu einer bezogenen Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT} \leq 0,4$ führt. Biegedrillknicken kann also ausgeschlossen werden. Anders verhält es sich bei Bauteilen mit durchschlagendem Momentenverlauf. Es wird deutlich, dass zum Erreichen von M_{cr^*} größere Schubfeldsteifigkeiten erforderlich sind.

Die Größe der Schubfeldsteifigkeit, die erforderlich ist, um ein Biegedrillknickversagen auszuschließen, hängt maßgeblich von dem Verhältnis

$$\frac{M_{cr(S \rightarrow \infty)}}{M_{cr^*}} = \frac{M_{cr,LR}}{M_{cr^*}} \quad (7.11)$$

ab, welches im Folgenden als Eingangswert für die Bestimmung der erforderlichen Schubfeldsteifigkeit dient.

7.1 Vermeidung des Biegedrillknickens durch Behinderung der Verformung

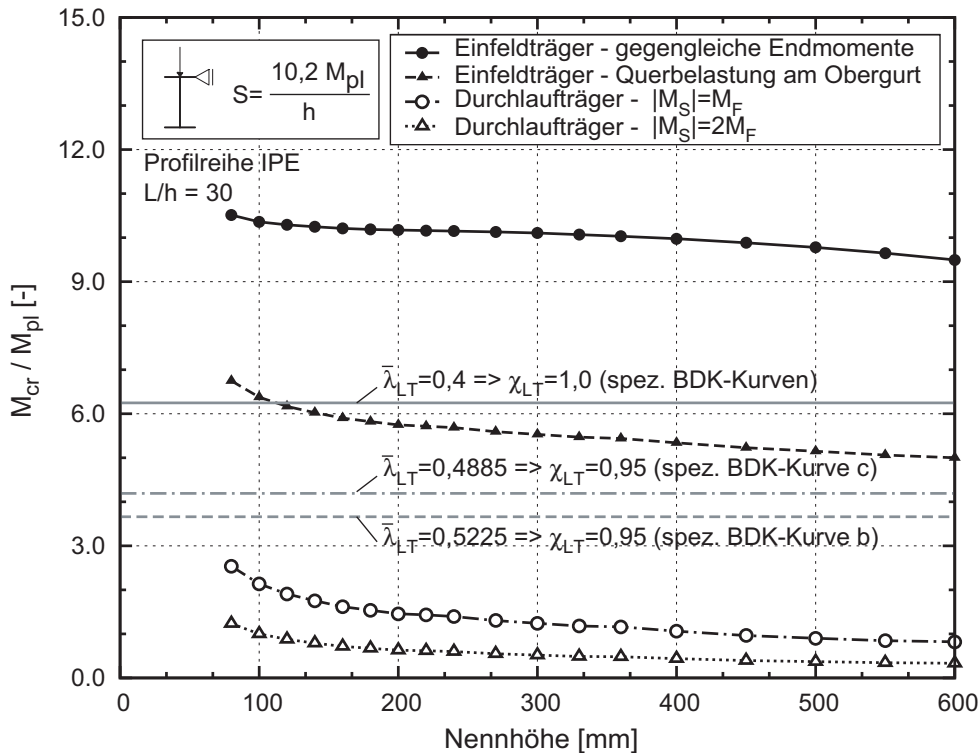


Bild 7.11: Vorhandenes ideales Biegedrillknickmoment bei Ansatz der erforderlichen Schubsteifigkeit nach (2.127)

Ist das ideale Biegedrillknickmoment unter Ansatz einer gebundenen Drehachse $M_{cr,LR}$ wesentlich größer als das erforderliche ideale Biegedrillknickmoment nach Gleichung (7.2), so sind kleine Werte für S ausreichend. Nähert sich das Verhältnis gemäß Gleichung (7.11) dem Wert eins, so muss annähernd eine starre seitliche Halterung vorliegen, um M_{cr*} zu erreichen. Die erforderliche Schubfeldsteifigkeit steigt stark an. Für den Fall, dass das erforderliche ideale Biegedrillknickmoment nach Gleichung (7.2) auch bei Ansatz einer starren seitlichen Halterung nicht erreicht werden kann, wird Gleichung (7.11) kleiner als eins.

In einem ersten Schritt muss daher der Wert $M_{cr,LR}$ bestimmt werden. In der einschlägigen Literatur ist die Darstellung des idealen Biegedrillknickmoments in der Form

$$M_{cr,LR} = \frac{k}{L} \sqrt{EI_z \cdot GI_T} \quad (7.12)$$

üblich, wobei der Wert k für unterschiedliche Beanspruchungsarten aus Diagrammen abgelesen werden kann. Ein derartiges Diagramm, in dem k in Abhängigkeit vom Belastungsparameter μ und über dem dimensionslosen Torsionsparameter k aufgetragen ist, ist in Bild 2.19 dargestellt. Auf der sicheren Seite liegend ist die Kenntnis des minimalen Wertes für k ausreichend, dieser ist in Abhängigkeit von μ in Bild 7.12 dargestellt. Es gilt somit

$$M_{cr,LR} = \frac{k_{min}}{L} \sqrt{EI_z \cdot GI_T} \quad (7.13)$$

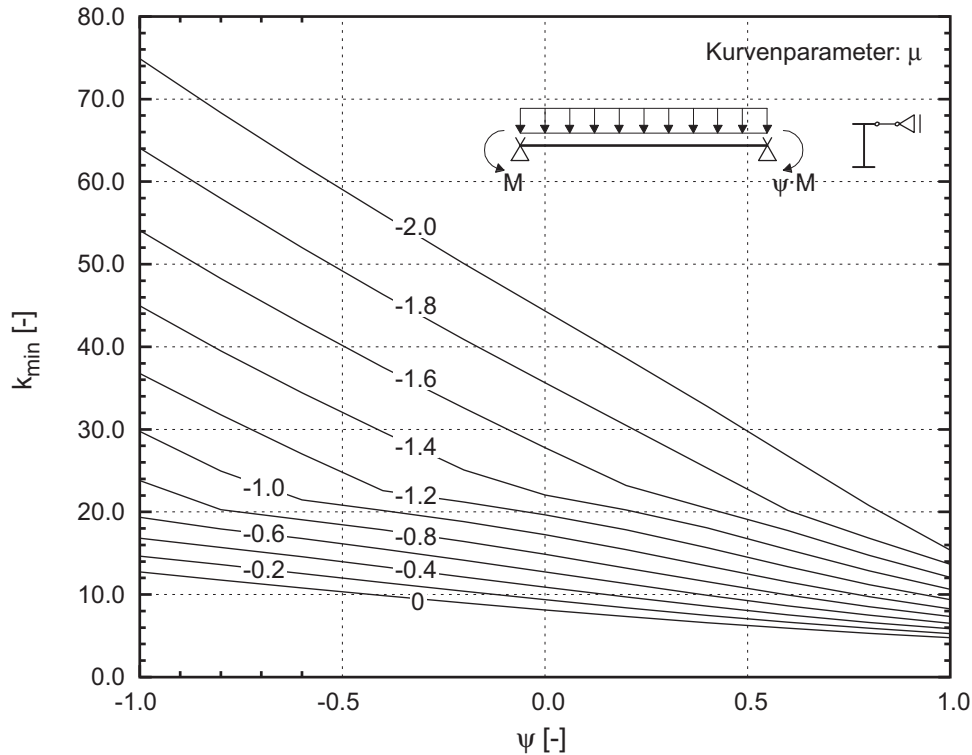


Bild 7.12: Ausgewertete Minimalwerte für k

Der Faktor K_5 wurde im Rahmen einer Parameterstudie mit dem Programm LTBeam [S2] numerisch ermittelt. Die ergänzend durchgeführten Finite-Element-Berechnungen mit dem Programm Ansys dienen dabei zum Vergleich und zur graphischen Veranschaulichung der Ergebnisse.

Es wurde wie folgt vorgegangen: In einem ersten Schritt wurde die seitliche Verschiebung des Obergurtes vollständig verhindert. Erreichte das ideale Biegedrillknickmoment den Zielwert M_{cr*} nicht, wurde die Berechnung abgebrochen. Andernfalls wurde zunächst ein Träger ohne seitliche Halterung untersucht und die vorhandene Schubfeldsteifigkeit im Anschluss iterativ so lange gesteigert, bis M_{cr*} erreicht wurde. Als Ergebnis lag dann die erforderliche Schubfeldsteifigkeit S in kN vor, woraus durch Umstellen der Gleichung (7.10) der Beiwert K_5 abgeleitet werden konnte. Variiert wurden hierbei der

- Belastungsparameter μ , sowie
- Trägerquerschnitt und -länge

7.1 Vermeidung des Biegedrillknickens durch Behinderung der Verformung

In Bild 7.13 ist als Ergebnis der Parameterstudie der Beiwert K_S über dem Eingangswert $M_{cr,LR}/M_{cr*}$ dargestellt. Ergänzend wurden Finite-Element-Berechnungen mit dem Programm Ansys durchgeführt.

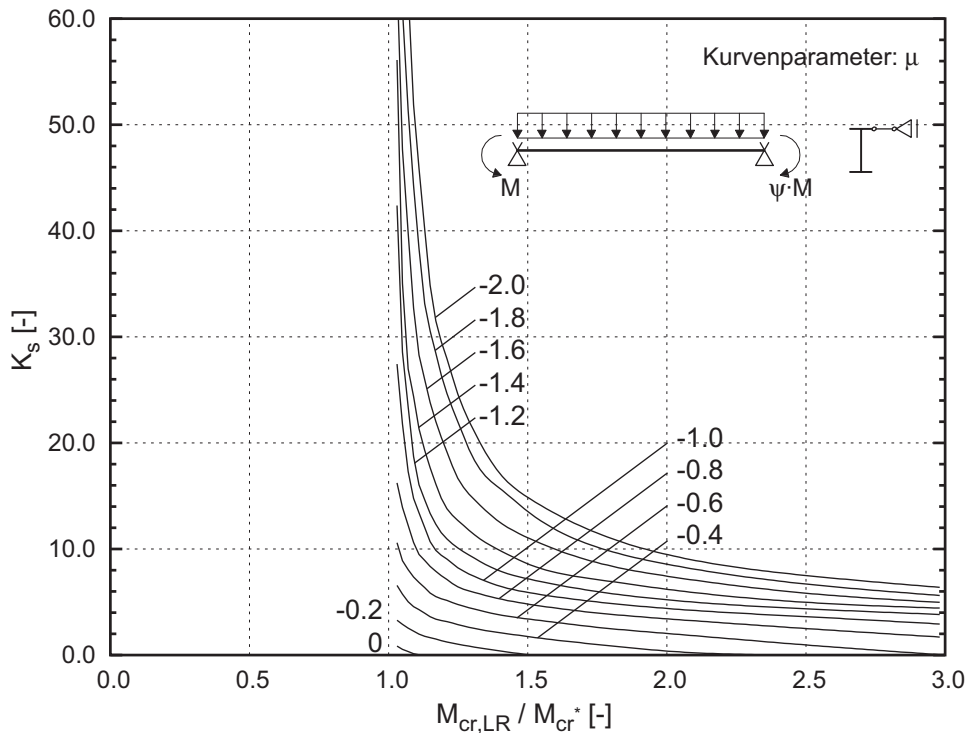


Bild 7.13: Beiwert K_S zur Bestimmung der erforderlichen Schubsteifigkeit

Es soll nun untersucht werden, ob das Biegedrillknickversagen in baupraktischen Fällen durch eine seitliche Stützung wirkungsvoll verhindert werden kann. Dies ist nicht nur von der Größe der maximal erzielbaren vorhandenen Schubfeldsteifigkeit abhängig. Haupteinflussfaktor ist das vorhandene Verhältnis $M_{cr,LR}/M_{cr*}$, das im Folgenden für baupraktisch relevante Fälle untersucht wird.

Der Wert $M_{cr,LR}$ hängt bei gegebenen Querschnittswerten nur noch vom Beanspruchungsverlauf ab. Mit abnehmenden μ -Werten steigt k_{min} gemäß Bild 7.12 an und somit auch $M_{cr,LR}$. Um $M_{cr,LR} \geq M_{cr*}$ zu erreichen, kann in Abhängigkeit von der bezogenen Trägerlänge und den Querschnittseigenschaften ein erforderlicher Wert für k_{min} errechnet werden, dem wiederum ein μ -Wert zugeordnet werden kann. Tabelle 7.3 zeigt eine derartige Auswertung exemplarisch für die Querschnitte der IPE-Reihe.

Tabelle 7.3: Auswertung der Bedingung $M_{cr,LR} \geq M_{cr*}$ für unterschiedliche Querschnitte und bezogene Trägerlängen

IPE	L/h=20		L/h=30		L/h=40		L/h=50	
	erf. k	max. μ	erf. k	max. μ	erf. k	max. μ	erf. k	max. μ
80	6.09	beliebig	9.13	-1.20	12.18	-1.50	15.22	-1.75
100	7.21	beliebig	10.82	-1.40	14.43	-1.75	18.03	-2.00
120	8.40	beliebig	12.61	-1.50	16.81	-2.00	21.01	-2.00
140	9.44	-1.20	14.15	-1.75	18.87	-2.00	23.59	-2.25
160	10.10	-1.30	15.15	-1.75	20.20	-2.00	25.26	-2.25
180	10.89	-1.40	16.34	-2.00	21.78	-2.00	27.23	-2.25
200	11.18	-1.50	16.77	-2.00	22.35	-2.25	27.94	-2.25
220	11.67	-1.50	17.50	-2.00	23.34	-2.25	29.17	-2.25
240	11.61	-1.50	17.41	-2.00	23.21	-2.25	29.01	-2.25
270	12.79	-1.50	19.18	-2.00	25.58	-2.25	31.97	-2.50
300	13.67	-1.75	20.51	-2.00	27.35	-2.25	34.19	-2.50
330	14.26	-1.75	21.39	-2.00	28.52	-2.25	35.65	-2.50
360	14.91	-1.75	22.36	-2.25	29.82	-2.50	37.27	-2.50
400	16.11	-2.00	24.17	-2.25	32.22	-2.50	40.28	-2.75
450	18.27	-2.00	27.40	-2.25	36.54	-2.50	45.67	-2.75
500	20.12	-2.00	30.18	-2.50	40.25	-2.75	50.31	-3.00
550	21.34	-2.00	32.01	-2.50	42.67	-2.75	53.34	-3.00
600	22.58	-2.25	33.87	-2.50	45.17	-2.75	56.46	-3.00

Der Grenzwert von $\mu = -2.0$, der in der Tabelle hervorgehoben ist, stellt den Fall dar, bei dem das Stützmoment und das Feldmoment betragsmäßig gleich groß sind. Dieser Wert stellt bei üblichen Rahmenkonstruktionen eine untere Abschätzung für das Verhältnis $|M_S| / M_F$ dar. Bild 7.14 verdeutlicht, dass betragsmäßig größere μ -Werte nur bei Rahmen mit großem H/L-Verhältnis oder Konstruktionen, bei denen der Riegel deutlich steifer ist als die Stiele, auftreten. Im Umkehrschluss bedeutet dies, dass für die Konfigurationen, die sich in dem hellrot hinterlegten Bereich befinden, das Erreichen von $M_{cr,LR}$ nicht ausreicht, um ein Biegedrillknickversagen auszuschließen.

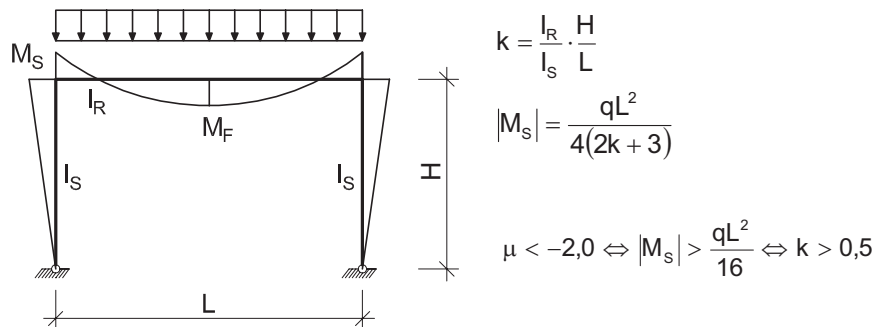


Bild 7.14: Schnittgrößenverteilung bei einem Zweigelenrahmen

Die Tabelle verdeutlicht jedoch auch, dass der Wert M_{cr*} bei gevouteten Bauteilen, die sinnvollerweise immer dann zum Einsatz kommen, wenn $|M_S| > M_F$ ist, selbst bei Ausbildung einer gebundenen Drehachse am Obergurt nur in einigen Sonderfällen erreicht werden kann. Parameterstudien an gevouteten Bauteilen konnten diese Beobachtung bestätigen. Aus diesem Grund wurden keine weiteren Untersuchungen zur Ermittlung des Beiwertes K_S für gevoutete Bauteile durchgeführt.

7.2 Berücksichtigung sekundärer Bauteile bei der Ermittlung von M_{cr}

7.2.1 Berücksichtigung einer Drehbettung bei der Ermittlung von M_{cr}

Wenn die vorhandene Drehfedersteifigkeit C_ϑ nicht ausreicht, um ein Biegedrillknickversagen auszuschließen, ist es trotzdem möglich, die positive Wirkung der Drehbettung für den Biegedrillknicknachweis zu nutzen. Die Erfassung der Drehbettung kann über eine ideelle Torsionssteifigkeit

$$I_T^* = I_T + \alpha \cdot C_\vartheta \cdot \frac{L^2}{G \cdot \pi^2} \quad (7.14)$$

erfolgen [48]. Dieser Wert kann dann in die bekannte Formel (2.10) für M_{cr} eingesetzt werden, wobei die Koeffizienten C_1 und C_2 , welche für ein Bauteil ohne Drehbettung gelten, verwendet werden dürfen. Bei Walzprofilen mit untergeschweißter Voute darf außerdem der Korrekturfaktor ξ gemäß Abschnitt 5.3.3 bei der Berechnung des idealen Biegedrillknickmomentes berücksichtigt werden.

Der Beiwert α berücksichtigt die unterschiedliche Form der ersten Eigenform, die sich für ein Bauteil mit und ohne Drehbettung ergibt. Dabei ist insbesondere der Verlauf der Verdrehungen ϑ über die Trägerlänge von Interesse. Der Wert $\alpha = 1,0$ entspricht einer einwelligen Sinusform. Je größer die vorhandene Drehbettung ist, desto stärker weicht der wahre Verlauf der Verdrehungen von dieser Annahme ab, das heißt, der Wert α in Gleichung (7.14) wird kleiner.

Die α -Werte wurden für unterschiedliche Verhältnisse vorh. C_ϑ / erf. C_ϑ nach Abschnitt 7.1.1 ausgewertet und in Abhängigkeit der dimensionslosen Beanspruchungsparameter μ und ψ in Diagrammform dargestellt. In Bild 7.15 ist das Diagramm für den Fall vorh. $C_\vartheta = \text{erf. } C_\vartheta$ dargestellt. Dieser Fall führt zu den Minimalwerten für α im relevanten Steifigkeitsbereich. Ist die Steifigkeit der vorhandenen Drehbettung größer, so kann das Biegedrillknickversagen ausgeschlossen werden, ist sie geringer liegt der Ansatz von α nach Bild 7.15 auf der sicheren Seite. Weitere Diagramme für geringere Verhältnisse vorh. C_ϑ / erf. C_ϑ sind in Anhang D enthalten.

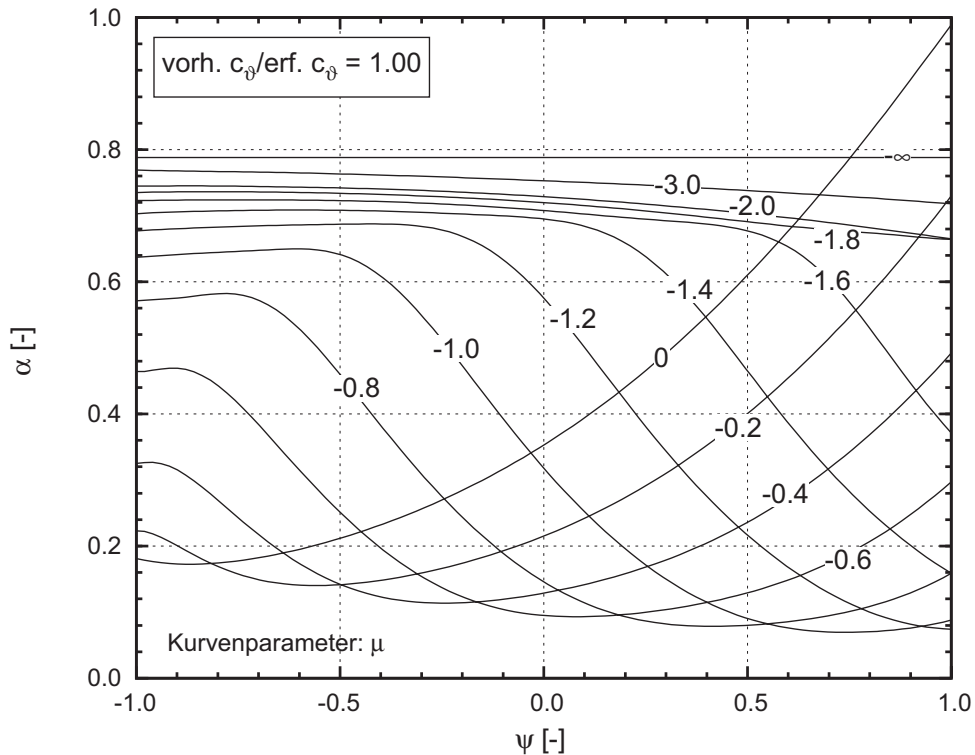


Bild 7.15: Beiwert α zur Berücksichtigung einer vorhandenen Drehbettung bei der Berechnung von M_{cr}

7.2.2 Erforderliche Schubfeldsteifigkeit zum Erreichen einer gebundenen Drehachse

Für den Fall, dass das ideale Biegedrillknickmoment unter Ansatz einer gebundenen Drehachse den Wert M_{cr*} nicht erreicht, kann die Berücksichtigung der abstützenden Wirkung dennoch zu einer erhöhten Tragfähigkeit führen. Es muss überprüft werden, ob die vorhandene Schubfeldsteifigkeit ausreichend groß ist, um eine gebundene Drehachse zu erzwingen.

Die Gleichung (2.118) wurde unter der Bedingung hergeleitet, dass das ideale Biegedrillknickmoment entweder den Wert $0,95 \cdot M_{cr,LR}$ oder – für den Fall, dass $M_{cr,LR}$ gegen unendlich geht – mindestens das elastische Grenzmoment M_{el} erreicht, und liegt für Bauteile mit konstanter Höhe unabhängig von Länge und Querschnitt stets auf der sicheren Seite. Für die ausführliche Zusammenfassung der Herleitung wird auf Abschnitt 2.5.3.1 verwiesen.

Im Rahmen des Forschungsprojekts [102] wurden Parameterstudien zur numerischen Ermittlung der erforderlichen Schubfeldsteifigkeit mit Hilfe des Programms LTBeam [S2] durchgeführt. Dabei wurde die vorhandene Schubfeldsteifigkeit so lange iterativ gesteigert, bis der Wert $0,95 \cdot M_{cr,LR}$ erreicht wurde. Bild 7.16 zeigt die Ergebnisse für den Fall eines Trägers mit konstanter Höhe. Dabei ist das Verhältnis zwischen der numerisch erforderlichen Schubfeldsteifigkeit und dem Wert gemäß (2.118) über dem dimensionslosen Timoshenko-Parameter κ aufgetragen.

Für die Beanspruchungsverläufe mit $|\mu| \leq 1,7$ reicht die Schubfeldsteifigkeit gemäß Gleichung (2.118) stets aus, um eine gebundene Drehachse zu erzwingen. Diese betragsmäßig kleinen μ -Verhältnisse entsprechen dem unter 7.1.2.1 erläuterten Fall „Halterung am Zuggurt“. Lediglich für verhältnismäßig gedrungene Bauteile bei Beanspruchungsverläufen mit $|\mu| > 1,7$ reicht die Schubfeldsteifigkeit nach (2.118) nicht aus. Diese Beanspruchungsverläufe entsprechen jedoch eher dem Fall „Halterung am Druckgurt“, so dass mit hoher Wahrscheinlichkeit das Erreichen von $M_{cr,LR}$ gar nicht notwendig ist.

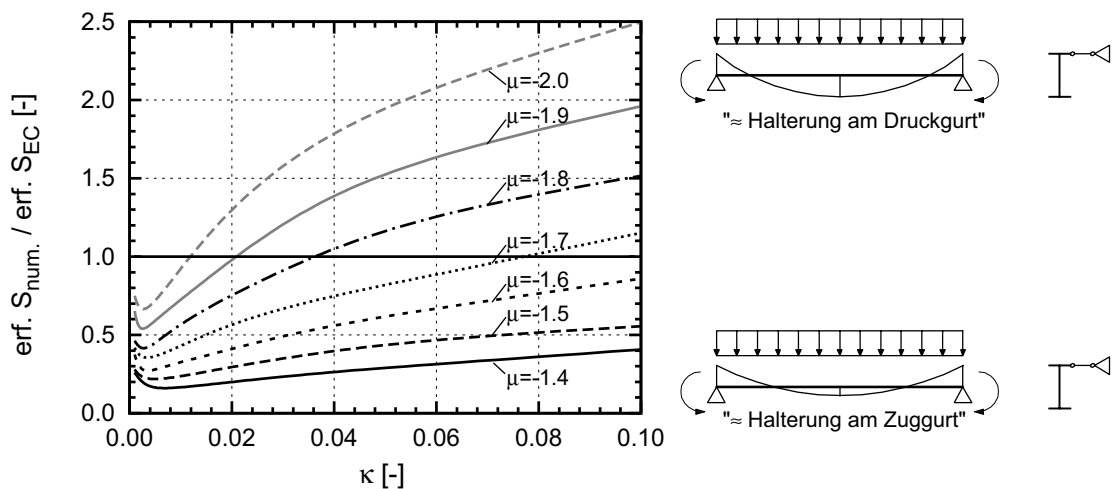


Bild 7.16: Erforderliche Schubfeldsteifigkeit zum Erreichen einer gebundenen Drehachse – Träger mit konstanter Höhe

Die Parameterstudie wurde im Anschluss auf gevoutete Querschnitte erweitert. Als Ergebnis konnten Diagramme zur Ermittlung der erforderlichen Schubfeldsteifigkeit S sowie zur Bestimmung des Beiwertes k , der zur Berechnung des zugehörigen idealen Biegedrillknickmomentes benötigt wird, hergeleitet werden. Die Ergebnisse sind beispielhaft in Bild 7.17 und Bild 7.18 dargestellt. Die Herleitung erfolgte derart, dass in den zugehörigen Formeln (2.118) und (7.13) die Querschnittswerte des Grundprofils eingesetzt werden können. Weitere Bemessungsdiagramme für die untersuchten bezogenen Voutenkennwerte k_v und k_L befinden sich in Anhang D.

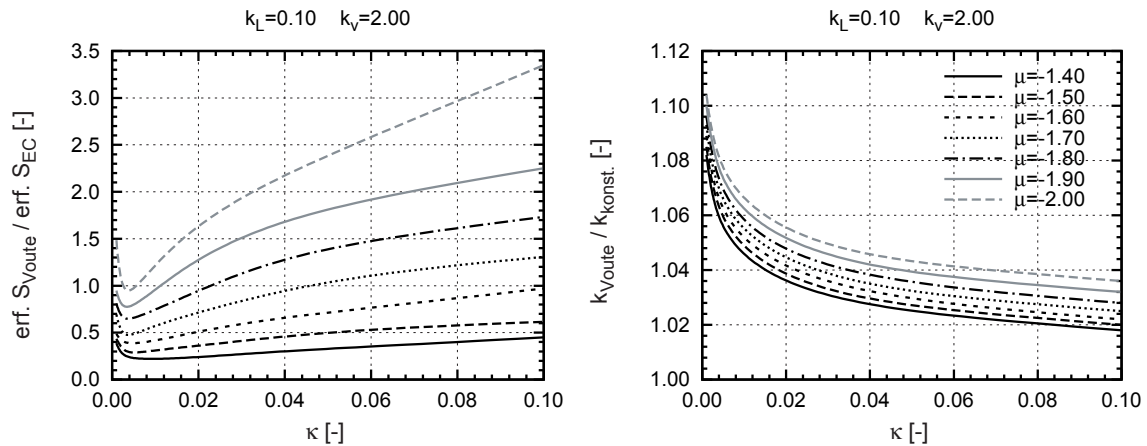


Bild 7.17: Erforderliche Schubfeldsteifigkeit zum Erreichen einer gebundenen Drehachse und Beiwert k – geschweißte Voute

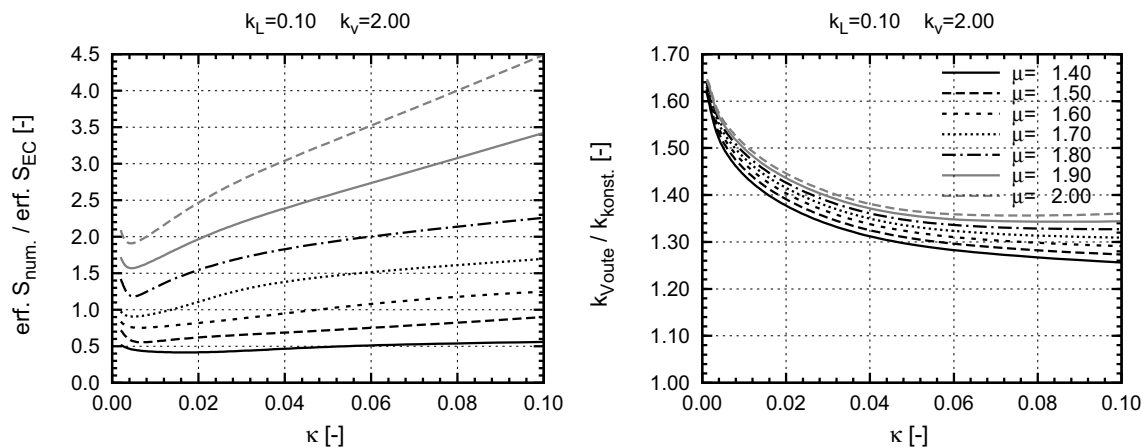


Bild 7.18: Erforderliche Schubfeldsteifigkeit zum Erreichen einer gebundenen Drehachse und Beiwert k – Walzprofil mit untergeschweißter Voute

Bei der Herleitung dieser Bemessungshilfen konnte insbesondere festgestellt werden, dass der Einfluss der kontinuierlichen seitlichen Stützung auf das ideale Biegedrillknickmoment deutlich größer ist, als der Einfluss aus der Voutengeometrie. Eine bezüglich des Berechnungsaufwandes sinnvolle und dennoch wirtschaftliche Möglichkeit zur Erfassung der seitlichen Halterung besteht demnach darin, die Voute bei der Ermittlung des idealen Biegedrillknickmoments mit Hilfe von Gleichung (7.12) und bei der Bestimmung der erforderlichen Schubfeldsteifigkeit S nach Gleichung (2.118) zu vernachlässigen. Diese Näherung liegt stets auf der sicheren Seite. Das heißt, bei Vorhandensein einer seitlichen Stützung mit entsprechender Steifigkeit wird entweder der Wert $0,95 \cdot M_{\text{cr,LR}}$ erreicht, oder das vorhandene kritische Biegedrillknickmoment wird so weit gesteigert, dass Biegedrillknicken rechnerisch nicht auftreten kann.

7.3 Bauteile mit diskreter seitlicher Stützung

Die Ausführung der Dacheindeckung als Schubfeld wirkt sich auf der einen Seite günstig auf die Aussteifung der angeschlossenen Bauteile aus. Auf der anderen Seite entstehen jedoch Nachteile bezüglich der Flexibilität der Hallenkonstruktion. So können zum Beispiel Öffnungen für Lichtkuppeln nur mit erheblichem Mehraufwand in eine als Schubfeld ausgeführte Trapezblecheindeckung integriert werden. Dies gilt insbesondere auch für nachträgliche Umbaumaßnahmen. Aus diesem Grund wird das Trapezblech in vielen Fällen nur als raumabschließendes Bauteil genutzt, die Aussteifung übernehmen dann Verbände.

Die auszusteifenden Bauteile sind in der Regel an diskreten Stellen durch die Pfetten oder spezielle Druckrohre mit den Verbänden verbunden. Es liegt also eine diskrete seitliche Stützung vor.

Die Wirkungsweise eines Verbandes kann durch die Abbildung als Schubfeld, das an diskreten Stellen mit dem auszusteifenden Bauteil verbunden ist, gut abgebildet werden. Dies gilt insbesondere bei Verbänden mit reinen Zugdiagonalen aus Winkeln oder Rundstählen, bei denen der Verformungseinfluss der Füllstäbe überwiegt [95]. Dieser kann über eine rechnerische Schubsteifigkeit gemäß Bild 7.19 berücksichtigt werden, vgl. [77]:

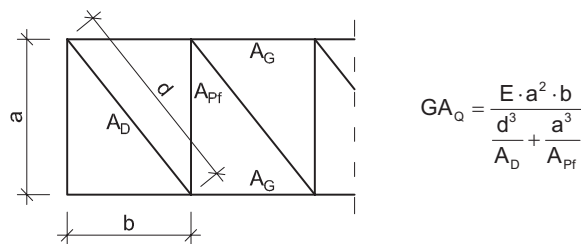


Bild 7.19: Bestimmung der Schubsteifigkeit eines Verbandes

Demgegenüber steht in der Regel eine deutlich höhere Biegesteifigkeit der Verbandsgurte. Für die praktische Berechnung hat sich die Verwendung einer ideellen Schubsteifigkeit

$$S_{id} = \frac{1}{\left(\frac{L}{\pi}\right)^2 \frac{1}{EI} + \frac{1}{GA_q}} \quad (7.15)$$

als günstig herausgestellt [95]. Schließlich ist die resultierende ideelle Schubsteifigkeit noch auf die Anzahl der auszusteifenden Bauteile zu beziehen.

Ein Bauteil, das durch diskrete seitliche Stützungen in Form eines Verbandes gestützt ist, kann zum einen als Gesamtstab durch Ausweichen des ungestützten Gurtes versagen, zum anderen können auch Verformungen zwischen den diskre-

ten Halterungen auftreten. Für den Fall eines Bauteils, welches sowohl durch negative Randmomente und eine Querlast beansprucht ist, wie es zum Beispiel bei einem Rahmenriegel der Fall ist, setzt sich die Verformung stets aus dem Anteil des Gesamtstabversagens und der mehr oder weniger ausgeprägten Verformung zwischen den diskreten Abstützungen zusammen. Dieses Verhalten verdeutlicht Bild 7.20. Dargestellt sind die horizontalen Verschiebungen eines Trägers, der an zwei bzw. neun Stellen mit einem Verband mit gegebener Steifigkeit verbunden ist. Es zeigt sich, dass die Verformungen des Trägers bei nur zwei Haltepunkten in Feldmitte deutlich größer sind als die des Verbandes. Bei neun Haltepunkten sind die Verformungen von Träger und Schubfeld näherungsweise gleich groß. Die diskreten Halterungen wirken wie eine kontinuierliche seitliche Stützung.

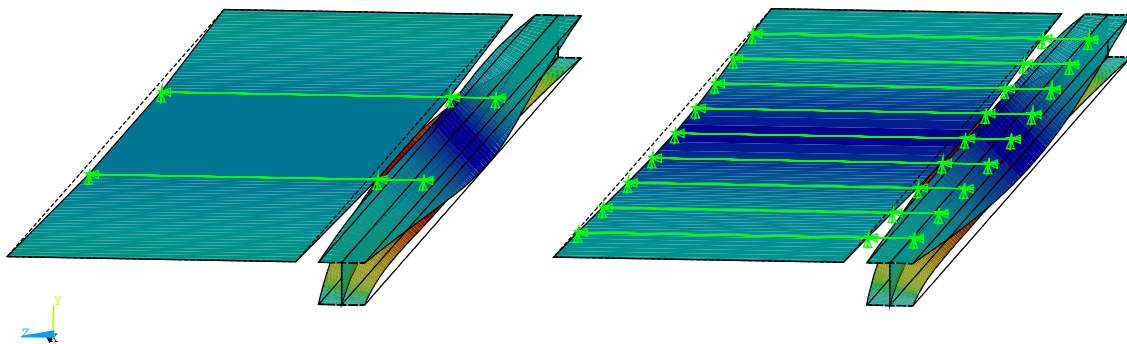


Bild 7.20: Versagensformen eines diskret gestützten Bauteils

Im Rahmen des Forschungsprojektes [102] wurde untersucht, wie groß die ideale Schubsteifigkeit eines Verbandes sein muss, um ein Biegedrillknickversagen auszuschließen. Die Bedingung, die das ideale Biegedrillknickmoment unter Berücksichtigung der seitlichen Halterung erfüllen muss, wurde analog zu Abschnitt 7.1.1 gewählt. Es wurden Untersuchungen mit dem Programm Ansys [S1] und dem Programm LTBeam [S2] durchgeführt. Dabei dienten die Berechnungen mit dem Schalenmodell gemäß Abschnitt 4.3.1.1 hauptsächlich der Verdeutlichung der Versagensarten und zur Kontrolle der LTBeam-Ergebnisse. Die Parameterstudien zur Herleitung von Bemessungshilfen wurden dann mit dem Programm LTBeam durchgeführt.

Im Rahmen der Auswertung der Ergebnisse konnten folgende Zusammenhänge beobachtet werden. Mit wachsender Anzahl der vorhandenen Stützungen nähert sich die ideale Schubsteifigkeit, die erforderlich ist, um ein Biegedrillknickversagen auszuschließen, dem Wert bei kontinuierlicher Stützung. Dies ist nicht weiter verwunderlich und lässt sich anhand von Bild 7.20 leicht einsehen. Für betragsmäßig kleine μ -Werte – d.h. Bauteile, mit großem Verhältnis von Stützmoment zu Feldmoment, bei denen große Bereiche des ungestützten Untergurt unter Druck

stehen – ist der Unterschied zwischen diskreter und kontinuierlicher Stützung gering. Jedoch kann für diese Fälle bei baupraktischen Abmessungen auch bei vollständig verhinderter Verschiebung am Obergurt das erforderliche Biegedrillknickmoment M_{cr*} gemäß (2.111) nicht erreicht werden. Umgekehrt kann Biegedrillknicken bei betragsmäßig großen μ -Werten schon bei verhältnismäßig geringen Schubfeldsteifigkeiten ausgeschlossen werden, das Erreichen einer gebundenen Drehachse ist nicht erforderlich. Für diese Fälle ist jedoch der Unterschied zwischen diskreter und kontinuierlicher seitlicher Stützung deutlich größer.

Bei den Berechnungen zeigt sich, im Unterschied zu den Untersuchungen an kontinuierlich seitlich gestützten Bauteilen, bei gegebenem Verhältnis $M_{cr,LR} / M_{cr*}$ eine deutliche Querschnittsabhängigkeit. Eine beispielhafte Auswertung der erforderlichen ideellen Schubsteifigkeit bei diskret gestützten Bauteilen ist in Bild 7.21 dargestellt. Darin ist der Beiwert K_S gemäß (7.10) über dem Verhältnis $M_{cr,LR} / M_{cr*}$ aufgetragen. Die Kurven stellen die Maximalwerte für K_S dar, die sich aus einer Parameterstudie unter Variation der Querschnittseigenschaften ergeben haben.

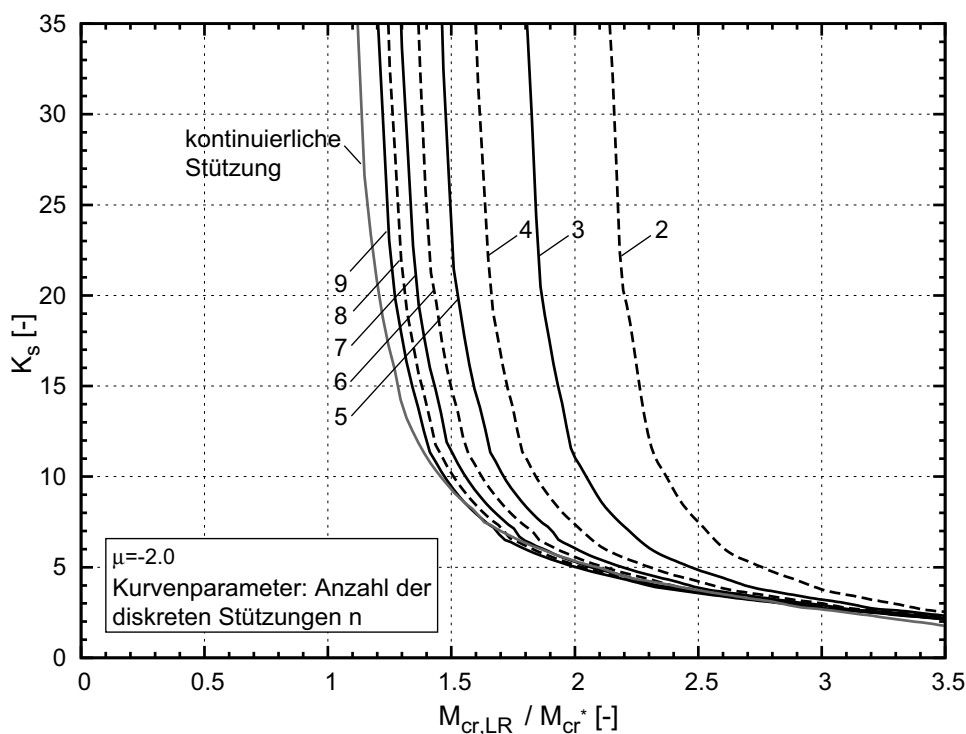


Bild 7.21: Beiwert K_S zur Ermittlung der erforderlichen Schubsteifigkeit bei diskret gestützten Bauteilen

Zusätzlich wurde der Fragestellung nachgegangen, wie groß die erforderliche Schubsteifigkeit sein muss, damit sich eine gebundene Drehachse einstellt und das ideale Biegedrillknickmoment den Wert $0,95 \cdot M_{cr,LR}$ erreicht. Da sich die Ver-

formungsfigur stets aus einem Anteil aus dem Versagen des elastisch gestützten Gesamtstabes und der mehr oder weniger ausgeprägten Verformung zwischen den diskreten Abstützungen zusammensetzt, konnte diese Bedingung im baupraktisch relevanten Bereich nahezu nicht erfüllt werden. Lediglich für den Fall gedrungener Bauteile ($L/h \cong 15-20$) mit vielen seitlichen Halterungen ($n \geq 7$) bei betragsmäßig kleinen μ -Werten ($\mu \cong -1,5$) reichen Steifigkeiten, die sich mit üblicherweise vorhandenen Querschnitten erreichen lassen, aus.

Insgesamt zeigte sich bei den Untersuchungen an diskret seitlich gestützten Bauteilen, dass eine einfache, gleichzeitig sichere und wirtschaftliche Darstellung der Ergebnisse sowohl im Hinblick auf die erforderliche Schubsteifigkeit zur Verhinderung des Biegedrillknickens als auch zur Erzielung einer gebundenen Drehachse, in der Form wie sie für den Fall der kontinuierlichen Stützung entwickelt wurde, nicht möglich ist. Hauptgrund hierfür ist, dass die Grenzfälle „Biegedrillknicken wird voll verhindert“ und „seitliche Verformungen auf Höhe des gehaltenen Gurtes werden vollständig verhindert“ bei diskreter seitlicher Halterung in der Regel nicht erreicht werden. Die Berücksichtigung der vorhandenen seitlichen Stützung kann dennoch zu einer signifikanten Steigerung des idealen Biegedrillknickmoments führen, eine Berechnung wird jedoch auch weiterhin nur mit entsprechenden Programmen möglich sein.

7.4 Zusammenfassung

Die stabilisierende Wirkung von sekundären Traggliedern kann dazu führen, dass entweder ein Biegedrillknickversagen ausgeschlossen oder zumindest die Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ signifikant reduziert werden kann. In diesem Abschnitt wurden umfangreiche Untersuchungen an Bauteilen, die durch kontinuierliche oder diskrete Abstützungen stabilisiert werden, durchgeführt. In Abhängigkeit von Steifigkeit und konstruktiver Ausbildung der anschließenden Bauteile werden die Verdrehungen ϑ um die Bauteillängsachse, die seitlichen Verschiebungen v oder beide Verformungsanteile gleichzeitig behindert.

Die Angabe von Konstruktionsregeln, bei deren Einhaltung kein Biegedrillknicken auftritt, führt zum einen dazu, dass ein aufwändiger BDK-Nachweis entfallen und zum anderen, dass die Querschnittstragfähigkeit voll ausgenutzt werden kann. Die Untersuchungen in diesem Kapitel führten zu folgenden Ergebnissen:

- Für Bauteile mit **konstanter Höhe** konnten Bemessungshilfen zur Ermittlung der Steifigkeit einer **Drehbettung** hergeleitet werden, die ausreicht, damit der Biegedrillknicknachweis entfallen kann. Dabei wurde berücksichtigt, dass sich für ein Bauteil mit und ohne Drehbettung unterschiedliche Verformungsverläufe der ersten Eigenform ergeben. Die neu hergeleiteten Beiwerte K_{ϑ} , die für die Ermittlung der erforderli-

chen Steifigkeit notwendig sind, sind zum Teil deutlich größer als die genormten Angaben. Durch die verfeinerte Darstellung in den hier vorgestellten Bemessungshilfen kann in vielen Fällen dennoch eine geringere erforderliche Drehbettung berechnet werden, als dies beispielsweise mit [R12] möglich ist. Die Herleitung der Bemessungshilfen erfolgte auf der Grundlage der speziellen Biegedrillknickkurven nach Eurocode 3-1-1 [R8]. Die Bemessungsdiagramme wurden sowohl für den Fall, dass der Modifikationsfaktor f bei der Traglastkurve vernachlässigt wird, als auch für die modifizierten Kurven ausgewertet. Abschließend konnten die auf Verzweigungslastniveau hergeleiteten Bemessungshilfen anhand von Traglastberechnungen bestätigt werden.

- Für Bauteile mit **in Teilbereichen angeordneten Vouten** können die Bemessungshilfen zur Ermittlung der erforderlichen **Drehbettung** ebenfalls verwendet werden. Dabei ist anstelle des – über die Trägerlänge veränderlichen – Wertes M_{pl} die maximal aufnehmbare Biegebeanspruchung des Bauteils zu berücksichtigen. Hier erfolgten ebenfalls vergleichende Traglastberechnungen, wobei auch die über die Bauteillänge veränderliche Querschnittsausnutzung berücksichtigt wurde.
- Für **Bauteile mit kontinuierlicher seitlicher Stützung und konstantem Querschnitt** wurden Bemessungshilfen zur Bestimmung der erforderlichen Schubfeldsteifigkeit hergeleitet, die dazu führen, dass ein Biegedrillknicknachweis entfallen kann. Die Größe der erforderlichen Schubfeldsteifigkeit hängt maßgeblich davon ab, ob bei vollständiger Ausbildung einer gebundenen Drehachse die Schlankheit so weit herabgesetzt wird, dass ein Biegedrillknicken ausgeschlossen werden kann. Dies ist bei baupraktischen Querschnitten in der Regel nur der Fall, wenn das Feldmoment größer ist als das maximale Stützmoment. Da gevoutete Bauteile sinnvollerweise immer dann zum Einsatz kommen, wenn $|M_S| > M_F$ ist, wurde auf eine entsprechende Erweiterung der Bemessungshilfen verzichtet.

Wenn die vorhandene Steifigkeit der sekundären Bauteile nicht ausreicht, um ein Biegedrillknickversagen auszuschließen, ist es trotzdem möglich, die positive Wirkung der Drehbettung für den Biegedrillknicknachweis zu nutzen.

- Bei Bauteilen mit **kontinuierlicher Drehbettung** kann diese über eine ideale Torsionssteifigkeit erfasst werden. Dabei ist die unterschiedliche Form der ersten Eigenform, die sich für ein Bauteil mit und ohne Drehbettung ergibt, zu berücksichtigen. Hierzu wurden Bemessungsdiagramme erstellt, aus denen der Beiwert α in Abhängigkeit vom Verhältnis $C_9 / \text{erf. } C_9$ abgelesen werden kann, wobei erf.

C_9 der Drehbettung entspricht, die erforderlich ist um Biegedrillknicken auszuschließen.

- Für Bauteile mit **in Teilbereichen angeordneten Vouten** wurden Bemessungshilfen vorgestellt, mit denen die Schubfeldsteifigkeit ermittelt werden kann, die ausreicht, um eine gebundene Drehachse auf Höhe des gehaltenen Obergurtes zu erzwingen. Außerdem wurden Diagramme abgeleitet, die zur Bestimmung von M_{cr} unter Berücksichtigung der seitlichen Halterung dienen.

8 Zerlegung eines Gesamtsystems in Einzelstäbe

Der vereinfachte Biegedrillknicknachweis basiert auf dem Ansatz, das Gesamtsystem in einzelne Stäbe oder Stababschnitte aufzulösen. Für diese Einzelstäbe wird dann das ideale kritische Biegedrillknickmoment ermittelt und der Nachweis unter Ansatz einer geeigneten Traglastabminderungskurve geführt. Sowohl die vorhandenen als auch die im Rahmen von Kapitel 5 neu hergeleiteten Bemessungshilfen zur Bestimmung des idealen Biegedrillknickmomentes M_{cr} am herausgelösten Einzelstab sind an bestimmte konstruktive Voraussetzungen gebunden. An den Stabenden muss mindestens ein „Gabellager“ vorliegen, d.h. die seitlichen Verschiebungen sowie die Verdrehungen um die Bauteillängsachse müssen verhindert werden. Dies muss bei der Auflösung des Gesamtsystems berücksichtigt werden. Bei den Einzelstäben kann es sich sowohl um vollständige Bauteile – beispielsweise bei der Zerlegung eines Rahmens in Stütze und Riegel – als auch um Bauteilabschnitte handeln. Werden zum Beispiel bei einem Rahmenriegel die Verdrehungen und gegebenenfalls die seitlichen Verschiebungen aus der Rahmenebene durch anschließende Pfetten und Verbände an diskreten Stellen verhindert, so darf der Nachweis am Einzelstab zwischen zwei Abstützungen geführt werden. Im Folgenden werden die erforderlichen Steifigkeiten von diskreten Abstützungen sowie die konstruktiven Anforderungen an die Ausbildung von Rahmenecken hergeleitet, die erfüllt sein müssen, damit die Bedingung „Gabellager“ für die Einzelstäbe auf der sicheren Seite liegt.

8.1 Mindeststeifigkeiten von diskreten Verdrehbehinderungen, so dass Einzelstabversagen maßgebend wird

8.1.1 Allgemeines

Sekundäre Bauteile, wie Pfetten und Verbände, können als seitliche Abstützung und oder als Verdrehbehinderung für die Primärkonstruktion wirken. Sind die Pfetten nicht an einen Verband angeschlossen, können sie keine Kräfte quer zur Haupttragwerksebene aufnehmen und wirken mit ihrer Biegesteifigkeit als reine Verdrehbehinderung. Die Steifigkeit dieser Verdrehbehinderung hängt maßgeblich von der konstruktiven Ausbildung des Anschlusses zwischen Pfette und auszusteiendem Bauteil ab. Dabei ist insbesondere die gegenseitige seitliche Verschiebung zwischen dem mit der Pfette verbundenen Obergurt und dem freien Untergurt von Bedeutung. Falls erforderlich, ist die Profilverformung

konstruktiv zu verhindern, z. B. durch eine mit dem Druckflansch verbundene Stegsteife. Wird beispielsweise nur der Obergurt eines Rahmenriegels an einen Verband angeschlossen und die Querschnittsverformung nicht verhindert, so ergibt sich eine seitliche Abstützung. Insbesondere bei Bauteilen, bei denen die Druckbeanspruchung teilweise im gehaltenen Obergurt und teilweise im freien Untergurt auftritt, d.h. bei durchschlagenden Momentenverläufen, reicht eine alleinige seitliche Abstützung des Obergurtes nicht aus, um Einzelstabversagen zwischen den Abstützstellen zu erzwingen.

Konkrete Angaben bezüglich der konstruktiven Ausbildung von diskreten Abstützungen, bei deren Einhaltung der Nachweis am Einzelstab zwischen zwei Abstützungen auf der sicheren Seite liegt, existieren zurzeit nicht. Es fehlen insbesondere Regelungen bezüglich der erforderlichen Steifigkeit derartiger Abstützungen. Die in Eurocode 3-1-1 [R8], Abschnitt 6.3.5, vorgeschlagene Konstruktion mit Flanschstreben, ist in Deutschland nur wenig verbreitet, siehe Abschnitt 2.6.

8.1.2 Bauteile mit konstanter Höhe

Wird ein Träger nicht kontinuierlich seitlich gestützt – z.B. durch ein aufliegendes Trapezblech – sondern nur an diskreten Stellen, wie es bei der Anordnung von Pfetten der Fall ist, so können prinzipiell zwei unterschiedliche Versagensarten unterschieden werden. Zum einen kann der elastisch gestützte Gesamtstab als Ganzes ausweichen, zum anderen kann Einzelstabversagen zwischen den diskreten Abstützungen auftreten.

Wenn das Versagen des untersuchten Bauteils durch das Ausweichen des elastisch gestützten Gesamtstabes bestimmt wird, können die diskreten Federsteifigkeiten $C_{\vartheta,dis}$ über die Trägerlänge "verschmiert" und wie eine kontinuierliche Drehbettung $C_{\vartheta,kont}$ behandelt werden. Oberhalb einer gewissen Steifigkeit der diskreten Drehfedern wird der Versagensmodus des untersuchten Bauteils durch das Ausweichen der Einzelstäbe zwischen den Abstützungen charakterisiert. Eine weitere Steigerung des idealen Biegedrillknickmoments durch Anordnung noch steiferer Verdrehbehinderungen ist dann nicht mehr möglich. In diesem Fall können die Einzelstäbe aus dem Gesamtbauteil herausgelöst werden und wie ein gabelgelagerter Ersatzstab behandelt werden. Das „Verschmieren“ in eine kontinuierliche Drehbettung liegt in diesem Fall auf der unsicheren Seite.

Die Drehfedersteifigkeit, bei der der Übergang zwischen Gesamt- und Einzelstabversagen auftritt, stellt somit einen wichtigen Kennwert für die Bemessung dar und wird im Folgenden als erforderliche Steifigkeit bzw. Mindeststeifigkeit bezeichnet. Zur Veranschaulichung wird zunächst ein I-Profil ohne Vouten gemäß Bild 8.1 untersucht.

8.1 Mindeststeifigkeiten von diskreten Verdrehbehinderungen, so dass Einzelstabversagen maßgebend wird

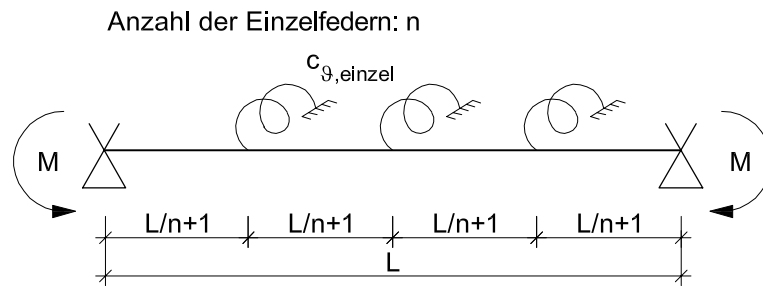


Bild 8.1: Einfeldträger unter Randmomentenbeanspruchung mit diskreten Abstützungen

Wird das Versagen des untersuchten Bauteils durch das Ausweichen des elastisch gestützten Gesamtstabes bestimmt, kann das ideale Biegedrillknickmoment mit Gleichung (8.1) berechnet werden.

$$M_{cr}^2 = EI_z \left(EI_w \left(\frac{\pi}{L} \right)^4 + GI_T \left(\frac{\pi}{L} \right)^2 + C_{\vartheta} \right) \quad (8.1)$$

Diese Beziehung gilt unter der Voraussetzung, dass der Verlauf der seitlichen Verschiebungen v und der Verdrehungen um die Bauteillängsachse ϑ einer Sinus-halbwellenform entspricht. Liegen anstelle einer kontinuierlichen Drehbettung diskrete Einzeldrehfedern vor, so ist das „Verschmieren“ der diskreten Drehfedern zu einer kontinuierlichen Drehbettung mit

$$C_{\vartheta} = \frac{\sum c_{\vartheta, \text{dis}}}{L} = \frac{n \cdot c_{\vartheta, \text{dis}}}{L} \quad (8.2)$$

möglich. In verschiedenen vorhandenen Literaturstellen – z.B. [57] – werden die Einzelsteifigkeiten abweichend von Gleichung (8.2) über den Abstand der diskreten Halterungen verschmiert. Es gilt dann:

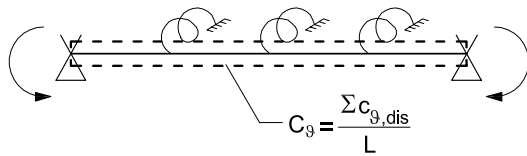
$$C_{\vartheta} = \frac{(n+1) \cdot c_{\vartheta, \text{dis}}}{L} \quad (8.3)$$

Bild 8.2 illustriert die Unterschiede zwischen den beiden möglichen Umrechnungsansätzen von einer diskreten in eine kontinuierliche Drehbettung. Da die Gleichung (8.1) auf der Annahme beruht, dass die Drehbettung über die gesamte Bauteillänge wirkt, kann das Verschmieren mittels Gleichung (8.3) zu einer Überschätzung des kritischen Biegedrillknickmomentes führen.

Bei sehr weichen Drehfedern, die deutlich kleiner sind als die hier zu bestimmende Mindeststeifigkeit, wirkt sich dieser Effekt nur in sehr geringem Maße aus. Bei diesen Fällen wird das Versagen unabhängig von der Modellierung der Drehfedern als diskrete Halterung oder kontinuierliche Bettung vom Ausweichen des elastisch gestützten Gesamtstabes bestimmt. Die Vorgehensweise in [57] in Kom-

bination mit der dort vorliegenden Parameterkonfiguration ist daher gerechtfertigt. Bei der Herleitung der Mindestdrehfedersteifigkeit ist jedoch für das Verschmieren der Einzeldrehfedern die Bedingung (8.2) anzuwenden.

a) "Verschmieren" gemäß Gleichung (8.2)



b) "Verschmieren" gemäß Gleichung (8.3)

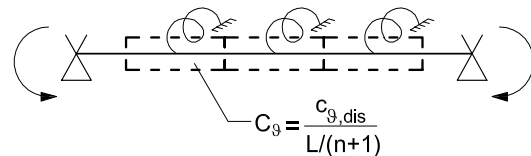


Bild 8.2: Vergleich der Umrechnungsansätze von einer diskreten in eine kontinuierliche Drehbettung

Für den Grenzfall "Biegedrillknicken zwischen den seitlichen Halterungen" gilt:

$$M_{cr}^2 = EI_z \left(EI_w \left(\frac{\pi \cdot (n+1)}{L} \right)^4 + GI_T \left(\frac{\pi \cdot (n+1)}{L} \right)^2 \right) \quad (8.4)$$

Durch Gleichsetzen der Bestimmungsgleichungen für das ideale Biegedrillknickmoment für die Grenzfälle „Gesamtstabversagen des elastisch gestützten Bauteils“ und „Biegedrillknicken zwischen den seitlichen Halterungen“ ergibt sich die Mindeststeifigkeit der diskreten Drehfedern gemäß Gleichung (8.5).

$$\text{erf. } c_{9,dis} = EI_w \frac{\pi^4}{L^3} (n^3 + 4n^2 + 6n + 4) + GI_T \frac{\pi^2}{L} (n+2) \quad (8.5)$$

Unterhalb von erf. $c_{9,dis}$ gemäß Formel (8.5) ist ein "Verschmieren" der Einzelfedern in eine kontinuierliche Drehbettung stets möglich. Für steifere Einzeldrehfedern wird das Biegedrillknicken der Einzelstäbe maßgebend, eine Steigerung der Federsteifigkeit hat somit keine Steigerung der idealen Verzweigungslast zur Folge. Eine entsprechend verschmierte Feder würde jedoch rechnerisch zu einer wesentlich höheren idealen Biegedrillknicklast führen. Die Idealisierung der Einzeldrehfedern zur Drehbettung liegt dann tendenziell auf der unsicheren Seite.

Zur Ermittlung der Mindestdrehfedersteifigkeit für Beanspruchungen, die vom konstanten Momentenverlauf abweichen, wurden Parameterstudien mit Hilfe des Programms LTBeam [S2] durchgeführt. Zur Kalibration des numerischen Modells sowie zur Veranschaulichung der Versagensformen wurden zunächst Vergleichsrechnungen für den bekannten Fall des konstanten Momentenverlaufs sowohl mit LTBeam [S2] als auch mit dem Programm Ansys [S1] durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Bild 8.3 dargestellt, es ergibt sich eine gute Übereinstimmung.

8.1 Mindeststeifigkeiten von diskreten Verdrehbehinderungen, so dass Einzelstabversagen maßgebend wird

Prinzipiell gilt die Gleichung (8.5) nur unter der Voraussetzung, dass die erste Eigenform des Bauteils mit kontinuierlicher Drehbettung einer einwelligen Sinusform entspricht. Bei Bauteilen unter konstanter Biegemomentenbeanspruchung ist diese Voraussetzung in der Regel immer erfüllt, wenn die Steifigkeit der Drehbettung so gewählt ist, dass bei Verwendung üblicher Stahlgüten ein maßgeblicher Einfluss infolge Biegedrillknicken zu erwarten ist. Bei davon Beanspruchungsverläufen mit veränderlichem Biegemoment ist der abweichende Verlauf der Verformungen zu berücksichtigen. In den folgenden Herleitungen ist dieser Effekt dadurch abgedeckt, dass der entsprechende Beiwert k_ϑ zur Berücksichtigung des Momentenverlaufs aus numerischen Berechnungen abgeleitet wird.

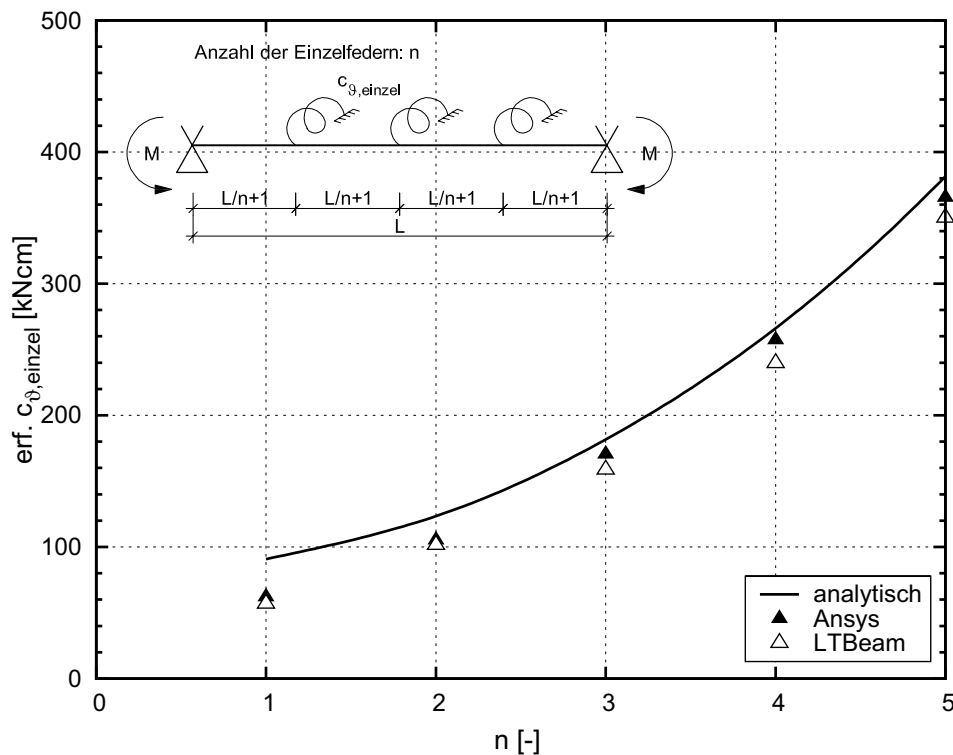


Bild 8.3: Bauteil mit diskreten Abstützungen – Vergleich von analytischer und numerischer Lösung

Die Herleitung von Bemessungshilfen zur einfachen Bestimmung der Mindeststeifigkeit erfolgte im Rahmen einer Parameterstudie. Dabei wurden in einem ersten Schritt die erforderlichen Mindeststeifigkeiten der Verdrehbehinderungen für baupraktische Querschnitte ermittelt. Im Nachgang wurde untersucht, ob diese Federsteifigkeiten mit Hilfe üblicher Pfettenquerschnitte überhaupt erreicht werden können.

Die Berechnung der Mindeststeifigkeit der Drehfedern erfolgte iterativ durch Steigerung der vorhandenen Federsteifigkeit so lange, bis

$$M_{cr}(c_{\vartheta,dis}) = 0,95 \cdot M_{cr,seg} \quad (8.6)$$

erfüllt ist. Mit $M_{cr,seg}$ wird dabei das ideale Biegedrillknickmoment des maßgebenden herausgelösten Einzelstabs bezeichnet. Die Bedingung

$$\text{erf. } c_{\vartheta,dis} = k_{\vartheta} \frac{L}{n} \left(EI_w \left(\frac{\pi \cdot (n+1)}{L} \right)^4 + GI_T \left(\frac{\pi \cdot (n+1)}{L} \right)^2 \right) \quad (8.7)$$

wurde dann nach k_{ϑ} ausgewertet. Als Ergebnis der Parameterstudie kann festgestellt werden, dass k_{ϑ} nahezu unabhängig von Querschnitt und Trägerlänge ist, es ergibt sich jedoch eine starke Abhängigkeit von der Anzahl der seitlichen Halterungen und vom Momentenverlauf. In Bild 8.4 ist der dimensionslose Faktor k_{ϑ} über dem Belastungsparameter μ aufgetragen.

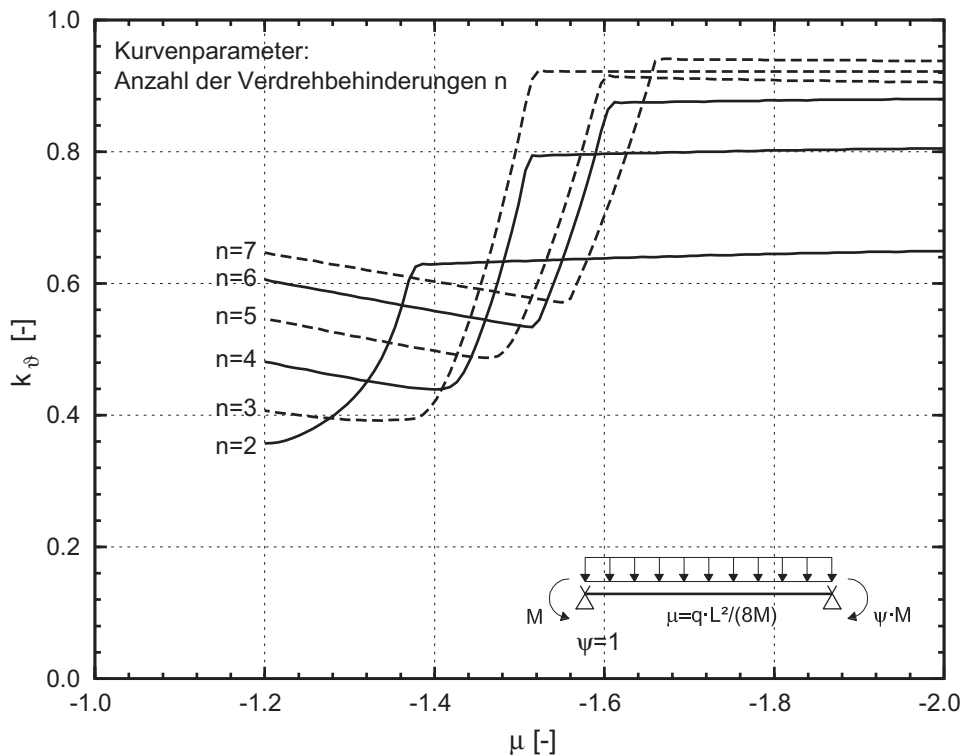


Bild 8.4: k_{ϑ} -Beiwerte zur Bestimmung der Drehfedersteifigkeit zum Erreichen von $0,95 \cdot M_{cr,seg}$

Im Ergebnis konnte festgestellt werden, dass die analytisch hergeleitete Federsteifigkeit nach Gleichung (8.7) mit $k_{\vartheta} = 1,0$ stets ausreicht, um den Zielwert $0,95 \cdot M_{cr,seg}$ zu erreichen. In vielen Fällen kann sogar rechnerische Wert für M_{cr} , der sich bei Verwendung von Gleichung (2.10) ergibt, erreicht werden, da die C_1 -Werte in [39] auf der sicheren Seite liegend unabhängig von der Stablänge bestimmt wurden.

8.1 Mindeststeifigkeiten von diskreten Verdrehbehinderungen, so dass Einzelstabversagen maßgebend wird

Wird anstelle von Gleichung (8.6) das Kriterium gewählt, dass $1,0 \cdot M_{cr,seg}$ erreicht werden soll, so ergeben sich erwartungsgemäß größere Werte für k_g . Die Kurvenverläufe ändern sich gegenüber der Darstellung in Bild 8.4 nur geringfügig. Auf der sicheren Seite liegend kann unabhängig vom Momentenverlauf mit den Maximalwerten für k_g gemäß Tabelle 8.1 gerechnet werden.

Tabelle 8.1: Maximalwerte für k_g , so dass $1,0 \cdot M_{cr,seg}$ erreicht wird

Anzahl der diskreten Stützungen	$k_{g,max}$ [-]
2	1,016
3	1,047
4	1,083
5	1,134
6	1,159
7	1,177
8	1,206

Falls das ideale Biegedrillknickmoment nicht am herausgelösten Einzelstab berechnet wird, sondern an einem Gesamtstab mit diskreten, als starr angenommenen Verdrehbehinderungen, so wird dabei stets der positive Einfluss aus der Einspannung von höher stabilitätsgefährdeten Abschnitten in die Nachbarfelder berücksichtigt. Dies ist in der Regel nur mit Hilfe von Computerprogrammen möglich.

Es wurden daher zusätzliche Untersuchungen durchgeführt, bei denen als Zielwert für die kritische Verzweigungsbeanspruchung 95% des idealen Biegedrillknickmomentes, das sich für den Gesamtstab mit starren Zwischenhalterungen ergibt, definiert wurde. Dieser Wert wird im Folgenden $M_{cr,real}$ genannt und ist zum Teil deutlich größer als $M_{cr,seg}$ für den maßgebenden herausgelösten Einzelstab. Dies ist damit zu erklären, dass sich beim Gesamtstab die höher biegedrillknickgefährdeten Abschnitte stets um ein gewisses Maß in die benachbarten Felder einspannen. Bei dem herausgelösten Einzelstab fehlt diese zusätzliche Steifigkeit, der Ansatz eines Gabellagers liegt auf der sicheren Seite. Die Unterschiede zwischen den numerisch ermittelten idealen Biegedrillknicklasten am Gesamtstab und am herausgelösten Einzelstab sind in Bild 8.5 anhand eines Beispiels dargestellt. Zusätzlich sind noch die idealen Biegedrillknickmomente, die sich aus einer Handrechnung mit Gleichung (2.10) und [39] ergeben, mit aufgeführt.

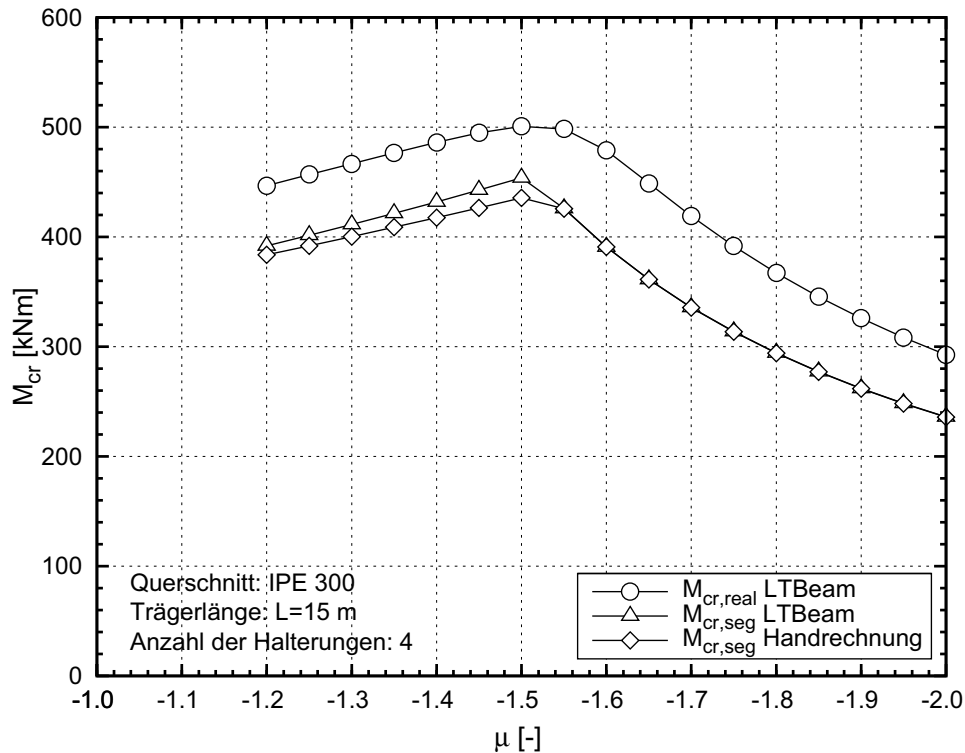


Bild 8.5: Kritische Biegedrillknickmomente ermittelt am Gesamtstab und am herausgelösten Einzelstab im Vergleich

In Bild 8.6 ist in Analogie zu Bild 8.4 der Beiwert k_g , welcher mit Gleichung (8.7) zu der erforderlichen Drehfedersteifigkeit zum Erreichen von $0,95 \cdot M_{cr,real}$ führt, über dem Belastungsparameter μ aufgetragen. Offensichtlich ergeben sich für nahezu alle Parameterkombinationen k_g -Werte, die deutlich größer sind als eins. Soll die stabilisierende Wirkung der angrenzenden Felder bei der Bemessung genutzt werden, muss die hierzu erforderliche Drehfedersteifigkeit mit Hilfe des Bemessungsdiagramms in Bild 8.6 ermittelt werden.

8.1 Mindeststeifigkeiten von diskreten Verdrehbehinderungen, so dass Einzelstabversagen maßgebend wird

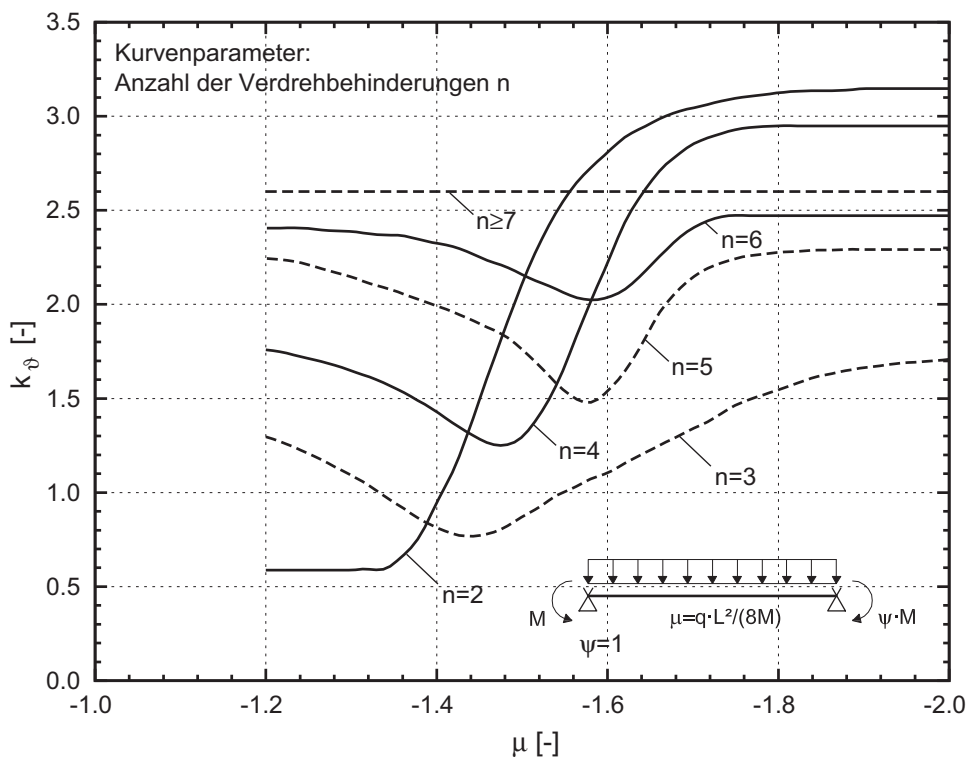


Bild 8.6: k_{θ} -Beiwerte zur Bestimmung der Mindeststeifigkeit von diskreten Verdrehbehinderungen

Bis zu diesem Punkt erfolgte die Herleitung von Bemessungshilfen zur Bestimmung der Mindeststeifigkeit von diskreten Verdrehbehinderungen ausschließlich anhand der Zahlenwerte für M_{cr} . Das Erreichen der idealen Verzweigungsbeanspruchung geht jedoch immer mit einer definierten Verformungsfigur – der ersten Eigenform – einher. In den obigen Herleitungen wurde das Erreichen von $0,95 \cdot M_{cr,seg}$ gleichgesetzt mit dem Versagensmodus „Biegedrillknicken zwischen den Verdrehbehinderungen“. Betrachtet man die erste Eigenform eines Bauteils mit diskreten Verdrehbehinderungen, deren Steifigkeit mit Hilfe der obigen Beziehungen festgelegt wurde, so entspricht diese nicht zwingend diesem Versagensmodus.

Bild 8.7 verdeutlicht dies anhand eines Beispiels. Dargestellt ist die erste Eigenform eines gabelgelagerten Einfeldträgers mit Drehfedern in den Drittelpunkten. Die Farbabstufung kennzeichnet den Verlauf der Verdrehungen um die Trägerlängsachse, wobei an den Endauflagern ein Gabelager vorliegt und somit $\vartheta = 0$ ist. Die vorhandene Drehfedersteifigkeit wurde mit Gleichung (8.7) und $k_{\theta} = 1,0$ bestimmt. Bei der Berechnung wurde Querschnittstreue vorausgesetzt. Die Verformungsfigur des Trägers unter konstanter Biegemomentenbeanspruchung auf der linken Seite zeigt, dass sowohl die Verdrehungen um die Trägerlängsachse als auch die seitlichen Verschiebungen durch die diskreten Drehfedern wirkungsvoll

verhindert werden, das Biegedrillknicken tritt zwischen den Abstützungen auf. Wird derselbe Träger durch Endmomente und eine gleichmäßig verteilte Querbewlastung beansprucht, werden die Verdrehungen durch die diskreten Drehfedern zwar auch reduziert, jedoch nicht voll verhindert. Die Eigenform entspricht eher dem Versagensmodus „Biegedrillknicken des elastisch gestützten Gesamtstabes“. Bei beiden Varianten wird jedoch $M_{cr,seg}$ erreicht.

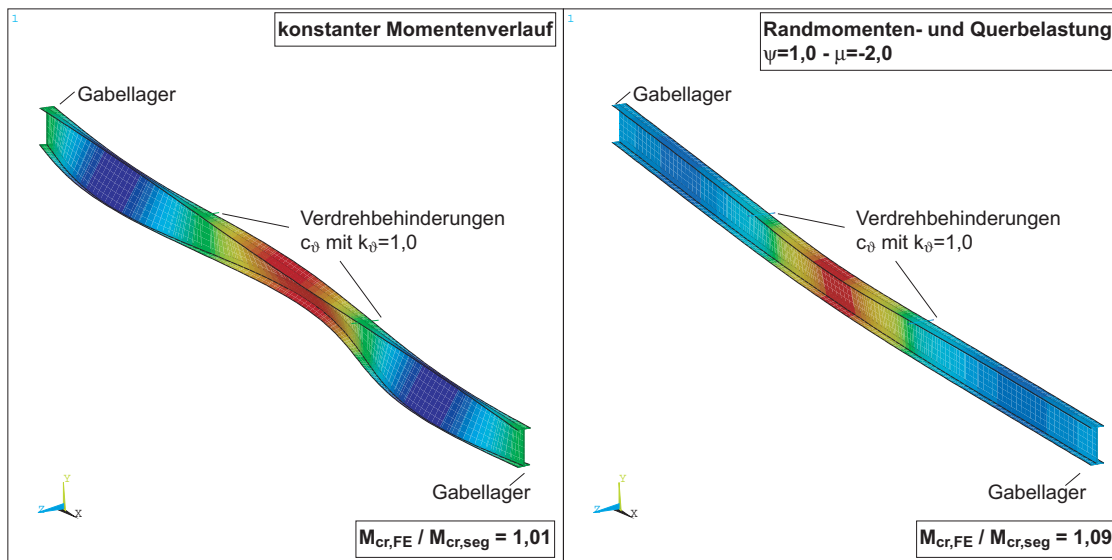


Bild 8.7: Gabelgelagerter Einfeldträger mit zwei diskreten Verdrehbehinderungen – Vergleich der 1. Eigenform bei unterschiedlichen Beanspruchungen

Dies ist damit zu erklären, dass die Annahme eines „Gabellagers“ die realen Übergangsbedingungen sowohl über- als auch unterschätzt. Bei einem Gabellager sind definitionsgemäß die Verschiebungen aus der Ebene sowie die Verdrehungen um die Trägerlängsachse voll verhindert, gleichzeitig liegt für Momentenbeanspruchung um die beiden Biegeachsen eine gelenkige Lagerung vor und die Endquerschnitte können sich frei verwölben. Die real vorliegenden Übergangsbedingungen an der Stelle der federelastischen Verdrehbehinderung lassen demgegenüber stets ein gewisses Maß an Verdrehungen um die Bauteillängsachse zu, seitliche Verschiebungen werden definitionsgemäß nicht behindert. Auf der anderen Seite können sich bei der Betrachtung des Gesamtstabs mit federelastischen Halterungen je nach Beanspruchungsverlauf die höher biegedrillknickgefährdeten Abschnitte um ein gewisses Maß in die benachbarten Felder einspannen. Diese positiven Effekte werden bei einer Berechnung am herausgelösten Einzelstab nicht berücksichtigt. Bei dem Träger in Bild 8.7 rechts kann sich das maßgebende Mittelfeld in die weniger biegedrillknickgefährdeten Endfelder einspannen. Somit ergeben sich für den herausgelösten Einzelstab Randbedingungen, die die Verdrehungen um die schwache Trägerachse und die

8.1 Mindeststeifigkeiten von diskreten Verdrehbehinderungen, so dass Einzelstabversagen maßgebend wird

Trägerlängsachse, die Verwölbung und die seitliche Verschiebung federelastisch behindern.

Zum Vergleich ist in Bild 8.8 (links) die Eigenform und die Verzweigungslast in Bezug auf $M_{cr,seg}$ dargestellt, die sich bei Ansatz von k_{ϑ} nach Bild 8.6 ergibt. Auf der rechten Seite ist die Steifigkeit der vorhandenen Verdrehbehinderungen mit $k_{\vartheta} = 0,648$ berechnet worden. Dies entspricht der Steifigkeit, die rechnerisch erforderlich ist, um $0,95 M_{cr,seg}$ zu erreichen, vgl. Bild 8.4. Für diesen Fall entspricht die Eigenform eindeutig dem Gesamtstabversagen.

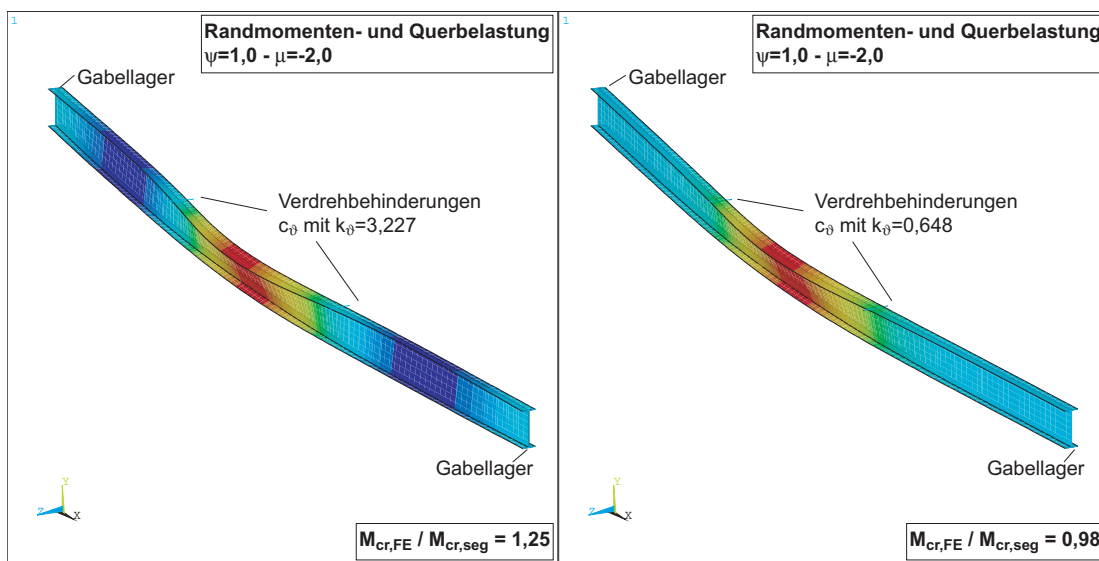


Bild 8.8: Vergleich der 1. Eigenform bei unterschiedlichen Drehfedersteifigkeiten c_{ϑ}

Im Rahmen dieser Arbeit sollen nicht nur die erforderlichen Mindeststeifigkeiten der Verdrehbehinderungen hergeleitet werden, sondern es soll auch untersucht werden, ob diese Federsteifigkeiten mit Hilfe üblicher Pfettenquerschnitte überhaupt erreicht werden können. Daher muss zunächst die vorhandene Drehfedersteifigkeit von diskreten Verdrehbehinderungen unter Berücksichtigung der konstruktiven Ausbildung derselben ermittelt werden. Diese setzt sich aus dem Anteil aus der Biegesteifigkeit des stabilisierenden Bauteils unter Annahme einer steifen Verbindung mit dem Träger, dem Anteil aus der Anschlussverdrehung zwischen Träger und stabilisierendem Bauteil und der Querschnittsverformung des gestützten Trägers zusammen. Die Berechnung erfolgt nach dem gleichen Prinzip wie die Bestimmung einer kontinuierlichen Drehbettung, vgl. [58] oder [R9].

$$\frac{1}{c_{\vartheta}} = \frac{1}{c_{\vartheta,R}} + \frac{1}{c_{\vartheta,C}} + \frac{1}{c_{\vartheta,D}} \quad (8.8)$$

mit

$C_{\vartheta,R}$ aus Biegesteifigkeit des stabilisierenden Bauteils

$C_{\vartheta,C}$ aus Anschlusssteifigkeit

$C_{\vartheta,D}$ aus Profilverformung

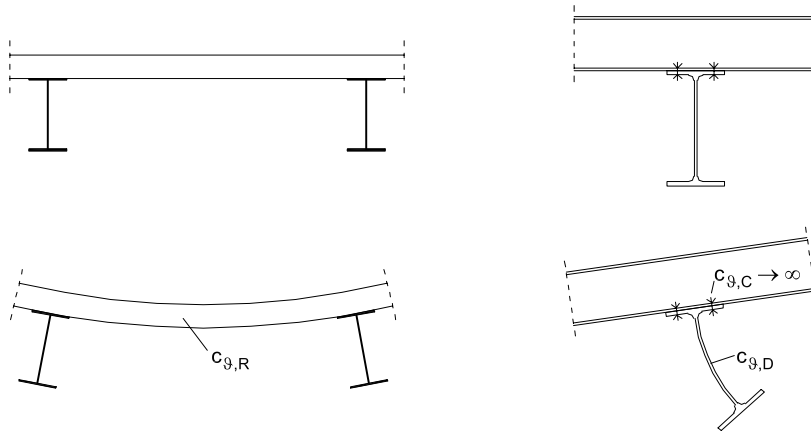


Bild 8.9: Verformungsanteile zur Bestimmung der vorhandenen Drehfedersteifigkeit

Der Einfluss aus der Anschlusssteifigkeit spielt bei dünnwandigen Bauteilen wie Kaltprofilpfetten oder Trapezblechen eine große Rolle, wird jedoch bei Verbindungen von Walzprofilen in der Regel vernachlässigt. Bei Bauteilen mit Aussteifungsrippen kann der Einfluss aus der Profilverformung vernachlässigt werden, sind jedoch keine Steifen angeordnet, ist die Stegverformung oft der maßgebliche Faktor. Bei diskret federelastisch gestützten Bauteilen kann der Einfluss der Profilverformung mit Gleichung (4.5) aus [50] berücksichtigt werden.

Zur Verdeutlichung des Einflusses der Profilverformung wurden Vergleichsrechnungen an einem gabelgelagerten Einfeldträger unter Randmomenten- und Querbelastung, der in Feldmitte am Obergurt drehfederelastisch gestützt ist, durchgeführt. Wie bereits in Abschnitt 4.4.1.2 erläutert, ist es zulässig, die erforderliche Mindeststeifigkeit ohne den Einfluss der Profilverformung zu berechnen und diesen Faktor im Nachgang bei der vorhandenen Federsteifigkeit zu berücksichtigen. Betrachtet man die Ergebnisse der Vergleichsrechnung näher, so zeigt sich, dass sich die ideale Biegedrillknicklast bei Vernachlässigung der Profilverformung infolge der drehfederelastischen Stützung auf den 6-fachen Wert des ungestützten Trägers erhöht. Ab einer gewissen Drehfedersteifigkeit schlägt die Eigenform von einer einwelligigen in eine zweiwellige Verformungsfigur um. Wird hingegen die Profilverformung zugelassen, so lässt sich die ideale Biegedrillknicklast lediglich auf den 2,5-fachen Wert des ungestützten Trägers anheben. Die erste Eigenform bleibt unabhängig von der Steifigkeit der Drehfeder einwellig, vgl. Bild 8.11.

8.1 Mindeststeifigkeiten von diskreten Verdrehbehinderungen, so dass Einzelstabversagen maßgebend wird

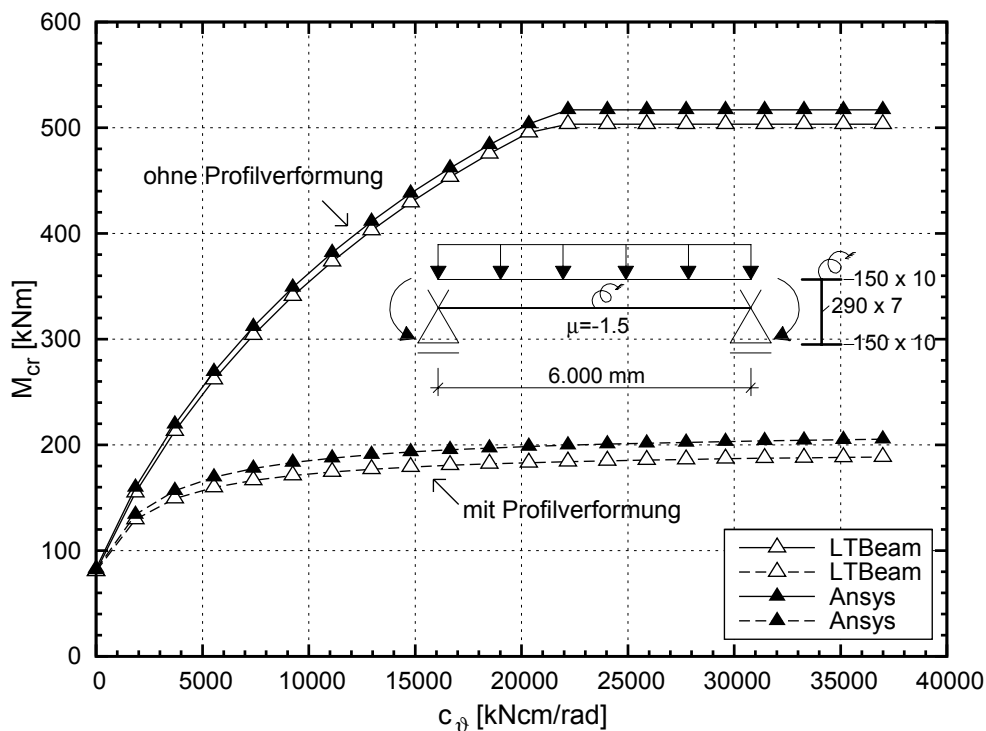


Bild 8.10: Einfluss der Profilverformung auf das ideale Biegedrillknickmoment eines drehelastisch gestützten Trägers, Beispiel aus [95]

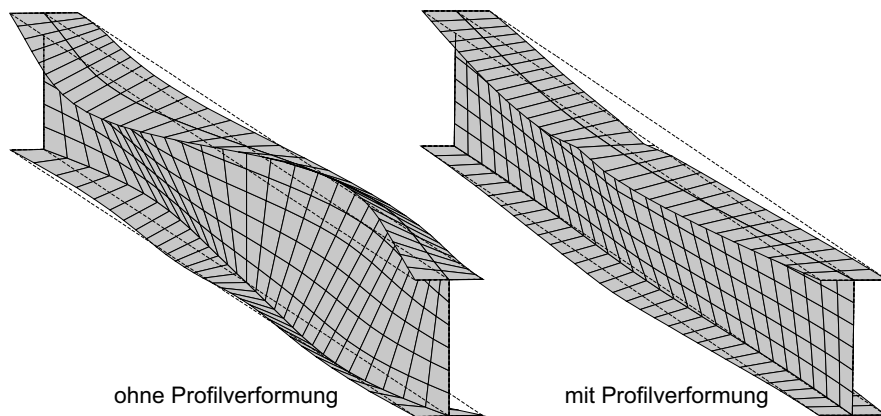


Bild 8.11: Verformungsfiguren eines drehelastisch gestützten Trägers mit und ohne Profilverformung bei gleicher Federsteifigkeit

Für die Überprüfung, ob die erforderlichen Mindeststeifigkeiten mit Hilfe üblicher Pfettenquerschnitte überhaupt erreicht werden können, wurde zunächst im Rahmen einer Vorbemessung eine Vielzahl von baupraktischen Kombinationen von auszusteiendem Bauteil und zugehörigem Pfettenquerschnitt festgelegt. Die Variation der Parameter erfolgte gemäß Tabelle 8.2.

Tabelle 8.2: Parameterstudie zur Bestimmung der erforderlichen Drehfedersteifigkeit, so dass Einzelstabversagen maßgebend wird

	Parameter	Anzahl der Variationen
Anzahl der diskreten Stützungen	2 - 9	8
Pfettenabstand	3,0 / 4,5 / 6,0 m	3
Rahmenabstand	5,0 / 6,75 / 8,5 m	3
Momentenverlauf im gestützten Bauteil	$\mu = -1,2$ bis $-2,0$ in Schritten von 0,05	17
Flächenlast q_{Ed}	1,5 kN/m ²	1

Aus Pfettenanzahl und Pfettenabstand ergibt sich die jeweilige Trägerlänge. Die Querschnitte der gestützten Bauteile resultieren aus Trägerlänge und Belastung. Insgesamt werden je Trägerlänge drei unterschiedliche Querschnitte untersucht. Die Querschnitte der stützenden Bauteile, d.h. der Pfetten, ergeben sich aus Pfettenabstand, Flächenlast und Rahmenabstand. Je nach statischem System der Pfette – Einfeld- oder Durchlaufträger – resultieren daraus bei gleichem Querschnitt unterschiedliche vorhandene Drehfedersteifigkeiten. Die Momentenverhältnisse, bei denen $|\mu| < 1,5$ ist, sind im Zusammenhang mit Trägern mit konstanter Höhe nur theoretischer Natur. Im Hinblick auf die Erweiterung auf gevoutete Bauteile werden diese Fälle jedoch benötigt.

Als Ergebnis der Untersuchung liegen für sämtliche Parameterkombinationen sowohl die erforderliche als auch die vorhandene Federsteifigkeit der Verdrehbehinderungen vor. In Bild 8.12 sind die Ergebnisse für den Fall, dass die Profilverformung am Anschlusspunkt der Verdrehbehinderungen konstruktiv verhindert wird, dargestellt. Die Auswertung erfolgt auf der sicheren Seite liegend mit den vorhandenen Drehfedersteifigkeiten, die sich für Einfeldpfetten ergeben. Bei bis zu sechs diskreten Stützungen kann die erforderliche Mindeststeifigkeit in allen untersuchten Fällen erreicht werden. Wird die Anzahl der Stützungen darüber hinaus vergrößert, oder werden die Pfetten in geringerem Abstand angeordnet als in Tabelle 8.2 angegeben, kann das Erreichen von $M_{cr,seg}$ nicht in allen Fällen gewährleistet werden. Aus Bild 8.13 wird deutlich, dass $M_{cr,seg}$ nur dann erreicht werden kann, wenn die Profilverformung am Anschlusspunkt der Verdrehbehinderung ausgeschlossen wird. Dies zeigte sich bereits in Bild 8.10 für einen Träger mit nur einer Zwischenhalterung und ist in noch größerem Maße bei Bauteilen mit mehreren Verdrehbehinderungen zu beobachten.

8.1 Mindeststeifigkeiten von diskreten Verdrehbehinderungen, so dass Einzelstabversagen maßgebend wird

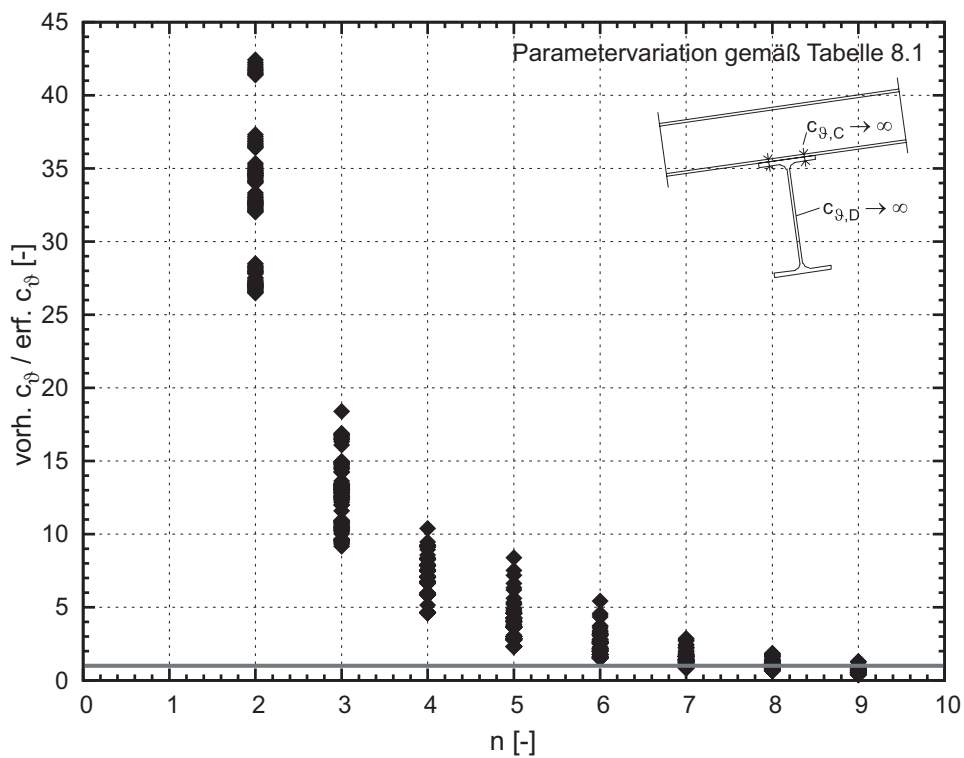


Bild 8.12: Vergleich der erforderlichen und der realisierbaren Drehfedersteifigkeiten bei Gewährleistung der Querschnittstreue

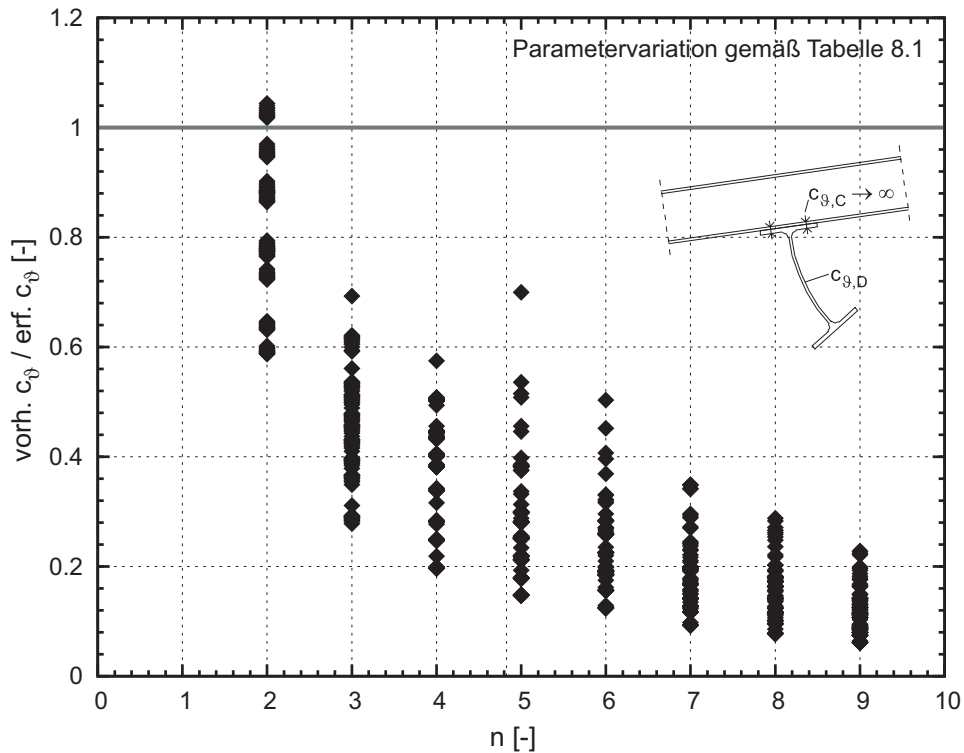


Bild 8.13: Vergleich der erforderlichen und der realisierbaren Drehfedersteifigkeiten für den Fall, dass die Anschlusspunkte der Verdrehbehinderung nicht ausgesteift werden

Für die Praxis bedeutet dies, dass am Anschlusspunkt einer Verdrehbehinderung stets eine Steife vorhanden sein muss, um die lokale Profilverformung zu verhindern.

Um zu untersuchen, ob die Ermittlung der rechnerischen Traglast bei einer Zerlegung von Bauteilen mit diskreten Verdrehbehinderungen mit Hilfe der bekannten Traglastabminderungskurven durchgeführt werden darf, wurde eine Parameterstudie auf Traglastniveau durchgeführt. Die folgenden Auswertungen und Diagramme fassen die Ergebnisse für das beispielhaft ausgewählte Profil IPE 600 unter Randmomenten- und Querbeanspruchung zusammen. Für die Untersuchung wurde der Momentenverlauf ausgewählt, bei dem Stützmoment und Feldmoment betragsmäßig gleich groß sind, d.h. $\psi = 1$ und $\mu = -2$, da sich hierfür die größten Unterschiede zwischen $M_{cr,seg}$ und $M_{cr,real}$ ergeben. Die Anzahl der diskreten Stützungen wurde zwischen $n = 2$ und $n = 6$ variiert.

In einem ersten Schritt wurde die Steifigkeit der vorhandenen Verdrehbehinderungen gemäß Gleichung (8.7) festgelegt, wobei der Beiwert k_g konstant zu $k_g = 1,0$ angesetzt wurde. Die Berechnungen wurden unter Ansatz unterschiedlicher Imperfektionsannahmen gemäß Tabelle 8.3 durchgeführt. Bild 8.14 zeigt die numerisch ermittelten Traglasten im Vergleich zu den genormten Traglastabminderungskurven. Im Ergebnis kann festgestellt werden, dass der Imperfektionsansatz 1 die geringsten Traglasten liefert, so dass dieser für alle folgenden Untersuchungen verwendet wird. Des Weiteren fällt auf, dass die speziellen Biegedrillknickkurve c für gewalzte Querschnitte nach Eurocode 3-1-1 [R8] mit Ausnahme des sehr gedrungenen Schlankheitsbereichs zu rechnerischen Traglasten führt, die gegenüber den numerisch ermittelten Werten auf der sicheren Seite liegen.

Tabelle 8.3: Variation der Imperfektionsansätze für die Traglastuntersuchung an diskret drehfederelastisch gestützten Bauteilen

Nr.	Form	Skalierung	Eigenspannungen
1	mehrwellige Sinusform zwischen den diskreten Halterungen, nur seitliche Vorkrümmung v_0	schlankheitsabhängig gemäß Gl. (2.53)	nein
2	einwellige Sinusform, nur seitliche Vorkrümmung v_0	konstant $v_0 = L/1000$	ja
3	1. Eigenform des diskret federelastisch gestützten Systems	schlankheitsabhängig gemäß Gl. (2.53)	nein

8.1 Mindeststeifigkeiten von diskreten Verdrehbehinderungen, so dass Einzelstabversagen maßgebend wird

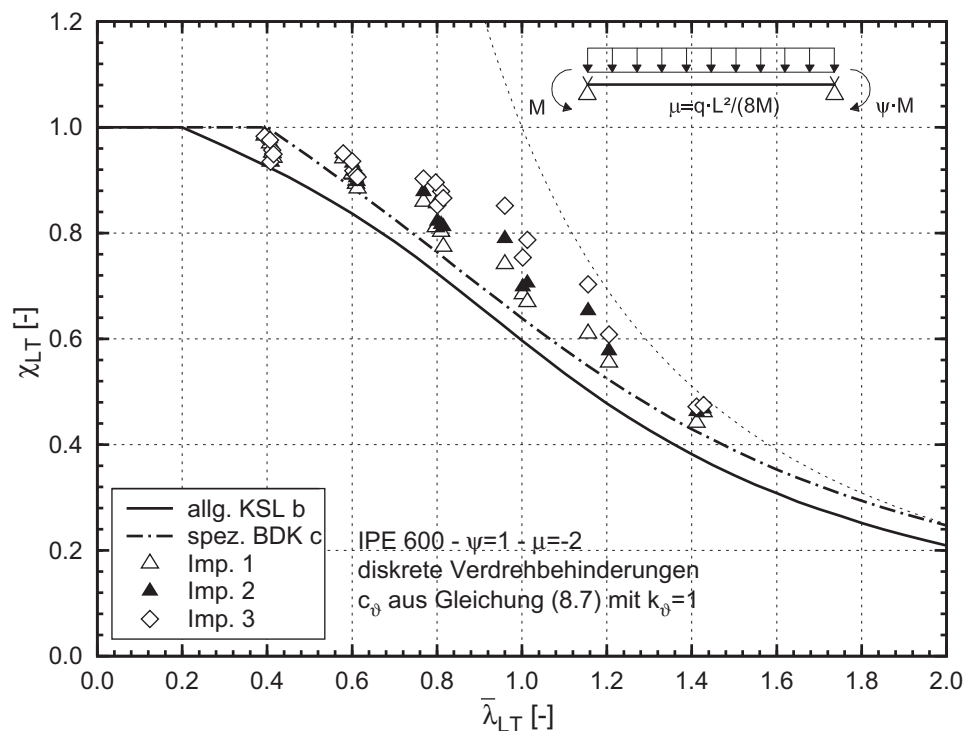


Bild 8.14: Numerisch ermittelte Traglasten bei Verwendung unterschiedlicher Imperfektionsansätze im Vergleich zu genormten Traglastabminderungskurven

Im nächsten Schritt wurde die Steifigkeit der vorhandenen Verdrehbehinderungen variiert. Die Untersuchung wurde zunächst mit der Steifigkeit c_ϑ durchgeführt, die zum Erreichen von $0,95 \cdot M_{cr,real}$ erforderlich ist. Hierzu wurde k_ϑ aus Bild 8.6 ermittelt und in Gleichung (8.7) eingesetzt. Die Ergebnisse wurden dann mit den Traglasten verglichen, die sich bei Ansatz von c_ϑ nach Gleichung (8.7) mit k_ϑ aus Bild 8.4 ergeben. Diese Steifigkeit entspricht der Vorgabe, dass das ideale Biegedrillknickmoment des diskret gestützten Bauteils gerade $0,95 \cdot M_{cr,seg}$ erreicht. Schließlich wurden noch Traglastberechnungen durchgeführt, bei denen c_ϑ mit Gleichung (8.7) und $k_\vartheta = 1,0$ festgelegt wurde. Bild 8.15 zeigt die Ergebnisse dieser Parameterstudie. Dabei sind die bezogenen Traglasten χ_{LT} über der Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ aufgetragen, die aus der numerischen Berechnung am Gesamtbauteil unter Berücksichtigung der Drehfedern resultiert.

Wie auch schon zuvor in Bild 8.14 kann auch hier festgestellt werden, dass die genormte Biegedrillknickkurve die numerisch ermittelten Traglasten gut wiedergibt. Bezüglich der Zuordnung zu einer Traglastabminderungskurve ist kein Unterschied infolge der verschiedenen Ansätze für die vorhandene Drehfedersteifigkeit der diskreten Stützungen festzustellen.

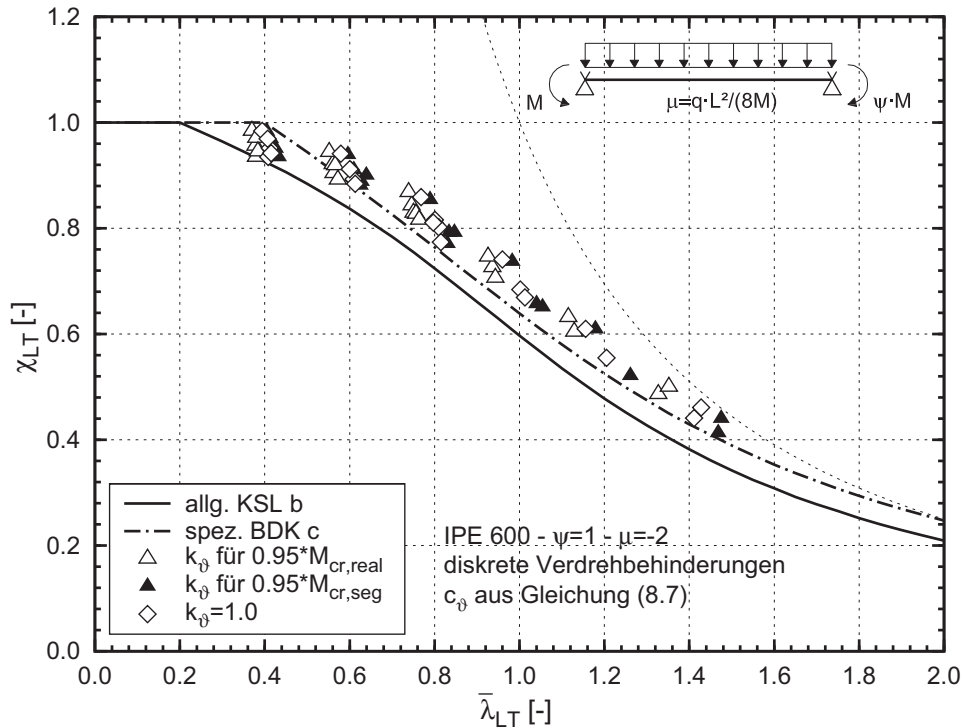


Bild 8.15: Numerisch ermittelte Traglasten bei Ansatz unterschiedlicher Steifigkeitswerte im Vergleich zu genormten Traglastabminderungskurven

Es soll nun noch untersucht werden, ob die rechnerischen Traglastergebnisse, die sich bei Verwendung der genormten Biegedrillknickkurve unter Berücksichtigung des Modifikationsfaktors f ergeben, gegenüber den numerisch ermittelten Werten auf der sicheren Seite liegen. Der Faktor f wird dabei bezogen auf den jeweils maßgebenden Einzelstab berechnet. Als Eingangswert dient die bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT,seg}$, die sich aus der idealen Verzweigungslast des maßgebenden Einzelfeldes ergibt.

Die Verwendbarkeit der genormten Kurven unter Berücksichtigung des Modifikationsfaktors f kann für alle drei untersuchten Steifigkeitsansätze bestätigt werden. Liegen somit diskrete Verdrehbehinderungen vor, deren Steifigkeit c_{ϑ} mindestens dem Wert nach Gleichung (8.7) mit k_{ϑ} aus Bild 8.4 entspricht, so ist eine Zerlegung des Gesamtbauteils in Einzelstäbe zulässig und die Berechnung der Traglast kann mit den bekannten Beziehungen erfolgen.

8.1 Mindeststeifigkeiten von diskreten Verdrehbehinderungen, so dass Einzelstabversagen maßgebend wird

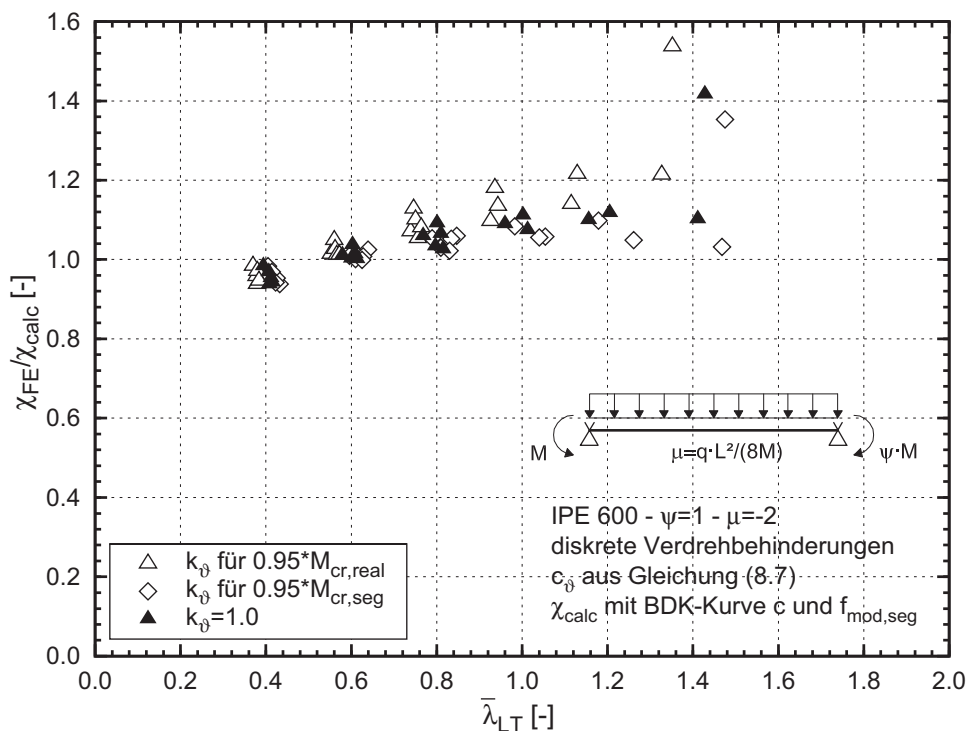


Bild 8.16: Vergleich der rechnerischen Traglasten aus einer Handrechnung am maßgebenden Einzelstab mit den numerisch ermittelten Traglasten

Die Drehfedersteifigkeiten, die dem Wert χ_{FE} in Bild 8.16 zu Grunde liegen, garantieren – wie zuvor bei der Herleitung beschrieben – nur das Erreichen von $0,95 \cdot M_{cr,seg}$. Für das Erreichen von $M_{cr,seg}$ sind in jedem Fall größere Federsteifigkeiten erforderlich. Da sich für den hier betrachteten Belastungsfall mit $\mu = -2$ die maximalen k_{ϑ} -Werte ergeben, sind diese anhand von Tabelle 8.1 zu bestimmen. Bild 8.16 zeigt jedoch, dass die rechnerische Traglast, die sich aus einer Handrechnung am herausgelösten Einzelstab ergibt, auch dann erreicht wird, wenn die Federsteifigkeiten nur das Kriterium (8.6) erfüllen.

8.1.3 Gevoutete Träger

Im Folgenden sollen die Aussagen aus dem vorangegangenen Abschnitt auf gevoutete Träger erweitert werden. Hierzu liegt es nahe, die Parameterstudie zur Bestimmung von k_{ϑ} um die Parameter bezogene Voutenhöhe k_v und bezogene Voutenlänge k_L sowie die Voutenausführung – geschweißte, zweiflanschige Voute oder Walzprofil mit untergeschweißter Voute – zu erweitern. Die Berechnung der erforderlichen Einzeldrehfedersteifigkeit erfolgt wiederum iterativ und wird durch

$$\text{erf. } c_{\vartheta,dis} = k_{\vartheta} \cdot k_{\vartheta,voute} \cdot \frac{L}{n} \left[EI_w \frac{\pi^4}{L^4} (n+1)^4 + GI_T \frac{\pi^2}{L^2} (n+1)^2 \right] \quad (8.9)$$

ausgedrückt. Die Ergebnisse für $c_{\vartheta,dis}$ werden dann nach $k_{\vartheta,Voute}$ aufgelöst. Der Vorteil in dieser Schreibweise liegt darin, dass der Einfluss der Voute direkt abgelesen werden kann. Bei der Auswertung der Ergebnisse im Rahmen des Forschungsprojektes [102] musste jedoch festgestellt werden, dass das zweimalige iterative Vorgehen bei der Bestimmung von k_{ϑ} und $k_{\vartheta,Voute}$ dazu führt, dass eine systematische Aufbereitung von $k_{\vartheta,Voute}$ in Abhängigkeit der Geometrieparameter k_L und k_v nicht möglich ist.

Daraufhin wurde bei der Auswertung ein anderer Weg zur Herleitung des Korrekturfaktors $k_{\vartheta,Voute}$, der den Einfluss der Voute beschreibt, beschritten. Hierzu werden die Bestimmungsgleichungen für M_{cr} bei Vorhandensein einer kontinuierlichen Drehbettung unter Vernachlässigung der Anteile aus Torsions- und Wölbsteifigkeit für ein Bauteil mit konstanter Höhe (8.10) und ein gevoutetes Bauteil (8.11) betrachtet.

$$M_{cr,Voute}^2 = EI_z \cdot C_{\vartheta,Voute} \quad (8.10)$$

$$M_{cr,konst}^2 = EI_z \cdot C_{\vartheta,konst} \quad (8.11)$$

Diese Vereinfachung ist zulässig, da der Einfluss der Drehbettung in der Regel deutlich größer ist als der Einfluss der Eigensteifigkeit des Profils. Mit Hilfe dieser Überlegung ergibt sich $k_{\vartheta,Voute}$ gemäß Gleichung (8.12):

$$\frac{C_{\vartheta,Voute}}{C_{\vartheta,konst}} = \left(\frac{M_{cr,Voute}}{M_{cr,konst}} \right)^2 = \frac{k_{\vartheta,Voute} \cdot C_{\vartheta,konst}}{C_{\vartheta,konst}} = k_{\vartheta,Voute} \quad (8.12)$$

Im Rahmen des Forschungsvorhabens [102] wurde eine Parameterstudie zur Ermittlung von $k_{\vartheta,Voute}$ durchgeführt, wobei der Belastungsverlauf, die Anzahl der Halterungen n , die Voutenausführung – geschweißte, zweiflanschige Voute oder Walzprofil mit untergeschweißter Voute – sowie die Voutenparameter k_v und k_L variiert wurden. Der Wert für $k_{\vartheta,Voute}$ hängt maßgebend davon ab, an welcher Stelle des diskret gehaltenen Bauteils die Querschnittsausnutzung infolge äußerer Lasten maximal ist. Diese Stelle wird im Rahmen dieser Arbeit x_{kr} genannt, vgl. Abschnitt 6.3.1.

Es konnte festgestellt werden, dass $k_{\vartheta,Voute}$ den Wert 1,0 annimmt sobald sich die maßgebende Stelle x_{kr} in einem der Bauteilsegmente befindet, die eine konstante Höhe aufweisen. Für den Fall, dass x_{kr} sich in einem der Bauteilabschnitte mit Voute befindet, konnte ein Maximalwert für k_{ϑ} bestimmt werden, der vom Beanspruchungsverlauf unabhängig ist. Dieser Maximalwert ist in Form von Diagrammen in Abhängigkeit der Voutenparameter k_v und k_L und der Anzahl der Halterungen in Anhang A dargestellt. Insgesamt ergeben sich bei vier untersuch-

8.1 Mindeststeifigkeiten von diskreten Verdrehbehinderungen, so dass Einzelstabversagen maßgebend wird

ten k_L -Verhältnissen und zwei Konstruktionsvarianten acht Diagramme, aus denen der Wert $k_{\theta, \text{Voute}}$ abgelesen werden kann. Bild 8.18 zeigt ein Beispiel für ein derartiges Diagramm.

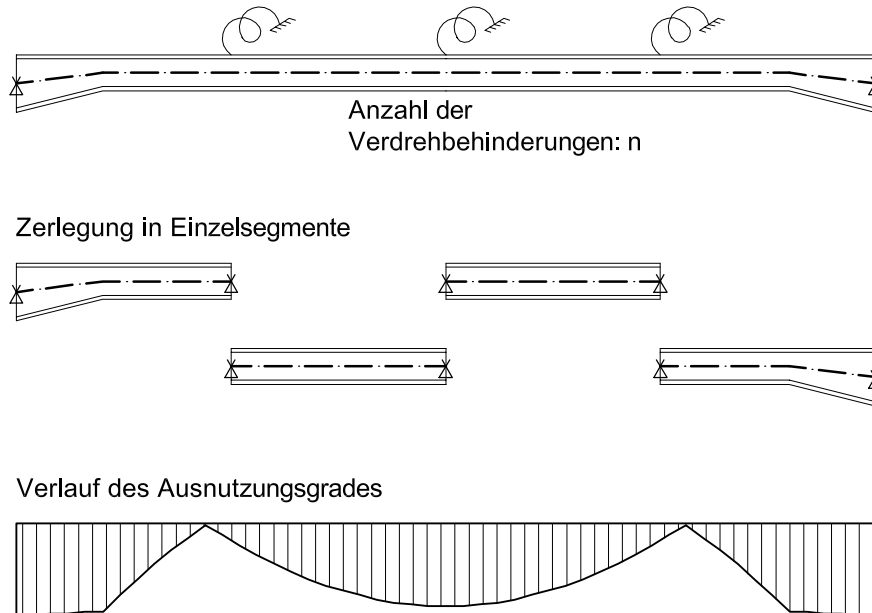


Bild 8.17: Zur Lage der maßgebenden Stelle x_{kr} bei gevouteten Bauteilen mit diskreten Verdrehbehinderungen

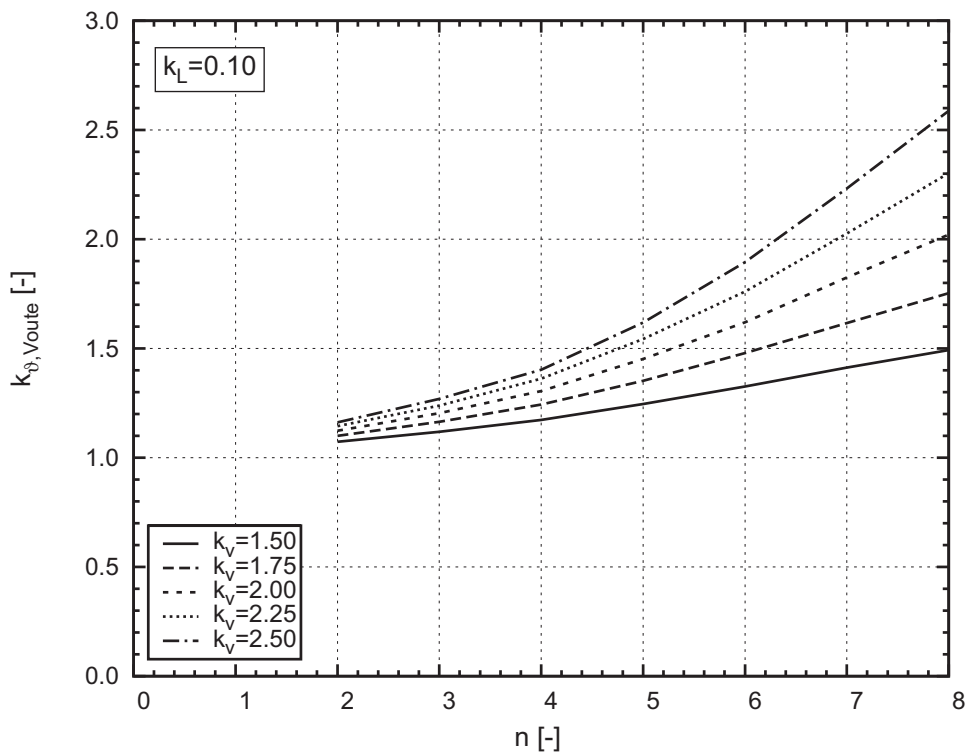


Bild 8.18: Beiwert $k_{\theta, \text{Voute}}$ zur Bestimmung der Mindeststeifigkeit von diskreten Verdrehbehinderungen bei gevouteten Bauteilen

Analog zu Abschnitt 8.1.2 wurden die Angaben bezüglich der Mindeststeifigkeiten von diskreten Verdrehbehinderungen bei gevouteten Bauteilen auf Traglastniveau verifiziert. Die folgenden Auswertungen und Diagramme fassen die Ergebnisse für das beispielhaft ausgewählte Profil IPE 600 unter Randmomenten- und Querbeanspruchung zusammen. Für die Untersuchung wurde der Momentenverlauf so festgelegt, dass sich in Feldmitte und am Bauteilende infolge der äußeren Momente dieselbe Querschnittsausnutzung ergibt. Die Anzahl der diskreten Stützungen wurde zwischen $n = 2$ und $n = 6$ variiert. Die Variation der Steifigkeit der diskreten Verdrehbehinderungen erfolgt in Analogie zu Abschnitt 8.1.2, wobei die hier dargestellten Auswertungen sich auf die Steifigkeitswerte beziehen, die sich bei $k_{\vartheta} = 1,0$ und bei Verwendung der hier hergeleiteten Bemessungshilfen für $k_{\vartheta, \text{voute}}$ ergeben.

Bild 8.19 zeigt ausgewählte Ergebnisse der Parameterstudie für einen Träger mit beidseitigen Vouten in geschweißter Ausführung. Dabei sind die bezogenen Traglasten χ_{LT} über der Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ aufgetragen, die aus der numerischen Berechnung am Gesamtbauteil unter Berücksichtigung der Drehfedern resultiert. Wie auch schon zuvor in Bild 8.15 kann auch hier festgestellt werden, dass die genormte Biegedrillknickkurve die numerisch ermittelten Traglasten gut wiedergibt.

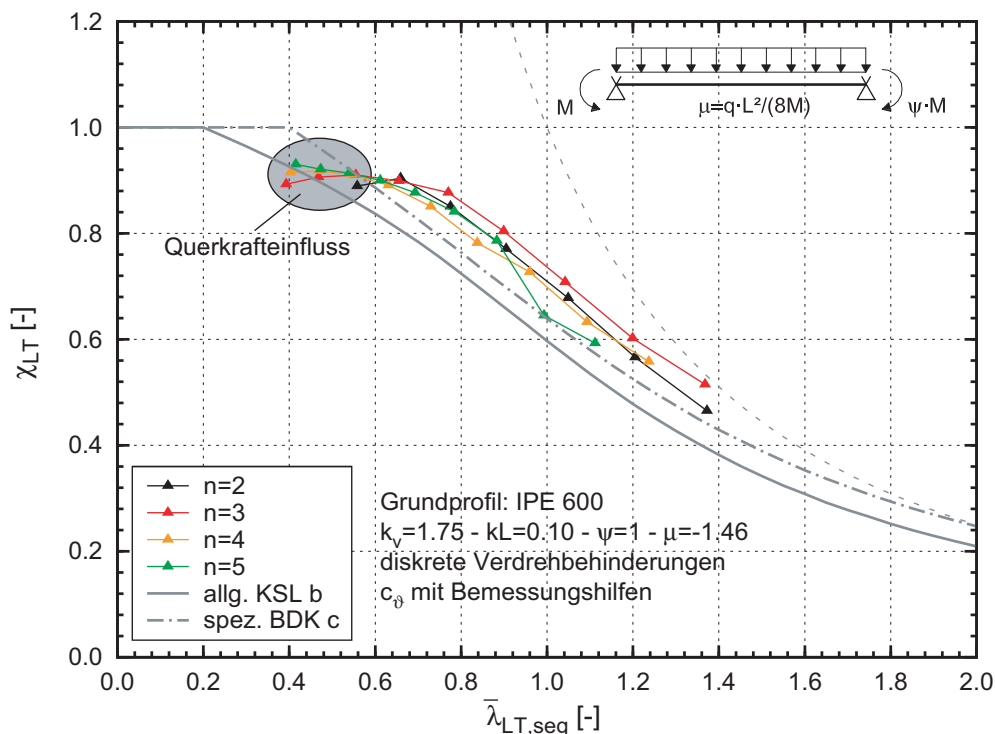


Bild 8.19: Numerisch ermittelte Traglasten eines Bauteils mit diskreten Verdrehbehinderungen im Vergleich zu den genormten Biegedrillknickkurven – geschweißte Voute

8.1 Mindeststeifigkeiten von diskreten Verdrehbehinderungen, so dass Einzelstabversagen maßgebend wird

Die dargestellten Traglasten gelten für Bauteile, bei denen die Verdrehbehinderung und das Voutenende sich nicht an derselben Stelle befinden. Bei dem herausgelösten Einzelstab, der sich am nächsten am Bauteilende befindet, handelt es sich somit um einen Stab, der aus einem gevouteten und einem konstanten Bereich besteht. In Abschnitt 6.3.2.3 wurde gezeigt, dass für derartige Einzelstäbe die Verwendung der speziellen Biegedrillknickkurven für gewalzte und gleichartige geschweißte Bauteile nach Eurocode 3-1-1 [R8] auf der sicheren Seite liegt. Bild 8.19 bestätigt, dass dies auch für Bauteile gilt, die aus einem Gesamtstab mit diskreten Verdrehbehinderungen herausgelöst sind. Für den in der Baupraxis seltener auftretenden Fall, bei dem die Verdrehbehinderung am Ende der Voute angeordnet wird, ist der Nachweis des maßgebenden Einzelstabs, sofern dieser im Bereich der Voute liegt, unter Verwendung der Biegedrillknickkurven für den „allgemeinen“ Fall, d.h. der europäischen Knickspannungslinien, zu führen.

In Bild 8.20 erfolgt die Auswertung der numerisch ermittelten Traglasten analog zu Bild 8.19, wobei das untersuchte Bauteil hier aus einem I-Profil mit untergeschweißter Voute besteht. Auch für diese Konstruktionsvariante kann die Verwendbarkeit der speziellen Biegedrillknickkurven für gewalzte und gleichartige geschweißte Bauteile nach Eurocode 3-1-1 [R8] bestätigt werden.

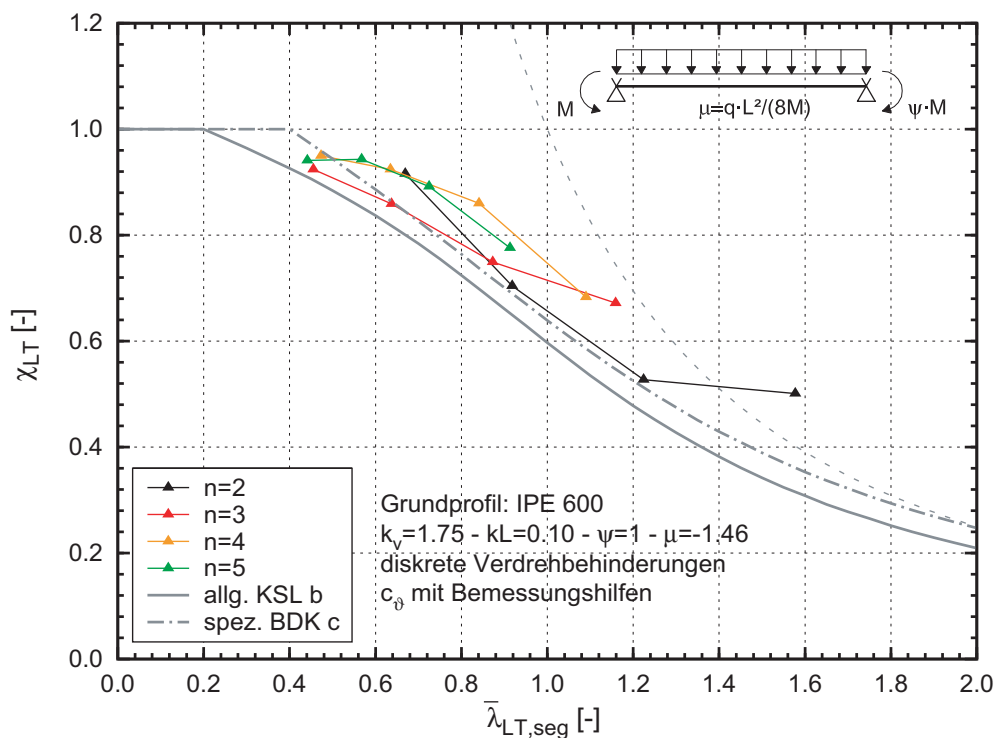


Bild 8.20: Numerisch ermittelte Traglasten eines Bauteils mit diskreten Verdrehbehinderungen im Vergleich zu den genormten Biegedrillknickkurven – Walzprofil mit Voute

8.1.4 Hinweis für die Anwendung

Für die praktische Anwendung können die in diesem Abschnitt hergeleiteten Bemessungshilfen wie folgt gedeutet werden: Liegt die vorhandene Federsteifigkeit oberhalb der Mindeststeifigkeit, so

- kann M_{cr} mit den Abschnittslängen zwischen den Verdrehbehinderungen berechnet werden
- ist ein „Verschmieren“ der Einzelfedersteifigkeiten in eine kontinuierliche Drehbettung nicht zulässig, da sich damit in der Regel größere Werte für M_{cr} ergeben
- kann durch eine weitere Erhöhung der vorhandenen Federsteifigkeit maximal eine Steigerung der idealen Verzweigungslast auf den Wert $M_{cr,real}$ erzielt werden. Eine weitere Steigerung des idealen Biegedrillknickmomentes und somit auch der Bauteiltragfähigkeit ist nicht möglich. Da jedoch $M_{cr,real}$ häufig nur geringfügig größer ist als $M_{cr,seg}$ und zudem nur mit Hilfe von Programmen zuverlässig bestimmt werden kann, stellt $M_{cr,seg}$, berechnet mit den Abschnittslängen zwischen den Verdrehbehinderungen, in der Praxis die obere Grenze der rechnerischen Verzweigungslast dar.

Liegt die vorhandene Federsteifigkeit unterhalb der Mindeststeifigkeit, so

- ist das Gesamtstabversagen des elastisch gestützten Trägers der maßgebende Versagensmodus, wobei sowohl ein- als auch mehrwellige Verformungsfiguren auftreten können
- reicht die Federsteifigkeit nicht aus, um eine Verdrehbehinderung zu erzwingen
- dürfen die Einzelfedersteifigkeiten auf der sicheren Seite liegend in eine kontinuierliche Drehbettung „verschmiert“ werden
- kann das ideale Biegedrillknickmoment unter Berücksichtigung der kontinuierlichen Drehbettung mit Hilfe der Bemessungshilfen in Kapitel 7.2.1 berechnet werden. Die Abweichung der Verformungsfigur von der idealen Sinusform wird dabei durch den Beiwert α erfasst.
- kann mit den Arbeitshilfen aus Kapitel 7.1.1 überprüft werden, ob die vorhandene Drehbettung ausreicht, um ein BDK-Versagen auszuschließen. Auch hier ist die Abweichung der Verformungsfigur von der idealen Sinusform in den Bemessungshilfen berücksichtigt.

Die letztgenannte Möglichkeit wird im Folgenden anhand eines Beispiels verdeutlicht. Hierzu ist in Bild 8.21 das ideale Biegedrillknickmoment eines Beispielträgers unter Berücksichtigung von diskreten Verdrehbehinderungen mit einer gegeb-

8.1 Mindeststeifigkeiten von diskreten Verdrehbehinderungen, so dass Einzelstabversagen maßgebend wird

nen Federsteifigkeit, die aus der Wahl der abstützenden Bauteile resultiert, dargestellt. Diese Drehfedersteifigkeit wurde zunächst unter der Voraussetzung ermittelt, dass Profilverformungen am Anschlusspunkt der Pfetten ausgeschlossen sind. In einem zweiten Schritt wurde die Profilverformung auf der Seite der vorhandenen Drehfedersteifigkeit mittels Gleichung (8.8) berücksichtigt. Zusätzlich sind die Grenzwerte $M_{cr,real}$ und $M_{cr,seg}$ aufgetragen.

Im dargestellten Fall reicht die vorhandene Drehfedersteifigkeit bei Ausschluss von Profilverformungen nur im Bereich $\mu \geq -1,6$ aus, um ein Einzelstabversagen zwischen den Halterungen zu erzwingen. Für kleinere μ -Verhältnisse ist dies nicht der Fall. Dies wird dadurch deutlich, dass das vorhandene M_{cr} sich unterhalb dem Wert befindet, der 95% des idealen Biegedrillknickmoments des Einzelstabs entspricht. Demzufolge ist ein „Verschmieren“ in eine kontinuierliche Drehbettung zulässig. Betrachtet man das vorhandene ideale Biegedrillknickmoment unter Berücksichtigung der federelastischen Stützung, so fällt auf, dass die Kurve stets oberhalb des Wertes liegt, der erforderlich ist, um unter Ansatz der maßgebenden Traglastabminderungskurve eine rechnerische Tragfähigkeit zu erhalten, die 95% der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit entspricht. Werden Profilverformungen berücksichtigt, so ist eine Zerlegung in Einzelstäbe zwischen den Halterungen im gesamten betrachteten Parameterbereich nicht möglich. Für Momentenverläufe mit $\mu \geq -1,6$ liegen die idealen Biegedrillknickmomente oberhalb der Kurve, die das Erreichen von 95% der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit repräsentiert. Ein beidseitig eingespannter Träger mit Querbelastung, bei dem die Stützmomente betragsmäßig doppelt so groß sind wie das Feldmoment und somit $\mu = -1.5$ gilt, fällt beispielsweise in diesen Bereich. Wie ausführlich in Abschnitt 7.1 erläutert wird, kann daher auf einen Biegedrillknicknachweis verzichtet werden. Insgesamt bedeutet dies, dass für den Fall, dass die Drehfedersteifigkeit nicht ausreicht, um ein Einzelstabversagen zu erzwingen, stets geprüft werden sollte, ob die entsprechend verschmierte kontinuierliche Drehbettung genügt, um nachzuweisen, dass ein Biegedrillknickversagen nicht maßgebend wird. Für die Berechnung der erforderlichen Drehbettung wird auf Abschnitt 7.1.1 verwiesen.

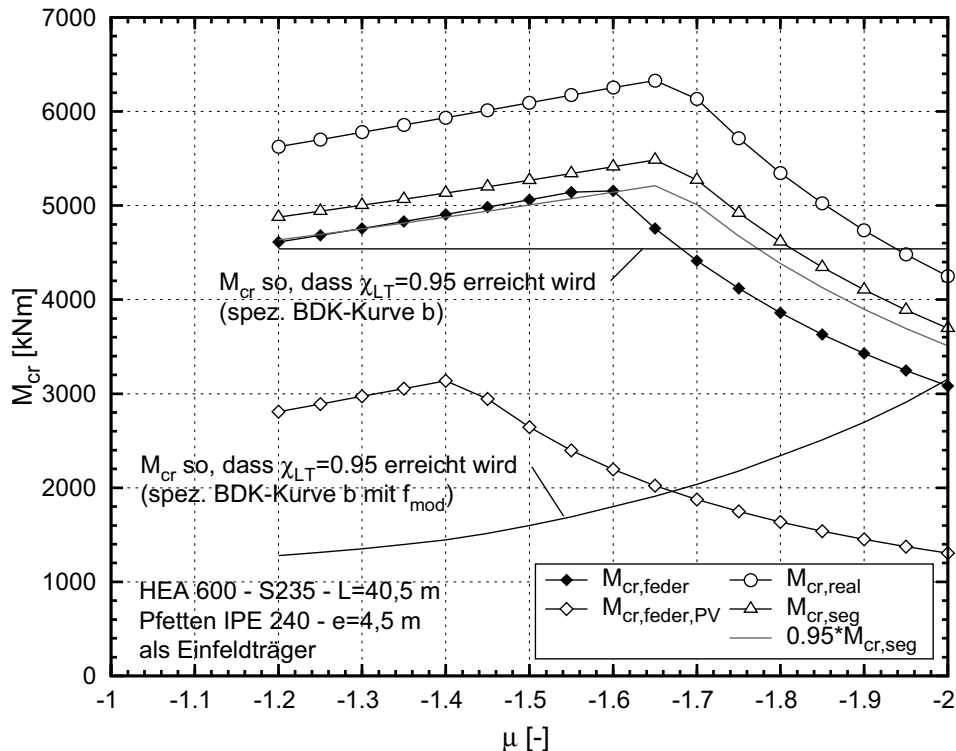


Bild 8.21: Beispiel für das erzielbare ideale Biegedrillknickmoment bei gegebener Pfettensteifigkeit

8.2 Bedingungen für die konstruktive Ausführung von Rahmenecken, so dass mit herausgelösten Einzelstäben gerechnet werden darf

Die Ermittlung von kritischen Biegedrillknicklasten an vollständigen Rahmensystemen ist zwar mit entsprechenden Finite-Element-Programmen möglich, insbesondere in kleineren Ingenieurbüros, die nur vereinzelt im Bereich Stahlbau tätig sind, wird auch weiterhin die Berechnung am herausgelösten Einzelstab eine große Relevanz haben. Für diese Art des Vorgehens ist es erforderlich zu wissen, wie denn die Rahmenecke konstruktiv ausgebildet sein muss, damit die Randbedingung für die Einzelstäbe durch idealisierte Annahmen auf der sicheren Seite liegend abgeschätzt werden können.

Bei der Zerlegung eines Gesamtsystems in Einzelstäbe wird in der Mehrzahl aller Fälle davon ausgegangen, dass sich an den Stabenden ein „Gabellager“ befindet. Das heißt, die Verschiebung aus der Ebene sowie die Verdrehung um die Trägerlängsachse sind voll verhindert, gleichzeitig liegt für Momentenbeanspruchung um die beiden Biegeachsen eine gelenkige Lagerung vor und die Verwölbung ist nicht behindert. Die realen Randbedingungen weichen von dieser Idealisierung jedoch in der Regel ab. Dabei können sowohl größere als auch geringere Steifigkeiten vorhanden sein als rechnerisch angesetzt. Ein rechnerisch als gelenkig

8.2 Bedingungen für die konstruktive Ausführung von Rahmenecken, so dass mit herausgelösten Einzelstäben gerechnet werden darf

eingestuftes Stützenfuß hat in der Regel eine Fußplatte, die die Verwölbung behindert, gleiches gilt für einen biegesteifen Kopfplattenstoß zwischen Träger und Stütze. Auf der anderen Seite kann zum Beispiel die Annahme, dass die Verdrehungen um die Trägerlängsachse ausgeschlossen sind, stark auf der unsicheren Seite liegen. Dies gilt insbesondere für Rahmenecken, die nicht ausreichend ausgesteift sind und bei denen die Innenecke nicht gegen seitliches Ausweichen gehalten ist.

Ein Ziel der vorliegenden Arbeit besteht in der systematischen Bewertung von Rahmeneckkonstruktionen dahingehend, dass die rechnerische Annahme eines „Gabellagers“ auf der sicheren Seite liegt. Zu diesem Zweck wurde eine Parameterstudie durchgeführt, in der die kritischen Lasten, die am Gesamtrahmen und an den herausgelösten Einzelstäben „Stütze“ und „Riegel“ ermittelt wurden, miteinander verglichen werden. Variiert wurden hierbei die

- Rahmengeometrie
- Eckausbildung
- seitliche Stabilisierung

Der untersuchte Parameterbereich konzentriert sich im Wesentlichen auf kleinere Hallen bis 30 m Spannweite. In diesem Bereich ist der Zweigelenrahmen mit parallelgurtigen, gewalzten Stielen und gewalzten oder geschweißten Riegeln mit und ohne Voute das vorherrschende statische System. Der Achsabstand beträgt in der Regel 4 bis 7,5 m, wobei die größeren Abstände in der Regel in Kombination mit größeren Spannweiten auftreten. Die Dacheindeckung wird sowohl mit als auch ohne Pfetten ausgeführt. Tabelle 8.4 verdeutlicht die Ergebnisse einer Umfrage, die im Rahmen von [86] unter Hallenherstellern durchgeführt wurde, und belegt die Relevanz des untersuchten Parameterbereichs.

Tabelle 8.4: Typische Abmessungen von Stahlhallen: Umfrage unter 97 Hallenherstellern, 60 Rückantworten, nach [86]

Typische Stahlhallen		15-30 m	30-60 m
Rahmensysteme	Zweigelenkrahmen	87	76
	Dreigelenkrahmen	0	4
	eingespannter Rahmen	13	20
Form und Profil der Stiele	gevoutet, geschweißt	18	31
	parallelgurtig, geschweißt	9	3
	mit Voute, gewalzt	3	44
	parallelgurtig, gewalzt	70	9
Form und Profil der Riegel	mit Voute, geschweißt	24	31
	parallelgurtig, geschweißt	8	3
	mit Vouten, gewalzt	39	44
	parallelgurtig, gewalzt	29	9
Fachwerk	Fachwerk	0	13
	flach (<3°)	11	14
	flach geneigt (3-5°)	23	27
	geneigt (5-20°)	62	57
steil (>20°)	steil (>20°)	4	2
Stahlsorte	S235	78	39
	S355	22	61
Achsabstand	4 - 7,5 m	71	70
	> 7,5 m	28	29
Dachausbildung	Pfettendach	42	65
	pfettenloses Dach	10	5
	nach Wunsch des Kunden	48	30
Wandausbildung	mit Wandriegel	42	63
	ohne Wandriegel	3	0
	nach Wunsch des Kunden	55	37

Für die Parameterstudie wurden außerdem die Rahmeneckausbildung, die Traufhöhe und die Höhe der Beanspruchung variiert. Als äußerst wichtig wurde dabei außerdem die Untersuchung von Rahmeneckausbildungen mit reduziertem Schweißaufwand gewertet. Die maximale, baupraktische Voutenlänge wurde auf 20% der Trägerlänge begrenzt. Die Querschnitte wurden aus den Profilvereihen IPE und HEA gewählt, die im allgemeinen Hallenbau die größte Relevanz haben.

Die zu untersuchenden Rahmenkonfigurationen wurden im Rahmen einer Vorbemessung festgelegt. Dabei wurden die Parameter gemäß Tabelle 8.5 variiert. Es wurden zwei Lastfallkombinationen gemäß Tabelle 8.6 untersucht, wobei die vertikale Beanspruchung – Eigengewicht und Schnee – variiert wurde.

8.2 Bedingungen für die konstruktive Ausführung von Rahmenecken, so dass mit herausgelösten Einzelstäben gerechnet werden darf

Tabelle 8.5: Rahmenkonfigurationen für die Parameterstudie

Parameter	Variation
Spannweite L	10-30 m in Schritten von 2,5 m
Verhältnis H/L	0,33 / 0,40
Rahmenabstand e	variabel zwischen e=5,0 m (für L=10 m) und e=7,5 m (für L=30 m)
Stütze	Walzprofil, konstanter Querschnitt
Riegel	konstant / geschweißte Voute / Walzprofil mit untergeschweißter Voute
Seitl. Halterungen	frei / diskrete Drehbehinderung / kontinuierliche Drehbettung

Tabelle 8.6: Lastfallkombinationen für die Vorbemessung der Referenzrahmen

Lastfallkombination	Eigengewicht [kN/m ²]	Schnee [kN/m ²]	Wind [kN/m ²]
1	0,55/0,6/0,7 ($\gamma_F=1,35$)	0,65/1,0/1,75 ($\gamma_F=1,5$)	-
2	0,55/0,6/0,7 ($\gamma_F=1,35$)	0,65/1,0/1,75 ($\gamma_F=1,35$)	$w_D=0,52$ $w_S=0,33$ ($\gamma_F=1,35$)

Bei den Rahmen mit diskreten Verdrehbehinderungen wurde davon ausgegangen, dass die Steifigkeit der Sekundärbauteile gemäß Abschnitt 8.1 ausreichend ist, um ein Einzelstabversagen zwischen den Verdrehbehinderungen zu erzwingen. Als Einzelstäbe wurden hier die Stababschnitte zwischen den diskreten Halterungen untersucht.

Der Parameterbereich wurde dabei auf solche Fälle eingeschränkt, bei denen mit baupraktisch realistischen Querschnitten ein Einzelstabversagen zwischen den Halterungen erzwingen werden kann. Die erforderliche Drehfedersteifigkeit kann dabei mit der Gleichung (8.7) und mit k_θ aus Abschnitt 8.1 bestimmt werden.

Des Weiteren wurden Rahmen mit einer kontinuierlichen Drehbettung am Riegelobergurt untersucht, die zum Beispiel in Form eines aufliegenden Trapezbleches vorhanden sein kann. Dabei wurde jeweils die Drehfedersteifigkeit zu Grunde gelegt, die erforderlich ist, um ein Biegedrillknickversagen des Riegels auszuschließen. Für die Herleitung dieser Werte wird hier auf Abschnitt 7.1.1 verwiesen.

Der Vorbemessung liegen folgende Bedingungen zu Grunde. Die Schnittgrößenmittlung erfolgte elastisch unter Berücksichtigung der Effekte aus Theorie II. Ordnung in der Rahmenebene. Die Stützen wurden derart bemessen, dass der

Nachweis der Querschnittstragfähigkeit nach dem Verfahren elastisch-plastisch, der das Ausweichen in der Rahmenebene bereits berücksichtigt, und der Stabilitätsnachweis für das Ausweichen aus der Rahmenebene stets erfüllt sind. Dabei wurde rechnerisch von einem Gabellager an Stützenfuß und -kopf ausgegangen. Die Riegel wurden in der Regel so gewählt, dass mindestens der Nachweis der Querschnittstragfähigkeit nach dem Verfahren elastisch-plastisch erfüllt ist, in den meisten Fällen wurden noch Reserven mit eingerechnet. Speziell bei den Rahmen, bei denen der Riegel nicht durch zusätzliche seitliche Halterungen ausgesteift ist, wurden zusätzlich Konfigurationen untersucht, bei denen der Riegel auf eine maximale Ausnutzung von 80% der elastischen Grenztragfähigkeit vorbemessen wurde.

Bei den Rahmen mit gevouteten Riegeln in geschweißter Ausführung wurden Grundprofil, Voutenhöhe und -länge so festgelegt, dass das maximale Feldmoment für die Bemessung des Grundprofils maßgebend ist. Die Voutenhöhe wurde so gewählt, dass das maximale Stützmoment – unter der Annahme $\mu=-1,5$ – gerade dem elastischen Grenzmoment des Querschnitts entspricht. Die Voutenlänge wurde gemäß Bild 8.22 bestimmt. Für den Fall des Walzprofils mit untergeschweißter Voute wurde die Voutenlänge auf dieselbe Weise ermittelt. Für Grundquerschnitt und Voute wurde grundsätzlich dasselbe Profil gewählt, so dass die Voutenhöhe festlag.

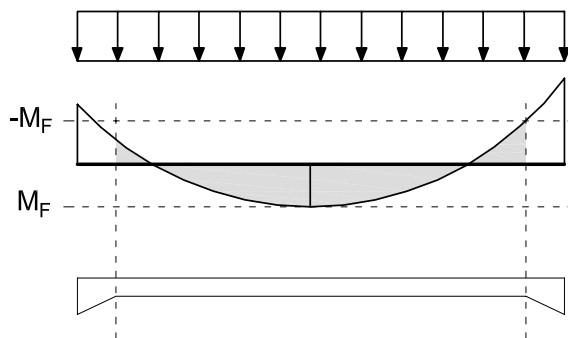


Bild 8.22: Festlegung der Voutenlänge und des Grundprofils

Bei der Berechnung der kritischen Verzweigungslasten am Gesamtrahmen mit Hilfe des FE-Schalenmodells gemäß Abschnitt 4.4.1 wurde stets eine starre seitliche Halterung des Rahmens aus der Rahmenebene heraus angesetzt. Diese wurde gemäß Bild 8.23 an der Außenecke angebracht und bildet die Aussteifung in Hallenlängsrichtung, die zum Beispiel durch Verbände realisiert wird, ab. Die diskreten Verdrehbehinderungen wurden mit speziellen Federelementen idealisiert, eine Profilverformung an den Anschlusspunkten ist ausgeschlossen.

8.2 Bedingungen für die konstruktive Ausführung von Rahmenecken, so dass mit herausgelösten Einzelstäben gerechnet werden darf

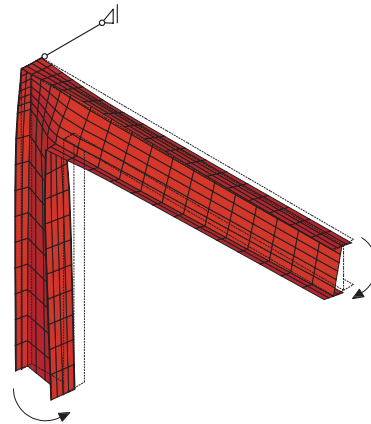


Bild 8.23: Halterung der Außenecke im FE-Modell

Die konstruktive Gestaltung der Rahmenecken wurde gemäß Bild 8.24 für Rahmen ohne bzw. mit geschweißten Vouten und gemäß Bild 8.25 für Rahmen aus Walzprofilen, bei denen der Riegel durch eine untergeschweißte Voute verstärkt ist, variiert.

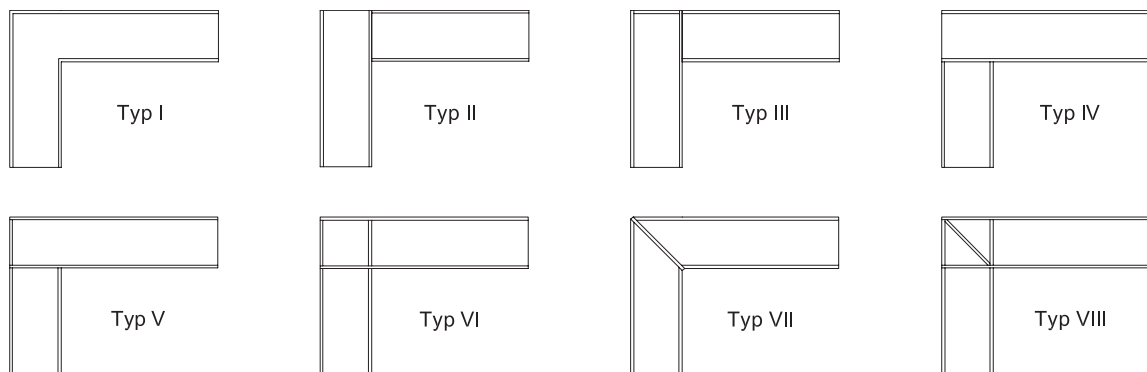


Bild 8.24: Untersuchte Ecktypen für Rahmen ohne Voute und mit geschweißter Voute

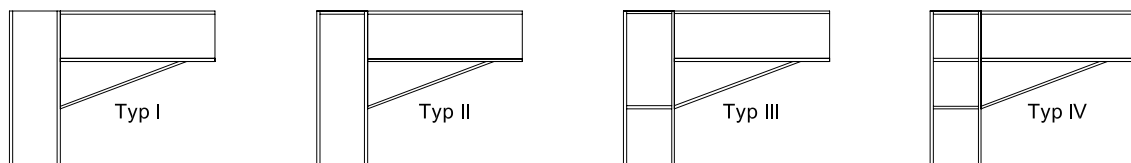


Bild 8.25: Untersuchte Ecktypen für Rahmen mit Riegeln aus Walzprofilen mit untergeschweißter Voute

Zur Veranschaulichung der möglichen Versagensarten werden bewusst auch einige Fälle untersucht, bei denen der Nachweis der Rahmenecke infolge der konstruktiven Ausbildung nicht gelingen wird oder die Eckmomente aufgrund der Anschlussausbildung nicht übertragen werden können. Dies betrifft insbesondere die Ecktypen I, II und IV für die zweiflanschige Ausführung sowie den Ecktyp I für Rahmenecken mit untergeschweißter Voute. In einer konkreten Bemessungssituation muss die konstruktive Ausbildung der Rahmenecke selbstver-

ständig so erfolgen, dass zunächst die Tragfähigkeits- und Steifigkeitsanforderungen erfüllt werden. Die hierzu in der Regel erforderlichen Steifen können dann bei der Klassifizierung der Rahmenecke für den vereinfachten Biegedrillknicknachweis herangezogen werden.

Der Vergleich der Berechnungsergebnisse, die am Gesamtrahmen erzielt wurden, mit denen der „Handrechnung“ erfolgte in mehreren Schritten. Zunächst wurden die kritischen Lastfaktoren am Gesamtrahmen unter einer Einheitslast in Form einer vertikal wirkenden Gleichstreckenlast auf dem Riegel ermittelt. Hierbei wurde die Rahmeneckausbildung variiert. Je nach Steifigkeit der Eckverbindung ergaben sich unterschiedliche Werte für den bezogenen Beanspruchungsparameter μ . Anschließend wurde der Rahmen anhand der Profilschwerelinien auf ein Stabwerksmodell reduziert und die Schnittgrößen wurden mit Hilfe eines Stabwerksprogramms ermittelt. Dabei wurde davon ausgegangen, dass der Knoten am Übergang zwischen Stütze und Riegel „starr“ ist, d.h. keine Auswirkungen auf die Momentenverteilung hat. Unter Berücksichtigung des so berechneten μ -Wertes wurden dann mit Hilfe des Programms LTBeam [S2] die kritischen Lasten an den herausgelösten Einzelstäben ermittelt und mit den Ergebnissen aus der Berechnung am Gesamtrahmen verglichen. Die Bedingung, dass die kritische Last aus der Berechnung am Gesamtrahmen unter Berücksichtigung der Rahmeneckausbildung mindestens 95% des Wertes aus der Berechnung an den herausgelösten Einzelstäben erreicht, wurde dabei als Kriterium definiert, dass die Berechnung an Einzelstäben auf der sicheren Seite liegt.

Im Anschluss werden nun die Ergebnisse der Parameterstudie zusammengefasst. Bild 8.26 und Bild 8.27 zeigen beispielhaft die möglichen Versagensformen für unterschiedliche Ecktypen und Stabilisierungsvarianten anhand der ersten Eigenform. Vergleicht man die Ergebnisse für den Ecktyp 1, so zeigt sich dass der Riegel ohne seitliche Zwischenstützungen so schlank ist, dass er als Ganzes ausweicht und die Rahmenecke hierbei nahezu unverformt bleibt (Bild 8.26). Eine Auflösung in Einzelstäbe unter der Voraussetzung, dass an den Stabenden eine „Gabellagerung“ vorliegt, liegt hier also auf der sicheren Seite. Ist der Rahmenriegel hingegen durch Verdrehbehinderungen stark ausgesteift, so wird das Ausweichen der Innenecke zum maßgebenden Versagensfall (Bild 8.27 oben). Die ideale Verzweigungslast des maßgebenden Einzelstabs wird nicht erreicht. In diesem Fall ist stets eine Untersuchung am Gesamtsystem erforderlich, eine Auflösung in gabelgelagerte Einzelstäbe führt zu unsicheren Ergebnissen. Wird der dargestellte Rahmen hingegen mit dem Ecktyp 3 ausgeführt, das heißt, der innere Stützenflansch läuft durch und der Anschluss des Zugflansches des Riegels ist versteift (Bild 8.27 unten), so können die Verformungen aus der Rahmenebene im Rahmeneckbereich wirkungsvoll verhindert werden. Die maßgebenden Einzelstäbe

8.2 Bedingungen für die konstruktive Ausführung von Rahmenecken, so dass mit herausgelösten Einzelstäben gerechnet werden darf

befinden sich in diesem Fall in Feldmitte des Riegels. Eine Idealisierung der Rahmenecke durch ein „Gabellager“ ist somit möglich.

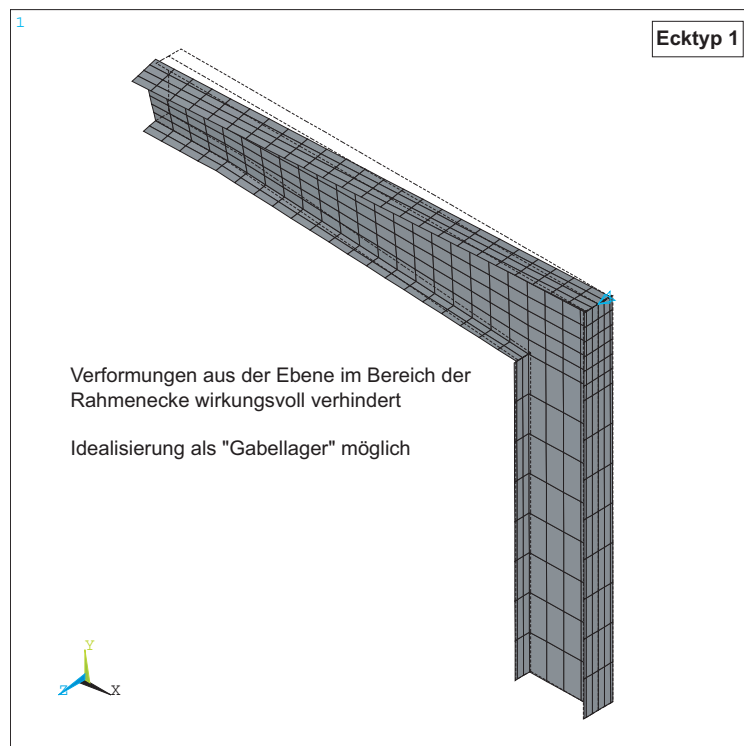
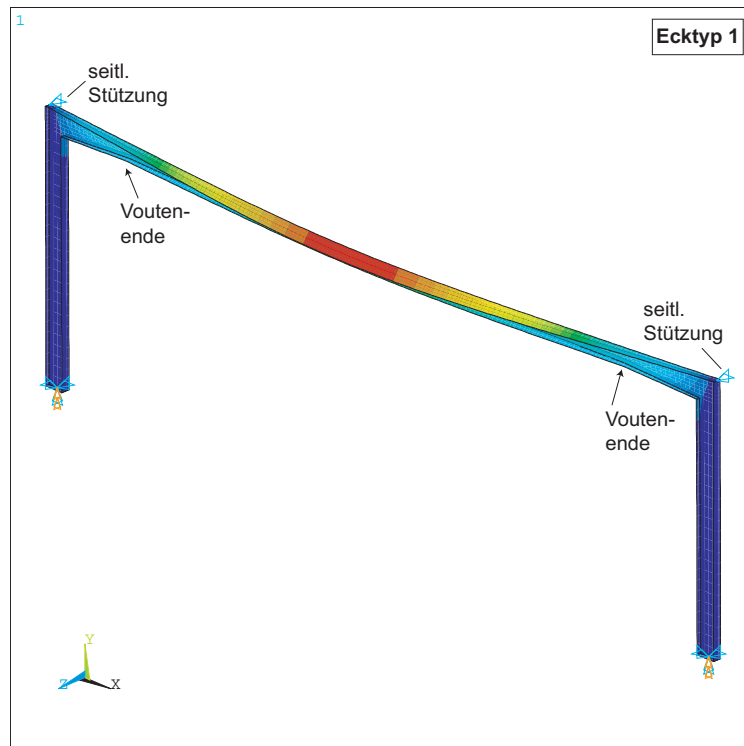


Bild 8.26: Ecke ohne Steifen, keine Zwischenhalterungen – Versagensform: Ausweichen des Riegels

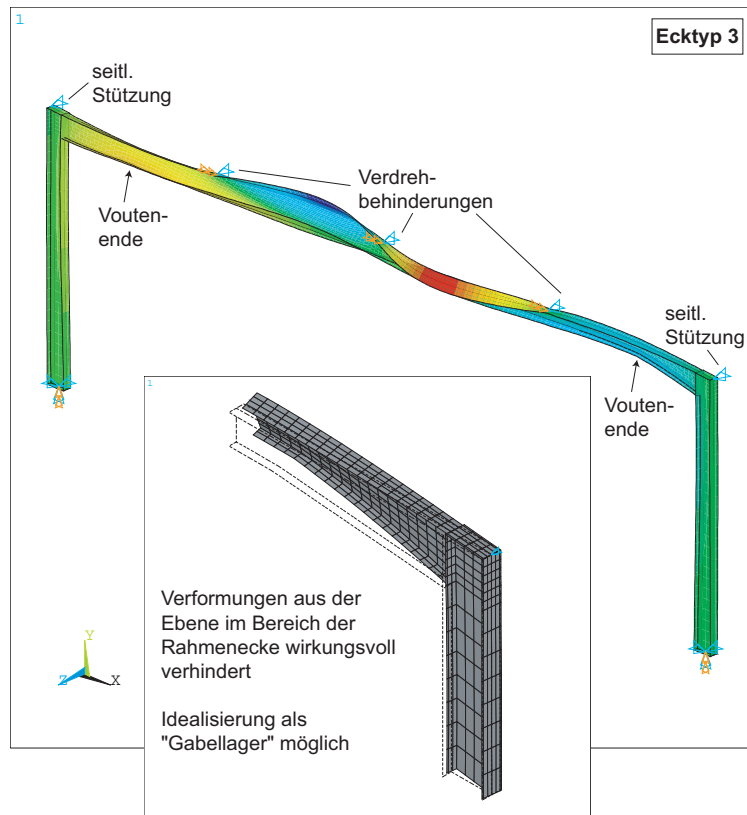
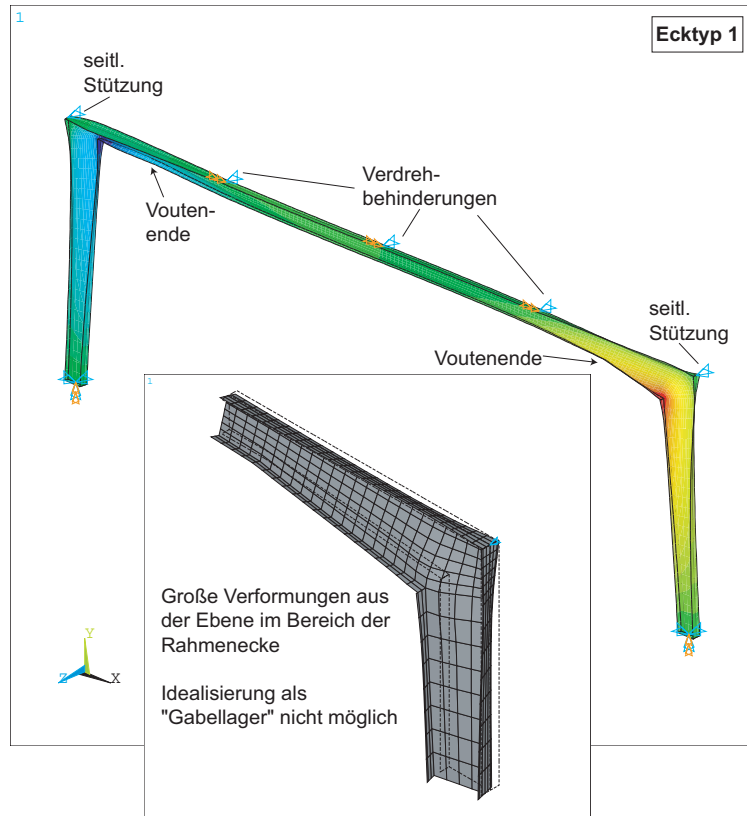
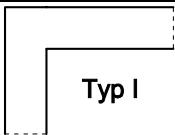
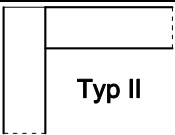
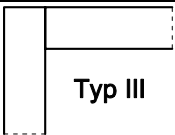
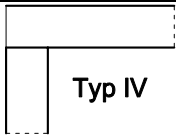
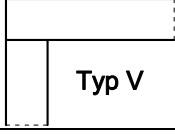
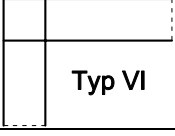
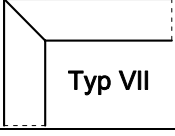



Bild 8.27: Riegel mit drei diskreten Verdrehbehinderungen – Vergleich der Versagensarten bei unterschiedlichen Ecktypen

8.2 Bedingungen für die konstruktive Ausführung von Rahmenecken, so dass mit herausgelösten Einzelstäben gerechnet werden darf

Als Ergebnis ergibt sich eine Klassifizierung der Rahmenecken in Abhängigkeit von den vorhandenen seitlichen Stabilisierungselementen. In Tabelle 8.7 bis Tabelle 8.9 sind die Kombinationen, bei denen $M_{cr, Einzelstab}$ immer erreicht wird, mit zwei Häkchen gekennzeichnet. Für die Kombinationen mit nur einem Häkchen ist eine Zusatzuntersuchung erforderlich. $M_{cr, Einzelstab}$ wird hier nur erreicht, wenn die ideale Biegedrillknicklast des Riegels kleiner ist als die der Stütze. Bei allen anderen Fällen liegt eine Berechnung mit herausgelösten Einzelstäben auf der unsicheren Seite, da das ideale Biegedrillknickmoment des Gesamtrahmens den Wert $M_{cr, Einzelstab}$ nicht erreicht.

Tabelle 8.7: Klassifizierung der Ecktypen – Rahmen ohne Voute

	 Typ I	 Typ II	 Typ III	 Typ IV
Eckpfetten	✓✓	✓✓	✓✓	-
n=2	-	✓	✓✓	-
n=3	-	-	✓✓	-
n=4	-	-	✓✓	-
n=5	-	-	✓✓	-
n=6	-	-	✓✓	-
Drehbettung	-	-	✓✓	-
	 Typ V	 Typ VI	 Typ VII	 Typ VIII
Eckpfetten	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=2	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=3	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=4	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=5	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=6	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
Drehbettung	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓

Bei der Betrachtung der Tabellen fällt auf, dass die Forderung, dass die Rahmen-ecke für Stütze und Riegel eine ausreichende Verdrehbehinderung darstellt, nicht zwangsläufig zu einer Fülle von Steifen und damit zu erhöhtem Schweißaufwand führt. Bei Rahmen mit konstantem Riegelquerschnitt sind alle Ecktypen mit Ausnahme von Typ I, II und IV ausreichend steif. Die Ecktypen I, II und IV sind jedoch im Regelfall auch für den Abtrag der Rahmeneckmomente nicht ausreichend tragfähig. Außerdem führt diese Art der Ausführung in der Regel zu einer Anschlusssteifigkeit, die als verformbarer Anschluss einzustufen ist. Da dies zu

zusätzlichen Herausforderungen bei der Berechnung führt – die Anschlusssteifigkeit muss schon bei der Schnittgrößenermittlung berücksichtigt werden – sind verformbare Anschlüsse im Rahmen dieses Forschungsvorhabens, das die Entwicklung von einfachen Handrechenverfahren zum Ziel hat, als nicht relevant anzusehen.

Tabelle 8.8: Klassifizierung der Ecktypen – Rahmen mit geschweißter Voute

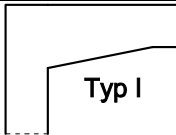
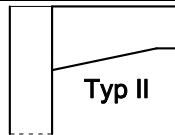
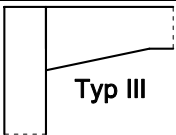
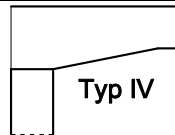
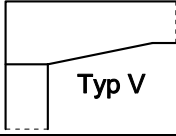
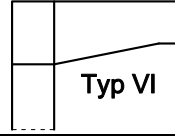
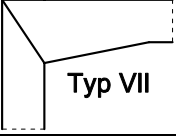
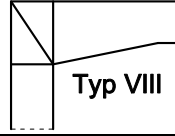
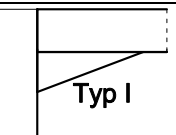
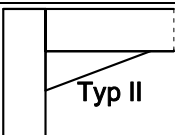
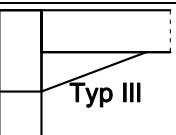
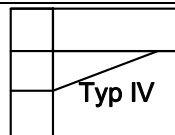
	 Typ I	 Typ II	 Typ III	 Typ IV
Eckpfetten	✓✓	✓✓	✓✓	-
n=2	-	✓	✓✓	-
n=3	-	-	✓✓	-
n=4	-	-	✓✓	-
n=5	-	-	-	-
n=6	-	-	-	-
Drehbettung	-	-	✓✓	-
	 Typ V	 Typ VI	 Typ VII	 Typ VIII
Eckpfetten	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=2	✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=3	-	✓✓	✓✓	✓✓
n=4	-	✓✓	✓✓	✓✓
n=5	-	✓✓	✓✓	✓✓
n=6	-	-	-	-
Drehbettung	-	✓✓	✓✓	✓✓

Tabelle 8.9: Klassifizierung der Ecktypen – Rahmen mit untergeschweißter Voute

	 Typ I	 Typ II	 Typ III	 Typ IV
Eckpfetten	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=2	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=3	✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=4	✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=5	✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=6	✓	✓✓	✓✓	✓✓

8.2 Bedingungen für die konstruktive Ausführung von Rahmenecken, so dass mit herausgelösten Einzelstäben gerechnet werden darf

Um die ausreichende Tragfähigkeit des Gesamttragwerks zu gewährleisten, muss sichergestellt werden, dass die Zusatzschnittgrößen, die sich infolge der Biegedrillknickverformungen ergeben, sicher abgetragen werden. Für das biegedrillknickgefährdete Bauteil ist diese Bedingung durch die Abminderung der Querschnittstragfähigkeit mittels der entsprechenden Biegedrillknickkurven erfüllt. An den Schnittstellen, an denen die Aufteilung in Einzelstäbe erfolgt – insbesondere also an der Rahmenecke – entstehen jedoch Auflagerkräfte und -momente, die von dem jeweils anderen – weniger biegedrillknickgefährdeten – Bauteil und/oder der vorhandenen Aussteifungskonstruktion aufgenommen werden müssen.

Geht man davon aus, dass sich an den Bauteilenden des auf Biegedrillknicken nachzuweisenden Bauteils ein Gabellager befindet, so treten an den Endauflagern Torsionsmomente M_x und Querlasten V_y auf. Bei Annahme eines sinusförmigen Verformungsansatzes können diese mittels der Gleichungen (8.13) bzw. (8.14) abgeschätzt werden.

$$M_x^{\text{II}} = \frac{M_{yE}}{\left(1 - \frac{M_{yE}^2}{M_{cr,y}^2}\right)} \cdot \frac{N_{cr}^2}{M_{cr,y}^2} \cdot \left(\frac{h}{2}\right)^2 \cdot \frac{\pi}{L \cdot \kappa} \cdot e_0 \quad (8.13)$$

$$V_y^{\text{II}} = \frac{M_{yE}^2}{\left(1 - \frac{M_{yE}^2}{M_{cr,y}^2}\right)} \cdot \frac{N_{cr}}{M_{cr,y}^2} \cdot \frac{\pi}{L} \cdot e_0 \quad (8.14)$$

Dabei ist der Timoshenko-Parameter κ gemäß Gleichung (2.11) anzusetzen. Da ein Gabellager vorliegt und somit die Verwölbung am Ende des biegedrillknickenden Bauteils nicht behindert wird, wird das gesamte Torsionsmoment über St.-Venant'sche Torsion eingeleitet, das heißt es treten keine zusätzlichen Normalspannungen an der Rahmenecke auf.

Die Annahme eines Gabellagers an den Bauteilenden eines herausgelösten Einzelstabes stellt jedoch stets eine rechnerische Idealisierung dar, von der die realen Übergangsbedingungen wie bereits zuvor erläutert, abweichen können. Insbesondere die Vorgabe, dass Verdrehungen um die Bauteillängsachse an der Schnittstelle ausgeschlossen sind, kann bei Rahmenecken, deren Innenecke nicht gegen seitliches Ausweichen gehalten ist, in einigen Fällen nicht erfüllt werden. Bei den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten FEM-Berechnungen wurde gemäß Bild 8.23 ausschließlich eine seitliche Halterung an der Außenecke angebracht. Die möglicherweise zusätzlich günstige Wirkung durch biegesteife

Randpfetten wurde nicht berücksichtigt. Um die Basisbedingung für die Annahme eines „Gabellagers“ zu erfüllen, das heißt das Ausweichen der Innenecke und somit die Verdrehungen am Ende des untersuchten Einzelstabes zu verhindern, ist in der Regel die Anordnung von Steifen erforderlich. Diese bewirken jedoch auch eine federelastische Behinderung der Verwölbung der Endquerschnitte und vergrößern lokal die Steifigkeit für Biegung um die Profilhauptachse z-z. All diese Einflüsse sind in den numerisch ermittelten Werten für M_{cr} am Gesamtrahmen enthalten. Für die Erstellung der Klassifizierungstabellen erfolgte der Vergleich gegen das ideale Biegedrillknickmoment des jeweils maßgebenden Einzelstabes unter Annahme einer Gabellagerung. Durch die Vielzahl der untersuchten Konfigurationen ist es nicht ohne Weiteres möglich, die Einzeleinflüsse für alle Fälle zu quantifizieren. Das heißt, es kann nicht zweifelsfrei geklärt werden, ob $M_{cr,num}$ den Wert aus der Handrechnung erreicht, weil die Bedingungen des Gabellagers definitionsgemäß erfüllt sind oder ob die Verdrehung ϑ am Einzelstabende nur federelastisch behindert wird und die Zusatzlager für M_z und M_w dazu führen, dass der Zielwert trotzdem erreicht wird.

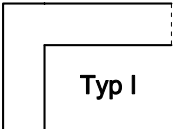
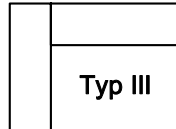
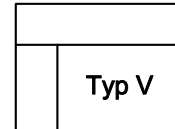
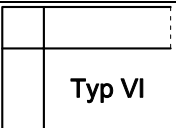

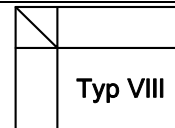
Die Berechnung des idealen Biegedrillknickmoments M_{cr} unter der vereinfachten Annahme von Gabellagern an den Einzelstabenden ist zulässig, sofern die Bedingungen der oben angegebenen Klassifizierungstabellen eingehalten werden. Unstrittig ist jedoch auch, dass die zunächst rechnerisch nicht erfassten federelastischen Halterungen Zusatzschnittgrößen anziehen. In Abschnitt 6.2.5 konnte gezeigt werden, dass der gegenüber einem gabelgelagerten Bauteil andersartige Verlauf der Schnittgrößen M_z und M_w am verformten System durch die bekannten Biegedrillknickkurven sicher erfasst wird. Die Auflagergrößen M_z und M_w , die an die angrenzenden Bauteile übertragen werden müssen, bleiben bei dieser Nachweisführung jedoch unbekannt.

Eine Abschätzung dieser Auflagergrößen kann erfolgen, wenn der jeweilige Einspanngrad für das Biegemoment M_z und das Wölbmoment M_w bekannt ist. Anhaltspunkte hierfür sind in der Arbeit von *Masarira* [64] zu finden. Darin werden die Koeffizienten k und k_w in Abhängigkeit von der Eckausführung aus numerisch ermittelten Verzweigungslasten zurückgerechnet. Die Ergebnisse sind in Tabelle 8.10 zusammengefasst. Bei $k=k_w=1,0$ liegt eine Gabellagerung auf beiden Seiten des Einzelstabes vor, $k=k_w=0,5$ entspricht einer Volleinspannung.

Für Rahmenecken mit Vouten werden in [64] gesonderte Werte für k und k_w angegeben. Da diesen Werten jedoch die Annahme zu Grunde liegt, die Voute bei der Berechnung von M_{cr} nicht zu berücksichtigen, sind diese Werte nicht auf die hier verfolgte Vorgehensweise zu übertragen. Stattdessen sind die Werte aus Tabelle 8.10 in Abhängigkeit der Steifenkonfigurationen sinngemäß anzuwenden.

8.2 Bedingungen für die konstruktive Ausführung von Rahmenecken, so dass mit herausgelösten Einzelstäben gerechnet werden darf

Tabelle 8.10: Koeffizienten k und k_w in Abhängigkeit von der Eckausführung nach [64]

			
	Typ I	Typ III	Typ V
k	*	0,85	0,90
k_w	*	0,90	0,95
			
	Typ VI	Typ VII	Typ VIII
k	0,75	0,75	0,70
k_w	0,70	0,75	0,60
*: für die Fälle, in denen $M_{cr,Hand}$ erreicht wird gilt $k=k_w$ 1,0			

Im Folgenden wird davon ausgegangen, dass der jeweilige Gesamtwert der Zusatzschnittgrößen unabhängig von den Lagerungsbedingungen annähernd gleich groß ist, und lediglich die Verteilung zwischen Auflager- und Feldmitte von denselben abhängt. In Abschnitt 6.2.5 konnte gezeigt werden, dass dies eine zulässige Annahme ist. Legt man die Herleitung nach Tabelle 2.2 zu Grunde und geht von einem sinusförmigen Verformungsansatz aus, so ergeben sich folgende Grundwerte für $M_{z,0}$ und $M_{w,0}$, die zwischen die Auflagergrößen „einzuhängen“ sind.

$$M_{z,0}^I = \frac{M_{yE}^2}{\left(1 - \frac{M_{yE}^2}{M_{cr,y}^2}\right)} \cdot \frac{N_{cr}}{M_{cr,y}^2} \cdot e_0 \quad (8.15)$$

$$M_{w,0}^I = \frac{M_{yE}}{\left(1 - \frac{M_{yE}^2}{M_{cr,y}^2}\right)} \frac{N_{cr}^2}{M_{cr,y}^2} \cdot \left(\frac{h}{2}\right)^2 \cdot e_0 \quad (8.16)$$

Bei einer Volleinspannung sind die Schnittgrößenanteile jeweils am Auflager und in Feldmitte betragsmäßig gleich groß.

$$M_{Auflager}^I = 0,5 \cdot |M_0^I| \quad (8.17)$$

Für eine federelastische Stützung können die Auflagerschnittgrößen somit mit

$$M_{Auflager}^I = \text{Einspanngrad} \cdot 0,5 \cdot |M_0^I| \quad (8.18)$$

bestimmt werden. Dabei kann der Einspanngrad bei Bauteilen mit symmetrischen Übergangsbedingungen mit Gleichung (8.19) aus den k - bzw. k_w -Werten gemäß Tabelle 8.10 ermittelt werden.

$$\text{Einspanngrad} = 200 \cdot (1 - k) \quad (8.19)$$

Mit diesen Beziehungen können die Auflagergrößen nun also abgeschätzt werden. Dabei ist zu beachten, dass in die Gleichungen (8.15) und (8.16) das vorhandene ideale Biegedrillknickmoment eingeht, welches jedoch aufgrund der vereinfachten Vorgehensweise nur für den Fall der Gabellagerung bekannt ist. Infolge der federnden Einspannung an den Bauteilenden kann M_{cr} in der Realität jedoch entsprechend größer sein. Setzt man nun den Wert für M_{cr} ohne die Einspannwirkung in die Gleichungen (8.15) und (8.16) ein, so werden die Zusatzschnittgrößen überschätzt. Aus diesem Grund ist es zulässig, die Zusatzschnittgrößen am Endauflager mit den Einspanngraden für den jeweils am wenigsten ausgesteiften zulässigen Ecktyp zu berechnen. Aufschluss hierüber geben die Klassifizierungstabellen.

8.3 Zusammenfassung

Der vereinfachte Biegedrillknicknachweis basiert auf dem Ansatz, das Gesamtsystem in einzelne Stäbe oder Stababschnitte aufzulösen. Sowohl die vorhandenen als auch die im Rahmen von Kapitel 5 neu hergeleiteten Bemessungshilfen zur Bestimmung des idealen Biegedrillknickmomentes M_{cr} setzen voraus, dass an den Stabenden rechnerisch ein „Gabellager“ vorliegt. Es wurden Bemessungshilfen zur Bestimmung der erforderlichen Steifigkeit von diskreten Verdrehbehinderungen hergeleitet, die dazu führen, dass diese Voraussetzung erfüllt wird.

Bei der Herleitung der Bemessungshilfen wurde dabei zwischen zwei Fällen unterschieden. Zum einen wurde die Mindeststeifigkeit der Drehfedern als erreicht angesehen, wenn das ideale Biegedrillknickmoment des diskret gestützten Stabes gleich dem idealen Biegedrillknickmoment $M_{cr,seg}$ des maßgebenden herausgelösten Einzelstabs ist. In einer zusätzlichen Untersuchung wurde der Zielwert für die kritische Verzweigungsbeanspruchung so festgelegt, dass 95% des idealen Biegedrillknickmomentes, das sich für den Gesamtstab mit starren Zwischenhalterungen ergibt, erreicht werden müssen. Es konnte festgestellt werden, dass die zugehörigen Eigenformen nicht in allen Fällen dem Versagensmodus „Biegedrillknicken zwischen den Verdrehbehinderungen“, der in der gängigen Vorstellung der Zerlegung in Einzelstäbe zu Grunde liegt, entspricht. Bei der Gegenüberstellung der erforderlichen Drehfedersteifigkeiten mit den Werten, die sich mit Hilfe üblicher Pfettenquerschnitte erreichen lassen, wurde festgestellt, dass am Anschlusspunkt einer Verdrehbehinderung stets eine Steife

vorhanden sein muss, um die lokale Profilverformung zu verhindern. Abschließend erfolgte eine Überprüfung der Bemessungshilfen auf Traglastniveau. Die Verwendbarkeit der genormten Kurven unter Berücksichtigung des Modifikationsfaktors f konnte bestätigt werden.

Damit die Ermittlung von kritischen Biegedrillknicklasten an herausgelösten Einzelstäben eine sichere Annahme darstellt, ist es erforderlich zu wissen, wie denn die Rahmenecke konstruktiv ausgebildet sein muss, damit rechnerisch von einem „Gabellager“ ausgegangen werden darf. Hierzu wurde eine systematische Bewertung von Rahmeneckkonstruktionen durchgeführt. Als Ergebnis konnten Tabellen erstellt werden, die eine Klassifizierung der Rahmenecken in Abhängigkeit von den vorhandenen seitlichen Stabilisierungselementen erlauben. Dabei fällt auf, dass die Forderung, dass die Rahmenecke für Stütze und Riegel eine ausreichende Verdrehbehinderung darstellt, nicht zwangsläufig zu einer Fülle von Steifen und damit zu erhöhtem Schweißaufwand führt.

9 Nachrechnung der Versuche mit Bemessungshilfen

9.1 Allgemeines

Im Folgenden werden die in den vorangegangenen Abschnitten hergeleiteten Bemessungshilfen zur Ermittlung des idealen kritischen Biegedrillknickmoments und die Empfehlungen bezüglich der zu verwendenden Traglastabminderungskurven durch eine Nachrechnung der im Rahmen der experimentellen Untersuchungen getesteten Trägerkonfigurationen verifiziert. Hierzu werden die Versuchsträger ausgewählt, bei denen der Querschnitt der untergeschweißten Voute dem Grundprofil entspricht, da die Bemessungshilfen nur für diese Art von Bauteilen Gültigkeit besitzen. Konkret sind dies die Versuchsträger VT1 bis VT3, wobei das Verhältnis von Feldmoment zu Stützmoment gemäß den Vorgaben der Versuche variiert wird.

9.2 Ermittlung der idealen Verzweigungslast

Es werden zunächst die idealen Verzweigungslasten mit Hilfe der in Kapitel 5 hergeleiteten Bemessungshilfen für die Versuchsträgerkonfigurationen ermittelt. Da es sich bei der idealen Verzweigungslast um einen theoretischen Wert handelt, der am realen Bauteil aufgrund der stets vorhandenen Imperfektionen sowie des nichtlinearen Materialverhaltens nicht erfasst werden kann, erfolgt der Vergleich gegen die ideale Verzweigungslast aus numerischen Berechnungen. Das ideale Biegedrillknickmoment geht in Form der bezogenen Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ in die Ermittlung der Traglast ein.

Die Ermittlung des idealen Biegedrillknickmoments erfolgt mit Hilfe der Bemessungshilfen nach Abschnitt 5. Das statische System, das den Berechnungen zu Grunde liegt, ist in Bild 9.1 dargestellt. Die Lagerungsbedingungen am Versuchsträgerende, d.h. am Übergang zum Lasteinleitungsträger, entsprechen dabei denen des Versuchs, d.h. die Verwölbung des Querschnitts sowie die Verdrehung um die schwache Profilachse sind voll verhindert. Am anderen Ende des herausgelösten Einzelstabes wird eine Gabelagerung angenommen.

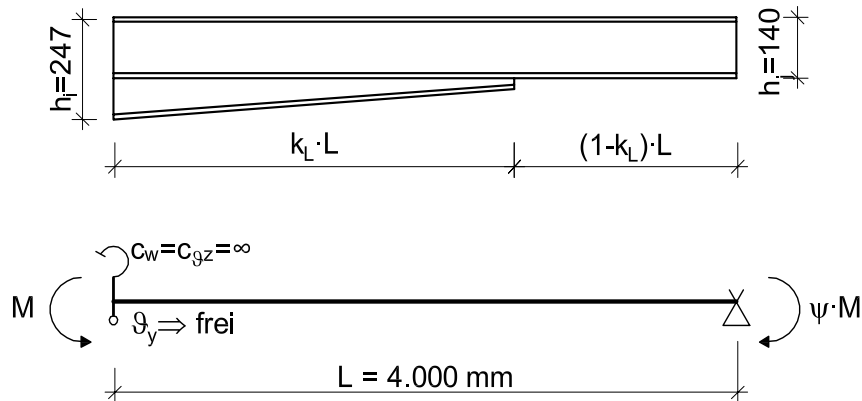


Bild 9.1 Statisches System für die Nachrechnung der Versuche

Entsprechend der Herleitung in Abschnitt 5.3.2 wird zunächst das ideale Biegedrillknickmoment für das Bauteil mit geschweißter Voutenausführung, d.h. ohne mittleren Gurt, berechnet. Dabei kommen die Bemessungsdiagramme gemäß Bild 5.2 zur Ermittlung der äquivalenten Querschnittswerte $h_{w,eq}$ und $I_{T,eq}$ zum Einsatz. Das ideale Biegedrillknickmoment kann dann mit der Formel (2.10) berechnet werden. Die Knicklängenbeiwerte k und k_w , die die kritische Länge für das Knicken um die schwache Achse bzw. die Verwölbung berücksichtigen, werden im vorliegenden Fall der einseitigen Einspannung zu 0,7 gewählt. Weiterhin ist zu beachten, dass auch der Koeffizient C_1 von den Lagerungsbedingungen des untersuchten Bauteils abhängt. In [39] sind lediglich C_1 -Werte für den Fall des beidseitig gabelgelagerten Bauteils, d.h. $k=k_w=1$, enthalten. Um eine möglichst realistische Nachrechnung der vorliegenden Lagerungsbedingungen zu gewährleisten, werden hier die C_1 -Werte aus der Vornorm des Eurocode 3 [R13], Anhang F, für die Vergleichsrechnung herangezogen.

Die Querschnittsausrundungen, die bei Walzprofilen einen nicht unerheblichen Einfluss auf das Torsionsträgheitsmoment I_T haben, wurden bei der Ansys-Berechnung durch Schalenelemente mit erhöhter Dicke im Übergangsbereich zwischen Flansch und Steg berücksichtigt, siehe Bild 4.2. Bei der Handrechnung und der Vergleichsrechnung mit LTBeam wurde I_T unter Berücksichtigung der Ausrundungen des Grundprofils direkt eingegeben.

In einem zweiten Schritt wird nun mit Hilfe der Diagramme aus Abschnitt 5.3.2 der Korrekturfaktor ξ ermittelt, der den Einfluss des mittleren Gurtes berücksichtigt. Die Ergebnisse der Berechnung sind in Tabelle 9.1 zusammengefasst. Der Wert M_{cr} bezieht sich dabei auf die Stelle im Träger, an der das betragsmäßig maximale Biegemoment auftritt, hier also auf den Versuchsträgeranfang.

9.2 Ermittlung der idealen Verzweigungslast

Tabelle 9.1 Ideales Biegedrillknickmoment ermittelt mit den Bemessungshilfen nach Abschnitt 5

VT	k_v [-]	k_L [-]	ψ [-]	$h_{w,eq}$ [mm]	$I_{T,eq}$ [cm ⁴]	C_1 [-]	$M_{cr,2flan}$ [kNm]	ξ [-]	$M_{cr,3flan}$ [kNm]
1A	1,76	0,33	-0,50	140,0	2,55	3,01	53,19	1,17	62,23
2A	1,76	0,67	-0,50	164,7	2,60	3,01	55,71	1,31	72,98
3A	1,76	1,00	-0,50	187,8	2,63	3,01	58,26	1,48	86,23
1B	1,76	0,33	-0,33	140,0	2,55	2,70	47,64	1,14	54,16
2B	1,76	0,67	-0,33	164,7	2,60	2,70	49,90	1,29	64,26
3B	1,76	1,00	-0,33	187,8	2,63	2,70	52,18	1,52	79,54

Für die bessere Vergleichbarkeit mit den numerisch ermittelten Ergebnissen wird unter Berücksichtigung des Momentenverlaufs im Versuchsträger von M_{cr} auf die zugehörige kritische Last P_{cr} an den Lasteinleitungspunkten zurückgerechnet. Die numerischen Vergleichsrechnungen erfolgen zum einen am vollständig modellierten Versuchsträger unter Verwendung von Schalenelementen (Ansys), wobei die federelastische Halterung in Feldmitte berücksichtigt wird, und zum anderen am herausgelösten Einzelstab unter Ansatz der Randbedingungen gemäß Bild 9.1 und Verwendung von Balkenelementen (LTBeam). Die Ergebnisse dieser Vergleichsrechnung sind in Tabelle 9.2 zusammengefasst.

Tabelle 9.2 Vergleich der idealen Verzweigungslasten aus Handrechnung und numerischer Analyse

VT	A/B	$M_{cr,3flan}$ [kNm]	$P_{cr,Hand}$ [kN]	$P_{cr,Ansys}$ [kN]	$\frac{P_{cr,Ansys}}{P_{cr,Hand}}$ [-]	$P_{cr,LTBeam}$ [kN]	$\frac{P_{cr,LTBeam}}{P_{cr,Hand}}$ [-]
1	A	62,23	46,67	54,30	1,16	51,92	1,11
2	A	72,98	54,73	64,44	1,18	60,54	1,11
3	A	86,23	64,67	73,08	1,13	66,55	1,03
1	B	54,16	36,10	47,13	1,31	49,20	1,36
2	B	64,26	42,84	60,73	1,42	57,28	1,34
3	B	79,54	53,03	63,58	1,20	60,62	1,14

Es zeigt sich, dass die numerisch ermittelten Verzweigungslasten durch die Handrechnung mit Hilfe der Bemessungshilfen auf der sicheren Seite liegend angenähert werden können. Die Unterschiede im Vergleich zur Berechnung mit dem Schalenmodell liegen zum einen darin begründet, dass der Ansatz eines Gabellagers in Versuchsträgermitte eine auf der sicheren Seite liegende Annahme darstellt. Die Unterschiede gegenüber der Berechnung mit dem Programm LTBeam fallen geringer aus, da das zu Grunde gelegte statische System – der herausgelöste Einzelstab – identisch zu der Annahme der Handrechnung ist. Sie

beinhalten sowohl die Annahmen und Vereinfachungen, die bei der Herleitung der Bemessungshilfen getroffen wurden, als auch mögliche Unschärfen bei der Wahl des Koeffizienten C_1 nach [R13], Anhang F.

Um den Nutzen der neu hergeleiteten Bemessungshilfen weiterhin zu verdeutlichen, sind in Bild 9.2 die idealen Verzweigungslasten P_{cr} im Vergleich zu den Werten, die sich unter Vernachlässigung der Voute ergeben, verglichen. Es zeigt sich eine maximale Steigerung der rechnerischen Werte um 174%.

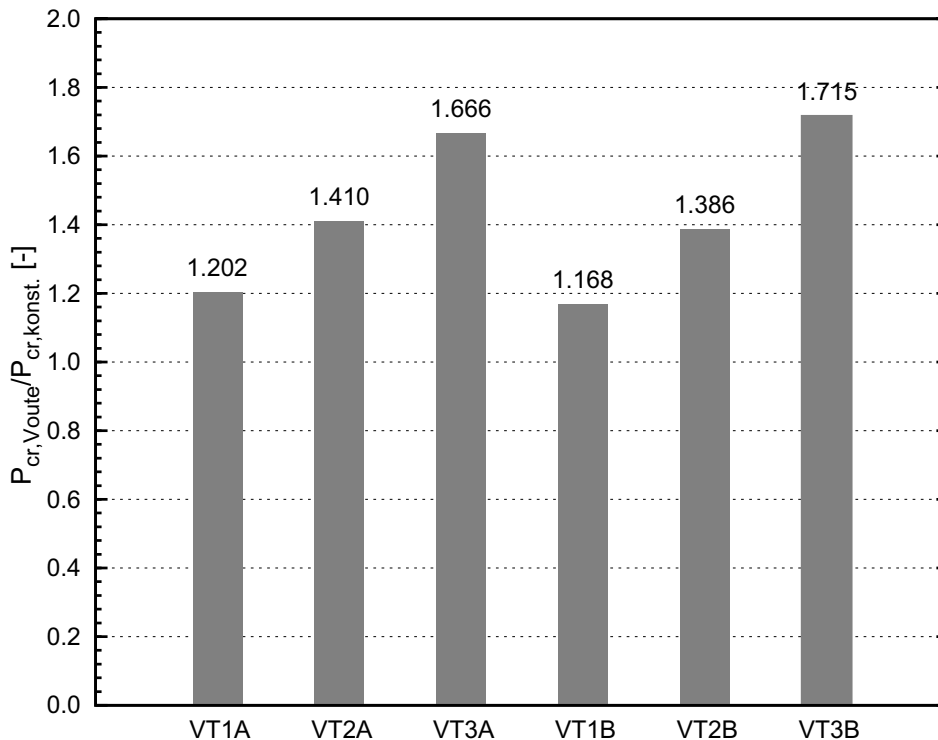


Bild 9.2 Vergleich der kritischen Verzweigungslasten am Grundprofil und am gevouteten Bauteil

9.3 Ermittlung der Traglast

Im Folgenden werden die Traglasten, die sich aus der Handrechnung ergeben, mit den im Versuch gemessenen Werten verglichen. Hierzu wird zunächst die maßgebende Stelle x_{kr} im Bauteil ermittelt und anschließend die bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ berechnet. Für die Berechnung der Traglast wird als Ergebnis der Überlegungen aus Abschnitt 6.3 die speziellen Biegedrillknickkurve b herangezogen. Der Vergleich mit den Lasten aus den experimentellen Untersuchungen ist in Tabelle 9.3 gegeben. Es zeigt sich, dass die von Hand errechneten Traglasten stets zu auf der sicheren Seite liegenden Ergebnissen führen.

9.3 Ermittlung der Traglast

Tabelle 9.3 Vergleich der Traglasten aus Handrechnung und Versuch

VT	A/B	x_{kr}	$M_{cr}(x_{kr})$	$\bar{\lambda}_{LT}$	χ_{LT}	$M_u(x_{kr})$	P_u	$P_{u,exp}$	$P_{u,exp}/P_u$
		[cm]	[kNm]	[-]	[-]	[kNm]	[kN]	[kN]	[-]
1	A	133	31,12	1,05	0,67	22,96	34,44	40,97	1,19
2	A	400	36,49	0,97	0,72	24,65	36,97	49,00	1,33
3	A	400	43,11	0,89	0,76	26,24	39,37	50,97	1,29
1	B	133	30,09	1,07	0,66	22,59	27,10	34,73	1,28
2	B	0	64,26	1,09	0,65	49,05	32,70	38,87	1,19
3	B	0	79,54	0,98	0,71	54,14	36,09	44,43	1,23

$M_{pl,Voute} = 74,62 \text{ kNm}$, $M_{pl,Profil} = 34,33 \text{ kNm}$

Die zum Teil recht großen Abweichungen gegenüber den im Versuch ermittelten Traglasten sind zum einen darauf zurückzuführen, dass die ideale Verzweigungslast P_{cr} , die für die Berechnung von $\bar{\lambda}_{LT}$ benötigt wird, bereits eine auf der sicheren Seite liegende Näherung darstellt. Zum anderen lagen die Versuchsergebnisse stets oberhalb der hier verwendeten Traglastabminderungskurve, vgl. Bild 3.19. Um diesen Einfluss zu verdeutlichen, sind in Tabelle 9.4 zum Vergleich die Traglasten, die sich unter Ansatz der idealen Verzweigungslast aus der numerischen Berechnung bei Verwendung der speziellen Biegedrillknickkurve b als Traglastabminderungskurve ergeben, aufgeführt. Es zeigt sich, dass die Ergebnisse aus der reinen Handrechnung unter Verwendung der Bemessungshilfen eine gute Näherung für die so ermittelten Werte darstellen.

Tabelle 9.4 Vergleich der rechnerischen Traglasten bei Ermittlung der idealen Verzweigungslast mittels Handrechnung und FE-Analyse

VT	A/B	$P_{u,exp}$	$P_{cr,Hand}$		$P_{cr,Ansys}$		Vergleich
			P_u	$\frac{P_{u,exp}}{P_u}$	P_u	$\frac{P_{u,exp}}{P_u}$	
		[kN]	[kN]	[-]	[kN]	[-]	$\frac{P_{u,Ansys}}{P_{u,Hand}}$
							[-]
1	A	40,97	34,44	1,19	36,85	1,11	1,07
2	A	49,00	36,97	1,33	39,32	1,25	1,06
3	A	50,97	39,37	1,29	40,94	1,24	1,04
1	B	34,73	27,10	1,28	30,45	1,14	1,12
2	B	38,87	32,70	1,19	38,04	1,02	1,16
3	B	44,43	36,09	1,23	38,66	1,15	1,07

Abschließend werden nun noch die mit Hilfe der neu entwickelten Bemessungshilfen ermittelten Traglasten des gevouteten Trägers mit den Werten verglichen, die

sich für das Grundprofil allein ergeben. Dieser Vergleichswert stellt den Faktor dar, um den die rechnerische Traglast gegenüber der Ermittlung mit den bislang vorhandenen Bemessungshilfen, die auf Träger mit konstanter Höhe beschränkt sind, gesteigert werden kann.

Tabelle 9.5 Vergleich der rechnerischen Traglasten mit und ohne Berücksichtigung der Voute

VT	A/B	$P_{u,Voute}$ [kN]	$P_{u,konst}$ [kN]	$P_{u,Voute}/P_{u,konst}$ [-]
1	A	34,44	20,83	1,65
2	A	36,97	31,29	1,18
3	A	39,37	31,29	1,26
1	B	27,10	17,92	1,51
2	B	32,70	17,92	1,82
3	B	36,09	17,92	2,01

10 Ablaufdiagramme und Anwendungsbeispiel

10.1 Ablaufdiagramme

Um die Anwendung der im Rahmen dieser Arbeit erarbeiteten Bemessungshilfen und -regeln zu veranschaulichen, sind die wichtigsten Schritte, die für den vereinfachten Biegedrillknicknachweis von Bauteilen mit und ohne Voute durchzuführen sind, im Folgenden in Form von Ablaufdiagrammen zusammengefasst.

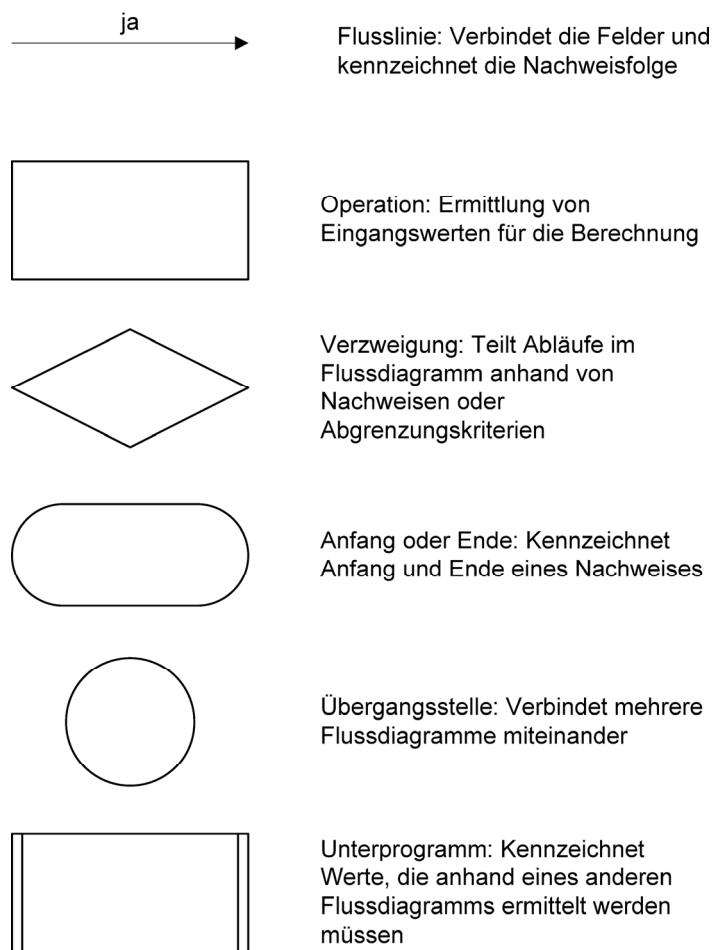
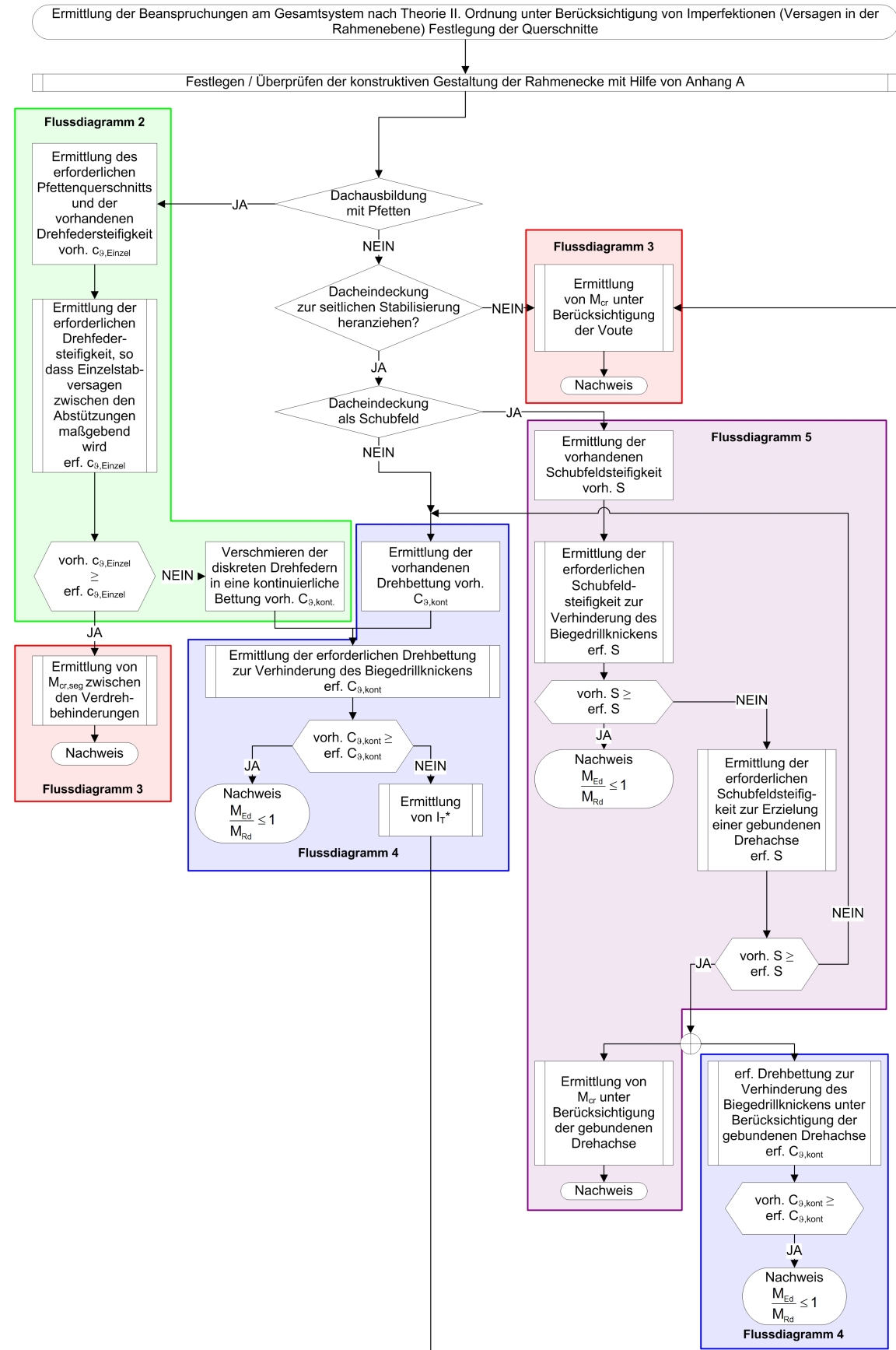


Bild 10.1: Verwendete Symbole und ihre Bedeutungen

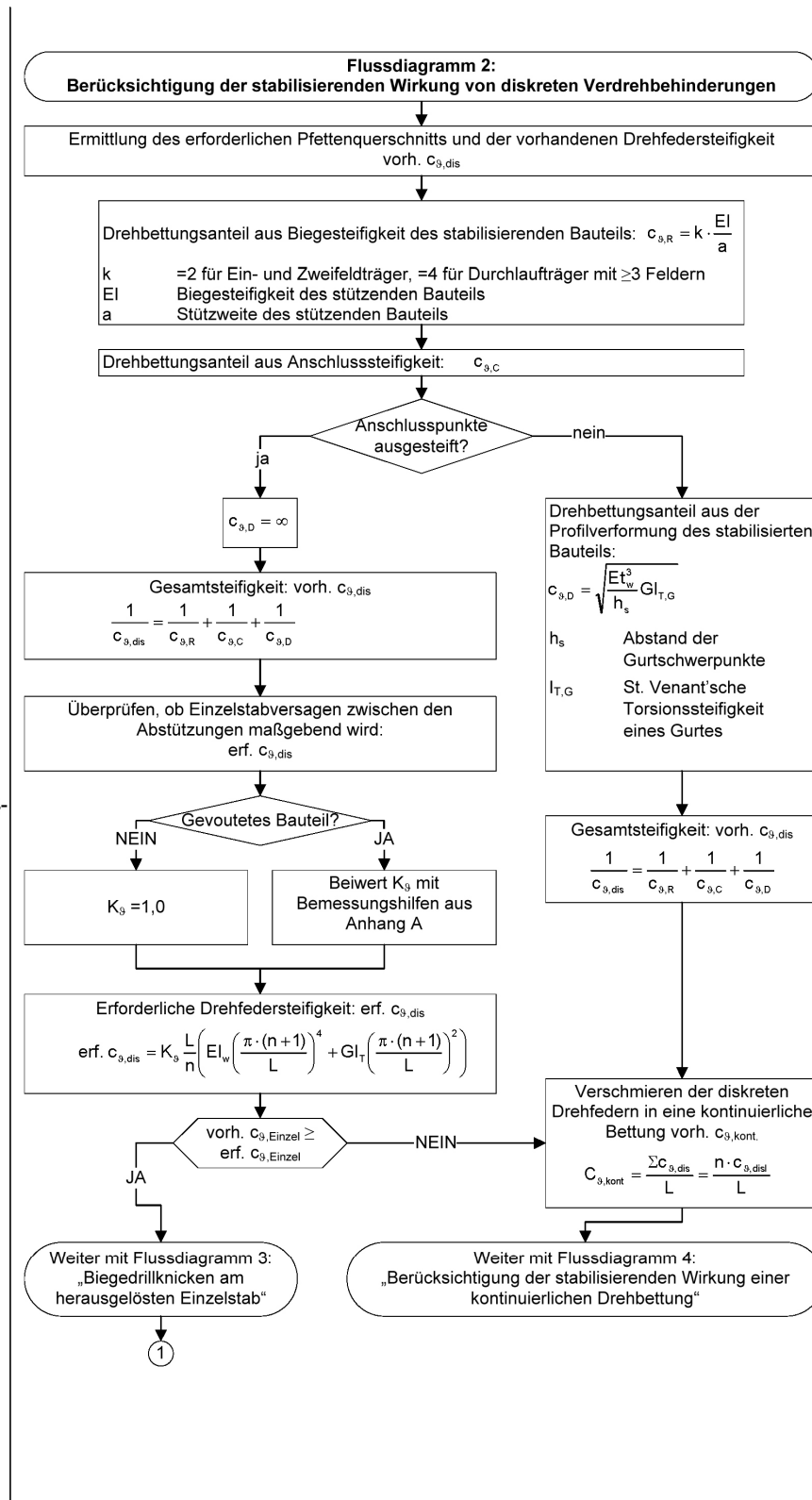
10 Ablaufdiagramme und Anwendungsbeispiel

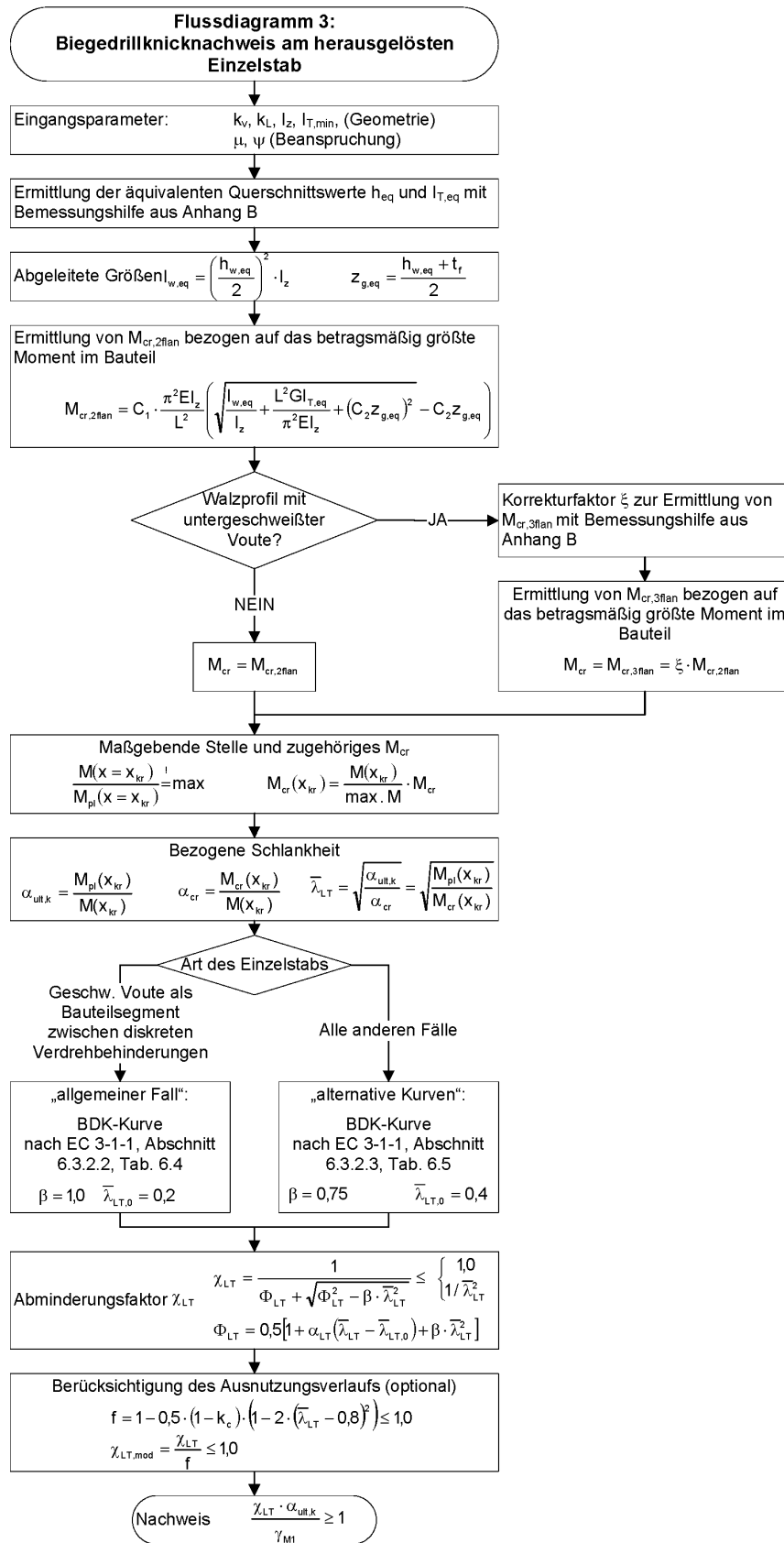


10.1 Ablaufdiagramme

Walzprofilpfetten:
i.d.R. $c_{\theta,C} = \infty$
Kaltprofilpfetten:
z.B. nach Herstellerangabe

Falls der Anschlusspunkt nicht ausgesteift ist, kann erf. $c_{\theta,dis}$ i.d.R. nicht erreicht werden



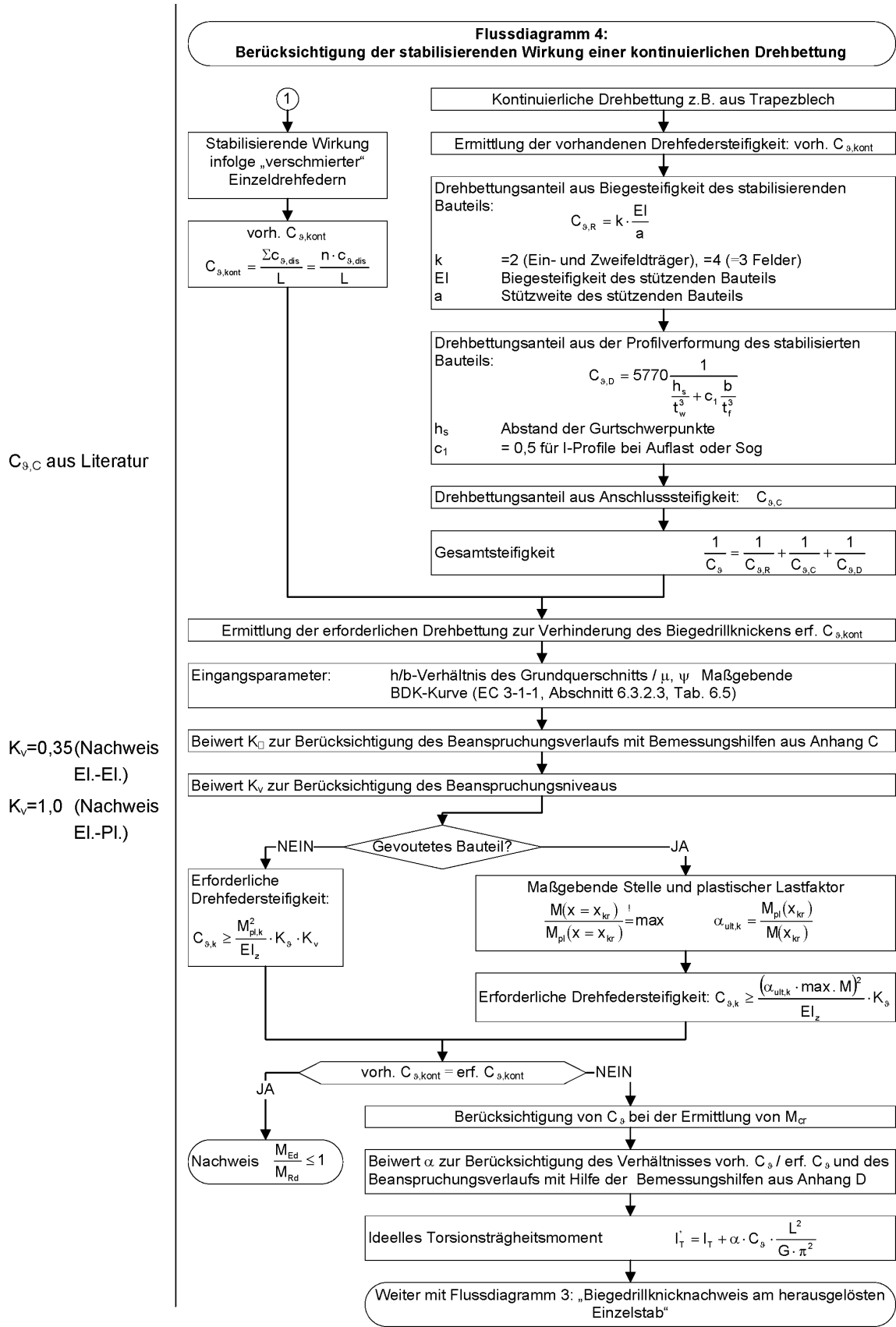


C₁ und C₂ aus [39]

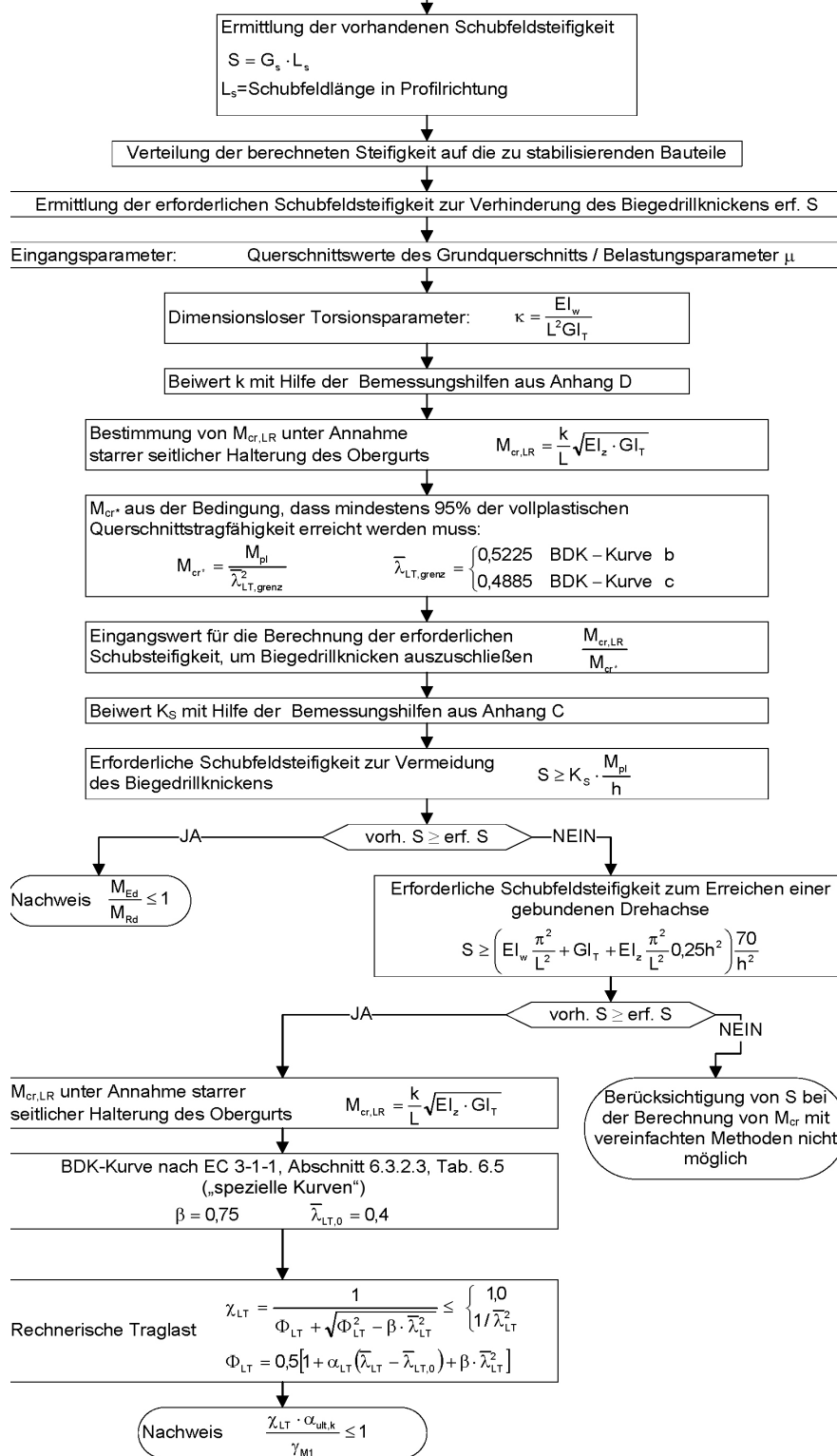
Zuordnung zu den BDK-Kurven nach dem h/b-Verhältnis des Grundprofils

k_c für ausgewählte Fälle aus [R8] oder aus [7]

10.1 Ablaufdiagramme



Flussdiagramm 5:
Berücksichtigung der stabilisierenden Wirkung einer kontinuierlichen seitlichen Stützung



G_s nach Herstellerangaben

alternativ k_{min}

10.2 Anwendungsbeispiel

Die Anwendung der Bemessungshilfen wird in diesem Abschnitt anhand eines Bemessungsbeispiels veranschaulicht. Hierzu wird ein konkretes Hallenbauwerk untersucht, das in Bild 10.2 dargestellt ist. Die Primärstruktur der Halle wird durch einen Zweigelenrahmen gebildet, der aus Walzprofilen besteht, wobei die Rahmenriegel im Bereich der Traufe durch Vouten in Form von untergeschweißten kupierten I-Profilen verstärkt werden. Es werden verschiedene Varianten für die Konstruktion der Dacheindeckung sowie die seitliche Stabilisierung der Haupttragglieder untersucht, um die Verwendung der unterschiedlichen Bemessungshilfen zu verdeutlichen. Die in Bild 10.2 dargestellte Dachaufsicht, bei der die Aussteifungsverbände mit Diagonalen aus Rundstäben und Längsstäben aus Rechteckhohlprofilen gebildet werden, bezieht sich dabei auf die Konstruktionsvariante 1 gemäß 10.2.2 mit Kaltprofilpfetten, die jedoch nicht dargestellt sind.

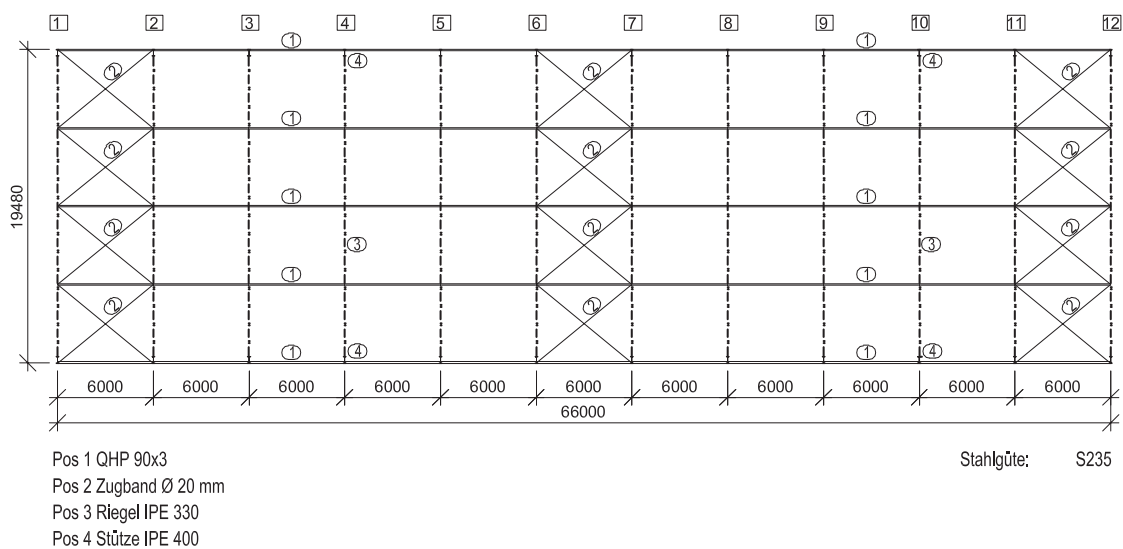


Bild 10.2: Anwendungsbeispiel – Dachaufsicht

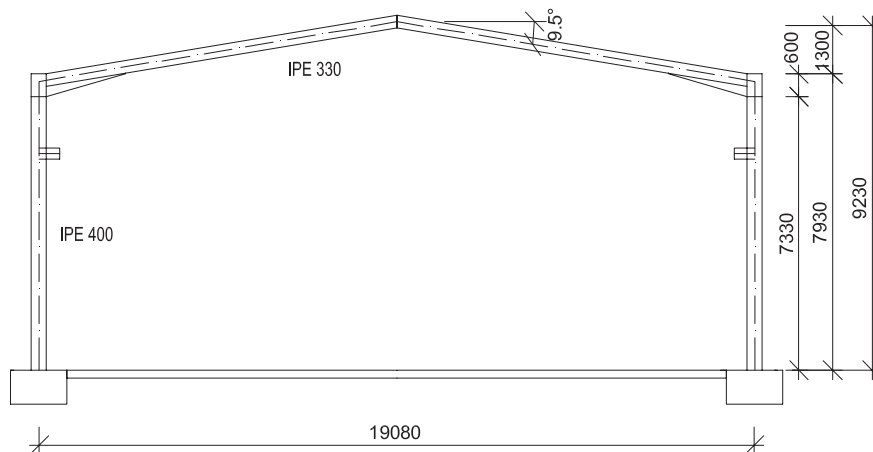


Bild 10.3: Anwendungsbeispiel – Schnitt

Am Firstpunkt werden die Riegelsegmente mittels einer geschraubten Kopfplattenverbindung gestoßen. Durch den „Knick“ und die Wölbsteifigkeit der vorhandenen Kopfplatten entsteht an dieser Stelle eine lokale Wölbbehinderung. Lokale Querschnittsverformungen können aufgrund der geschweißten Verbindung mit den Kopfplatten ebenfalls ausgeschlossen werden. Im vorliegenden Beispiel wird der Riegel als durchlaufendes Bauteil ohne Knick in Trägermitte behandelt. Diese Idealisierung liegt auf der sicheren Seite, da die realen Übergangsbedingungen am First unter Berücksichtigung des Knicks und der Kopfplatten zu größeren Werten für das ideale Biegedrillknickmoment führen.

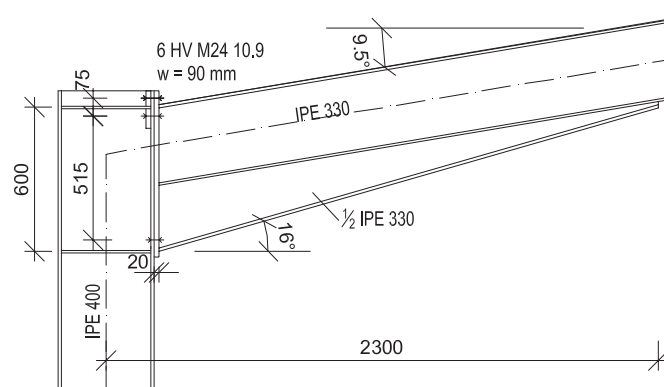


Bild 10.4 Anwendungsbeispiel – Detail der Rahmenecke

10.2.1 Ermittlung der Beanspruchungen

Die Lastannahmen für den Hallenrahmen sind in Bild 10.5 aufgeführt. Als Imperfektionen wird eine Stützenschiefstellung von $H/200$ in Richtung der Windlasten angesetzt. Es werden zwei maßgebende Lastfallkombinationen untersucht, die in Bild 10.6 dargestellt sind. Die Streckenlasten ergeben sich durch Berücksichtigung der Lasteinzugsbreite von 6 m

Ständige Lasten:

Dacheindeckung: 0,15 kN/m²
 Pfetten und Verbände: 0,10 kN/m²

 $g_k = 0,25 \text{ kN/m}^2$

Schneelast nach DIN 1055-5:

Schneelastzone 1

$s_k = 0,65 \text{ kN/m}^2$

Formbeiwert $\mu_i = 0,8$

charakteristische Schneelast

$s_i = \mu_i \cdot s_k = 0,8 \cdot 0,65 = 0,52 \text{ kN/m}^2$

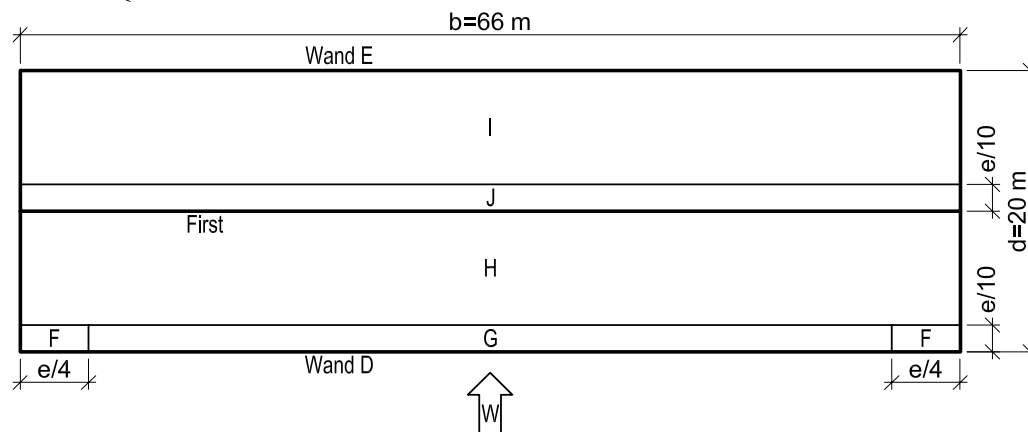
Wind auf Längswand nach DIN 1055-4:

Windzone 2, Binnenland $\Rightarrow q = 0,65 \text{ kN/m}^2$

$h = 9,60 \text{ m}$

$\alpha = 10^\circ$

$$e = \min \left\{ \begin{array}{l} b = 66,0 \text{ m} \\ 2 \cdot h = 2 \cdot 9,60 = 19,2 \text{ m} \end{array} \right. = 19,2 \text{ m} \quad h/d = \frac{9,60}{20} = 0,48$$



Druckbeiwerte und charakteristische Windlasten für die relevanten Flächen

	D	E	F	G	H	I	J
$c_{pe,10} [-]$	0,73	-0,36	-1,3	-1,0	-0,4	-0,5/ +0,2	-0,6/ +0,2
$c_{pe,10} \cdot q$ [kN/m ²]	0,48	0,23	-0,85	-0,65	-0,26	-0,33/ +0,13	-0,39/ +0,13

Für die Dachflächen I und J können sowohl Druck- als auch Sogkräfte auftreten. Die maßgebenden Lastfallkombinationen ergeben sich für Winddruck. Im Bereich G wird die erhöhte Windsogbeanspruchung auf die Voutenlänge verteilt.

Lasten aus Kranbetrieb:

Aus den Auflagerkräften der Kranbahn ergeben sich folgende charakteristischen Belastungen für den Rahmen:

ständige Last: $P_{v,g} = 5,4 \text{ kN}$

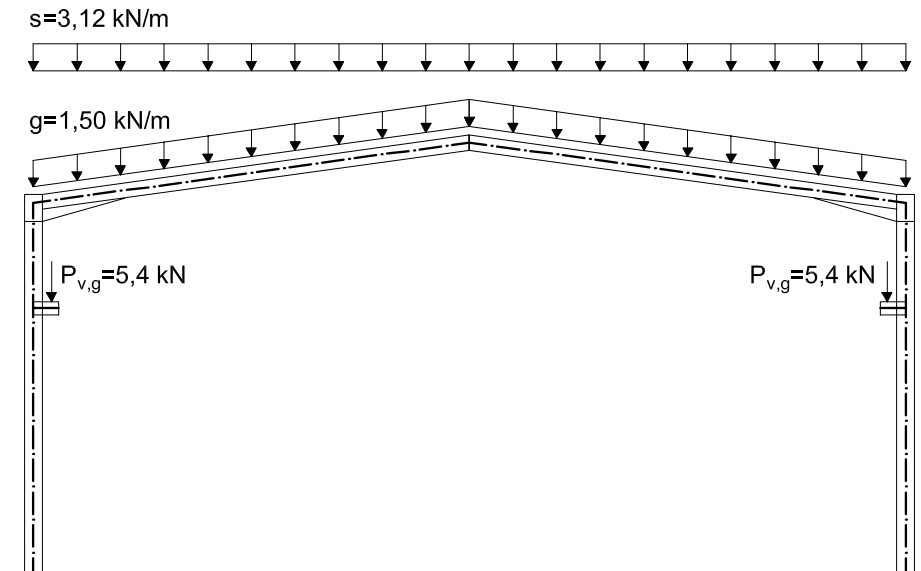
Vertikallasten: $R_{max} / R_{min} = 121 / 39,5 \text{ kN}$

Horizontallasten: $H_1 / H_2 = 1,1 / 3,4 \text{ kN}$ (infolge Massenkräften aus Antrieb)

Bild 10.5: Lastannahmen für das Berechnungsbeispiel

Das Eigengewicht der Stahlprofile wird vom Berechnungsprogramm intern berücksichtigt. Die Schnittgrößen werden nach Theorie II. Ordnung berechnet. Somit ergeben sich die Bemessungsschnittgrößen gemäß Bild 10.7.

Lastfallkombination 1: $1,35 \cdot g_k + 1,50 \cdot s_k$



Lastfallkombination 2: $1,35 \cdot g_k + 1,35 \cdot s_k + 1,35 \cdot w_k + 1,35 \cdot P_{\text{Kran}}$

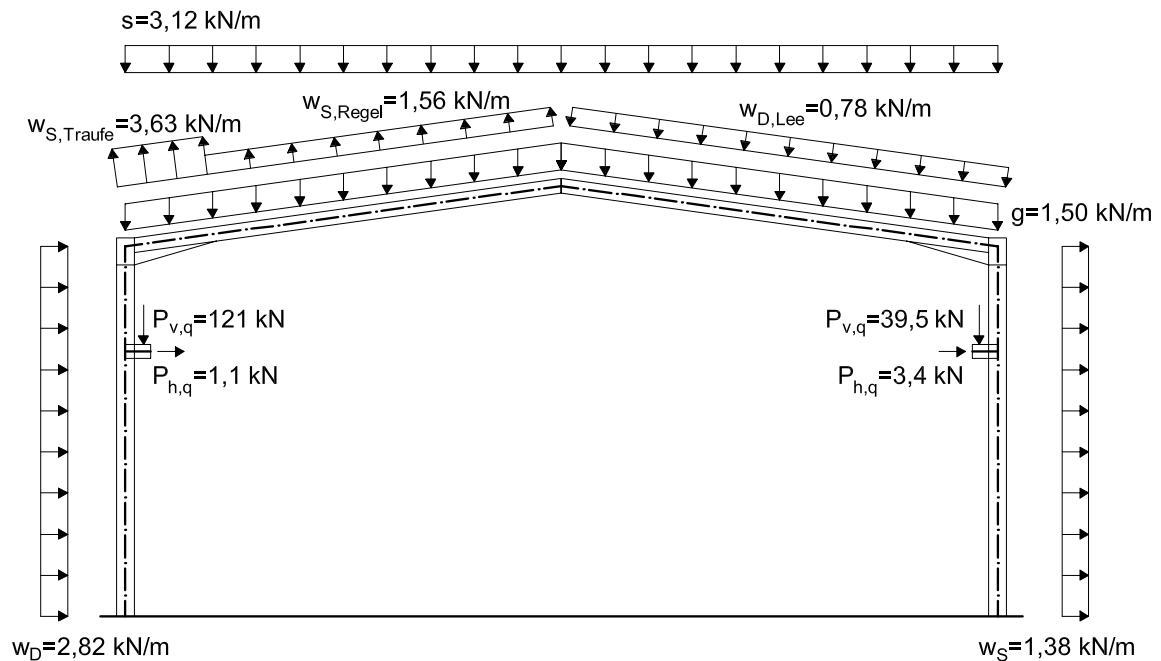


Bild 10.6: Maßgebende Lastfallkombinationen – charakteristische Lasten

10.2 Anwendungsbeispiel

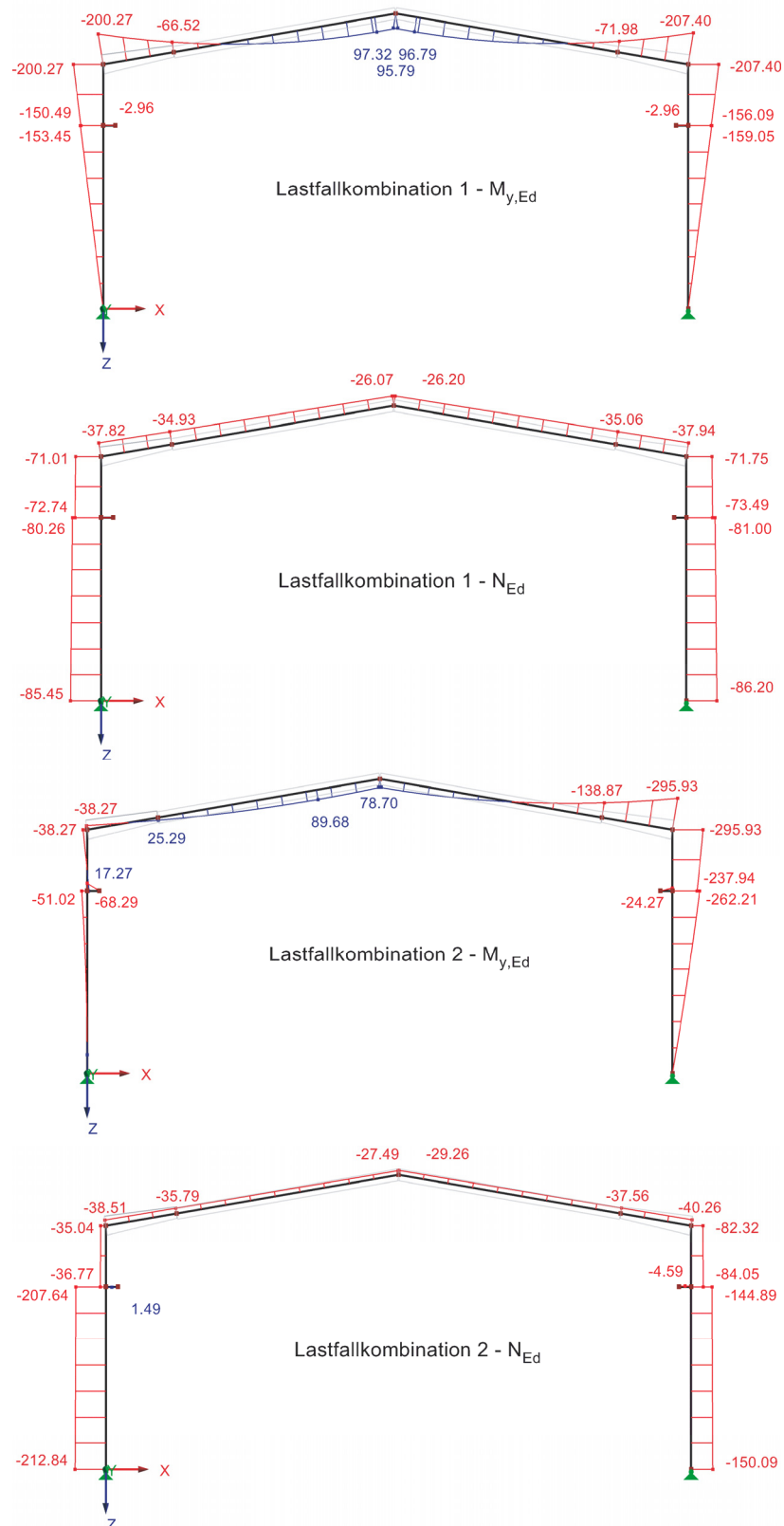


Bild 10.7: Bemessungsschnittgrößen nach Theorie II. Ordnung

Für den vereinfachten Biegedrillknicknachweis von Bauteilen mit veränderlichem Querschnitt ist der Verlauf der Querschnittsausnutzung infolge der Momenten-

beanspruchung ein maßgebender Einflussfaktor. Dieser ist für die untersuchten Lastfallkombinationen in Bild 10.8 dargestellt.

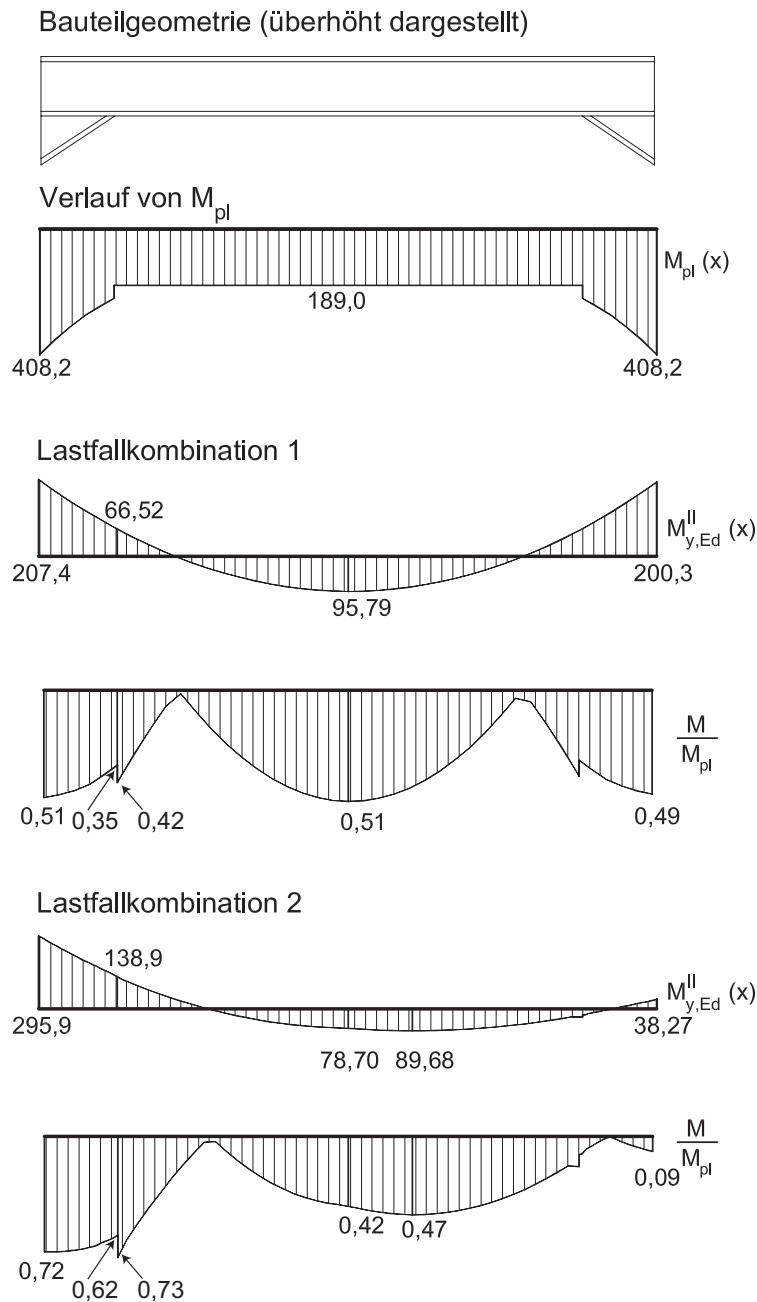


Bild 10.8: Verlauf der Querschnittsausnutzung über die Riegellänge

Streng genommen muss die Querschnittsfläche der Voute bei der gewählten Detailausbildung am Voutenende, bei der der Voutenuntergurt nicht an den Untergurt des durchlaufenden Profils angeschlossen ist, zunächst durch Übertragung von Schubspannungen am Steganschluss aktiviert werden. Dies erfolgt kontinuierlich über die hierzu erforderliche Schweißnahtlänge. Geht man davon aus, dass die Voute mit einer beidseitigen Kehlnaht mit $a = 4 \text{ mm}$ verschweißt wird, so wird

eine Länge von 250 mm benötigt, bis die Voute voll angeschlossen ist. Auf dieser Länge wächst M_{pl} annähernd linear an, und die Ausnutzungsgrade infolge der äußeren Biegemomente sind geringfügig größer als dies in Bild 10.8 dargestellt ist. Da jedoch am Voutenende stets nur die Biegetragfähigkeit des Grundprofils zur Verfügung steht und die Aktivierung der Voute innerhalb eines lokal begrenzten Bereichs erfolgt, in dem die äußeren Momente nur geringfügig anwachsen, ändern sich die maximalen Ausnutzungsgrade gegenüber der Darstellung in Bild 10.8 nicht.

Die konstruktive Ausbildung der Rahmenecke entspricht dem Ecktyp III gemäß Bild 8.25. Die Entscheidung, ob die Ecke steif genug ist, damit die Biegedrillknickuntersuchung des Riegels am herausgelösten Einzelstab erfolgen darf, erfolgt mit Hilfe der Tabelle 8.9. Im Ergebnis kann festgestellt werden, dass für diesen Ecktyp sowohl der Nachweis am gabelgelagerten Einzelstab zwischen diskreten Verdrehbehinderungen als auch am Gesamtstab unter Berücksichtigung einer Drehbettung zulässig ist.

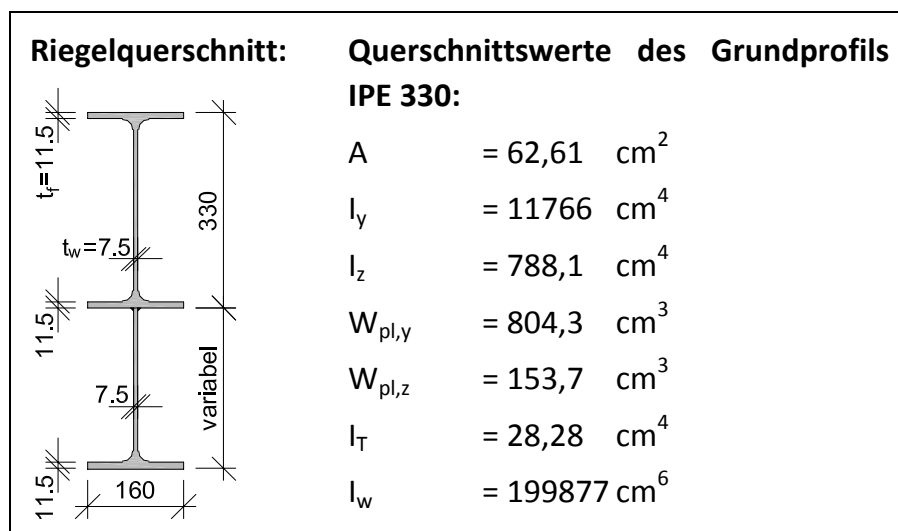


Bild 10.9: Querschnittswerte des Riegelgrundprofils IPE 330

10.2.2 Variante 1

Bei der ersten untersuchten Variante besteht die Dachkonstruktion aus einer Dacheindeckung, die auf Z-Pfetten aufliegt, die im Abstand von 2,0 m angeordnet sind. Bei einer Riegellänge von 20 m ergeben sich somit zehn Abschnitte, die Anzahl der Zwischenabstützungen beträgt neun. Bild 10.10 zeigt den Pfettenquerschnitt sowie den Anschluss an den Hauptträger. Die Z-Pfetten sind nicht an den Hauptaussteifungsverband angeschlossen, so dass sich für den Rahmenriegel eine drehfederelastische Halterung ergibt.

Es ist nun zunächst zu überprüfen, ob die Steifigkeit dieser Drehfedern dazu führt, dass Einzelstabversagen zwischen den Anschlusspunkten auftritt, oder ob die

diskreten Drehfedern zu einer kontinuierlichen Drehbettung verschmiert werden dürfen.

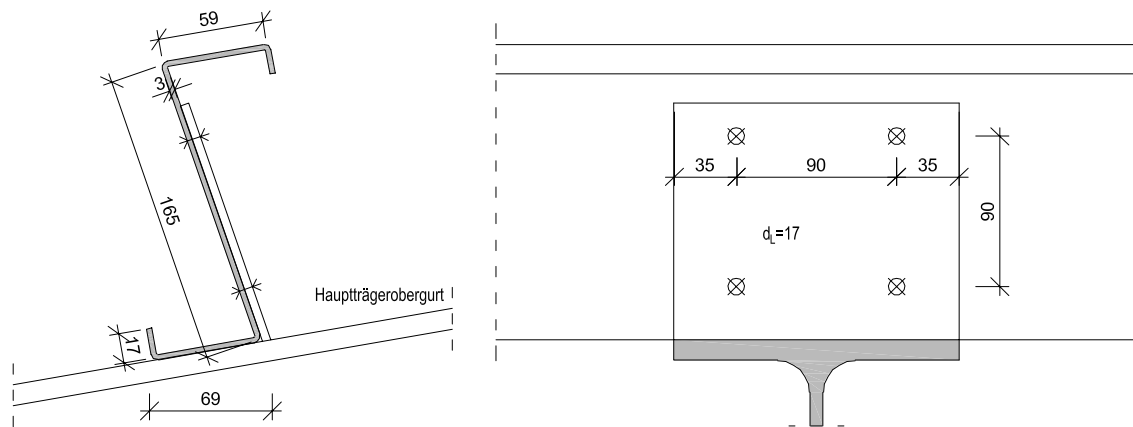


Bild 10.10: Anschluss der Z-Pfetten

Die vorhandene Drehfedersteifigkeit setzt sich aus dem Anteil aus der Biegesteifigkeit des stabilisierenden Bauteils unter Annahme einer steifen Verbindung mit dem Träger, dem Anteil aus der Anschlussverdrehung zwischen Träger und stabilisierendem Bauteil und der Querschnittsverformung des gestützten Trägers zusammen. Die Drehbettung aus der Biegesteifigkeit der Pfetten ergibt sich zu:

$$c_{9,R} = k \cdot \frac{EI}{a} = 4 \cdot \frac{21000 \cdot 400,1}{600} = 56014 \frac{\text{kNcm}}{\text{rad}} = 560,1 \frac{\text{kNm}}{\text{rad}}$$

$k=4$ für Durchlaufträger mit 3 oder mehr Feldern (10.1)

EI Biegesteifigkeit des abstützenden Bauteils

a Stützweite des abstützenden Bauteils

Der Einfluss aus der Anschlusssteifigkeit wird in Bild 10.11 mit Hilfe von Eurocode 3-1-8, [R11], ermittelt.

Eingangsparameter:

$e_b = 35 \text{ mm}$	Randabstand der Schraubenreihe in Krafrichtung
$f_u = 490 \text{ N/mm}^2$	Zugfestigkeit des Stahls, der auf Lochleibung beansprucht wird
$p_b = 90 \text{ mm}$	Abstand der Schraubenreihen in Krafrichtung
$t_j = 3 \text{ mm}$	Blechdicke dieser Komponente
$\mu = 1,0$	für $M_{j,Ed} \leq 2/3 M_{j,Rd}$

Steifigkeitskoeffizient nach EC 3-1-8 [R11], Tabelle 6.11:

$$k_{b1} = 0,25 \cdot e_b / d + 0,5 = 0,25 \cdot 35 / 17 + 0,5 = 1,01$$

$$k_{b2} = 0,25 \cdot p_b / d + 0,375 = 0,25 \cdot 90 / 17 + 0,375 = 1,70$$

$$k_b = k_{b1} = 1,01 \leq k_{b2} = 1,70$$

$$k_t = 1,5 \frac{t_j}{d_{M16}} = 1,5 \frac{3,0}{17} = 0,265$$

$$k_{12} = \frac{24 \cdot n_b \cdot k_b \cdot k_t \cdot d \cdot f_u}{E} = \frac{24 \cdot 2 \cdot 1,01 \cdot 0,265 \cdot 17 \cdot 490}{210.000} = 0,510 \text{ mm}$$

Drehfedersteifigkeit:

$$c_{9,c} = S_j = \frac{E \cdot z^2}{\mu \cdot \sum_i \frac{1}{k_i}} = \frac{210.000 \cdot 90^2}{1,0 \cdot 2 \cdot \frac{1}{0,510}} = 433,8 \cdot 10^6 \frac{\text{Nmm}}{\text{rad}} = 433,8 \frac{\text{kNm}}{\text{rad}}$$

Bild 10.11: Ermittlung der Anschlusssteifigkeit

Schließlich ist noch der Drehfederanteil aus der Profilverformung mit Gleichung (4.5) zu ermitteln:

$$c_{9,D} = \sqrt{\frac{Et_w^3}{h_w} Gl_{T,G}} = \sqrt{\frac{21000 \cdot 0,75^3}{31,85} 8077 \cdot 11,90}$$

$$= 5171 \frac{\text{kNcm}}{\text{rad}} = 51,7 \frac{\text{kNm}}{\text{rad}}$$

(10.2)

mit

$$I_{T,G} = 0,5 \cdot \left(I_{T,ges} - \frac{1}{3} \cdot h_w \cdot t_w^3 \right) = 0,5 \cdot \left(28,28 - \frac{1}{3} \cdot 31,85 \cdot 0,75^3 \right) = 11,90 \text{ cm}^4$$

St. Venant'sche Torsionssteifigkeit eines Gurtes

Die Gesamtsteifigkeit aus den Verformungsanteilen ergibt sich aus der Betrachtung eines Systems hintereinandergeschalteter Federn zu:

$$c_{\vartheta} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\vartheta,R}} + \frac{1}{c_{\vartheta,C}} + \frac{1}{c_{\vartheta,D}}} = \frac{1}{\frac{1}{560,1} + \frac{1}{433,8} + \frac{1}{51,7}} = 42,67 \frac{\text{kNm}}{\text{rad}} \quad (10.3)$$

Für die Berechnung der Mindeststeifigkeit der diskreten Drehfedern, die dazu führt, dass Einzelstabversagen maßgebend wird, ist zu überprüfen, ob sich die maßgebende Stelle in einem der Bauteilabschnitte mit Voute befindet. Für die Lastfallkombination 1 liegt die maßgebende Stelle gemäß Bild 10.8 in Feldmitte, somit gilt $k_{\vartheta} = 1,0$. Die Mindeststeifigkeit kann dann mit Hilfe von Gleichung (8.7) berechnet werden.

$$\begin{aligned} \text{erf. } c_{\vartheta,\text{dis}} &= k_{\vartheta} \cdot \frac{L}{n} \left[EI_w \frac{\pi^4}{L^4} (n+1)^4 + GI_T \frac{\pi^2}{L^2} (n+1)^2 \right] \\ &= 1,0 \cdot \frac{1908}{9} \left[21000 \cdot 199877 \frac{\pi^4}{1908^4} (9+1)^4 \right. \\ &\quad \left. + 8077 \cdot 28,28 \frac{\pi^2}{1908^2} (9+1)^2 \right] \\ &= 78532 \frac{\text{kNcm}}{\text{rad}} = 785,32 \frac{\text{kNm}}{\text{rad}} > \text{vorh. } c_{\vartheta,\text{dis}} \end{aligned} \quad (10.4)$$

Bei der Lastfallkombination 2 befindet sich die maßgebende Stelle am Voutenende, so dass für diesen Fall ein Korrekturfaktor $k_{\vartheta} > 1,0$ anzusetzen wäre. Einzelstabversagen tritt somit – wie aufgrund der Wahl der Kaltprofilpfetten und der unversteiften Anschlusspunkte zu erwarten war – nicht auf. Dieser Berechnungsschritt wurde hier nur zu Demonstrationszwecken vorgeführt und kann bei einer praktischen Berechnung bei dieser Art der Stabilisierungsvariante entfallen.

Die diskreten Drehfedern dürfen nun zu einer kontinuierlichen Drehbettung verschmiert werden.

$$C_{\vartheta} = \frac{\sum c_{\vartheta}}{L} = \frac{9 \cdot 42,67}{19,08} = 20,13 \frac{\text{kNm}}{\text{rad} \cdot \text{m}} \quad (10.5)$$

Die Steifigkeit der Drehbettung, die erforderlich ist, um ein Biegedrillknickversagen auszuschließen, wird in Bild 10.12 berechnet.

Lastfallkombination 1:	Lastfallkombination 2:
$\alpha_{ult,k} = \frac{1}{\max. \frac{M_{y,Ed}}{M_{pl}}} = \frac{1}{0,53} = 1,887$	$\alpha_{ult,k} = \frac{1}{\max. \frac{M_{y,Ed}}{M_{pl}}} = \frac{1}{0,73} = 1,370$
Beiwert K_ψ aus Anhang C, Tafel C.1:	
Bauteile mit freier Drehachse – $k_c=1,0$ – Biegedrillknickkurve c	
$\psi = 0,965$	$\psi = 0,129$
$\mu = -1,44$	$\mu = -0,83$
$K_\psi = 7,4$	$K_\psi = 9,6$
$K_v = 1,0$ (Verfahren el.-pl.)	$K_v = 1,0$ (Verfahren el.-pl.)
Erforderliche Steifigkeit:	
$C_{\psi,k} \geq \frac{(\alpha_{ult,k} \cdot \max. M)^2}{EI_z} \cdot K_\psi$ $= \frac{(1,887 \cdot 207,4 \cdot 100)^2}{21000 \cdot 788} \cdot 7,4$ $= 667,2 \frac{\text{kNcm}}{\text{rad} \cdot \text{cm}}$	$C_{\psi,k} \geq \frac{(\alpha_{ult,k} \cdot \max. M)^2}{EI_z} \cdot K_\psi$ $= \frac{(1,370 \cdot 295,9 \cdot 100)^2}{21000 \cdot 788} \cdot 9,6$ $= 953,4 \frac{\text{kNcm}}{\text{rad} \cdot \text{cm}}$

Bild 10.12: Erforderliche Steifigkeit der Drehbettung um Biegedrillknicken auszuschließen

Offenbar reicht die vorhandene Drehfedersteifigkeit C_ψ nicht aus, um ein Biegedrillknickversagen auszuschließen. Es ist jedoch trotzdem möglich, die positive Wirkung der Drehbettung für den Biegedrillknicknachweis mittels einer ideellen Torsionssteifigkeit gemäß Abschnitt 7.2.1 zu nutzen. Hierzu ist zunächst der Korrekturfaktor α in Abhängigkeit vom Verhältnis vorh. C_ψ / erf. C_ψ zu ermitteln.

Mit Hilfe der ideellen Torsionssteifigkeit kann dann das ideale Biegedrillknickmoment M_{cr} bezogen auf das betragsmäßig größte Moment im Bauteil ermittelt werden. Die Berechnung der maßgebenden bezogenen Schlankheit erfolgt unter Berücksichtigung des Verlaufs der Querschnittsausnutzung über die Bauteillänge gemäß Bild 10.8. Hierzu wird M_{cr} an der maßgebenden Stelle x_{kr} berechnet. Der vereinfachte Stabilitätsnachweis unter reiner Biegebeanspruchung wird in Bild 10.13 und Bild 10.14 geführt. Dabei wird auf die Modifikation von χ_{LT} als Folge des über die Länge veränderlichen Ausnutzungsgrades auf der sicheren Seite liegend verzichtet.

Eingangsparameter:

$I_z = 788,0 \text{ cm}^4$	Trägheitsmoment um die schwache Achse
$I_T = 28,28 \text{ cm}^4$	Torsionsträgheitsmoment
$I_w = 199877 \text{ cm}^6$	Wölbwiderstandsmoment
$z_g = 16,5 \text{ cm}$	Abstand des Lastangriffspunktes zum Schubmittelpunkt
$L = 19,08 \text{ m}$	Bauteillänge

Lastfallkombination 1

$$\begin{aligned} \psi &= 0,965 & \mu &= -1,44 \\ C_1 &= 2,854 & C_2 &= 1,647 \end{aligned}$$

Lastfallkombination 2

$$\begin{aligned} \psi &= 0,129 & \mu &= -0,83 \\ C_1 &= 3,766 & C_2 &= 1,234 \end{aligned}$$

Ideelle Torsionssteifigkeit:

$$\begin{aligned} \text{vorh. } C_9 / \text{erf. } C_9 &= 20,13/667,2 = 0,030 \\ \alpha &= 0,64 \text{ nach Anhang D, Tafel D.1} \\ &\text{für vorh. } C_9 / \text{erf. } C_9 = 0,025 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} I_T^* &= I_T + \alpha \cdot C_9 \cdot \frac{L^2}{G \cdot \pi^2} \\ &= 28,28 + 0,64 \cdot 20,13 \cdot \frac{1908^2}{8077 \cdot \pi^2} \\ &= 616,6 \text{ cm}^4 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{vorh. } C_9 / \text{erf. } C_9 &= 20,13/953,4 = 0,021 \\ \alpha &= 0,32 \text{ nach Anhang D, Tafel D.1} \\ &\text{für vorh. } C_9 / \text{erf. } C_9 = 0,025 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} I_T^* &= I_T + \alpha \cdot C_9 \cdot \frac{L^2}{G \cdot \pi^2} \\ &= 28,28 + 0,32 \cdot 20,13 \cdot \frac{1908^2}{8077 \cdot \pi^2} \\ &= 322,5 \text{ cm}^4 \end{aligned}$$

Ermittlung von M_{cr} bezogen auf das betragsmäßig größte Moment im Bauteil:**Lastfallkombination 1**

$$\begin{aligned} M_{cr} &= C_1 \cdot \frac{\pi^2 E I_z}{L^2} \left(\sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{L^2 G I_T^*}{\pi^2 E I_z} + (C_2 z_g)^2} - C_2 z_g \right) \\ &= 2,854 \cdot \frac{\pi^2 \cdot 21000 \cdot 788}{1908^2} \\ &\quad \cdot \left(\sqrt{\frac{199877}{788} + \frac{1908^2 \cdot 8077 \cdot 616,6}{\pi^2 \cdot 21000 \cdot 788} + (1,647 \cdot 16,5)^2} - 1,647 \cdot 16,5 \right) \\ &= 39371 \text{ kNcm} = 393,71 \text{ kNm} \end{aligned}$$

Lastfallkombination 2

$$\begin{aligned} M_{cr} &= 3,766 \cdot \frac{\pi^2 \cdot 21000 \cdot 788}{1908^2} \\ &\quad \cdot \left(\sqrt{\frac{199877}{788} + \frac{1908^2 \cdot 8077 \cdot 322,5}{\pi^2 \cdot 21000 \cdot 788} + (1,234 \cdot 16,5)^2} - 1,234 \cdot 16,5 \right) \\ &= 37505 \text{ kNcm} = 375,05 \text{ kNm} \end{aligned}$$

Bild 10.13: Nachweis

Korrekturfaktor zur Ermittlung von $M_{cr,3flan}$ aus Anhang B, Tafel B.5:

$$k_v = 1,82$$

$$k_L = 0,12$$

Lastfallkombination 1

$$\xi = 1,08$$

$$\begin{aligned} M_{cr,3flan} &= \xi \cdot M_{cr,2flan} \\ &= 1,08 \cdot 393,7 \\ &= 425,2 \text{ kNm} \end{aligned}$$

Lastfallkombination 2

$$\xi = 1,11$$

$$\begin{aligned} M_{cr,3flan} &= \xi \cdot M_{cr,2flan} \\ &= 1,11 \cdot 375,1 \\ &= 416,4 \text{ kNm} \end{aligned}$$

 M_{cr} bezogen auf die maßgebende Stelle:

$$\begin{aligned} M_{cr}(x_{kr}) &= \frac{M_{y,Ed}^{II}(x_{kr})}{\max. M_{y,Ed}^{II}} \cdot M_{cr} \\ &= \frac{95,79}{207,4} \cdot 425,2 = 196,4 \text{ kNm} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M_{cr}(x_{kr}) &= \frac{M_{y,Ed}^{II}(x_{kr})}{\max. M_{y,Ed}^{II}} \cdot M_{cr} \\ &= \frac{138,9}{295,9} \cdot 416,4 = 195,4 \text{ kNm} \end{aligned}$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{M_{pl}(x_{kr})}{M_{cr}(x_{kr})}} = \sqrt{\frac{189,0}{196,4}} = 0,981$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{M_{pl}(x_{kr})}{M_{cr}(x_{kr})}} = \sqrt{\frac{189,0}{195,4}} = 0,983$$

Wahl der Biegedrillknickkurve und Nachweis:Gesamtbauteil \Rightarrow „spezielle Kurven“ nach EC 3-1-1, Abschnitt 6.3.2.3, Tab. 6.5:

$$\beta = 0,75 \quad \bar{\lambda}_{LT,0} = 0,4$$

Lastfallkombination 1

$$\Phi_{LT} = 0,5 \left[1 + 0,49(0,981 - 0,4) + 0,75 \cdot 0,981^2 \right] = 1,003$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{1,003 + \sqrt{1,003^2 - 0,75 \cdot 0,981^2}} = 0,65$$

$$\frac{M_{y,Ed}^{II}(x_{kr})}{\chi_{LT} \cdot M_{pl}(x_{kr})} = \frac{95,79}{0,65 \cdot 189,0} = 0,78$$

Lastfallkombination 2

$$\Phi_{LT} = 0,5 \left[1 + 0,49(0,983 - 0,4) + 0,75 \cdot 0,983^2 \right] = 1,006$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{1,006 + \sqrt{1,006^2 - 0,75 \cdot 0,983^2}} = 0,65$$

$$\frac{M_{y,Ed}^{II}(x_{kr})}{\chi_{LT} \cdot M_{pl}(x_{kr})} = \frac{138,9}{0,65 \cdot 189,0} = 1,13$$

Bild 10.14: Nachweis (Fortsetzung)

Für die Lastfallkombination 2 ergibt sich somit eine Überschreitung der rechnerischen Tragfähigkeit. Dabei ist jedoch zu beachten, dass die günstige Wirkung der

seitlichen Abstützung aus dem vorhandenen Verband bei Ermittlung von M_{cr} nicht berücksichtigt wurde. Hierauf wird im Folgenden noch näher eingegangen.

Zunächst wird jedoch noch der Interaktionsnachweis unter Berücksichtigung der Drucknormalkraft im Riegel geführt. Die Ermittlung der idealen Knicklast N_{cr} erfolgt dabei mit einer Knicklänge von 5 m, dies entspricht dem Abstand der seitlichen Abstützungen aus dem Verband. Für den Nachweis muss der Interaktionsbeiwert k_{zy} nach Eurocode 3-1-1, Anhang B, bestimmt werden. Hier wird dieser Faktor aufgrund des geringen Normalkraftanteils auf der sicheren Seite mit dem Maximalwert 1,0 abgeschätzt.

Eingangsparameter:

$I_z = 788,0 \text{ cm}^4$ Trägheitsmoment um die schwache Achse
 $L = 5,0 \text{ m}$ Knicklänge zwischen den seitliche Abstützungen

Knicken infolge Normalkraft:

$$N_{cr,z} = \frac{\pi^2 \cdot 21000 \cdot 788}{500^2} = 653,3 \text{ kN}$$

$$\bar{\lambda}_z = \sqrt{\frac{N_{pl}}{N_{cr,z}}} = \sqrt{\frac{1471,3}{653,3}} = 1,501$$

Für das gewählte Profil mit $h/b = 330/160 = 2,06 > 1,2$ gilt die Knickspannungslinie b

$$\Phi_{LT} = 0,5 \left[1 + 0,34 \cdot (1,501 - 0,2) + 1,501^2 \right] = 1,847$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{1,847 + \sqrt{1,847^2 - 1,501^2}} = 0,342$$

Nachweisformat:

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_z \frac{N_{Rk}}{\gamma_{M1}}} + k_{zy} \frac{M_{y,Ed}}{\chi_{LT} \frac{M_{y,Rk}}{\gamma_{M1}}} \leq 1,0$$

Lastfallkombination 1

$$\frac{37,94}{0,342 \cdot 1471,3} + 1,0 \frac{95,79}{0,65 \cdot 189,0} = 0,86$$

Lastfallkombination 2

$$\frac{40,26}{0,342 \cdot 1471,3} + 1,0 \frac{138,9}{0,65 \cdot 189,0} = 1,21$$

Bild 10.15: Interaktionsnachweis

Zur Bewertung der Handrechenergebnisse sind in Tabelle 10.1 die idealen Biegedrillknickmomente bezogen auf das betragsmäßig größte Biegemoment aus einer numerischen Vergleichsrechnung mit dem Programm LTBeam [S2] unter Annahme diskreter und kontinuierlicher drehfederelastischer Halterung aufgeführt. Es zeigt sich, dass mit Hilfe der vorliegenden Bemessungshilfen eine gute Näherung der numerisch ermittelten Werte erreicht wird. Dies gilt insbesondere für die

Lastfallkombination 1. Bei der Lastfallkombination 2 sind die Abweichungen gegenüber der numerischen Berechnung größer. Dies ist in der konservativen Abschätzung des Beiwertes α , der bei der Berechnung von I_T^* eingeht, begründet. Die Herleitung der α -Faktoren in Abschnitt 7.2.1 erfolgte unter der Annahme, dass die erforderliche Steifigkeit der Drehbettung, die in den Eingangswert vorh. C_9 / erf. C_9 eingeht, für die Stahlsorte S355 ermittelt wird. Um eine längen- und querschnittsunabhängige Festlegung von α zu gewährleisten wurde außerdem die bezogene Bauteillänge mit $L/h = 40$ festgelegt und die Wölbsteifigkeit des Profils wurde vernachlässigt. Im vorliegenden Fall beträgt das L/h -Verhältnis ungefähr 60, als Stahlsorte liegt ein S235 vor. Außerdem wurde bei dem bestehenden Verhältnis vorh. C_9 / erf. $C_9 = 0,021$ für die Ermittlung von α auf der sicheren Seite liegend das Diagramm für vorh. C_9 / erf. $C_9 = 0,025$ verwendet. Eine genauere numerische Ermittlung ergibt für diesen Fall $\alpha = 0,51$. Daraus folgt $I_T^* = 497,1 \text{ cm}^4$ und $M_{cr} = 472,9 \text{ kNm}$.

Tabelle 10.1 Ideales Biegedrillknickmoment M_{cr} aus Handrechnung und Ergebnisse gemäß LTBeam

	Handrechnung	LTBeam – diskrete Federn $c_9 = 42,67 \text{ kNm/rad}$	LTBeam – Drehbettung $C_9 = 20,13 \text{ kNm/(rad}\cdot\text{m)}$
LK 1	425,2 kNm	458,6 kNm	438,5 kNm
LK 2	416,4 kNm	539,3 kNm	524,5 kNm

Selbst wenn jedoch der Nachweis mit dem numerisch ermittelten Wert $M_{cr} = 539,3 \text{ kNm}$ geführt wird, ist unter alleiniger Wirkung des Biegemomentes noch eine Überschreitung der rechnerischen Traglast von 2% zu verzeichnen. Wird die Normalkraft berücksichtigt, so kann der rechnerische Nachweis nicht erfüllt werden.

Da im vorliegenden Beispiel Verbände vorhanden sind, an die die Pfetten angeschlossen sind, wird in Bild 10.16 die erforderliche Steifigkeit der Drehbettung, die erforderlich ist, um ein Biegedrillknickversagen auszuschließen, unter Annahme einer gebundenen Drehachse berechnet. Diese liegt nur knapp oberhalb der vorhandenen Drehfedersteifigkeit, so dass der Biegedrillknicknachweis bei der vorliegenden Querschnittsausnutzung als erfüllt angesehen werden kann.

Lastfallkombination 2:

$$\alpha_{ult,k} = \frac{1}{\max. \frac{M_{y,Ed}}{M_{pl}}} = \frac{1}{0,73} = 1,370$$

Beiwert K_9 aus Anhang C, Tafel C.1:

Bauteile mit gebundener Drehachse – $k_c=1,0$ – Biegedrillknickkurve c

$$\psi = 0,129$$

$$\mu = -0,83$$

$$K_9 = 0,24$$

$$K_v = 1,0 \text{ (Verfahren el.-pl.)}$$

Erforderliche Steifigkeit:

$$C_{9,k} \geq \frac{(\alpha_{ult,k} \cdot \max. M)^2}{E I_z} \cdot K_9 = \frac{(1,370 \cdot 295,9 \cdot 100)^2}{21000 \cdot 788} \cdot 0,24 = 23,83 \frac{\text{kNcm}}{\text{rad} \cdot \text{cm}}$$

Bild 10.16: Erforderliche Steifigkeit der Drehbettung um Biegedrillknicken auszuschließen bei Vorliegen einer gebundenen Drehachse

10.2.3 Variante 2

Bei der zweiten untersuchten Variante wird die Unterkonstruktion der Dacheindeckung von Walzprofilpfetten, die im Abstand von 3,33 m angeordnet und biegesteif gestoßen sind, gebildet. Bei einer Riegellänge von 20 m ergeben sich somit sechs Abschnitte, die Anzahl der Zwischenabstützungen beträgt fünf. Für die Pfetten werden IPE 140-Profile gewählt, die auf den Hauptträgerobergurten verschraubt sind. An den Anschlusspunkten werden Steifen angeordnet, die die Stegverformung des Rahmenriegels verhindern. Die Pfetten sind außerdem Teil des Aussteifungsverbands, so dass die in Bild 10.2 dargestellten quadratischen Hohlprofile entfallen.

Es ist nun zunächst zu überprüfen, ob die Steifigkeit der Drehfedern dazu führt, dass Einzelstabversagen zwischen den Anschlusspunkten auftritt. Für die Berechnung der vorhandenen Drehfedersteifigkeit der diskreten Stützungen wird zunächst der Steifigkeitsanteil aus der Biegesteifigkeit des stabilisierenden Bauteils unter Annahme einer steifen Verbindung mit dem Träger ermittelt.

$$c_{9,R} = k \cdot \frac{EI}{a} = 4 \cdot \frac{21000 \cdot 541,0}{600} = 75740 \frac{\text{kNcm}}{\text{rad}} = 757,40 \frac{\text{kNm}}{\text{rad}}$$

$$k=4 \quad \text{für Durchlaufträger mit 3 oder mehr Feldern} \quad (10.6)$$

EI Biegesteifigkeit des abstützenden Bauteils

a Stützweite des abstützenden Bauteils

Die Einflüsse aus der Anschlusssteifigkeit und der Profilverformung des stabilisierten Bauteils werden aufgrund der gewählten Konstruktion mit ausgesteiften Anschlusspunkten vernachlässigt. Somit gilt für die Gesamtsteifigkeit der diskreten Drehfedern:

$$c_{\vartheta} = c_{\vartheta,R} = 757,40 \frac{\text{kNm}}{\text{rad}} \quad (10.7)$$

Für die Berechnung der Mindeststeifigkeit der diskreten Drehfedern, die dazu führt, dass Einzelstabversagen maßgebend wird, ist zu überprüfen, ob sich die maßgebende Stelle in einem der Bauteilabschnitte mit Voute befindet. Für die Lastfallkombination 1 liegt die maßgebende Stelle gemäß Bild 10.8 in Feldmitte, somit gilt $k_{\vartheta} = 1,0$. Bei der Lastfallkombination 2 befindet sich die maßgebende Stelle am Voutenende, so dass für diesen Fall der Korrekturfaktor $k_{\vartheta, \text{Voute}}$ nach Abschnitt 8.1.3 zu ermitteln ist.

Eingangsparameter:

$$k_v = 1,82$$

$$k_L = 0,12 \text{ bezogen auf die Gesamtlänge}$$

$$n = 5 \quad \text{Anzahl der Verdrehbehinderungen}$$

Beiwert k_{ϑ} aus Anhang A, Tafel A.2:

$$k_{\vartheta} = 2,93$$

Mindeststeifigkeit um Einzelstabversagen zu erzwingen:

$$\begin{aligned} \text{erf. } c_{\vartheta, \text{dis}} &= k_{\vartheta} \cdot \frac{L}{n} \left[EI_w \frac{\pi^4}{L^4} (n+1)^4 + GI_T \frac{\pi^2}{L^2} (n+1)^2 \right] \\ &= 2,93 \cdot \frac{1908}{5} \left[21000 \cdot 199877 \frac{\pi^4}{1908^4} (5+1)^4 + 8077 \cdot 28,28 \frac{\pi^2}{1908^2} (5+1)^2 \right] \\ &= 69630 \frac{\text{kNcm}}{\text{rad}} = 696,30 \frac{\text{kNm}}{\text{rad}} < \text{vorh. } c_{\vartheta, \text{dis}} \end{aligned}$$

Bild 10.17: Ermittlung der Mindeststeifigkeit der diskreten Drehfedern um Einzelstabversagen zu erzwingen

Es tritt somit Einzelstabversagen zwischen den Verdrehbehinderungen auf. Die diskreten Drehfedern dürfen nicht zu einer kontinuierlichen Drehbettung verschmiert werden. Der nächste Bemessungsschritt ist die Berechnung des idealen Biegedrillknickmoments M_{cr} an den zwischen den Verdrehbehinderungen herausgelösten Einzelstäben. Dabei treten sowohl Einzelstäbe mit gevouteten Bereichen als auch Stäbe, die nur aus dem Grundprofil IPE 330 bestehen, auf.

Bei der Lastfallkombination 2 tritt die maximale Querschnittsausnutzung infolge der äußeren Biegemomente $M_{y,Ed}$ im Bereich des ersten Teilabschnittes, der die

Voute enthält, auf. Die Ausnutzung in Feldmitte ist dagegen geringer, vgl. Bild 10.8. Es ist daher ausreichend, das ideale Biegedrillknickmoment für den gevouteten Einzelstab am Bauteilanzug zu ermitteln. Bei der Lastfallkombination 1 ist hingegen die Querschnittsausnutzung infolge der äußeren Biegemomente $M_{y,Ed}$ in Feldmitte und am Bauteilanzug gleich groß. Es ist daher erforderlich, den kritischen Lastfaktor α_{cr} sowohl für den gevouteten Einzelstab am Riegelanzug als auch für das Grundprofil in Feldmitte zu bestimmen.

Die Berechnung des idealen Biegedrillknickmoments M_{cr} und des kritischen Lastfaktors α_{cr} für die Einzelstäbe erfolgt in Bild 10.18 und Bild 10.19, der Nachweis wird in Bild 10.20 geführt.

Eingangsparameter:

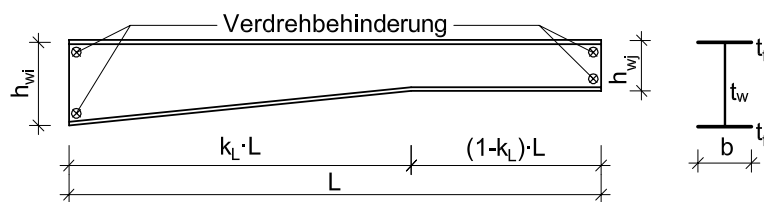
$$k_v = 1,82$$

$$k_L = 2,3 / 3,33 = 0,69$$

$$I_z = 788,0 \text{ cm}^4$$

$$I_{T,\min} = 28,28 \text{ cm}^4$$

$$L = 3,33 \text{ m}$$

**Äquivalente Größen nach Anhang B, Tafel B.2:**

$$\frac{h_{w,eq}}{h_{w,j}} = 1,32 \quad h_{w,eq} = 1,32 \cdot (33 - 1,15) = 42,04 \text{ cm}$$

$$\frac{I_{T,eq}}{I_{T,j}} = 1,072 \quad I_{T,eq} = 1,072 \cdot 28,28 = 30,32 \text{ cm}^4$$

$$I_{w,eq} = \left(\frac{h_{w,eq}}{2} \right)^2 \cdot I_z = \left(\frac{42,04}{2} \right)^2 \cdot 788 = 348203 \text{ cm}^6$$

 $M_{cr,2flan}$ bezogen auf das betragsmäßig größte Moment im Abschnitt:

Lastfallkombination 1:

$$\psi = 0,13$$

$$\mu \approx 0$$

$$C_1 = 1,640$$

$$C_2 = 0$$

$$M_{cr,2flan} = C_1 \cdot \frac{\pi^2 \cdot E I_z}{L^2} \sqrt{\frac{I_{w,eq}}{I_z} + \frac{L^2 \cdot G \cdot I_{T,eq}}{\pi^2 \cdot E I_z}}$$

$$= 1,640 \cdot \frac{\pi^2 \cdot 21000 \cdot 788}{333^2} \cdot \sqrt{\frac{348203}{788} + \frac{333^2 \cdot 8077 \cdot 30,32}{\pi^2 \cdot 21000 \cdot 788}}$$

$$= 59567 \text{ kNcm} = 595,67 \text{ kNm}$$

Lastfallkombination 2:

$$\psi = 0,29$$

$$\mu \approx 0$$

$$C_1 = 1,488$$

$$C_2 = 0$$

$$M_{cr,2flan} = C_1 \cdot \frac{\pi^2 \cdot E I_z}{L^2} \sqrt{\frac{I_{w,eq}}{I_z} + \frac{L^2 \cdot G \cdot I_{T,eq}}{\pi^2 \cdot E I_z}}$$

$$= 1,488 \cdot \frac{\pi^2 \cdot 21000 \cdot 788}{333^2} \cdot \sqrt{\frac{348203}{788} + \frac{333^2 \cdot 8077 \cdot 30,32}{\pi^2 \cdot 21000 \cdot 788}}$$

$$= 54046 \text{ kNcm} = 540,46 \text{ kNm}$$

Korrekturfaktor zur Ermittlung von $M_{cr,3flan}$ aus Anhang B, Tafel B.4:

$$k_v = 1,82$$

$$k_L = 0,69$$

Lastfallkombination 1

$$\xi = 1,32$$

$$M_{cr,3flan} = \xi \cdot M_{cr,2flan}$$

$$= 1,32 \cdot 595,67 = 786,3 \text{ kNm}$$

$$\alpha_{cr} = \frac{M_{cr}}{\max \cdot M_{y,Ed}} = \frac{786,3}{207,4} = 3,79$$

Lastfallkombination 2

$$\xi = 1,31$$

$$M_{cr,3flan} = \xi \cdot M_{cr,2flan}$$

$$= 1,31 \cdot 540,46 = 708,0 \text{ kNm}$$

$$\alpha_{cr} = \frac{M_{cr}}{\max \cdot M_{y,Ed}} = \frac{708,0}{295,9} = 2,39$$

Bild 10.18: Ermittlung von $M_{cr,3flan}$ für die gevouteten Abschnitte

Eingangsparameter:

$$\begin{array}{ll}
 I_z = 788,0 & \text{cm}^4 \\
 I_w = 199877 & \text{cm}^6 \\
 I_{T,\min} = 28,28 & \text{cm}^4 \\
 L = 3,33 & \text{m}
 \end{array}
 \qquad
 \begin{array}{l}
 \psi = 68,19 / 95,79 = 0,71 \\
 \mu = 0,11
 \end{array}$$

Ermittlung von M_{cr} bezogen auf das betragsmäßig größte Moment im Abschnitt:

$$C_1 = 1,065$$

$$C_2 = 0,045$$

$$\begin{aligned}
 M_{cr} &= C_1 \cdot \frac{\pi^2 E I_z}{L^2} \left(\sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{L^2 G I_T^*}{\pi^2 E I_z} + (C_2 z_g)^2} - C_2 z_g \right) \\
 &= 1,065 \cdot \frac{\pi^2 \cdot 21000 \cdot 788}{333^2} \cdot \left(\sqrt{\frac{199877}{788} + \frac{333^2 \cdot 8077 \cdot 28,28}{\pi^2 \cdot 21000 \cdot 788} + (0,045 \cdot 16,5)^2} \right. \\
 &\quad \left. - 0,045 \cdot 16,5 \right) \\
 &= 30569 \text{ kNcm} = 305,69 \text{ kNm}
 \end{aligned}$$

Kritischer Lastfaktor:

$$\alpha_{cr} = \frac{M_{cr}}{\max. M_{y,Ed}} = \frac{305,7}{95,79} = 3,19$$

$$\alpha_{cr, \text{Mittelfeld}} = 3,19 < \alpha_{cr, \text{Endfeld}} = 3,79$$

Bild 10.19: Ermittlung von M_{cr} für das Grundprofil in Feldmitte – Lastfallkombination

M_{cr} bezogen auf die maßgebende Stelle:

Lastfallkombination 1 - Mittelfeld

$$M_{cr}(x_{kr}) = \frac{M_{y,Ed}^{II}(x_{kr})}{\max. M_{y,Ed}^{II}} \cdot M_{cr}$$

$$= \frac{95,79}{95,79} \cdot 305,7 = 305,7 \text{ kNm}$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{M_{pl}(x_{kr})}{M_{cr}(x_{kr})}} = \sqrt{\frac{189,0}{305,7}} = 0,79$$

$$= \sqrt{\frac{\alpha_{ult}}{\alpha_{cr}}} = \sqrt{\frac{1,97}{3,19}} = 0,79$$

Lastfallkombination 2 - Endfeld

$$M_{cr}(x_{kr}) = \frac{M_{y,Ed}^{II}(x_{kr})}{\max. M_{y,Ed}^{II}} \cdot M_{cr}$$

$$= \frac{138,9}{295,9} \cdot 708,0 = 332,3 \text{ kNm}$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{M_{pl}(x_{kr})}{M_{cr}(x_{kr})}} = \sqrt{\frac{189,0}{332,3}} = 0,75$$

$$= \sqrt{\frac{\alpha_{ult}}{\alpha_{cr}}} = \sqrt{\frac{1,36}{2,39}} = 0,75$$

Wahl der Biegedrillknickkurve und Nachweis:

Bauteilsegment zwischen Verdrehbehinderungen, Voutenlänge < Abschnittslänge

⇒ „spezielle“ Kurven nach EC 3-1-1, Abschnitt 6.3.2.3: $\beta = 0,75$ $\bar{\lambda}_{LT,0} = 0,4$

Lastfallkombination 1

$$\Phi_{LT} = 0,5 \left[1 + 0,49(0,79 - 0,4) + 0,75 \cdot 0,79^2 \right] = 0,83$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{0,83 + \sqrt{0,83^2 - 0,75 \cdot 0,79^2}} = 0,77$$

$$\frac{M_{y,Ed}^{II}(x_{kr})}{\chi_{LT} \cdot M_{pl}(x_{kr})} = \frac{95,79}{0,77 \cdot 189,0} = 0,66$$

Lastfallkombination 2

$$\Phi_{LT} = 0,5 \left[1 + 0,49(0,75 - 0,4) + 0,75 \cdot 0,75^2 \right] = 0,80$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{0,80 + \sqrt{0,80^2 - 0,75 \cdot 0,75^2}} = 0,79$$

$$\frac{M_{y,Ed}^{II}(x_{kr})}{\chi_{LT} \cdot M_{pl}(x_{kr})} = \frac{138,9}{0,79 \cdot 189,0} = 0,92$$

Bild 10.20: Nachweis

Zum Vergleich sind in Tabelle 10.2 die idealen Biegedrillknickmomente bezogen auf das betragsmäßig größte Biegemoment im Gesamtbauteil aus einer numerischen Vergleichsrechnung mit dem Programm LTBeam [S2] aufgeführt. Dabei wurde die numerische Verzweigungslastanalyse zum einen am Gesamtbauteil mit diskreten Verdrehbehinderungen und am maßgebenden herausgelösten Einzelstab durchgeführt. Es zeigt sich, dass mit Hilfe der vorliegenden Bemessungshilfen eine gute Näherung der numerisch ermittelten Ergebnisse erzielt werden kann.

Tabelle 10.2 Ideales Biegedrillknickmoment M_{cr} aus Handrechnung und Ergebnisse gemäß LTBeam

	Handrechnung	LTBeam – Gesamtstab mit diskreten Federn $c_{\vartheta} = 757,4 \text{ kNm/rad}$	LTBeam – Einzelstab
LK 1	661,9 kNm	799,2 kNm	715,2 kNm
LK 2	708,0 kNm	751,9 kNm	716,7 kNm

Der Interaktionsnachweis unter Berücksichtigung der Drucknormalkraft im Riegel ist analog zu Abschnitt 10.2.2 zu führen.

10.2.4 Variante 3

Bei der dritten untersuchten Variante liegt ein Trapezprofil direkt auf dem Obergurt des Zweigelenrahmens auf. Dieses wird in jeder Sicke befestigt und ist als Schubfeld ausgebildet. Der Trapezblechquerschnitt und die maßgebenden Querschnittseigenschaften sind in Bild 10.21 dargestellt.

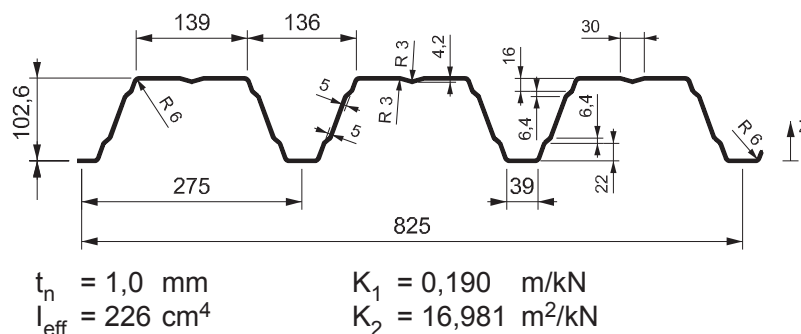


Bild 10.21: Hoesch Trapezprofil Typ T100.1, Positivlage

Es ist nun zunächst zu überprüfen, ob die vorhandene Steifigkeit des Schubfeldes ausreicht, um eine gebundene Drehachse auf Höhe des Riegelobergurts zu erzwingen. Die ideale Schubsteifigkeit G_s kann mit den Schubfeldwerten K_1 und K_2 , die der bauaufsichtlichen Zulassung entnommen wurden, ermittelt werden:

$$G_s = \frac{10^4}{K_1 + \frac{K_2}{L_s}} = \frac{10^4}{0,190 + \frac{16,981}{66}} = 4473 \frac{\text{kN}}{\text{m}} \quad (10.8)$$

Daraus kann für den betrachteten Fall die vorliegende Schubfeldsteifigkeit mit Gleichung (2.128) berechnet werden.

$$S = G_s \cdot L_s = 4473 \cdot 66 = 295210 \text{ kN} \quad (10.9)$$

10.2 Anwendungsbeispiel

Die berechnete Steifigkeit ist dann noch auf die zu stabilisierenden Bauteile zu verteilen.

$$S = \frac{S_{\text{ges}}}{\text{Anzahl der Rahmen}} = \frac{295210}{13} = 22708 \text{ kN} \quad (10.10)$$

Die erforderliche Schubfeldsteifigkeit, die zur Ausbildung einer gebundenen Drehachse führt, ergibt sich mit Gleichung (5.9) zu:

$$S \geq \left(EI_w \frac{\pi^2}{L^2} + GI_T + EI_z \frac{\pi^2}{L^2} 0,25h^2 \right) \frac{70}{h^2}$$

$$= \left(21000 \cdot 199877 \frac{\pi^2}{1908^2} + 8077 \cdot 28,28 \right) \frac{70}{31,85^2}$$

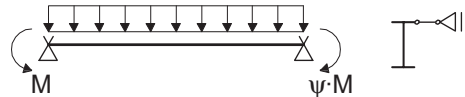
$$+ \left(21000 \cdot 788 \frac{\pi^2}{1908^2} 0,25 \cdot 31,85^2 \right) \frac{70}{31,85^2}$$

$$= 17332 \text{ kN} \quad (10.11)$$

Dabei dürfen die Querschnittswerte des Grundprofils eingesetzt werden, sofern dies auch bei der Berechnung von M_{cr} geschieht. In Bild 10.22 wird das ideale Biegedrillknickmoment $M_{\text{cr,LR}}$ unter Annahme einer gebundenen Drehachse am Obergurt berechnet.

Eingangsparameter (Querschnittswerte bezogen auf den Grundquerschnitt):

$I_z = 788,0 \text{ cm}^4$	Trägheitsmoment $\perp z-z$
$I_T = 28,28 \text{ cm}^4$	Torsionsträgheitsmoment
$I_w = 199877 \text{ cm}^6$	Wölbwiderstandsmoment
$L = 19,08 \text{ m}$	Bauteillänge



Ideales Biegedrillknickmoment $M_{\text{cr,LR}}$:

Lastfallkombination 1:

$$\psi = 0,965 \quad \mu = -1,46$$

$$k_{\text{min}} = 11,0 \quad \text{gemäß Bild 7.12}$$

$$M_{\text{cr}} = \frac{k}{L} \sqrt{EI_z \cdot GI_T} = \frac{11,0}{1908} \sqrt{21000 \cdot 788 \cdot 8077 \cdot 28,28} = 11209 \text{ kNcm} = 112,09 \text{ kNm}$$

Lastfallkombination 2:

$$\psi = 0,124 \quad \mu = -0,83$$

$$k_{\text{min}} = 14,0 \quad \text{gemäß Bild 7.12}$$

$$M_{\text{cr}} = \frac{k}{L} \sqrt{EI_z \cdot GI_T} = \frac{14,0}{1908} \sqrt{21000 \cdot 788 \cdot 8077 \cdot 28,28} = 14266 \text{ kNcm} = 142,66 \text{ kNm}$$

Bild 10.22: Berechnung des idealen Biegedrillknickmoments $M_{\text{cr,LR}}$ bei gebundener Drehachse am Obergurt

Es zeigt sich, dass die Werte für $M_{cr,LR}$ kleiner sind als die vorhandenen Biegemomente. Es ergibt sich ein kritischer Verzweigungslastfaktor α_{cr} kleiner als eins, d.h. das System ist instabil. Der Nachweis der Biegemomenten Tragfähigkeit unter alleiniger Wirkung des Schubfeldes kann somit nicht erbracht werden.

Das Trapezblech bewirkt jedoch zusätzlich zu seiner Schubfeldsteifigkeit noch eine kontinuierliche Drehbettung des Rahmenriegels. Es wird nun überprüft, ob die Steifigkeit dieser Drehbettung ausreicht, um ein Versagen durch Biegedrillknicken auszuschließen. Dazu wird zunächst die vorhandene Steifigkeit der Drehbettung ermittelt. Diese setzt sich aus dem Anteil aus der Biegesteifigkeit des Trapezbleches unter Annahme einer steifen Verbindung mit dem Träger, dem Anteil aus der Anschlussverdrehung zwischen Träger und Trapezblech und der Querschnittsverformung des gestützten Trägers zusammen. Die Drehbettung aus der Biegesteifigkeit des Trapezblechs ergibt sich zu:

$$c_{9,R} = k \cdot \frac{EI}{a} = 4 \cdot \frac{21000 \cdot 226/100}{600} = 316,40 \frac{\text{kNm}}{\text{rad} \cdot \text{m}}$$

$k=4$ für Durchlaufträger mit 3 oder mehr Feldern (10.12)
 EI Biegesteifigkeit des abstützenden Bauteils
 a Stützweite des abstützenden Bauteils

Der Drehbettungsanteil aus der Profilverformung des Riegels wurde bei der Untersuchung der Variante 1 in Abschnitt 10.2.2 ermittelt und beträgt:

$$c_{9,D} = 5770 \frac{1}{\frac{h_w}{t_w^3} + c_1 \frac{b}{t_f^3}} = 71,30 \frac{\text{kNm}}{\text{rad} \cdot \text{m}} \quad (10.13)$$

Der Einfluss aus der Anschlusssteifigkeit wird in Bild 10.23 mit Hilfe von Eurocode 3-1-3, [R9], ermittelt.

Eingangsparameter:

$b_a = 160$ mm Breite des Pfettengurts
 $b_R = 275$ mm Rippenabstand des Profilbleches
 $b_T = 39$ mm Breite des Profilblechgurtes, der mit der Pfette verbunden wird
 $t_{nom} = 1,0$ mm Dicke des Trapezblechs
 Kraft A zwischen Trapezblech und Riegel infolge Auflast
 $A = (g_k + q_k) \cdot L = (0,25 + 0,52) \cdot 6,0 = 4,62$ kN/m

Anschlusssteifigkeit nach EC 3-1-3 [R9], 10.1.5.2:

$b_{T,max} = 40$ mm aus [R9], Tabelle 10.3
 $C_{100} = 5,2$ kNm/(rad·m) aus [R9], Tabelle 10.3
 $k_{ba} = 1,25 \cdot (b_a / 100) = 1,25 \cdot (160 / 100) = 2,0$
 $k_t = (t_{nom} / 0,75)^{1,1} = (1,0 / 0,75)^{1,1} = 1,372$
 $k_{bR} = \frac{185}{b_R} = \frac{185}{275} = 0,673$
 $k_a = 1,0 + (A - 1,0) \cdot 0,095 = 1,0 + (4,62 - 1,0) \cdot 0,095 = 1,344$
 $k_a = \sqrt{\frac{b_{T,max}}{b_T}} = \sqrt{\frac{40}{39}} = 1,01 > 1,0 \quad k_a = 1,0$

Drehfedersteifigkeit:

$$C_{\vartheta,c} = C_{100} \cdot k_{ba} \cdot k_t \cdot k_{bR} \cdot k_a \cdot k_{bt} = 5,2 \cdot 2,0 \cdot 1,372 \cdot 0,673 \cdot 1,344 \cdot 1,0 = 12,91 \frac{\text{kNm}}{\text{rad} \cdot \text{m}}$$

Bild 10.23: Ermittlung der Anschlusssteifigkeit

Die vorhandene Gesamtsteifigkeit der Drehbettung ergibt sich somit gemäß Gleichung (2.117) zu:

$$C_{\vartheta} = \frac{1}{\frac{1}{C_{\vartheta,R}} + \frac{1}{C_{\vartheta,C}} + \frac{1}{C_{\vartheta,D}}} = \frac{1}{\frac{1}{316,4} + \frac{1}{12,91} + \frac{1}{71,30}} = 10,57 \frac{\text{kNm}}{\text{rad} \cdot \text{m}} \quad (10.14)$$

In Bild 10.24 ist der Verlauf des Ausnutzungsgrades bezogen auf die elastische Querschnittstragfähigkeit für die untersuchten Lastfallkombinationen dargestellt. Der Nachweis der Biegemomententragfähigkeit kann nach dem Verfahren elastisch-elastisch geführt werden, sofern kein Biegedrillknicken auftritt. Der Nachweis, dass diese Forderung durch die vorhandene Drehbettung erfüllt wird, wird in Bild 10.25 geführt. Die elastische Querschnittstragfähigkeit kann voll ausgenutzt werden, der Nachweis der Biegetragfähigkeit ist somit erfüllt.

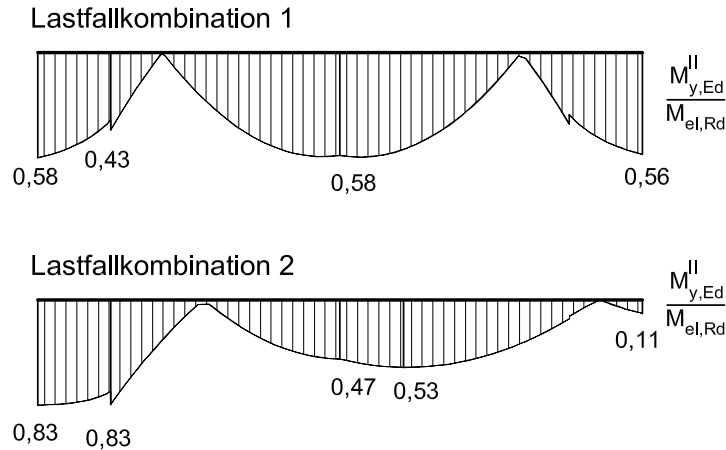


Bild 10.24: Verlauf des Ausnutzungsgrades bezogen auf die elastische Querschnittstragfähigkeit

<p>Lastfallkombination 1:</p> $\alpha_{ult,k} = \frac{1}{\frac{\max. M_{y,Ed}}{M_{pl}}} = \frac{1}{0,53} = 1,887$	<p>Lastfallkombination 2:</p> $\alpha_{ult,k} = \frac{1}{\frac{\max. M_{y,Ed}}{M_{pl}}} = \frac{1}{0,73} = 1,370$
<p>Beiwert K_9 aus Anhang C, Tafel C.1: Für Bauteile mit gebundener Drehachse, $k_c=1,0$, Biegedrillknickkurve c</p>	
<p>Erforderliche Steifigkeit:</p>	
<p>Lastfallkombination 1:</p> <p>$\psi = 0,965$</p> <p>$\mu = -1,44$</p> <p>$K_9 = 0,25$</p> <p>$K_v = 0,35$ (Verfahren el.-el.)</p>	$C_{9,k} \geq \frac{(\alpha_{ult,k} \cdot \max. M)^2}{EI_z} \cdot K_9 \cdot K_v$ $= \frac{(1,887 \cdot 207,4 \cdot 100)^2}{21000 \cdot 788} \cdot 0,25 \cdot 0,35$ $= 8,10 \frac{\text{kNcm}}{\text{rad} \cdot \text{cm}} \leq \text{vorh. } C_{9,k} = 10,57 \frac{\text{kNcm}}{\text{rad} \cdot \text{cm}}$
<p>Lastfallkombination 2:</p> <p>$\psi = 0,129$</p> <p>$\mu = -0,83$</p> <p>$K_9 = 0,30$</p> <p>$K_v = 0,35$ (Verfahren el.-el.)</p>	$C_{9,k} \geq \frac{(\alpha_{ult,k} \cdot \max. M)^2}{EI_z} \cdot K_9 \cdot K_v$ $= \frac{(1,370 \cdot 295,9 \cdot 100)^2}{21000 \cdot 788} \cdot 0,30 \cdot 0,35$ $= 10,43 \frac{\text{kNcm}}{\text{rad} \cdot \text{cm}} \leq \text{vorh. } C_{9,k} = 10,57 \frac{\text{kNcm}}{\text{rad} \cdot \text{cm}}$

Bild 10.25: Ermittlung der erforderlichen Steifigkeit der Drehbettung um Biegedrillknicken auszuschließen

11 Zusammenfassung und Ausblick

11.1 Zusammenfassung

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird das Stabilitätsverhalten von biegebeanspruchten I-Profilen mit und ohne Voute grundlegend untersucht. Das Primärziel der Untersuchungen bestand in der Bereitstellung eines konsistenten Nachweisverfahrens für die Bemessung von gevouteten Bauteilen, das in Form eines Handrechenverfahrens durchführbar ist.

Dieses Verfahren sollte zum einen mit den Nachweismethoden der neuen europäischen Normengeneration konform gehen, um die einfache Umsetzung und Anwendbarkeit in der Praxis zu gewährleisten. Zum anderen sollte es auf dem in der Ingenieurpraxis etablierten Nachweisformat basieren, das einen vereinfachten Biegedrillknicknachweis an aus dem Gesamtsystem herausgelösten Einzelbauteilen ermöglicht. Dabei wird zunächst die ideale Verzweigungsbeanspruchung für den aus dem Gesamttragwerk herausgelösten Einzelstab ermittelt und im zweiten Schritt die Tragfähigkeit mit Hilfe einer durch Versuche und numerische Simulationen abgesicherten Tragfähigkeitskurve bestimmt. Durch diese Zielsetzung ergab sich der gewählte Lösungsweg, wobei insbesondere bei der Untersuchung der Bauteiltragfähigkeiten zunächst ausführlich auf Bauteile mit konstanter Höhe eingegangen wird. Im Einzelnen führten die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit zu folgenden Ergebnissen:

Für I-Profile mit veränderlichem Querschnitt wurden Bemessungshilfen zur Bestimmung des idealen Biegedrillknickmomentes M_{cr} bereitgestellt. Diese berücksichtigen die über die Bauteillänge veränderlichen Querschnittswerte sowie gegebenenfalls die Wirkung eines zusätzlichen dritten Flansches für die Konstruktionsvariante, bei der ein kupiertes I-Profil unter das durchlaufende Grundprofil geschweißt wird. Für Bauteile in geschweißter, d.h. zweiflanschiger Ausführung, die aus einem gevouteten Bereich und einem Abschnitt mit konstanter Höhe bestehen, und für Bauteile mit beidseitigen Vouten und dazwischenliegendem Teil mit konstanter Höhe erfolgte die Herleitung durch analytische Überlegungen. Dabei wird das Bauteil mit veränderlicher Höhe auf einen äquivalenten Träger mit gleichbleibendem Querschnitt, welcher dieselbe Verformungsenergie besitzt, zurückgeführt. Die Herleitung der Bemessungshilfen, aus denen der Einfluss des mittleren Flansches ermittelt werden kann, erfolgte durch Finite-Element-Berechnungen. Es konnte gezeigt werden, dass die Vernachlässigung des Untergurtes des Grundprofils im Bereich der Voute, die in der Praxis aus Mangel an entsprechenden Bemessungshilfen für derartige Profile üblich ist, zu einer konservativen Ermittlung der idealen Verzweigungslasten führt. Alle

Ergebnisse wurden in Diagrammform aufbereitet, so dass eine schnelle und einfache Anwendung in der Praxis gewährleistet ist. Alternativ wurden einfache Näherungsgleichungen abgeleitet, die eine Programmierung der Nachweise für häufig wiederkehrende Fälle erlauben.

Für Bauteile mit konstantem Querschnitt wurden numerische Traglastuntersuchungen durchgeführt. Bei dem Vergleich der Ergebnisse mit den normativ verankerten Biegedrillknickkurven konnte festgestellt werden, dass die rechnerischen Traglasten teilweise über den numerisch ermittelten Werten liegen. Insbesondere für diese Fälle wurden Zusatzuntersuchungen angestellt, bei denen günstig wirkende Effekte wie die Annahme realistischer Randbedingungen, die Aktivierung der Materialverfestigung und die Wirkung von angrenzenden Bauteilen berücksichtigt wurden. Im Ergebnis konnte festgestellt werden, dass die speziellen Biegedrillknickkurven für gewalzte und gleichartige geschweißte Profile gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] die Bauteiltragfähigkeit sicher abbilden können.

Es konnte gezeigt werden, dass die speziellen Biegedrillknickkurven gemäß Eurocode 3-1-1 [R8] auch für I-Profile mit Vouten angewendet werden können. Die Zuordnung zu den Kurven kann dabei anhand des h/b -Verhältnisses des Grundprofils erfolgen. Eine Ausnahme stellt dabei lediglich der Fall der geschweißten Voute dar, die sich über die gesamte Bauteillänge erstreckt. Für derartige Bauteile geben die allgemeinen Biegedrillknickkurven, die den europäischen Knickspannungslinien entsprechen, die numerisch ermittelten Traglasten sehr gut wieder. Die Zuordnung zu den Kurven kann wiederum anhand des h/b -Verhältnisses des Grundprofils erfolgen. Des Weiteren konnte gezeigt werden, dass der Einfluss des Biegemomentenverlaufs auf die Traglast auch bei I-Profilen mit Voute durch einen zusätzlichen Modifikationsfaktor f erfasst werden kann, sofern dieser anhand des Verlaufs der Querschnittsausnutzung über die Bauteillänge bestimmt wird.

Die stabilisierende Wirkung von sekundären Traggliedern kann dazu führen, dass entweder ein Biegedrillknickversagen ausgeschlossen oder zumindest die Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$ signifikant reduziert werden kann. Für Bauteile mit und ohne Vouten konnten Bemessungshilfen zur Ermittlung der erforderlichen Steifigkeit einer kontinuierlichen Drehbettung hergeleitet werden, die ausreicht damit der Biegedrillknicknachweis entfallen kann. Dabei wurde berücksichtigt, dass sich für ein Bauteil mit und ohne Drehbettung unterschiedliche Verformungsverläufe der ersten Eigenform ergeben. Die Herleitung der Bemessungshilfen erfolgte auf der Grundlage der speziellen Biegedrillknickkurven nach Eurocode 3-1-1 [R8]. Abschließend konnten die auf Verzweigungslastniveau hergeleiteten Bemessungshilfen anhand von Traglastberechnungen bestätigt werden.

Für Bauteile, die durch eine kontinuierliche seitliche Halterung stabilisiert werden, konnte gezeigt werden, dass ein Biegedrillknicknachweis nur dann entfallen kann, wenn das Feldmoment größer ist als das maximale Stützmoment. Insbesondere wenn gevoutete Bauteile zum Einsatz kommen, ist diese Voraussetzung in der Regel nicht erfüllt. Das bedeutet, dass das Biegedrillknicken durch alleinige Anordnung einer kontinuierlichen seitlichen Stützung nicht verhindert werden kann. Für Bauteile, bei denen die vorhandene Steifigkeit der sekundären Bauteile nicht ausreicht, um ein Biegedrillknickversagen auszuschließen, wurden Bemessungshilfen hergeleitet, die es ermöglichen, die positive Wirkung der Abstützung bei der Ermittlung von M_{cr} zu nutzen.

Der vereinfachte Biegedrillknicknachweis basiert auf dem Ansatz, das Gesamtsystem in einzelne Stäbe oder Stababschnitte aufzulösen. Sowohl die vorhandenen als auch die im Rahmen von Kapitel 5 neu hergeleiteten Bemessungshilfen zur Bestimmung des idealen Biegedrillknickmomentes M_{cr} setzen voraus, dass an den Stabenden rechnerisch ein „Gabellager“ vorliegt. Es wurden Bemessungshilfen zur Bestimmung der erforderlichen Steifigkeit von diskreten Verdrehbehinderungen hergeleitet, die dazu führen, dass diese Voraussetzung erfüllt wird. Des Weiteren erfolgte eine systematische Bewertung von Rahmeneckkonstruktionen, die im Ergebnis dazu führte, dass die Klassifizierung der Rahmenecken in Abhängigkeit von den vorhandenen seitlichen Stabilisierungselementen erfolgen kann. Bei der Untersuchung der einzelnen Rahmenecktypen zeigte sich insbesondere, dass die Forderung, dass die Rahmenecke für Stütze und Riegel eine ausreichende Verdrehbehinderung darstellt, nicht zwangsläufig zu einer Fülle von Steifen und damit zu erhöhtem Schweißaufwand führt.

Mit dieser Arbeit liegt somit ein in sich konsistentes und durchgängig abgesichertes Handrechenkonzept zur rechnerischen Bestimmung der Tragfähigkeit von I-Profilen mit und ohne Voute unter Biegebeanspruchung vor. Es fügt sich in die Bemessungsregeln des Eurocode 3 ein und basiert auf dem bewährten vereinfachten Biegedrillknicknachweis an aus dem Gesamtsystem herausgelösten Einzelbauteilen. Durch die Bereitstellung der erforderlichen Bemessungshilfen wird die einfache Umsetzung und Anwendbarkeit in der Praxis gewährleistet.

11.2 Ausblick

Bei den im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Untersuchungen wurden an einigen Stellen Annahmen getroffen und Anwendungsgrenzen formuliert. Diese wurden unter anderem aus dem Grund erforderlich, dass eine Darstellung der Ergebnisse in Form von einfach handhabbaren Bemessungshilfen für den vereinfachten Biegedrillknicknachweis angestrebt wurde. Im Folgenden

wird auf einige Punkte, an denen noch weiterer Untersuchungsbedarf besteht, näher eingegangen.

In Kapitel 7 wurde der Einfluss von sekundären Bauteilen auf die Verzweigungslast und die Tragfähigkeit von biegedrillknickgefährdeten Bauteilen untersucht. Diese können als diskrete oder kontinuierliche seitliche Stützungen oder Verdrehbehinderungen aufgefasst werden. Im Ergebnis wurden für folgende Fälle Bemessungshilfen vorgestellt:

- Kontinuierliche Drehbettung
 - Erforderliche Steifigkeit der Bettung, so dass Biegedrillknicken ausgeschlossen werden kann.
 - Berücksichtigung der Drehbettung bei der Ermittlung von M_{cr} , falls die Steifigkeit nicht ausreicht, um Biegedrillknicken auszuschließen.
- Kontinuierliche seitliche Stützung
 - Erforderliche Schubfeldsteifigkeit, so dass Biegedrillknicken ausgeschlossen werden kann.
 - Erforderliche Schubfeldsteifigkeit zum Erreichen einer gebundenen Drehachse, und Berücksichtigung derselben bei der Berechnung von M_{cr} .

Bezüglich der Fragestellung, wie eine kontinuierliche seitliche Halterung berücksichtigt werden kann, wenn sie weder ausreicht, um das Biegedrillknicken zu verhindern, noch um eine gebundene Drehachse zu erzwingen, sind weitere Untersuchungen erforderlich. Dies gilt sowohl für die alleinige Wirkung einer seitlichen Stützung als auch für Bauteile mit einer gleichzeitig vorliegenden Drehbettung. Bei letztgenanntem Fall, der in der Praxis zum Beispiel auftritt, wenn eine Trapezblecheindeckung als Schubfeld ausgeführt wird, tritt eine Wechselwirkung zwischen Drehbettung und Schubfeldsteifigkeit auf.

Diskrete Verdrehbehinderungen können bei entsprechender Steifigkeit dazu führen, dass ein Einzelstabversagen zwischen den Stützstellen auftritt. Untersuchungen zur erforderlichen Steifigkeit erfolgten im Rahmen dieser Arbeit in Abschnitt 8.1. Sind die vorhandenen Steifigkeiten geringer als die dort definierte Mindeststeifigkeit, dürfen die Einzelfedern in eine kontinuierliche Bettung „verschmiert“ werden und die Berücksichtigung erfolgt wie oben beschrieben.

Für Bauteile mit diskreten seitlichen Halterungen wurde festgestellt, dass die Grenzfälle „Biegedrillknicken wird voll verhindert“ oder „seitliche Verformungen auf Höhe des gehaltenen Gurtes werden vollständig verhindert“ in der Praxis häufig nicht erreicht werden können. Die Berücksichtigung der vorhandenen seitlichen Stützung kann dennoch zu einer signifikanten Steigerung des idealen

Biegedrillknickmoments führen. Die rechnerische Erfassung derselben ist derzeit nur mit entsprechenden Programmen möglich, daher besteht weiterer Untersuchungsbedarf. Gleiches gilt auch hier für die gleichzeitige Wirkung von diskreten Verdrehbehinderungen und seitlichen Halterungen.

Des Weiteren wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit für die Ermittlung der vorhandenen Drehfedersteifigkeiten, die aus sekundären resultieren, auf bekannte Formeln aus der Literatur zurückgegriffen. Diese erfassen das Auftreten von Profilverformungen nur näherungsweise, da sie weder lokale Beulerscheinungen noch das Plastizieren des Steges infolge der großen Plattenbiegemomente berücksichtigen. Um verbesserte Näherungslösungen für das reale Tragverhalten der Drehfedern in Form von einfach zu handhabenden Formeln bereitzustellen, sind systematische Untersuchungen unter Berücksichtigung dieser Einflüsse erforderlich.

Die oben beschriebenen Fragestellungen, bei denen noch weiterer Untersuchungsbedarf besteht, beziehen sich auf die Bereitstellung von Hilfen für den praktischen Biegedrillknicknachweis. Im Hinblick auf weitere Forschungsarbeiten an gevouteten Bauteilen ist ein weiterer Aspekt anzumerken, der zu zusätzlichen Erkenntnissen führen kann. Dies ist die Messung von Eigenspannungen, deren Größe und Verlauf insbesondere für die dreiflanschige Voutenausführung, d.h. für Walzprofile, die durch ein untergeschweißtes kupiertes I-Profil verstärkt werden, derzeit nicht bekannt sind. Für die Fertigung derartiger Querschnitte sind mehrere Arbeitsschritte notwendig – das Walzen der I-Profile, der Trennschnitt und das anschließende Verschweißen. Alle Schritte – mit ihren jeweiligen Prozessparametern – beeinflussen die Eigenspannungsverteilung.

Im Rahmen der Untersuchungen, die der vorliegenden Arbeit zu Grunde liegen wurde auf eine Messung der herstellungsbedingten Eigenspannungen der Versuchsträger verzichtet, siehe Abschnitt 3.5.2.3. Die aufwändige experimentelle Bestimmung der Eigenspannungen hätte zwar eine verbesserte Abbildung der hier getesteten Versuchsträger im numerischen Modell ermöglicht, eine Übertragung auf allgemeine Anwendungsfälle, in denen gevoutete Bauteile zum Einsatz kommen, war jedoch nicht zu erwarten. Für eine gesicherte Datenbasis bezüglich des Eigenspannungszustandes von Walzprofilen mit untergeschweißter Voute ist eine umfangreiche Untersuchung unter Variation der Fertigungsparameter erforderlich. Diese Informationen können dann in das numerische Modell implementiert werden, um weitere Traglastuntersuchungen durchzuführen.

12 Literatur

12.1 Normen, Regelwerke und Vorschriften

- [R1] **ANSI/AISC 360-05:** Specification for Structural Steel in Buildings; American Institute of Steel Construction; 9-2005
- [R2] **BS 5950-1:** Structural Use of Steelwork in Buildings. Code of Practice for Design. Rolled and Welded Sections. British Standards Institution, 2000.
- [R3] **DIN 18800: Stahlbauten, Teil 1:** Bemessung und Konstruktion, Deutsches Institut für Normung e.V., 11/1990
- [R4] **DIN 18800: Stahlbauten, Teil 2:** Stabilitätsfälle, Knicken von Stäben und Stabwerken, 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., 11/2008
- [R6] **DIN 50125:** Prüfung metallischer Werkstoffe – Zugproben, Deutsches Institut für Normung e.V., 01/2004.
- [R7] **DIN EN 10002:** Metallische Werkstoffe: Zugversuch. Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur, Deutsches Institut für Normung e.V., 2001
- [R8] **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
- [R9] **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
- [R10] **DIN EN 1993: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 1-5:** Allgemeine Bemessungsregeln, Plattenförmige Bauteile, Deutsches Institut für Normung e.V., 02/2007
- [R11] **DIN EN 1993: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 1-8:** Bemessung von Anschlüssen, Deutsches Institut für Normung e.V., 07/2005

-
- [R12] **DIN EN 1993-1-1/NA:** Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau, Entwurf Oktober 2007.
- [R13] **DIN ENV 1993:** Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln, Bemessungsregeln für den Hochbau, Deutsches Institut für Normung e.V., Vornorm 04/1993
- [R14] **EN ISO 377:** Stahl und Stahlerzeugnisse - Lage und Vorbereitung von Probenabschnitten und Proben für mechanische Prüfungen, Deutsches Institut für Normung e.V., 10/1997.

12.2 Fachliteratur

- [1] **Andrade A., Camotim D., Providência P.:** Critical Moment formulae for doubly symmetric web-tapered I-section steel beams acted by end moments. In: Proceedings of the fourth European conference on steel and composite structures, Eurosteel 2005, Maastricht, 2005
- [2] **Aswandy:** Buckling behaviour of steel members with intermediate lateral restraints. Dissertation, Institut für Stahlbau und Flächentragwerke, Technische Universität Graz, 2007
- [3] **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
- [4] **Beier-Tertel J.:** Geometrische Ersatzimperfektionen für Tragfähigkeitsnachweise zum Biegedrillknicken von Trägern aus Walzprofilen. Dissertation, Shaker Verlag, 2009
- [5] **Boissonade N., Degée H.:** Analysis of tapered steel frames using beam elements and comparison with shell modeling. In: Proceedings of the fourth European conference on steel and composite structures, Eurosteel 2005, Maastricht, 2005

- [6] **Boissonade N.:** Mise au point d'un élément fini de rype poutre à section variable et autres applications á la Construction Métallique. PhD Thesis, Lermes-Cust, Blaise Pascal University, Clermon-Ferrand, 2002.
- [7] **Boissonade N., Greiner R., Jaspert J.P., Lindner J.:** Rules for member stability in EN 1993-1-1 – Background documentation and design guidelines. ECCS/EKS publ. no. 119, Brüssel, 2006
- [8] **Braham M., Hanikenne D.:** Lateral Buckling of Web Tapered Beams: an Original Design Method Confronted with a Computer Simulation. In: Journal of Constructional Steel Research 27 (1993), S.23-36
- [9] **Bürgermeister G., Steup H., Kretschmar H.:** Stabilitätstheorie, Teil 1, 3. Neubearb. Auflage, Akademie-Verlag, Berlin, 1966
- [10] **Byfield M.P., Nethercot D.A.:** An analysis of the true bending strength of steel beams. Proceedings of the Institution of Civil Engineers, Band 128, Mai 1998, S. 188-197
- [11] **CTICM:** LTBeam – Report on Validation Tests, CTICM, July 2002.
- [12] **Dubina D., Cristutiu I.M.:** Buckling strength of pitch-roof portal frames of class 3 and 4 tapered sections. In: Proceedings of the fourth European conference on steel and composite structures, Eurosteel 2005, Maastricht, 2005
- [13] **Dürr M.:** Die Stabilisierung biegedrillknickgefährdeter Träger durch Sandwichelemente und Trapezbleche. Dissertation, Berichte der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe, 2008.
- [14] **ECCS – CECM – EKS:** Ultimate Limit State Calculation of Sway Frames with Rigid Joints. Publication. No. 33, Brüssel, 1984.
- [15] **Fischer M.:** Zum Kipp-Problem von kontinuierlich seitlich gestützten I-Trägern. In: Stahlbau 56 (1987), Heft 4, S. 120-124
- [16] **Friemann H., Lichtenthäler K., Schäfer P.:** Biegedrillknicklasten und Traglasten von ebenen Stabtragwerken mit I-förmigen Querschnitten. In: Stahlbau 57 (1988), Heft 8, S. 229-236
- [17] **Galéa Y.:** Déversement des barres à section bissymétrique et hauteur d'âme linéairement variable. In : Construction Métallique 2 (1986), S. 49-54

-
- [18] **Galéa Y.:** Déversement élastique d'une poutre à section bi-symétrique soumise à des moments d'extrémité et une charge répartie ou concentrée. In : Revue Construction Métallique n°2-2002. CTICM.
- [19] **Geldmacher G., Lange J.:** Ein Konzept für den Traglastnachweis gurtgelagerter doppelsymmetrischer I-Träger unter Berücksichtigung der Profilverformung. Stahlbau 79 (2010), Heft 12, S. 908-922
- [20] **Greiner R., Kaim P.:** Comparison of LT-buckling curves with test results. ECCS TC8, Report n°2001-004, 23. April 2001
- [21] **Greiner R., Kaim P.:** Comparison of LT-buckling curves with test results. Supplementary Report. ECCS TC8, Report n°2003-10, May 2003
- [22] **Greiner R., Kaim P.:** Erweiterung der Traglastuntersuchungen an Stäben unter Druck und Biegung auf einfach-symmetrische Querschnitte; Stahlbau 72; S.173-180; 2003
- [23] **Greiner R., Lindner J.:** Die neuen Regelungen in der europäischen Norm EN 1993-1-1 für Stäbe unter Druck und Biegung. Stahlbau 72 (2003), Heft 3, S.157-172
- [24] **Greiner R., Salzgeber G., Ofner R.:** New lateral-torsional buckling curves κ_{LT} – numerical simulations and design formulae. ECCS TC8, Report n°2000-014, 30 June 2000 (rev.)
- [25] **Hanf M.:** Ersatzstab oder Gesamtsystem – Möglichkeiten und Grenzen der Nachweisverfahren. Tagungsband, Biegedrillknicken – Workshop/Seminar, Darmstadt 1998
- [26] **Heil W.:** Stabilisierung von biegedrillknickgefährdeten Trägern durch Trapezblechscheiben. In: Stahlbau 63 (1994), Heft 6, S. 169-178
- [27] **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
- [28] **Hülsdünker A.:** Kippsicherheitsnachweis bei I-Trägern unter Einbeziehung von Seitenbiegung und Torsion. 2. Auflage, Werner-Verlag, Düsseldorf, 1971, ISBN 3-8041-1924-7

- [29] **Ibañez J.R., Serna M.A.:** Elastic critical moment of web-tapered I-members – Equivalent member approach and closed form expression. In: Proceedings of the fifth European conference on steel and composite structures, Eurosteel 2008, Graz, 2008
- [30] **Kaim P.:** Spatial buckling behaviour of steel members under bending and compression; Dissertation; Institut für Stahlbau und Flächentragwerke, Technische Universität Graz; 2004
- [31] **Kalameya J.:** Zur Tragfähigkeit von druck- und biegebeanspruchten C-Profilen aus Stahl. Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2008.
- [32] **Kindmann R., Muszkiewicz R.:** Biegedrillknickmomente und Eigenformen von Biegeträgern unter Berücksichtigung der Drehbettung. Stahlbau 73 (2004), Heft 2, S. 98-106
- [33] **Kindmann R.:** Traglastermittlung ebener Stabwerke mit räumlicher Beanspruchung. Technisch-wissenschaftliche Mitteilungen, Mitteilung Nr. 81-3, Institut für konstruktiven Ingenieurbau Ruhr-Universität Bochum, 1981
- [34] **Kindmann R.:** Tragsicherheitsnachweise für biegedrillknickgefährdete Stäbe und Durchlaufträger. In: Stahlbau 62 (1993), Heft 1, S. 17-26
- [35] **Kindmann R., Frickel J.:** Grenztragfähigkeit von I-Querschnitten für beliebige Schnittgrößen. In: Stahlbau 68 (1999), Heft 4, S. 290-301
- [36] **King C.:** Design moment of resistance at $\lambda_{LT}=0.4$. ECCS TC8, Report n°2001-018
- [37] **King C.:** Member stability at plastic hinges – The background to Annex BB.3. In: Proceedings of the fourth European conference on steel and composite structures, Eurosteel 2005, Maastricht, 2005. S. 3-25 - 3-32
- [38] **Klostermann O.:** Entwicklung eines Versuchsprogramms zur realitätsnahen Bestimmung der Tragfähigkeit beul- und biegedrillknickgefährdeter Stahlquerschnitte; Universität Dortmund, Lehrstuhl für Stahlbau; Diplomarbeit; 2004
- [39] Kompatible Ergänzungsdokumente zu Eurocode 3 (NCCI: Non-contradictory, complementary information): Elastisches kritisches Biegedrillknickmoment. Access Steel. 2005

-
- [40] **Krahwinkel M.:** Zur Beanspruchung stabilisierender Konstruktionen im Stahlbau Technisch- wissenschaftliche Mitteilungen, Fortschritt-Berichte VDI Nr. 166, Ruhr-Universität Bochum, Institut für konstruktiven Ingenieurbau, 2001
- [41] **Krenk S., Damkilde, L.:** Warping of Joints in I-Beam Assemblages. In: Journal of Engineering Mechanics, Vol. 117 (1991), S. 2457-2474
- [42] **Kroll K.-H.:** Rechenbehelfe für ideale Biegedrillknickmomente doppelt-symmetrischer I-Querschnitte. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1998, ISBN 3-514-00625-3
- [43] **Lichtenthäler K.:** Die Traglastberechnung ebener, räumlich beanspruchter Rahmentragwerke mit Hilfe eines Fachwerkträgermodells. Dissertation, Darmstadt, 1987
- [44] **Lichtenthäler K.:** Räumliche Stabilität von Rahmen – Beispiele zu Nachweisen am Gesamtsystem. Tagungsband, Biegedrillknicken – Workshop/Seminar, Darmstadt 1998
- [45] **Lindner J., Bos A.M., Djalaly H., Fischer M., Nethercot D.A.:** Manual on Stability of Steel Structures. European Convention for Constructional Steelwork ECCS, Rotterdam, 1976
- [46] **Lindner J., Gietzelt R.:** Biegedrillknicken – Erläuterungen, Versuche, Beispiele. Berichte aus Forschung und Entwicklung, Deutscher Ausschluß für Stahlbau, 10/1980
- [47] **Lindner J., Gregull T.:** Drehbettungswerte für Dachdeckungen mit untergelegter Wärmedämmung. Stahlbau 58 (1989), Heft 6, S. 173-179
- [48] **Lindner J., Heyde S.:** Schlanke Stabtragwerke; Stahlbau-Kalender 2004; S. 373-449; Ernst & Sohn; Berlin; 2004
- [49] **Lindner J., Scheer J., Schmidt H. (Hrsg.):** Stahlbauten, Erläuterungen zu DIN 18800. Deutsches Institut für Normung, Beuth Verlag, Berlin, 1993
- [50] **Lindner J., Schmidt J.S.:** Biegedrillknicken von I-Trägern unter Berücksichtigung wirklichkeitsnaher Lasteinleitung. In: Stahlbau 51 (1982), Heft 9, S. 257-263
- [51] **Lindner J., Seidel F.:** Stabilisierung von Biegeträgern durch Trapezprofile ohne Schubfeldausbildung. 25. Steinfurter Stahlbauseminar 2006, Fachhochschule Münster
-

- [52] **Lindner J.:** Biegedrillknicken in Theorie, Versuch und Praxis. Berichte aus Forschung und Entwicklung, Deutscher Ausschuß für Stahlbau, 9/1980, S. 7-19
- [53] **Lindner J.:** Der Einfluß von Eigenspannungen auf die Traglast von I-Trägern. In: Stahlbau 43 (1974), Heft 2, S. 39-45
- [54] **Lindner J.:** Evaluations concerning f-factor method. ECCS TC8, Report n°2002-27, 10 February 2003
- [55] **Lindner J.:** Lateral torsional buckling consideration of different moment distributions by factor f. ECCS TC8, Report n°2000-019, 1st September 2000
- [56] **Lindner J.:** Rückwirkungen der konstruktiven Gestaltung auf die Tragsicherheitsnachweise des Biegedrillknickens. Wissenschaft und Praxis, Band 89, 13. Stahlbauseminar 1998, Fachhochschule Biberach
- [57] **Lindner J.:** Stabilisierung von Biegeträgern durch Drehbettung – eine Klarstellung. Stahlbau 56 (1987), S. 365-373
- [58] **Lindner J.:** Stabilisierung von Trägern durch Trapezbleche. Stahlbau 56 (1987), S. 9-15
- [59] **Lopes N., Real P., da Silva L.:** Dispensing the lateral-torsional buckling calculations in steel beams at room temperature and in case of fire. In: Proceedings of the fifth European conference on steel and composite structures, Eurosteel 2008, Graz, 2008
- [60] **López A., Yong D.J., Serna A.S.:** Lateral-torsional buckling of steel beams – A general expression for the moment gradient factor. Stability and Ductility of Steel Structures, Lissabon, 2006
- [61] **Maquoi R. et al.:** Lateral torsional buckling in steel and composite beams. Final technical report. ECSC Steel RTD Programme, 2002.
- [62] **Maquoi R., Rondal J.:** Mise en équation des nouvelles courbes européennes de flambement. Construction Métallique, n°1, pp. 17-30, 1978
- [63] **Martin W.:** ζ -Werte für den Biegedrillknicknachweis von I-Profilen, Institut für Statik und Dynamik der Tragstrukturen i.G. / Prof. Dr.-Ing. R. Thiele

-
- [64] **Masarira A.:** Beitrag zur Ermittlung der Gesamtstabilität von Hallenrahmen unter Berücksichtigung der konstruktiven Gestaltung von Rahmenecken. Bauhaus-Universität Weimar, Dissertation, 1997
- [65] **Meister J.:** Biegedrillknicken von Rahmenriegeln mit seitlicher Abstützung am Obergurt. Festschrift Valtinat, TU Hamburg-Harburg, 2001, S. 221-228
- [66] **Mucha A.:** Kippen gabelgelagerter Träger von linear veränderlicher Höhe. Bautechnik 50 (1973), Heft 8, S. 278-286
- [67] **Müller C.:** Zum Nachweis ebener Tragwerke aus Stahl gegen seitliches Ausweichen. RWTH Aachen, Lehrstuhl für Stahlbau, Dissertation, 2003
- [68] **Muszkiewicz R.:** Zum Einfluß der Drehbettung auf das Biegedrillknicken. Technisch- wissenschaftliche Mitteilungen, Fortschritt-Berichte VDI Nr. 174, Ruhr-Universität Bochum, Institut für konstruktiven Ingenieurbau, 2001
- [69] **Naumes J.C.:** Biegeknicken und Biegedrillknicken von Stäben und Stabsystemen auf einheitlicher Grundlage. Dissertation; Shaker Verlag, Aachen; 2010.
- [70] **Nethercot D.A., Rockey K.C.:** The lateral buckling of beams having discrete intermediate restraints. The Structural Engineer, October 1972, No. 10, Volume 50
- [71] **Ofner R.:** Traglasten von Stäben aus Stahl bei Druck und Biegung; Dissertation; Institut für Stahlbau und Flächentragwerke, Technische Universität Graz; 1997
- [72] **Osterrieder P.:** Bemessung drehelastisch gestützter Pfetten nach Biegetorsionstheorie II Ordnung. Bauingenieur 65 (1990)
- [73] **Osterrieder P.:** Traglastberechnungen von räumlichen Stabtragwerken bei großen Verformungen mit finiten Elementen. Universität Stuttgart, Dissertation, 1983
- [74] **Parvizinia H.:** Zum Biegedrillknicken bei Trägern mit diskreten seitlichen Abstützungen. Technisch- wissenschaftliche Mitteilungen Nr. 95-7, Ruhr-Universität Bochum, Institut für konstruktiven Ingenieurbau
- [75] **Pasternak H., Schilling S., Hähnchen H.:** Neue Untersuchungen zum Biegedrillknicken gevouteter Hallenrahmen. In: Stahlbau 67 (1988), Heft 10, S. 785-793
-

- [76] **Petersen C.:** Stahlbau, Vieweg Verlag, 3. Auflage, 1997
- [77] **Petersen C.:** Statik und Stabilität der Baukonstruktionen, Vieweg Verlag, 2. Auflage, 1982
- [78] **Rafila K.:** Näherungsverfahren zur Berechnung der Kippplasten von I-Trägern mit in Längsrichtung beliebig veränderlichem Querschnitt. Bau-technik 44 (1975), Heft 8, S. 269-275
- [79] **Roik K., Carl J., Lindner J.:** Biegetorsionsprobleme gerader dünnwandiger Stäbe. Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 1972. ISBN-34-33-00510-9
- [80] **Rondal J., Maquoi R.:** Formulations d'Ayrton-Perry pour le flambement des barres métalliques; Construction Métallique; 4-1979
- [81] **Rubin H.:** Zur plastischen Tragfähigkeit von 3-Blech-Querschnitten unter Normalkraft, doppelter Biegung und Wölbkrafttorsion; Stahlbau 74; S.47-61; 2005
- [82] **Saal H., Dürr M.:** Untersuchungen zur Drehbettungswirkung von Sandwichelementen. IFBS-Bericht, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Karlsruhe, 2006
- [83] **Saal H.:** Biegedrillknicken von Hallenrahmen. Wissenschaft und Praxis, Band 62, 13. Stahlbauseminar 1991, Fachhochschule Biberach
- [84] **Salzgeber G.:** Nichtlineare Berechnung von räumlichen Stabtragwerken aus Stahl; Dissertation; Institut für Stahlbau und Flächentragwerke, Technische Universität Graz; 2000
- [85] **Sauer R., Wagner W.:** Experimentelle und numerische Untersuchungen zur aussteifenden Wirkung von Trapezblechscheiben. Stahlbau 64 (1995), Heft 10, S. 289-294
- [86] **Schilling S.:** Beitrag zur Lösung ingenieurtechnischer Entwurfsaufgaben unter Verwendung evolutionärer Algorithmen. Dissertation, Bauhaus-Universität Weimar, 2003.
- [87] **Schleusner A.:** Kippsicherheit eines gleichmäßig belasteten Trägers mit linear veränderlicher Höhe. Stahlbau 22 (1953), S. 55-56
- [88] **Sedlacek G., Eisel H., Hensen W., Kühn B., Paschen M.:** Leitfaden zum DIN Fachbericht 103 Stahlbrücken. Ernst & Sohn, 2003

-
- [89] **Sedlacek G., Naumes J.:** Excerpt from the Background Document to EN 1993-1-1 Flexural buckling and lateral buckling on a common basis: Stability assessments according to Eurocode 3. Aachen, 2008
- [90] **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
- [91] **Sedlacek G.:** Zweiachsige Biegung und Torsion; in Stahlbau Handbuch Bd. 1A; S. 329-378; Stahlbau Verlagsgesellschaft; Köln; 1993
- [92] **Snijder B., Hoenderkamp H., Bakker M., Steenbergen H., Bruins R.:** LTB of steel beams with restraints between the supports. In: Proceedings of the fifth European conference on steel and composite structures, Eurosteel 2008, Graz, 2008
- [93] **Stangenberg H.:** Zum Bauteilnachweis offener, stabilitätsgefährdeter Stahlbauprofile unter Einbeziehung seitlicher Beanspruchungen und Torsion. Dissertation; Shaker Verlag, Aachen; 2007
- [94] **Stoverink H.:** Beitrag zur Ermittlung der Gesamtstabilität von Hallenrahmen unter Berücksichtigung von Vouten und Steifen. RWTH Aachen, Lehrstuhl für Stahlbau, Dissertation, 1988
- [95] **Stroetmann R.:** Lagerungen und Aussteifungen biegedrillknickgefährdeter Stäbe. Tagungsband, Biegedrillknicken – Workshop/Seminar, Darmstadt 1998
- [96] **Stroetmann R., Lindner J.:** Knicknachweise nach DIN EN 1993-1-1; Stahlbau 79; S.793-807; 2010
- [97] **Strohmann I.:** Biegedrillknicken gevouteter Stahlträger mit doppelt-symmetrischem Querschnitt unter Biegebeanspruchung. Diplomarbeit Universität Dortmund, Lehrstuhl für Stahlbau. Dortmund, 2002 (unveröffentlicht)
- [98] **Taras A., Greiner R.:** Development of consistent buckling curves for torsional and lateral-torsional buckling. Steel Construction 1 (2008), Heft 1, S. 42-50

- [99] **Unger B.:** Elastisches Kippen von beliebig gelagerten und aufgehängten Durchlaufträgern mit einfach-symmetrischen, in Trägerachse veränderlichem Querschnitt unter Verwendung einer Abwandlung des Reduktionsverfahrens als Lösungsmethode. Stahlbau 39 (1970), S. 135-142, 181-185
- [100] **Ungermann D., Kalameya J.:** Realitätsnahe Bestimmung der Tragfähigkeit beul- und biegedrillknickgefährdeter dünnwandiger Stahlquerschnitte. Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke“ e.V. Düsseldorf, zur Veröffentlichung durch den DASt eingereicht
- [101] **Ungermann D., Kuhlmann U. et al.:** Effiziente Nachweisführung von biegeknickgefährdeten, dünnwandigen Stahlquerschnitten. Deutscher Ausschuss für Stahlbau, Düsseldorf, Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen "Otto von Guericke" e.V. Köln
- [102] **Ungermann D., Strohmann I.:** Zur Stabilität von biegebeanspruchten I-Trägern mit und ohne Voute – Entwicklung von Bemessungshilfen für den vereinfachten Stabilitätsnachweis. FOSTA-Projekt P690, Düsseldorf 2010.
- [103] **Vayas I.:** Biegedrillknicken von Trägern mit einfachsymmetrischen Profilen. Stahlbau 73 (2004), Heft 2, S. 107-115
- [104] **Winter G.:** Lateral Bracing of Columns and Beams. Trans. ASCE, Vol. 125, Part 1, 1960, S. 807-845

12.3 Software

- [S1] **ANSYS;** FE-Software Version 11.x; ANSYS Inc.
- [S2] **LTBeam,** Lateral Torsional Buckling of Beams, Software, CTICM – Centre Technique Industriel de la Construction Métallique
- [S3] **RASTRA,** Software zur Berechnung der räumlichen Stabilität ebener Rahmentragwerke, Version 3, Lichtenthäler/Vogel, 2000

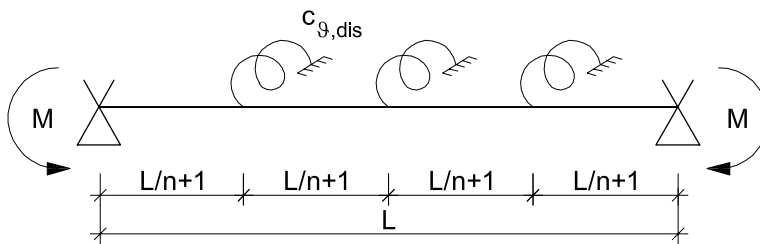
Anhang A: Zerlegung des Gesamtsystems in Einzelstäbe

A.1 Mindeststeifigkeiten von diskreten Verdrehbehinderungen, so dass Einzelstabversagen maßgebend wird

Tafel A.1

Bauteile mit konstanter Höhe:

Anzahl der Einzelfedern: n



Eingangsparameter:

I_z Trägheitsmoment um die schwache Achse

I_T Torsionsträgheitsmoment

$I_w = \frac{(h - t_f)^2}{4} I_z$ Wölbwiderstandsmoment

L Bauteillänge

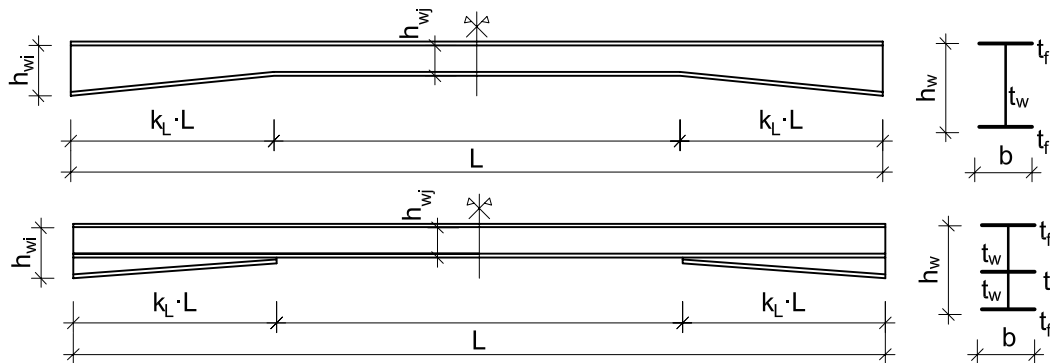
n Anzahl der diskreten Verdrehbehinderungen

E Elastizitätsmodul ($E = 21000 \text{ kN/cm}^2$)

G Schubmodul ($G = 8077 \text{ kN/cm}^2$)

Mindeststeifigkeit der diskreten Drehfedern:

$$\text{erf. } c_{\vartheta,dis} = \frac{L}{n} \left(EI_w \left(\frac{\pi \cdot (n+1)}{L} \right)^4 + GI_T \left(\frac{\pi \cdot (n+1)}{L} \right)^2 \right)$$

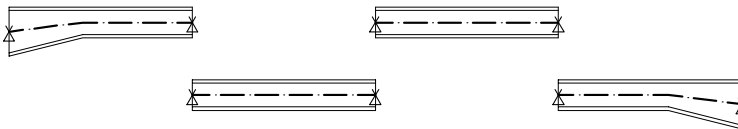
Gevoutete Bauteile:

Maßgebende Stelle:
$$\frac{M(x = x_{kr})}{M_{pl}(x = x_{kr})} = \max$$

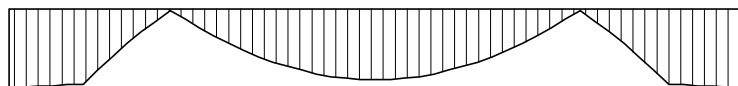
Überprüfung, ob x_{kr} sich in einem der Bauteilabschnitte mit Voute befindet:



Zerlegung in Einzelsegmente



Verlauf des Ausnutzungsgrades

**Eingangsparameter:**

- I_z Trägheitsmoment des Grundprofils um die schwache Achse
- I_T Torsionsträgheitsmoment des Grundprofils
- I_w Wölbwiderstandsmoment des Grundprofils
- L Bauteillänge
- n Anzahl der diskreten Verdrehbehinderungen
- E Elastizitätsmodul ($E = 21000 \text{ kN/cm}^2$)
- G Schubmodul ($G = 8077 \text{ kN/cm}^2$)

Korrekturfaktor K_g :

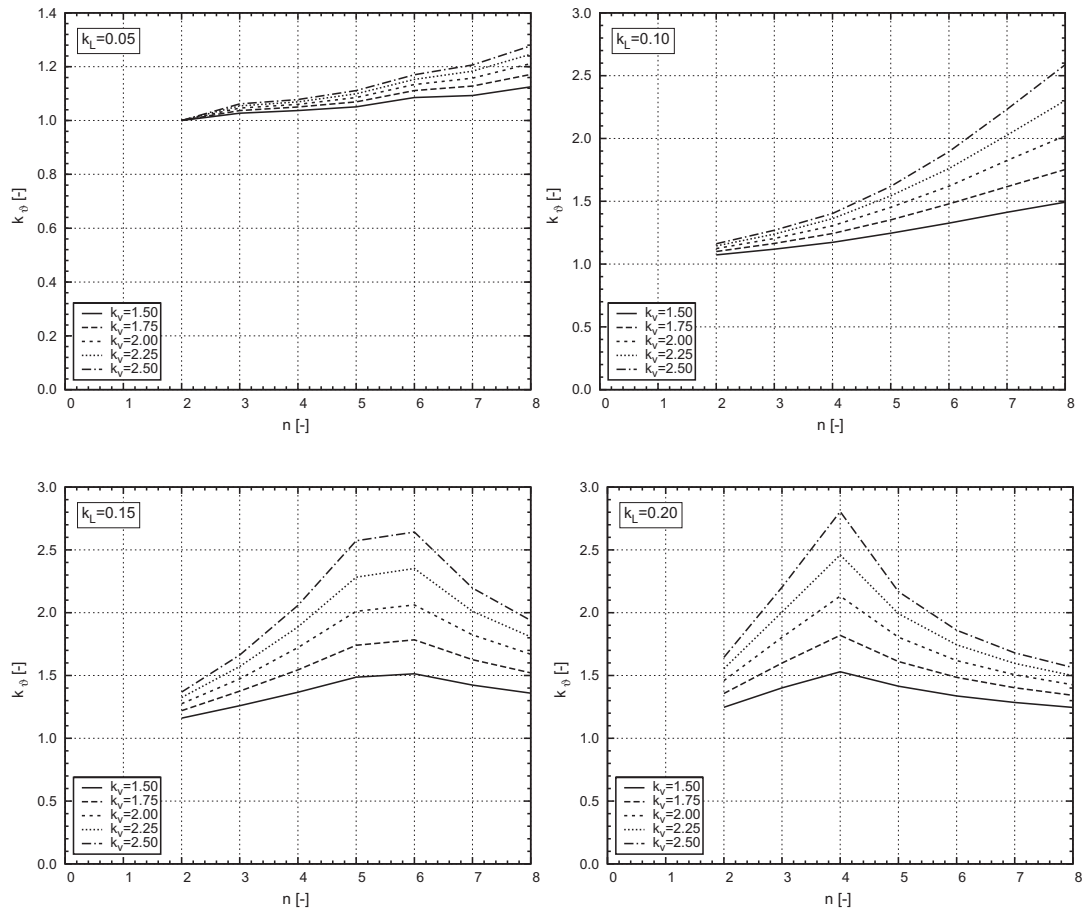
$K_g = 1,0$ falls x_{kr} in konstantem Abschnitt, andernfalls aus Diagramm

Erforderliche Drehfedersteifigkeit:

$$\text{erf. } c_{g,\text{dis}} = K_g \cdot \frac{L}{n} \left[EI_w \frac{\pi^4}{L^4} (n+1)^4 + GI_T \frac{\pi^2}{L^2} (n+1)^2 \right]$$

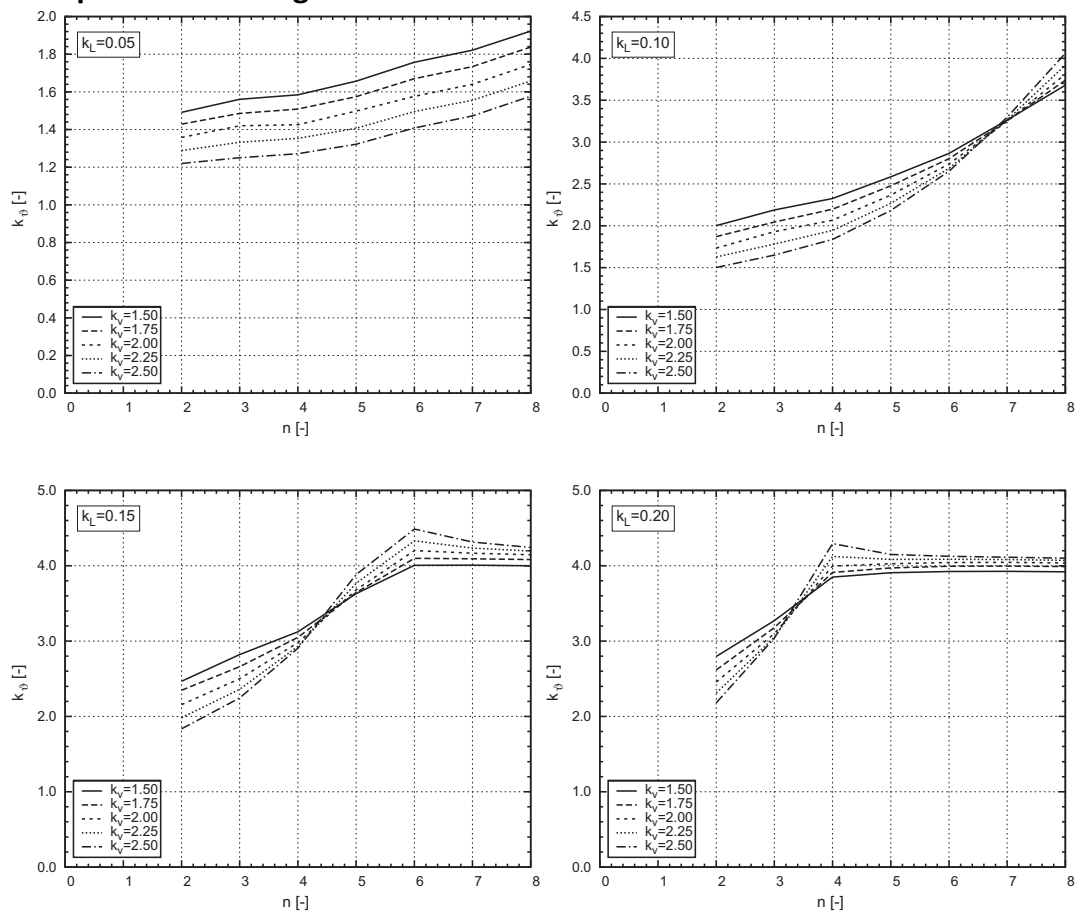
Tafel A.2 fortgesetzt

Geschweißte Voutenausführung:



Tafel A.2 fortgesetzt

Walzprofil mit untergeschweißter Voute:



A.2 Bedingungen für die konstruktive Ausführung von Rahmenecken, so dass mit herausgelösten Einzelstäben gerechnet werden darf

Klassifizierung der Rahmenecken	
Berechnung mit herausgelösten Einzelstäben liegt immer auf der sicheren Seite	✓✓
Berechnung mit herausgelösten Einzelstäben liegt nur dann auf der sicheren Seite, wenn die ideale Biegedrillknicklast des Riegels kleiner ist als die der Stütze	✓
Berechnung mit herausgelösten Einzelstäben liegt immer auf der unsicheren Seite	-

Tabelle A.1: Klassifizierung der Ecktypen – Rahmen ohne Voute

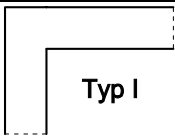
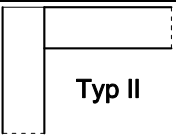
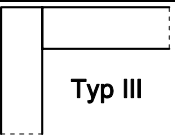
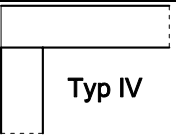
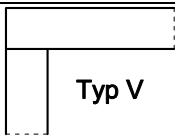
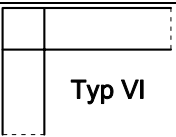
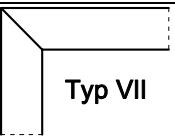
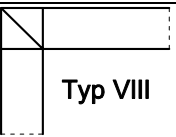
	 Typ I	 Typ II	 Typ III	 Typ IV
Eckpfetten	✓✓	✓✓	✓✓	-
n=2	-	✓	✓✓	-
n=3	-	-	✓✓	-
n=4	-	-	✓✓	-
n=5	-	-	✓✓	-
n=6	-	-	✓✓	-
Drehbettung	-	-	✓✓	-
	 Typ V	 Typ VI	 Typ VII	 Typ VIII
Eckpfetten	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=2	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=3	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=4	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=5	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=6	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
Drehbettung	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓

Tabelle A.2: Klassifizierung der Ecktypen – Rahmen mit geschweißter Voute

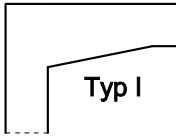
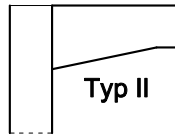
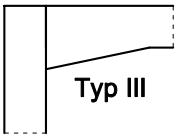
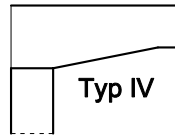
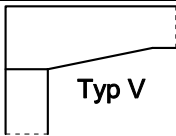
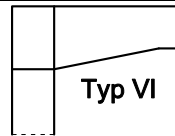
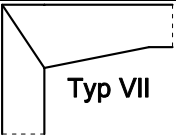
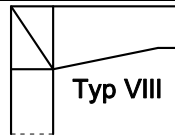
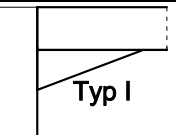
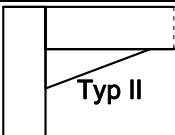
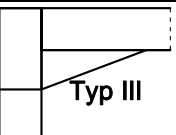
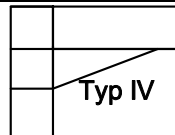
	 Typ I	 Typ II	 Typ III	 Typ IV
Eckpfetten	✓✓	✓✓	✓✓	-
n=2	-	✓	✓✓	-
n=3	-	-	✓✓	-
n=4	-	-	✓✓	-
n=5	-	-	-	-
n=6	-	-	-	-
Drehbettung	-	-	✓✓	-
	 Typ V	 Typ VI	 Typ VII	 Typ VIII
Eckpfetten	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=2	✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=3	-	✓✓	✓✓	✓✓
n=4	-	✓✓	✓✓	✓✓
n=5	-	✓✓	✓✓	✓✓
n=6	-	-	-	-
Drehbettung	-	✓✓	✓✓	✓✓

Tabelle A.3: Klassifizierung der Ecktypen – Rahmen mit untergeschweißter Voute

	 Typ I	 Typ II	 Typ III	 Typ IV
Eckpfetten	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=2	✓✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=3	✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=4	✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=5	✓	✓✓	✓✓	✓✓
n=6	✓	✓✓	✓✓	✓✓

Anhang B: Biegedrillknicken des ungestützten Einzelstabes

B.1 Ideales Biegedrillknickmoment M_{cr} für doppelsymmetrische Querschnitte

Das ideale Biegedrillknickmoment M_{cr} kann für Bauteile mit gleichförmigem, doppelsymmetrischem Querschnitt mit der folgenden Formel berechnet werden:

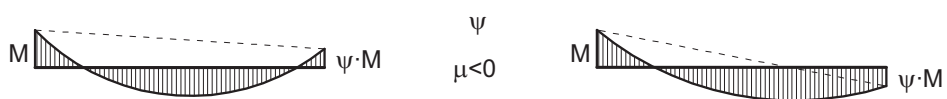
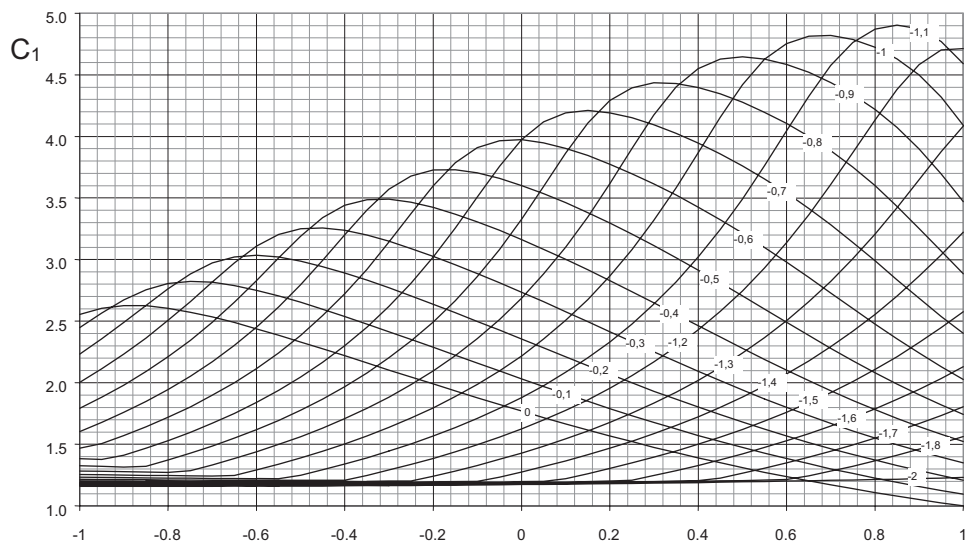
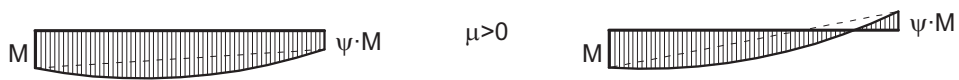
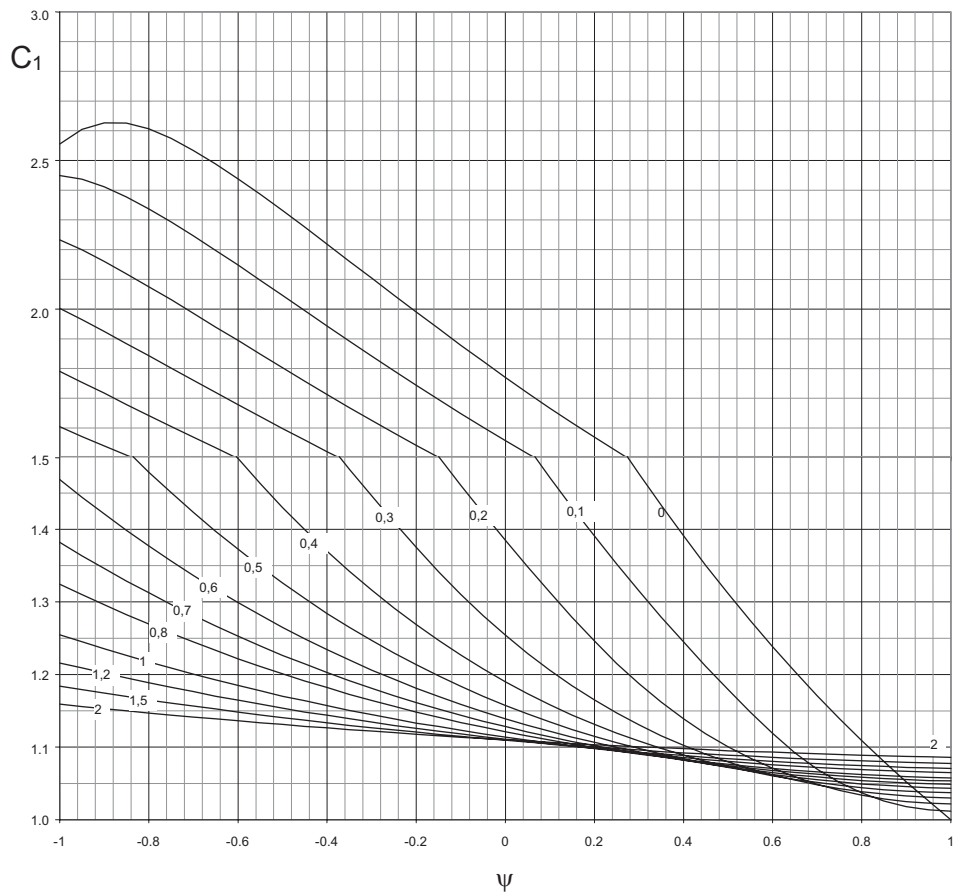
$$M_{cr} = C_1 \cdot \frac{\pi^2 E I_z}{(kL)^2} \left(\sqrt{\left(\frac{k}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(kL)^2 G I_T}{\pi^2 E I_z}} + (C_2 z_g)^2 - C_2 z_g \right)$$

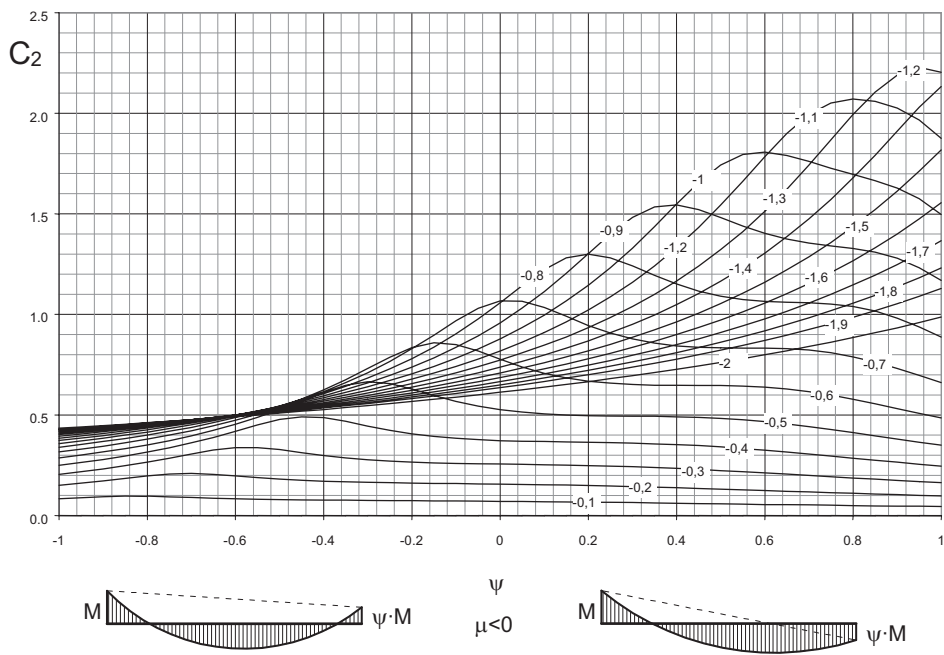
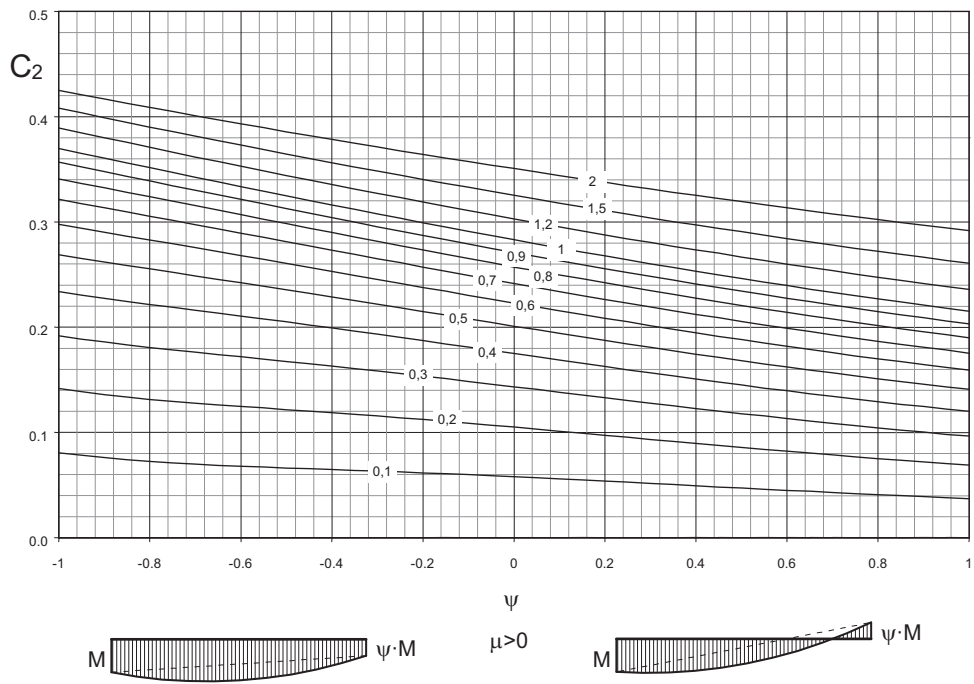
mit

- I_z Trägheitsmoment um die schwache Achse
 - I_T Torsionsträgheitsmoment
 - I_w Wölbwiderstandsmoment
 - z_g Abstand des Lastangriffspunktes zum Schubmittelpunkt (positiv, wenn die Lasten von ihrem Angriffspunkt in Richtung Schubmittelpunkt wirken, sonst negativ)
 - L Bauteillänge
 - k, k_w Knicklängenbeiwerte
 - E Elastizitätsmodul ($E = 21.000 \text{ kN/cm}^2$)
 - G Schubmodul ($G = 8077 \text{ kN/cm}^2$)
- (B.1)

Durch die Faktoren k und k_w können die Randbedingungen an den Bauteilenden erfasst werden. Der Faktor k bezieht sich auf die Verdrehung um die schwache Profilachse am Auflager, der Faktor k_w auf die Verwölbung der Trägerenden. Der Standardfall „Gabelagerung“ entspricht $k = k_w = 1,0$. Diese Annahme sollte stets verwendet werden, wenn keine besonderen Maßnahmen ergriffen werden, die kleinere Werte für k und k_w rechtfertigen.

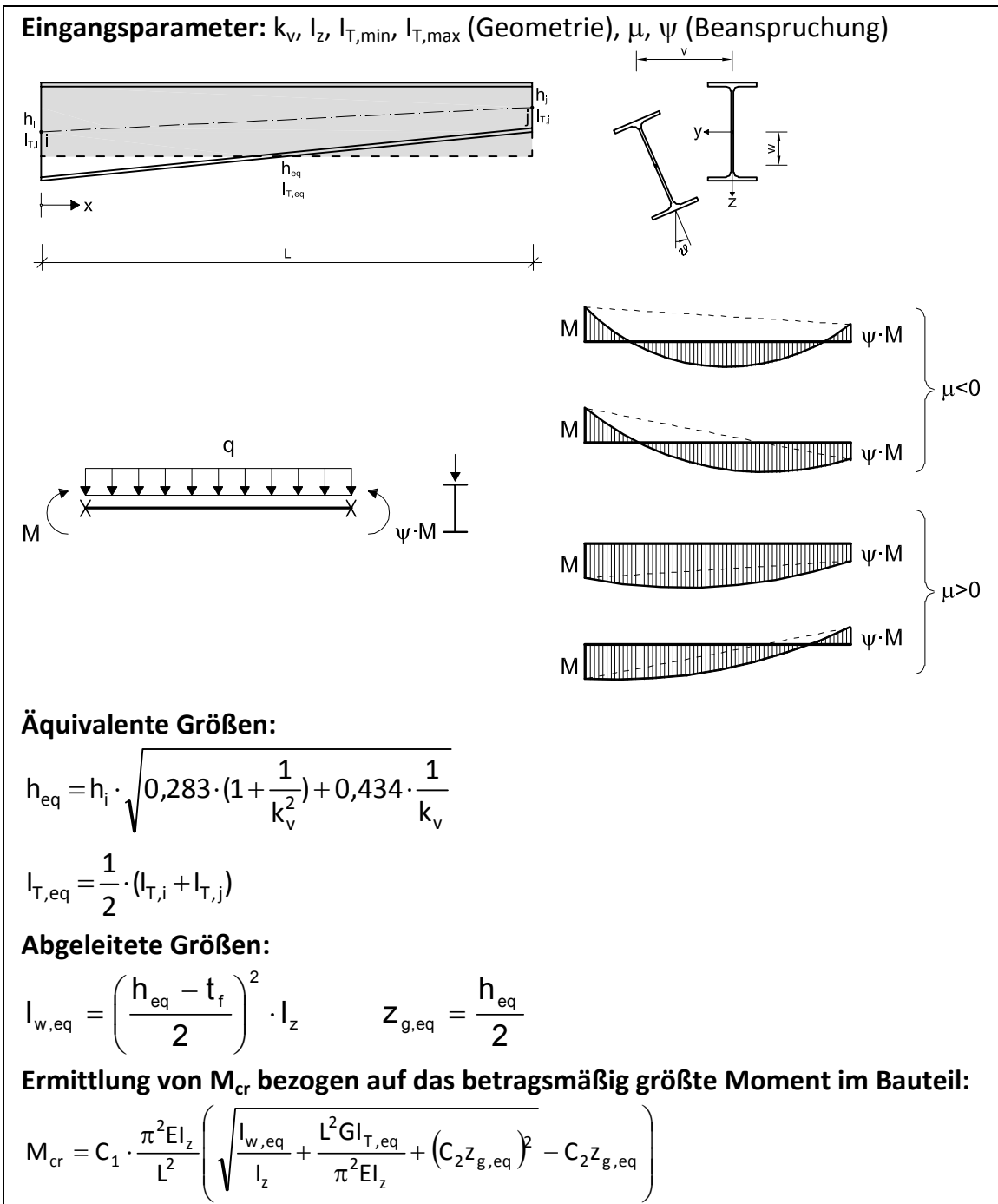
Die Koeffizienten C_1 und C_2 berücksichtigen den Beanspruchungsverlauf.





B.2 Geschweißte Voute – Verdrehbehinderung am Voutenende

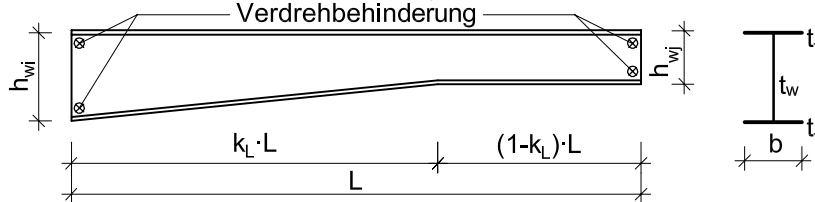
Tafel B.1



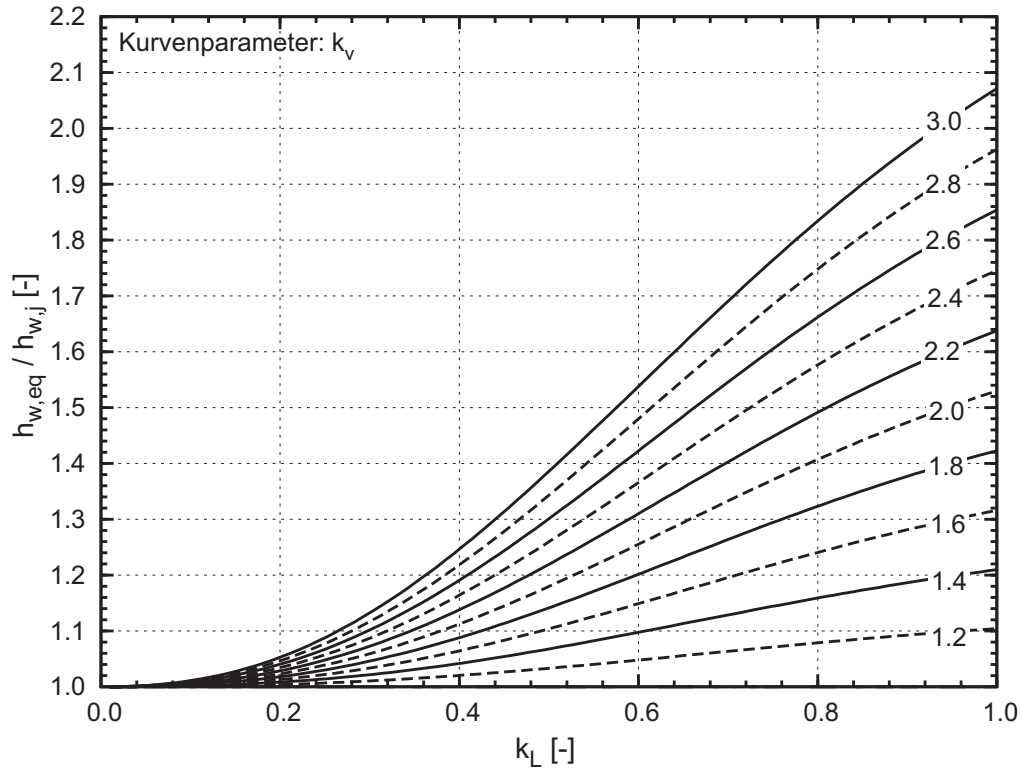
B.3 Geschweißte Voute – Verdrehbehinderung an beliebiger Stelle

Tafel B.2

Eingangsparameter: k_v , k_L , l_z , $l_{T,min}$ (Geometrie), μ , ψ (Beanspruchung)



Äquivalente Höhe $h_{w,eq}$:



$$\frac{h_{w,eq}}{h_{w,j}} = C_1 \cdot k_L^3 + C_2 \cdot k_L^2 + C_3 \cdot k_L + C_4$$

mit

$$\gamma = \frac{h_{min}}{h_{max}} = \frac{1}{k_v}$$

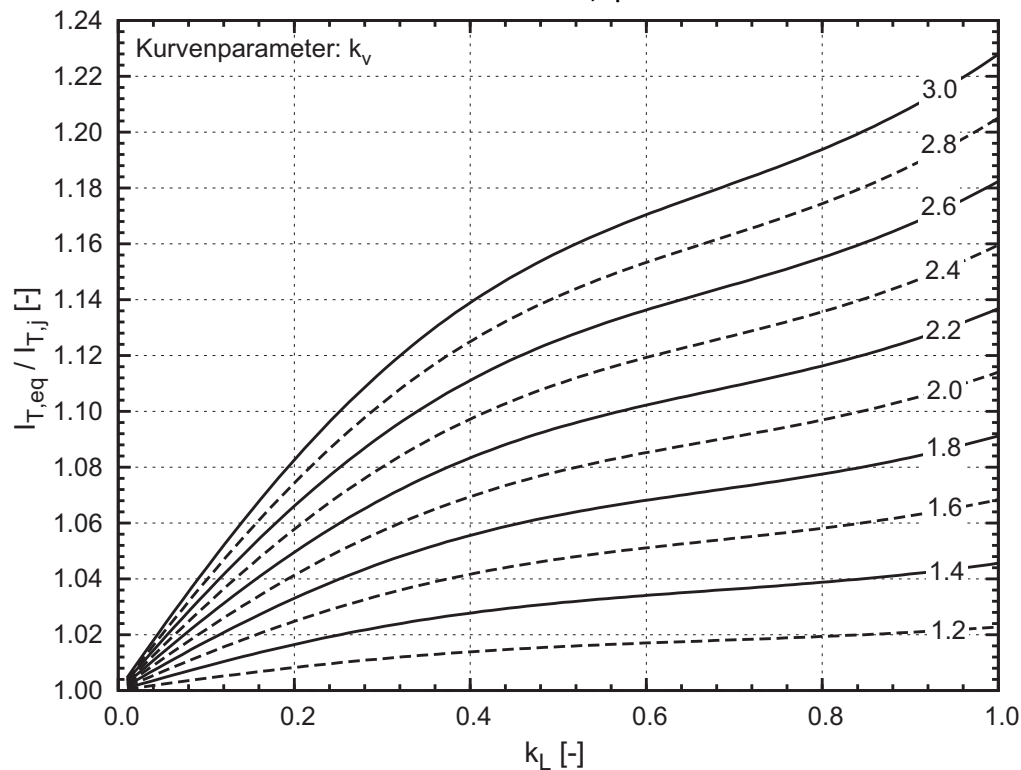
$$C_1 = 0,8574 \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right)$$

$$C_2 = -1,648 \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right)$$

$$C_3 = 0,2895 \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right)$$

$$C_4 = -0,01003 \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right) + 1$$

Tafel B.2 fortgesetzt

Äquivalentes Torsionsträgheitsmoment $I_{T,eq}$:

$$\frac{I_{T,eq}}{I_{T,j}} = D_1 \cdot k_L^3 + D_2 \cdot k_L^2 + D_3 \cdot k_L + D_4$$

mit

$$\delta = \frac{I_{T,min}}{I_{T,max}}$$

$$D_1 = -0,7537 \cdot \left(1 - \frac{1}{\delta}\right)$$

$$D_2 = 1,5486 \cdot \left(1 - \frac{1}{\delta}\right)$$

$$D_3 = -1,303 \cdot \left(1 - \frac{1}{\delta}\right)$$

$$D_4 = 0,01185 \cdot \left(1 - \frac{1}{\delta}\right) + 1$$

Abgeleitete Größen:

$$I_{w,eq} = \left(\frac{h_{w,eq}}{2}\right)^2 \cdot I_z \quad z_{g,eq} = \frac{h_{w,eq} + t_f}{2}$$

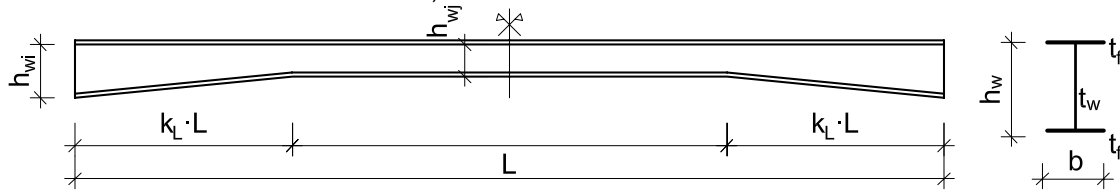
Ermittlung von M_{cr} bezogen auf das betragsmäßig größte Moment im Bauteil:

$$M_{cr} = C_1 \cdot \frac{\pi^2 E I_z}{L^2} \left(\sqrt{\frac{I_{w,eq}}{I_z} + \frac{L^2 G I_{T,eq}}{\pi^2 E I_z} + (C_2 z_{g,eq})^2} - C_2 z_{g,eq} \right)$$

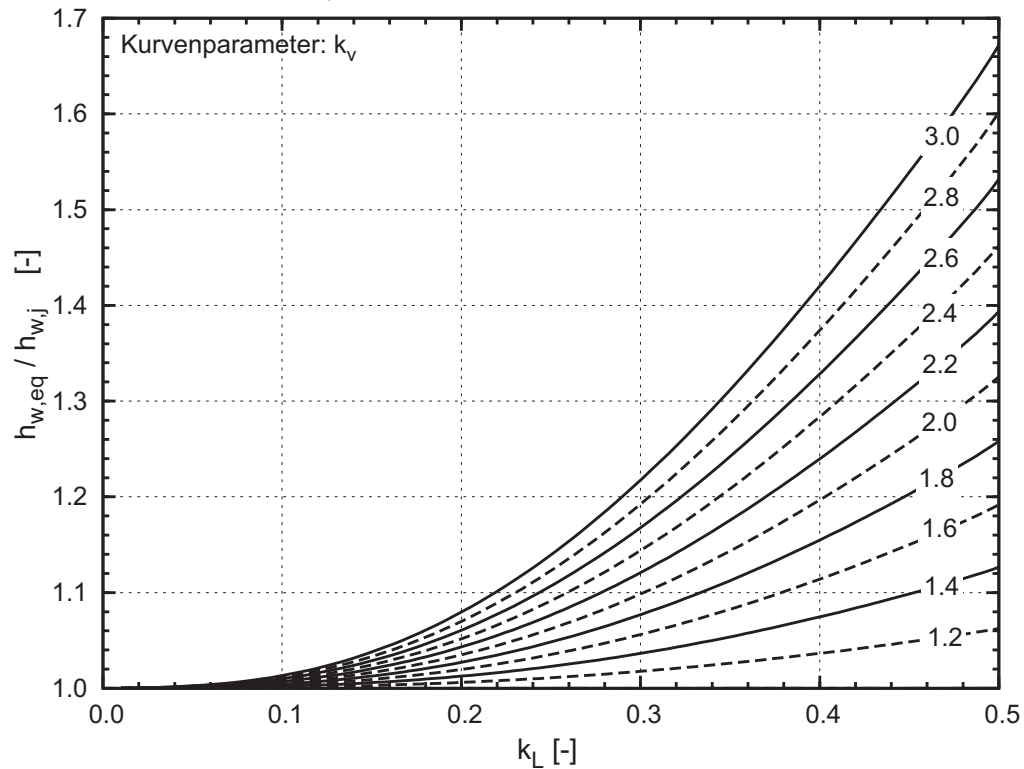
B.4 Träger ohne Zwischenstützungen

Tafel B.3

Eingangsparameter: k_v , k_L , l_z , $l_{T,min}$, (Geometrie), μ , ψ (Beanspruchung)



Äquivalente Höhe $h_{w,eq}$:



$$\frac{h_{w,eq}}{h_{w,j}} = C_1 \cdot k_L^2 + C_2 \cdot k_L + C_3$$

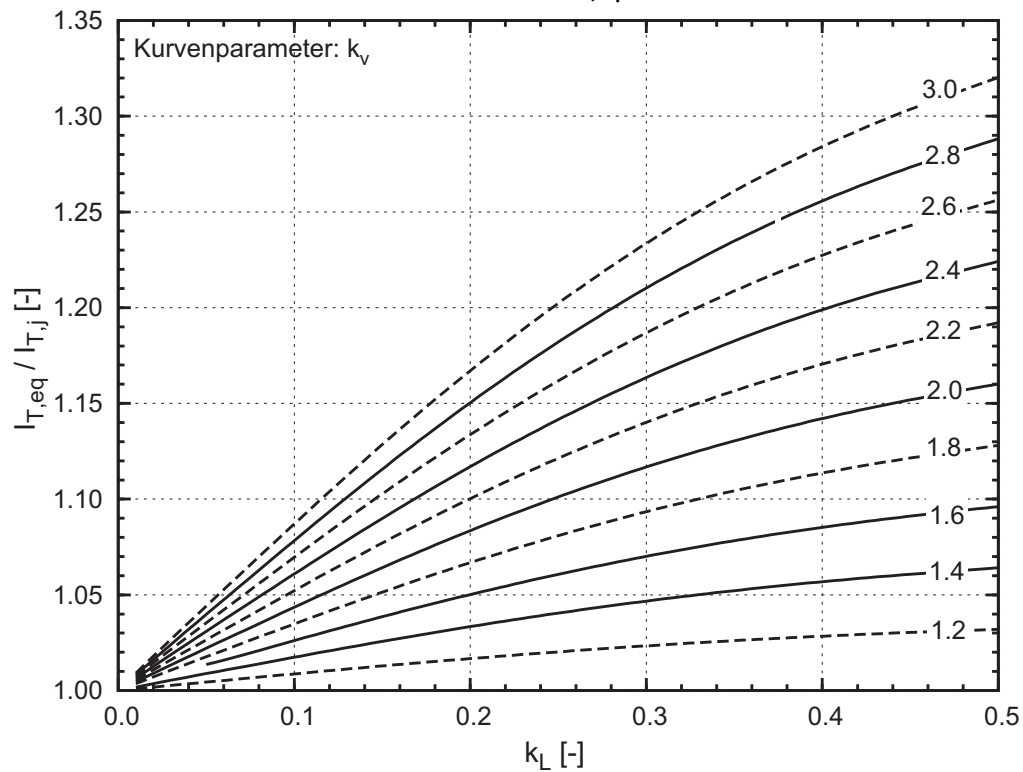
mit

$$\gamma = \frac{h_{min}}{h_{max}} = \frac{1}{k_v}$$

$$C_1 = -1,6877 \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right)$$

$$C_2 = 0,2265 \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right)$$

$$C_3 = -0,0085 \cdot \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right) + 1$$

Äquivalentes Torsionsträgheitsmoment $I_{T,eq}$:

$$\frac{I_{T,eq}}{I_{T,j}} = D_1 \cdot k_L^2 + D_2 \cdot k_L + D_3$$

mit

$$\delta = \frac{I_{T,min}}{I_{T,max}}$$

$$D_1 = 1,7272 \cdot \left(1 - \frac{1}{\delta}\right)$$

$$D_2 = -2,2993 \cdot \left(1 - \frac{1}{\delta}\right)$$

$$D_3 = 0,0145 \cdot \left(1 - \frac{1}{\delta}\right) + 1$$

Abgeleitete Größen:

$$I_{w,eq} = \left(\frac{h_{w,eq}}{2}\right)^2 \cdot I_z \quad z_{g,eq} = \frac{h_{w,eq} + t_f}{2}$$

Ermittlung von M_{cr} bezogen auf das betragsmäßig größte Moment im Bauteil:

$$M_{cr} = C_1 \cdot \frac{\pi^2 E I_z}{L^2} \left(\sqrt{\frac{I_{w,eq}}{I_z} + \frac{L^2 G I_{T,eq}}{\pi^2 E I_z} + (C_2 z_{g,eq})^2} - C_2 z_{g,eq} \right)$$

B.5 Walzprofil mit Voute – Verdrehbehinderung an beliebiger Stelle

Tafel B.4

Eingangsparameter: $k_v, k_L, I_z, I_{T,min}$, (Geometrie), μ, ψ (Beanspruchung)

Ermittlung von $M_{cr,2flan}$ bezogen auf das betragsmäßig größte Moment im Bauteil:

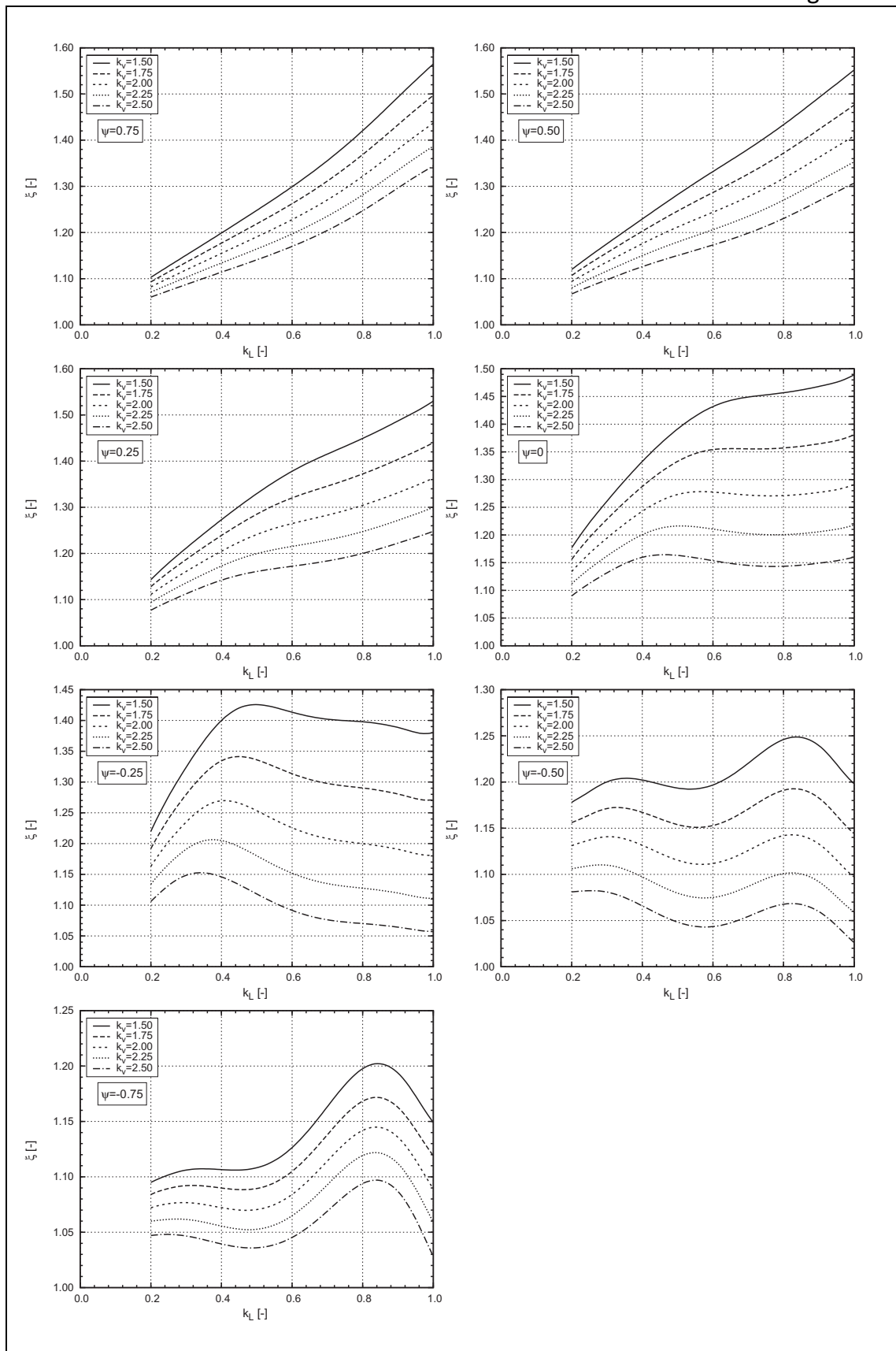
$$M_{cr,2flan} = C_1 \cdot \frac{\pi^2 E I_z}{L^2} \left(\sqrt{\frac{I_{w,eq}}{I_z} + \frac{L^2 G I_{T,eq}}{\pi^2 E I_z} + (C_2 Z_{g,eq})^2} - C_2 Z_{g,eq} \right)$$

Für einen Ersatzträger mit gleichen Abmessungen in geschweißter Ausführung mit Tafel B.2

Korrekturfaktor zur Ermittlung von $M_{cr,3flan}$

Ermittlung von $M_{cr,3flan}$ bezogen auf das betragsmäßig größte Moment im Bauteil: $M_{cr,3flan} = \xi \cdot M_{cr,2flan}$

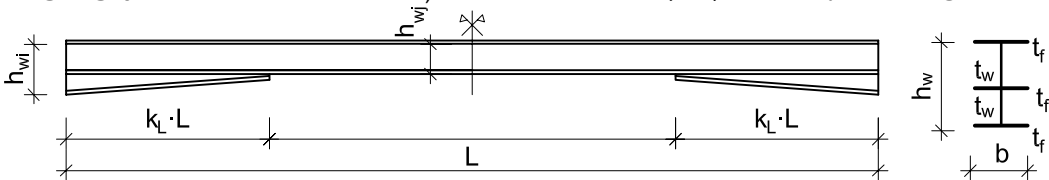
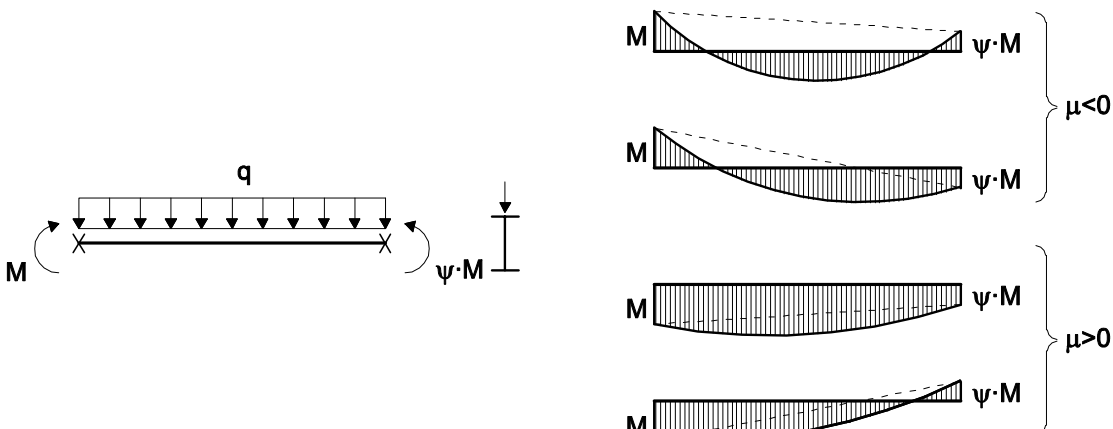
Tafel B.4 fortgesetzt



B.6 Walzprofil mit Voute – keine Zwischenstützungen

Tafel B.5

Eingangsparameter: $k_v, k_L, I_z, I_{T,min}, \mu, \psi$ (Geometrie), μ, ψ (Beanspruchung)

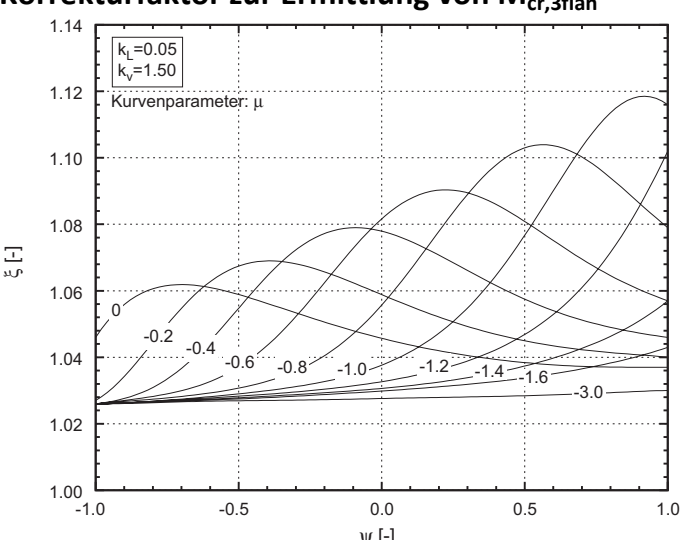



Ermittlung von $M_{cr,2flan}$ bezogen auf das betragsmäßig größte Moment im Bauteil:

$$M_{cr,2flan} = C_1 \cdot \frac{\pi^2 E I_z}{L^2} \left(\sqrt{\frac{I_{w,eq}}{I_z} + \frac{L^2 G I_{T,eq}}{\pi^2 E I_z} + (C_2 Z_{g,eq})^2} - C_2 Z_{g,eq} \right)$$

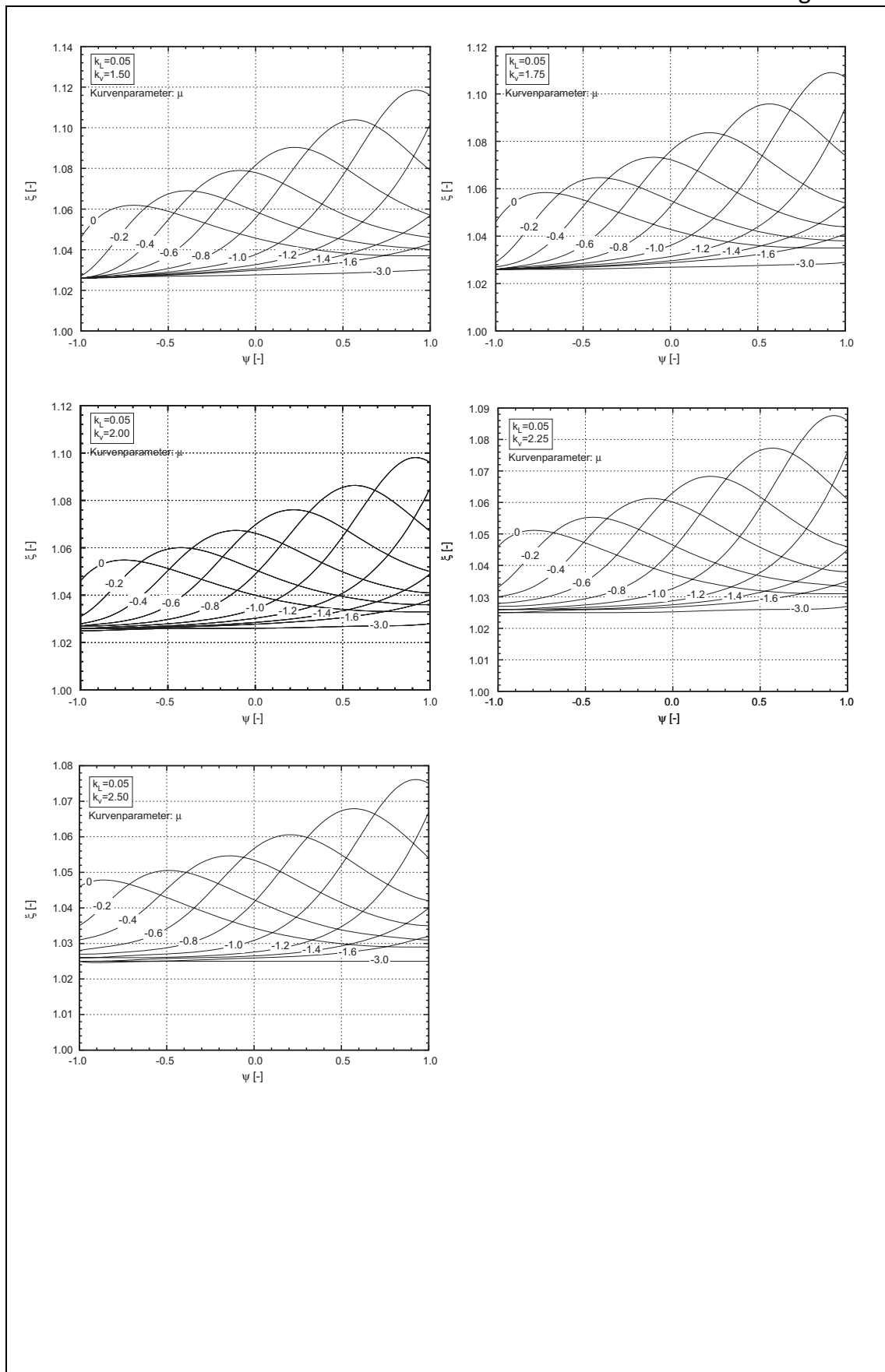
Für einen Ersatzträger mit gleichen Abmessungen in geschweißter Ausführung

Korrekturfaktor zur Ermittlung von $M_{cr,3flan}$

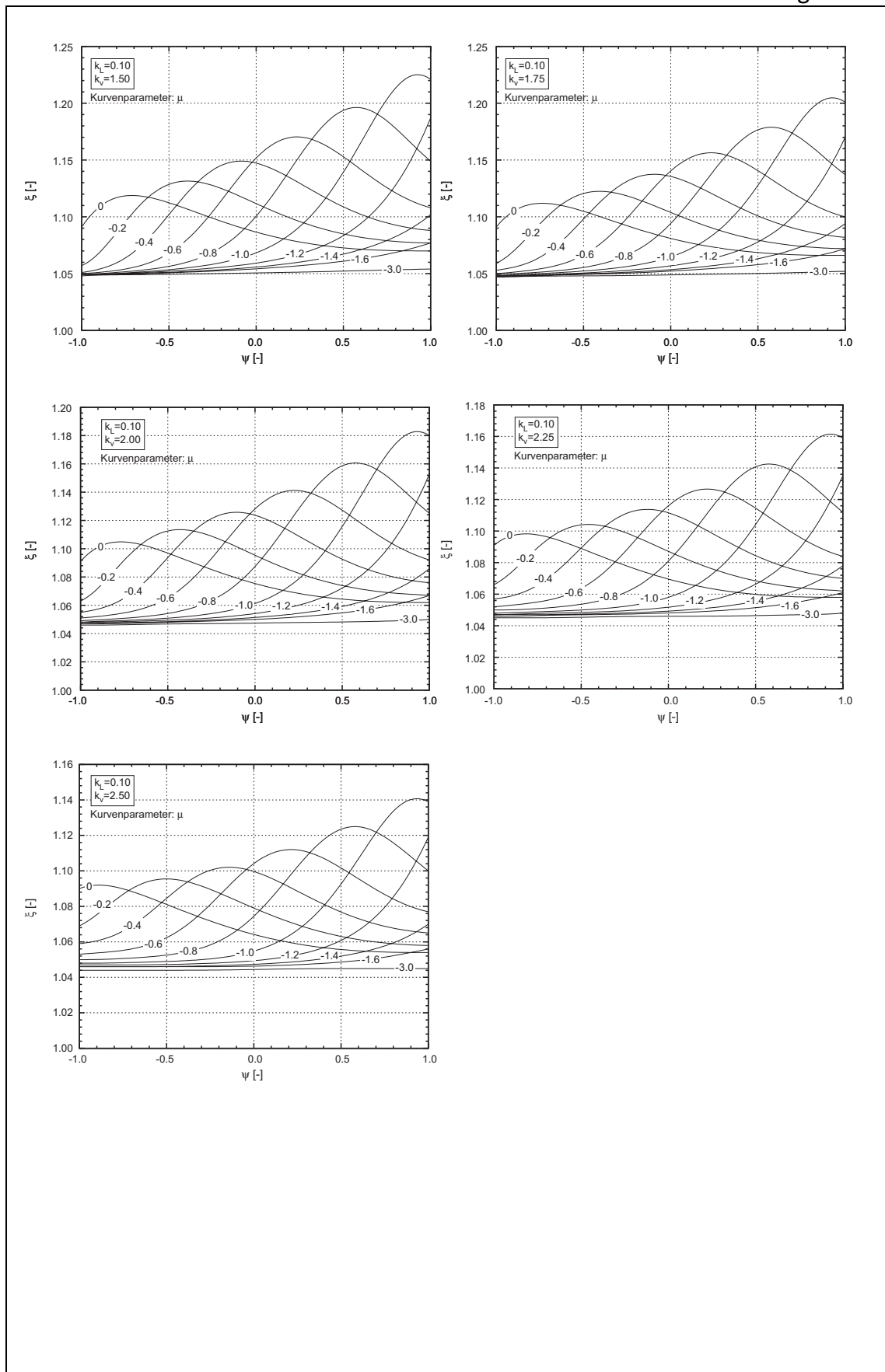


Ermittlung von $M_{cr,3flan}$ bezogen auf das betragsmäßig größte Moment im Bauteil: $M_{cr,3flan} = \xi \cdot M_{cr,2flan}$

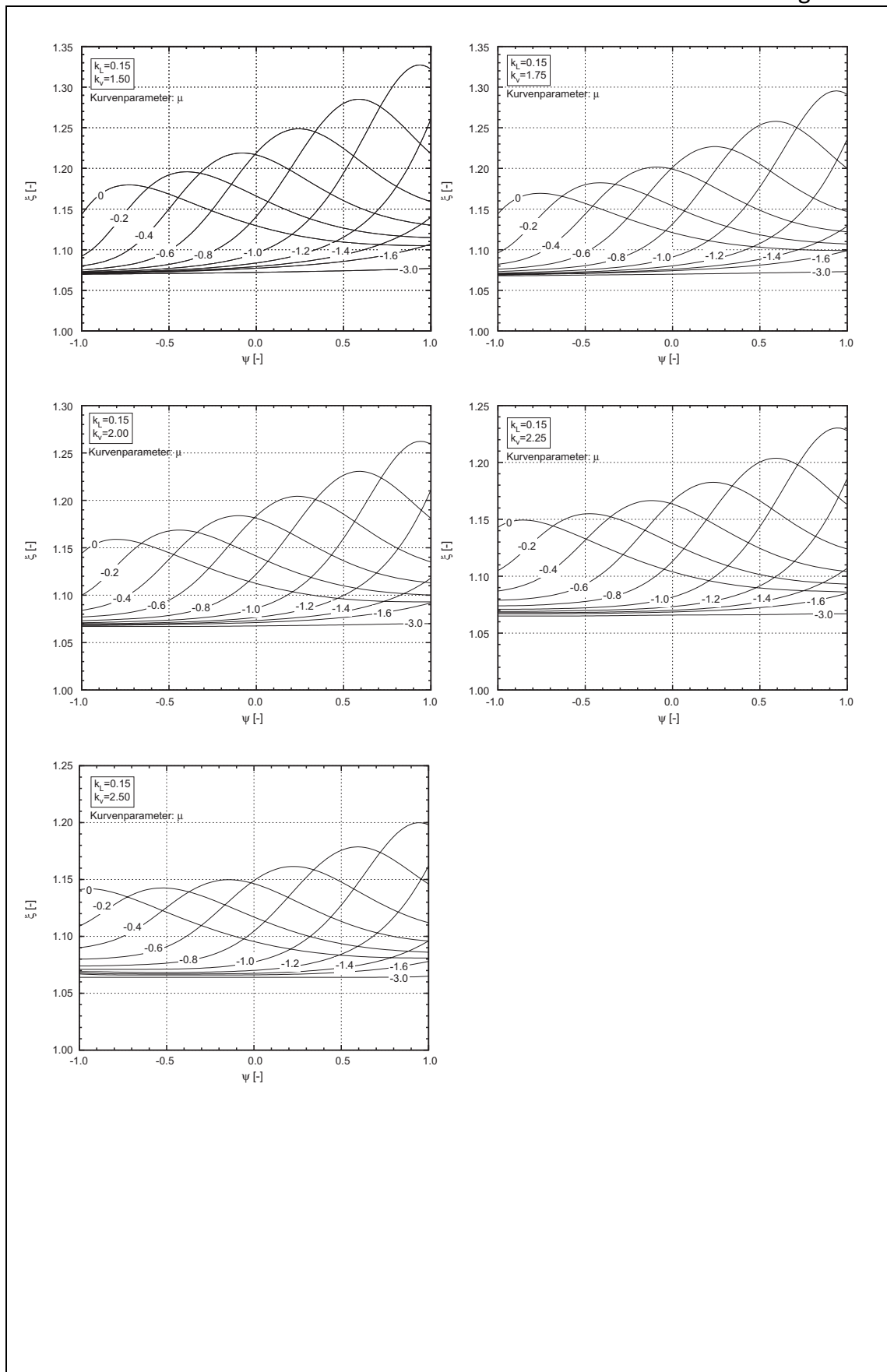
Tafel B.5 fortgesetzt



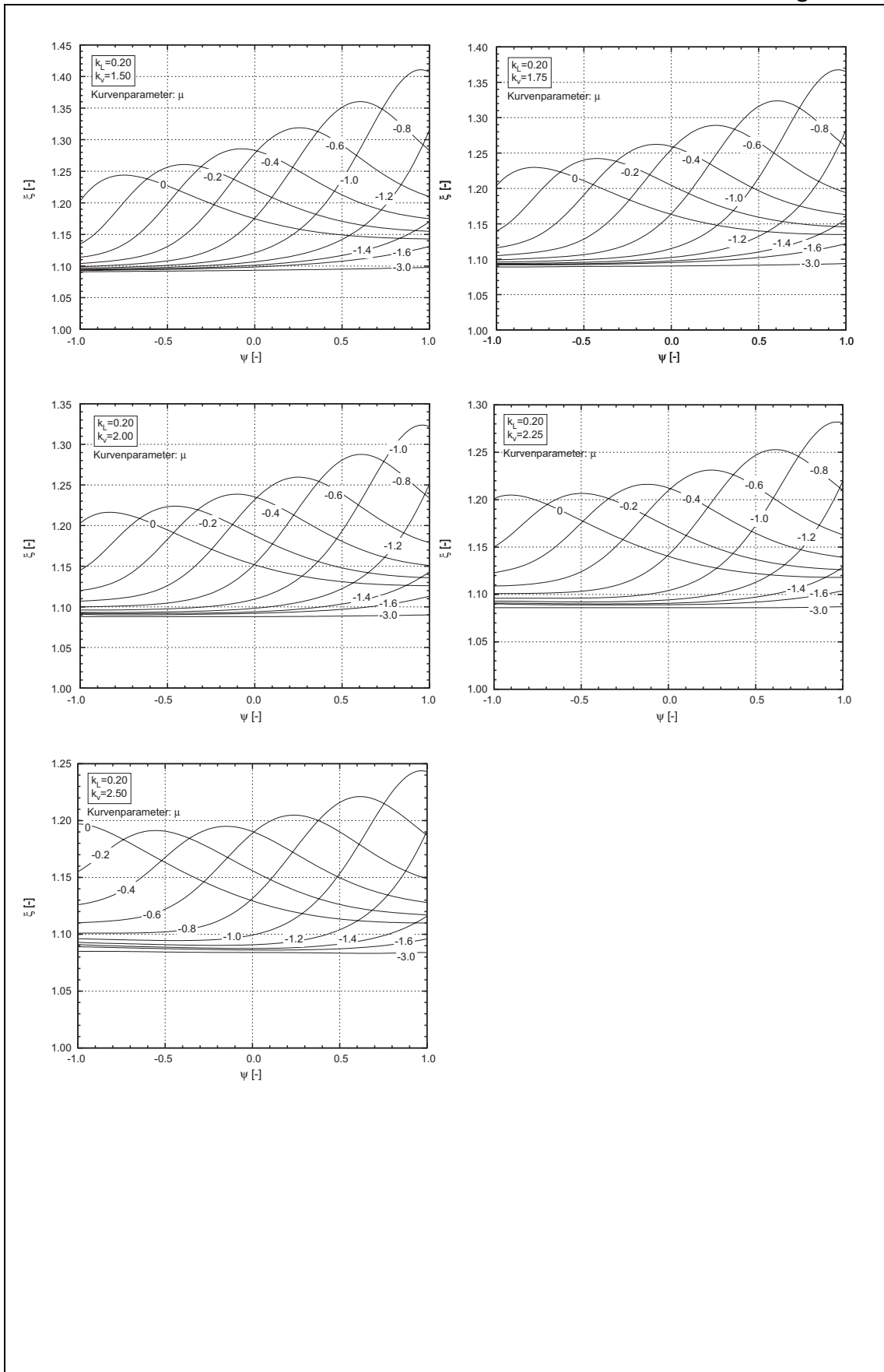
Tafel B.5 fortgesetzt



Tafel B.5 fortgesetzt



Tafel B.5 fortgesetzt



Anhang C: Vermeidung des Biegedrillknickens durch Behinderung der Verformung

C. 1 Bauteile mit kontinuierlicher Drehbettung

Als Bedingung dafür, dass ein Biegedrillknickversagen ausgeschlossen werden kann, wird das Erreichen von mindestens 95% der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit definiert. Für Bauteile, die durch eine kontinuierliche Drehbettung stabilisiert werden, wird die Verwendung der alternativen Biegedrillknickkurven gemäß Gleichung (2.18) empfohlen.

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

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

mit $\beta=0,75$ und $\bar{\lambda}_{LT,0}=0,4$

Eine Erhöhung der rechnerischen Tragfähigkeit bei Bauteilen mit konstantem Querschnitt kann mit Hilfe des Faktors f erfolgen:

$$\chi_{LT,mod} = \frac{\chi_{LT}}{f} \leq 1,0 \quad (\text{C.2})$$

$$f = 1 - 0,5 \cdot (1 - k_c) \cdot \left[1 - 2 \cdot (\bar{\lambda}_{LT} - 0,8)^2 \right] \leq 1,0 \quad (\text{C.3})$$

mit k_c aus EC 3-1-1, Tabelle 6.6

Dabei ist jedoch der Beiwert k_c gemäß Gleichung (6.7) zu begrenzen (vgl. Kapitel 7.1).

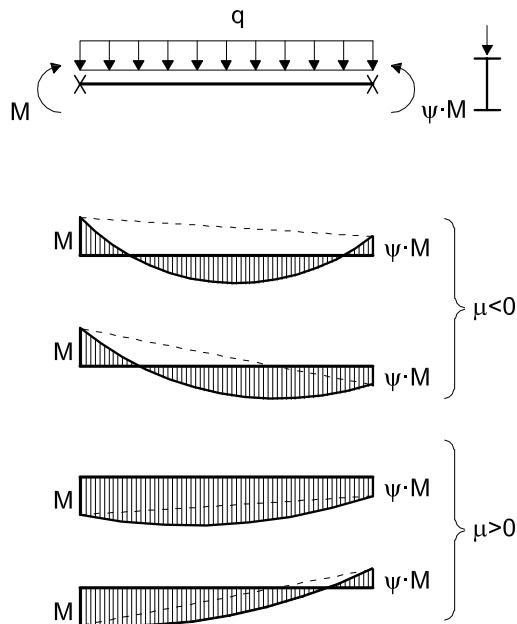
Eingangsparameter:

I_z Trägheitsmoment des Grundprofils um die schwache Achse

$K_v = 0,35$ (Nachweisverfahren elastisch-elastisch),

$K_v = 1,0$ (Nachweisverfahren elastisch-plastisch)

Bauteile mit konstanter Höhe:



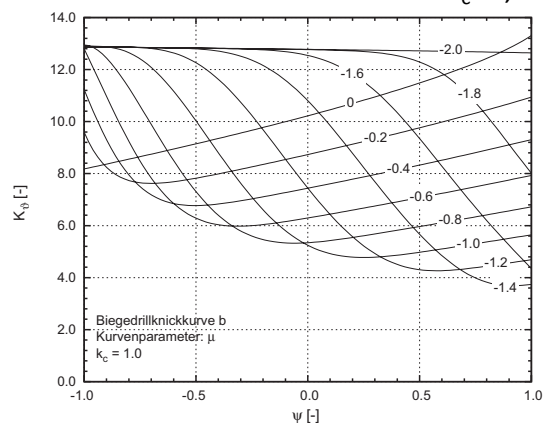
M_{pl} plastische Biegemomentenragfähigkeit um die starke Achse

Erforderliche Federsteifigkeit der Drehbettung:

$$C_{9,k} \geq \frac{M_{pl,k}^2}{EI_z} \cdot K_9 \cdot K_v$$

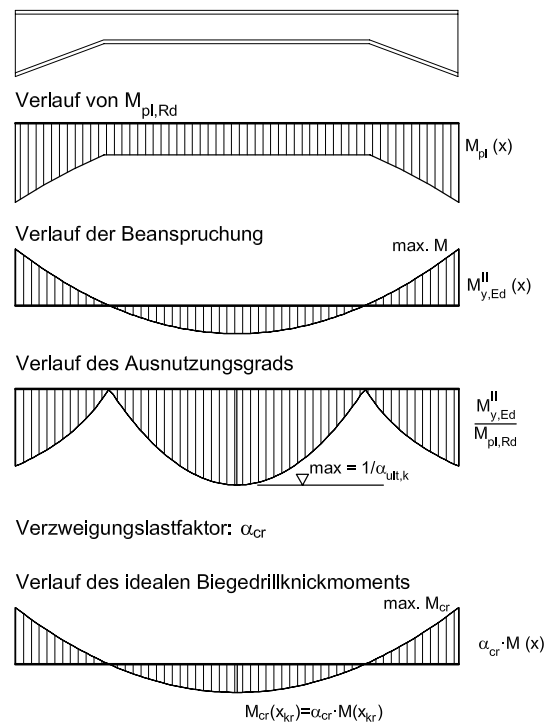
Beiwert K_9 zur Berücksichtigung des Momentenverlaufs:

Bauteile mit freier Drehachse – $k_c = 1,0$



Gevoutete Bauteile:

Bauteilgeometrie (überhöht dargestellt)



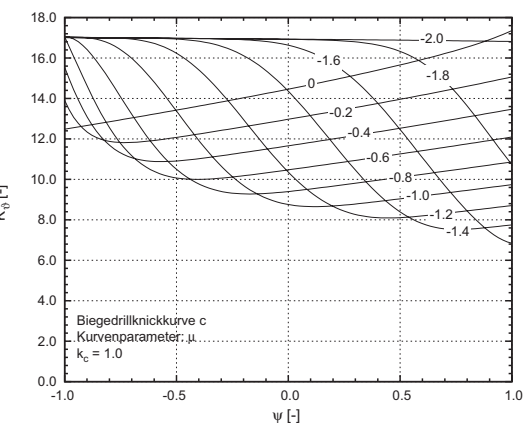
Verzweigungslastfaktor: α_{cr}

Verlauf des idealen Biegedrillknickmoments

$$M_{cr}(x_{kr}) = \alpha_{cr} \cdot M(x_{kr})$$

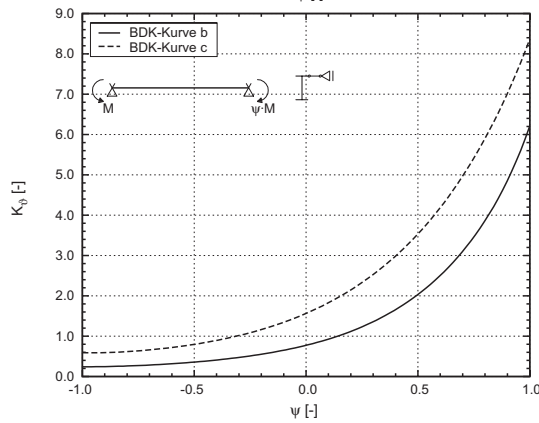
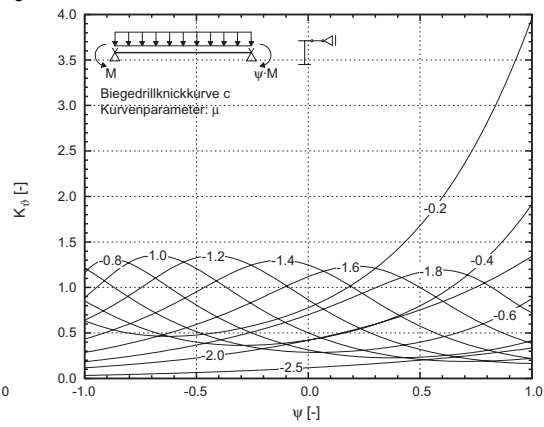
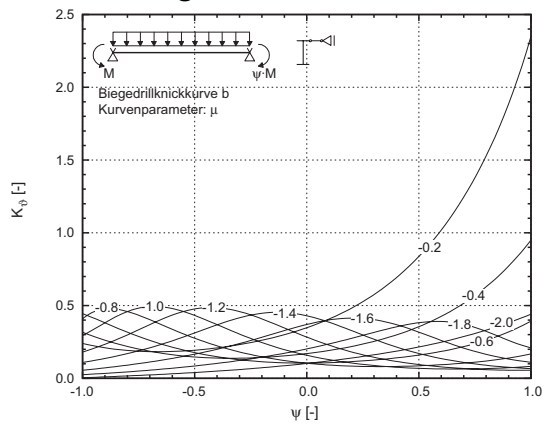
Erforderliche Federsteifigkeit der Drehbettung:

$$C_{9,k} \geq \frac{(\alpha_{ult,k} \cdot \max. M)^2}{EI_z} \cdot K_9$$

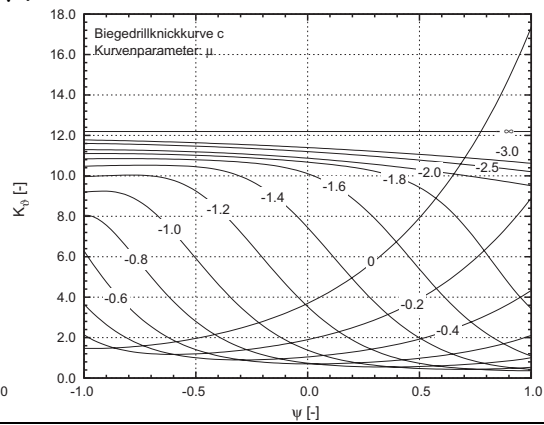
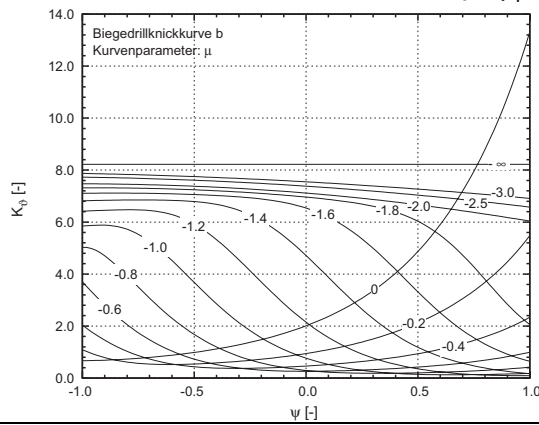


Tafel C.1 fortgesetzt

Bauteile mit gebundener Drehachse – $k_c=1,0$



Bauteile mit freier Drehachse – $k_c=f(\psi, \mu)$



C.2 Bauteile mit kontinuierlicher seitlicher Stützung

Tafel C.2

Erforderliche Schubfeldsteifigkeit für Bauteile mit konstanter Höhe

Eingangsparameter:

I_z Trägheitsmoment um die schwache Achse

I_T Torsionsträgheitsmoment

M_{pl} plastische Biegemomententragfähigkeit um die starke Achse

L Bauteillänge

M_{cr*} aus der Bedingung, dass mindestens 95% der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit erreicht werden muss:

$$M_{cr*} = \frac{M_{pl}}{\bar{\lambda}_{LT,grenz}^2} \quad \text{mit} \quad \bar{\lambda}_{LT,grenz} = \begin{cases} 0,5225 & \text{BDK-Kurve b} \\ 0,4885 & \text{BDK-Kurve c} \end{cases}$$

Ideales Biegedrillknickmoment unter

Annahme einer starren seitlichen

Stützung:

$$M_{cr,LR} = \frac{k_{min}}{L} \sqrt{EI_z \cdot GI_T}$$

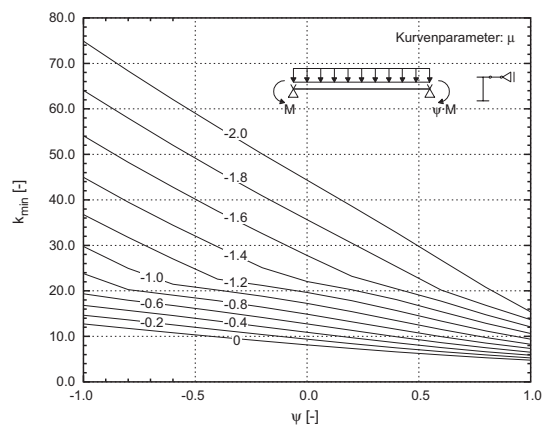
Alternativ darf k in Abhängigkeit des dimensionslosen Torsionsparameters κ gemäß Anhang D verwendet werden

Eingangswert für die Bestimmung der erforderlichen Schubfeldsteifigkeit:

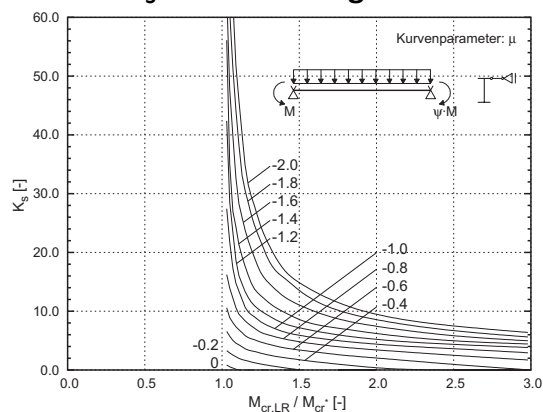
$$\frac{M_{cr,LR}}{M_{cr*}}$$

Erforderliche Schubfeldsteifigkeit:

$$S \geq K_S \cdot \frac{M_{pl}}{h}$$



Beiwert K_S zur Ermittlung von erf. S :



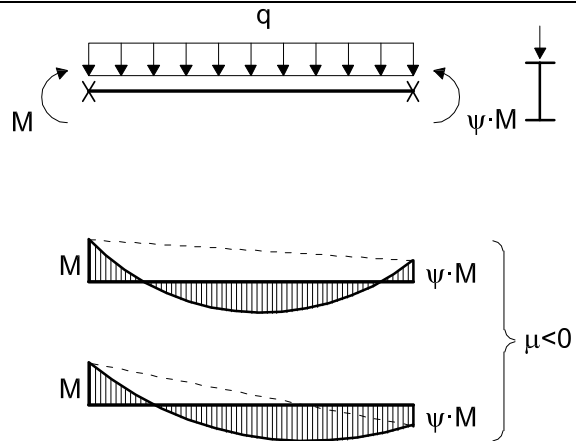
Anhang D: Berücksichtigung sekundärer Bauteile bei der Ermittlung des idealen Biegedrillknickmoments

D.1 Berücksichtigung einer Drehbettung bei der Ermittlung von M_{cr}

Tafel D.1

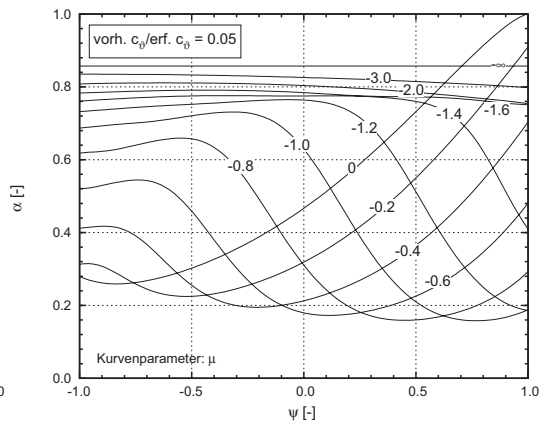
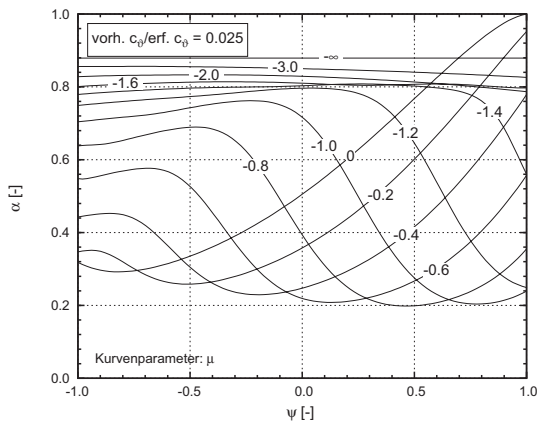
Eingangsparameter:

- I_z Trägheitsmoment um die schwache Achse
- I_T Torsionsträgheitsmoment
- I_w Wölbwiderstandsmoment
- z_g Abstand des Lastangriffspunktes zum Schubmittelpunkt
- L Bauteillänge

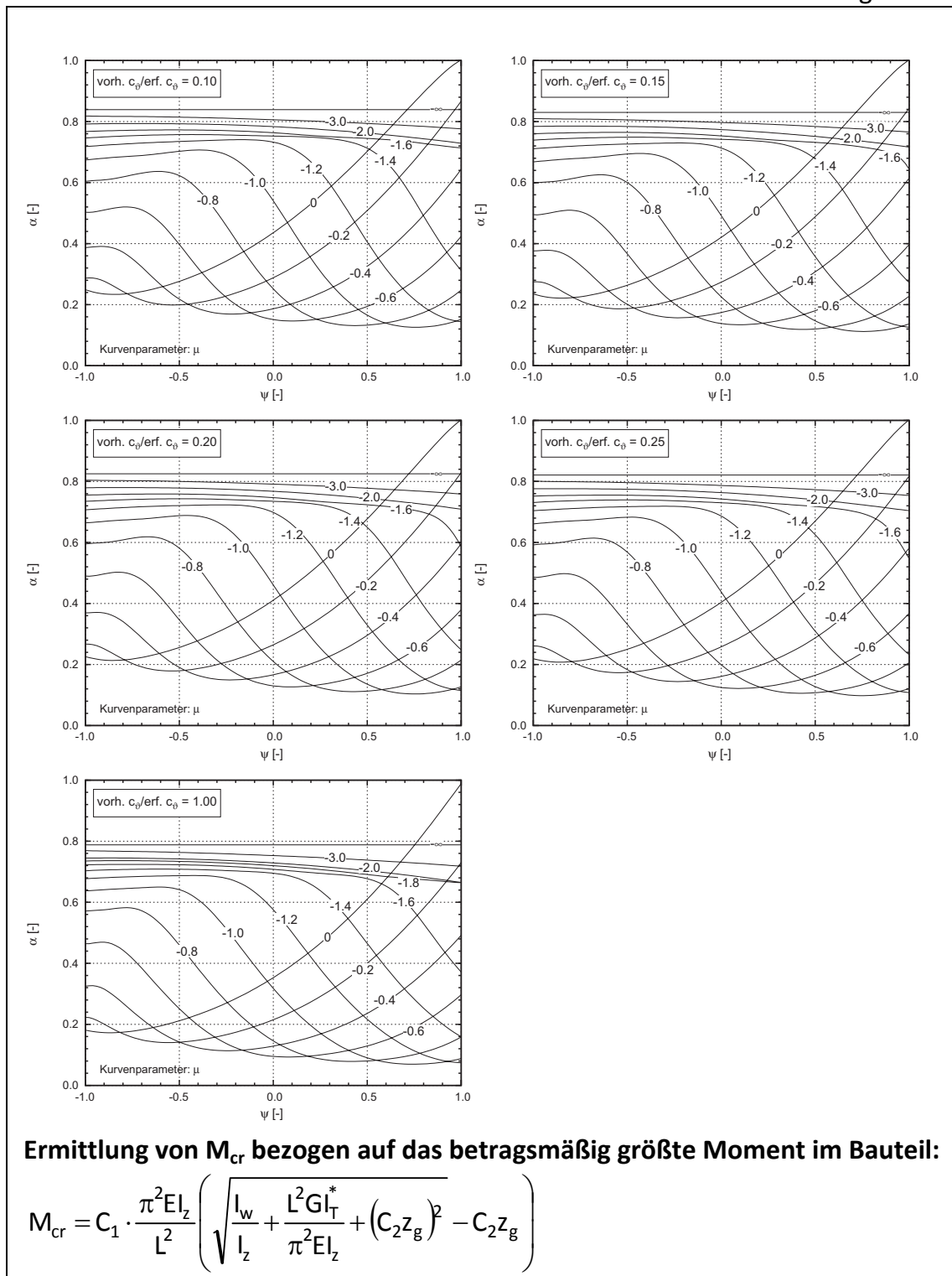


Ideelle Torsionssteifigkeit in Abhängigkeit vom Verhältnis $\text{vorh. } c_\vartheta / \text{erf. } c_\vartheta$:

$$I_T^* = I_T + \alpha \cdot C_\vartheta \cdot \frac{L^2}{G \cdot \pi^2}$$

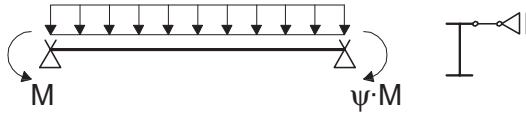


Tafel D.1 fortgesetzt



D.2 Berücksichtigung einer kontinuierlichen seitlichen Abstützung bei der Ermittlung von M_{cr}

Tafel D.2



Eingangsparameter (Querschnittswerte bezogen auf den Grundquerschnitt):

I_z Trägheitsmoment um die schwache Achse

I_T Torsionsträgheitsmoment

I_w Wölbwiderstandsmoment

L Bauteillänge

Erforderliche Schubfeldsteifigkeit zum Erreichen einer gebundenen Drehachse:

$$S \geq \left(EI_w \frac{\pi^2}{L^2} + GI_T + EI_z \frac{\pi^2}{L^2} 0,25h^2 \right) \frac{70}{h^2}$$

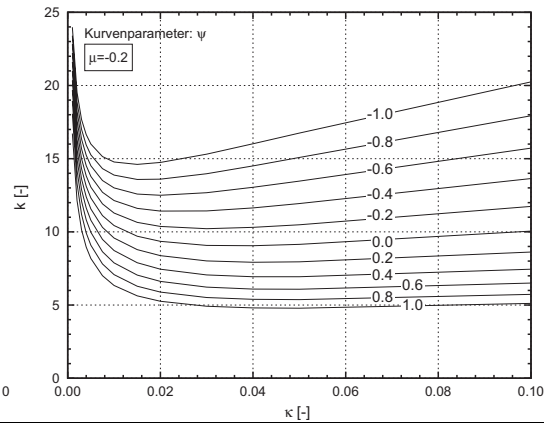
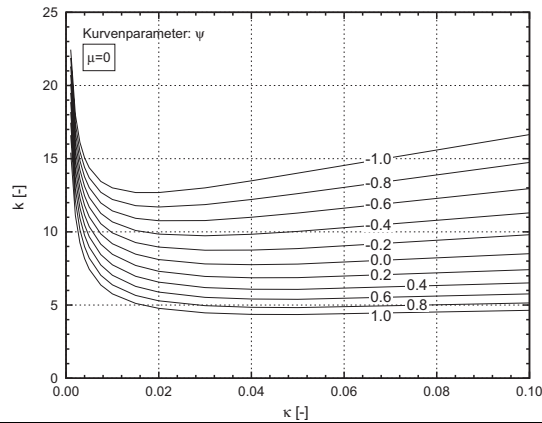
Dimensionsloser Torsionsparameter κ :

$$\kappa = \frac{EI_w}{L^2 GI_T}$$

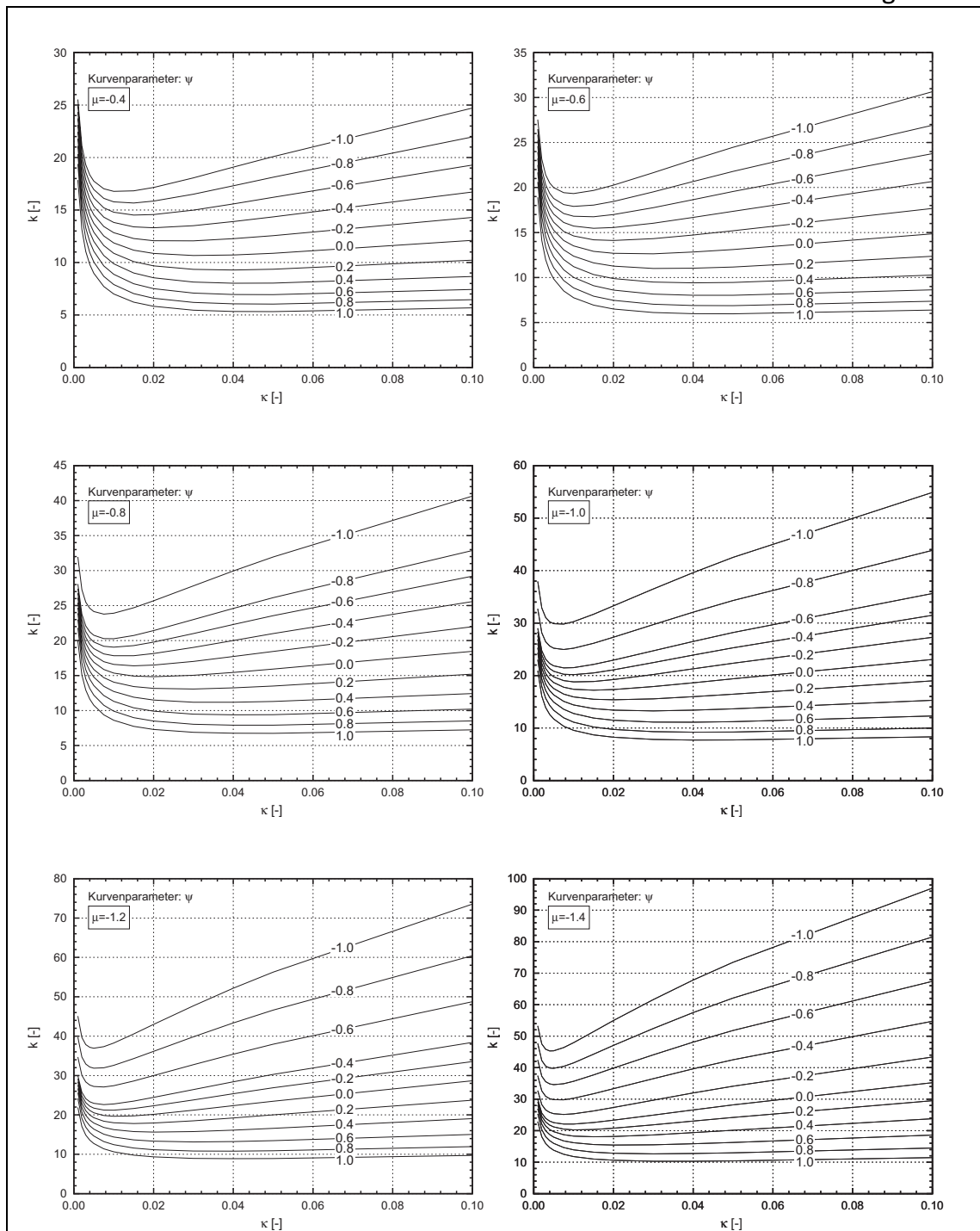
Ideales Biegedrillknickmoment M_{cr} :

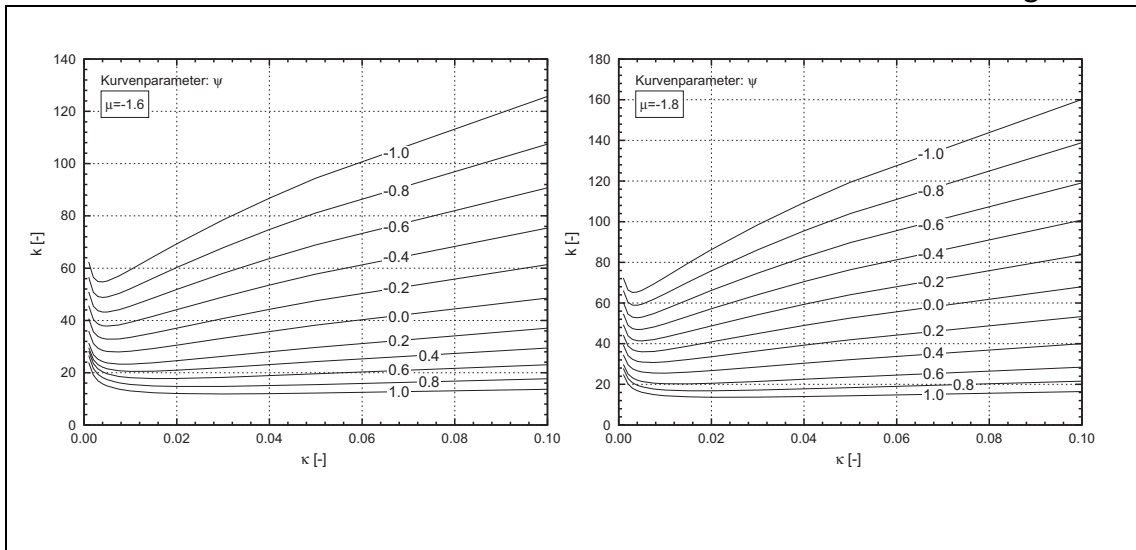
$$M_{cr} = \frac{k}{L} \sqrt{EI_z \cdot GI_T}$$

Beiwert k :



Tafel D.2 fortgesetzt





Anhang E: Einfluss der Profilverformung auf das ideale Biegedrillknickmoment

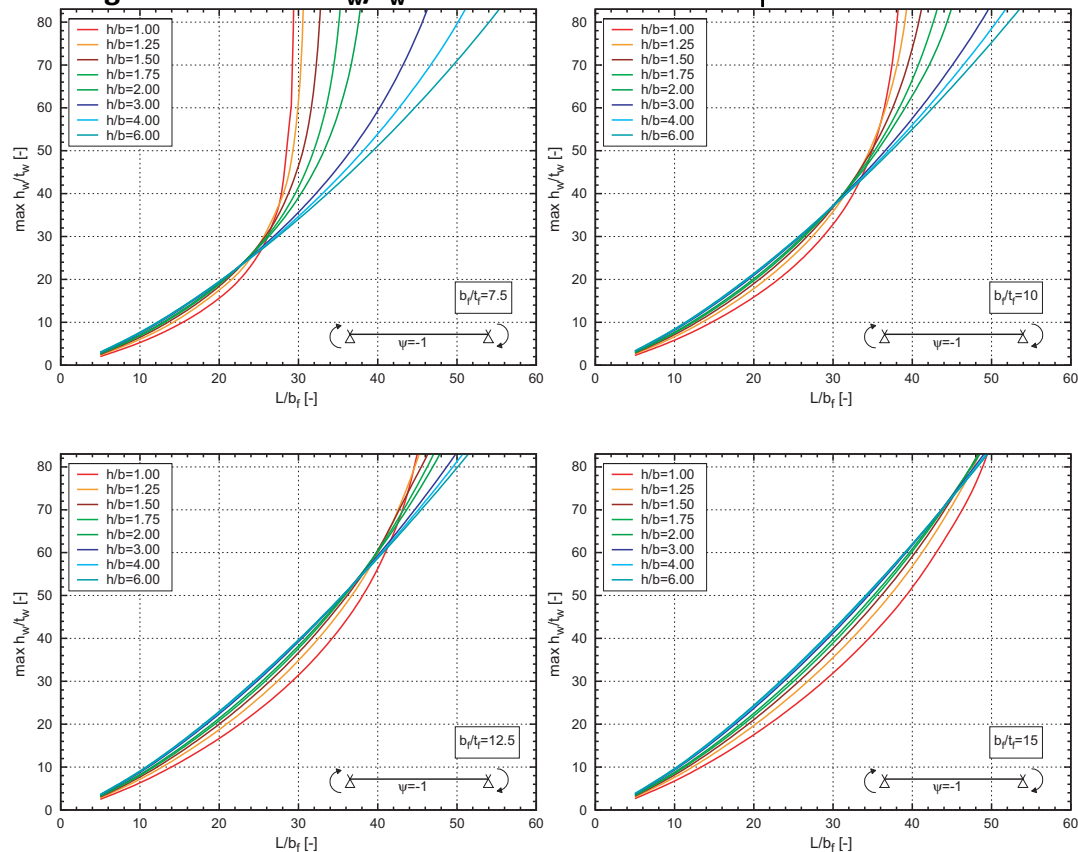
E.1 Zulässige Verhältnisse h_w/t_w , so dass auf eine explizite Berücksichtigung der Profilverformung verzichtet werden kann

Tafel E.1

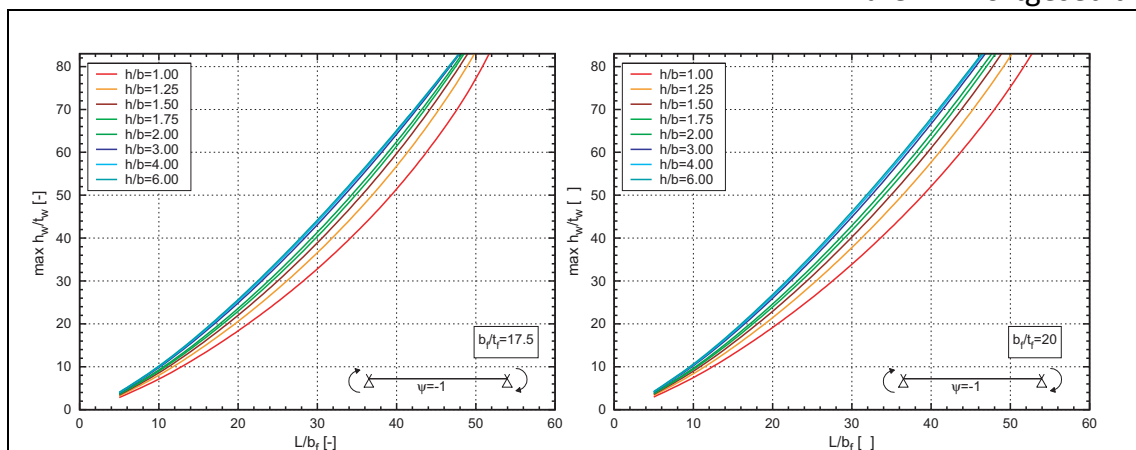
Eingangsparameter:

- h Bauteilhöhe
- b_f Flanscbreite
- t_f Flanshdicke
- L/b_f bezogene Bauteillänge

Zulässige Verhältnisse h_w/t_w für den Referenzlastfall $\psi = -1$:



Tafel E.1 fortgesetzt



E.2 Einfluss der Profilverformung auf das ideale Biegedrillknickmoment

Tafel E.2

Eingangsparameter (Querschnittswerte in Bauteilmitte):

h_w	Steghöhe
t_w	Stegdick
I_z	Trägheitsmoment um die schwache Achse
I_y	Trägheitsmoment um die starke Achse
$I_{z,g}$	Trägheitsmoment eines Gurtes um die schwache Achse
$I_{T,G}$	Torsionsträgheitsmoment eines Gurtes
I_w	Wölbwiderstandsmoment
L	Bauteillänge

Hilfswerte:

$$k_{gI} = \frac{2 \cdot E t_w^3}{12 \cdot h_w \cdot (1 - \nu^2)} \quad e_{pG} = \left(\frac{h_w}{4} + \frac{I_{z,g} \cdot h_w}{I_y} \right)$$

Abminderungsfaktor für M_{cr} für den Referenzlastfall $\psi = -1$:

$$\alpha_{PV} = \frac{M_{cr,PV}}{M_{cr,Qtreu}} = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{25 \cdot \pi^4 \cdot E I_z \cdot e_{pG}^2}{8 \cdot \left(G I_{T,G} \left(\frac{2\pi}{L} \right)^2 + k_{gI} \right) \cdot L^4}}}$$

Modifizierter Lastfallkoeffizient C_1^* :

$$C_1^* = \min \begin{cases} 1,77 - 0,77 \cdot \psi \\ \alpha_{PV, \psi = -1} \cdot 2,54 + 0,635 + 0,635 \cdot \psi \end{cases}$$

Lebenslauf

zur Person:

Name: Isabel Strohmann
Geburtsdatum: 11. März 1977
Geburtsort: Dortmund
Staatsangehörigkeit: deutsch
Wohnort: Davidisstraße 10, 44143 Dortmund

Eltern: Fredi Strohmann
Gerda Strohmann, geb. Hillenbach

zum Ausbildungs- und Berufsweg:

08/1983 – 06/1987: Lichtendorfer Grundschule, Dortmund
08/1987 – 06/1996: Gymnasium an der Schweizer Allee,
Dortmund, Erwerb der Hochschulreife
10/1996 – 07/2002: Studium an der Universität Dortmund,
Fachrichtung Bauingenieurwesen, Vertie-
fungsrichtung konstruktiver Ingenieurbau;
Abschluss Diplom-Ingenieur

Seit 08/2002: wissenschaftliche Angestellte am Lehrstuhl
Stahlbau, Fakultät Architektur und Bauin-
genieurwesen, Technische Universität
Dortmund

Seit 08/2002: Freie Mitarbeiterin in den Ingenieurbüros
Prof. Ungermann, Dortmund und PSP –
Planung und Entwicklung im Bauwesen,
Aachen
