



Bachelorarbeit

**Beurteilung der Direct Strength Method für die
Bemessung von Kaltprofilen**

Assessment of the Direct Strength Method for the design of cold-formed steel

Jascha Brötzmann

September 2015

Beurteilung der Direct Strength Method für die Bemessung von Kaltprofilen
Assessment of the Direct Strength Method for the design of cold-formed steel

Bachelorarbeit von Jascha Brötzmann



Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative Common Lizenz:

Namensnennung 4.0 International (CC BY 4.0)

<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>

Kurzdarstellung

Aufgrund des Bestrebens nach Gewichtsminimierung und dem Vorhandensein höherer Materialfestigkeiten kommt es im heutigen Stahlbau vermehrt zum Einsatz von dünnwandigen und schlanken Stahlprofilen in Form von geschweißten oder kaltgeformten Blechen. Der früher wichtigste Einsatz dieser Bauweise bestand im Brückenbau, da hier aufgrund der leichteren Konstruktionsweise eine höhere Spannweite erzielt werden konnte. Heute umfasst der Einsatzbereich eine Vielzahl von Anwendungsmöglichkeiten, wie zum Beispiel als Unterkonstruktion von Fassaden- und Dachelementen, aber auch als Primärtragwerke. Hierbei bietet diese Art des Konstruierens eine Vielzahl von Vorteilen, aber auch einen entscheidenden Nachteil: das steigende Risiko für Stabilitätsprobleme. Hierbei wird zwischen lokalen und globalen Instabilitäten unterschieden. Das globale Stabilitätsproblem umfasst das Stabknicken. Dies betrifft vor allem schlanke, lange Stahlprofile in Form von Stützen oder Trägern. Beim lokalen Stabilitätsproblem geht es um das Ausbeulen der Platte, bei welchem die ebenen Querschnittsbleche unter Druckbeanspruchung seitlich ausweichen. Es kann jedoch auch zu einer Forminstabilität des Querschnitts kommen. Dabei kann das Profil seine ursprüngliche Form nicht mehr beibehalten. Diese drei genannten Probleme führen zu einem Versagen vor Erreichen der Materialfestigkeit und sind somit die maßgebende Versagensart.¹

Die Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit beulgefährdeter, dünnwandiger Bauteile erfolgt über das Verfahren der wirksamen Breiten nach der gültigen europäischen Norm. Die Vorgehensweise hierbei ist, dass nur Querschnittsteile zur Bemessung angesetzt werden, welche einen Spannungsabtrag leisten können. Es kommt somit also zu einer fiktiven Reduktion des Querschnitts und zu reduzierten Querschnittswerten, welche nun zur Bemessung herangezogen werden können. Wie sich hierbei schon vermuten lässt, kann dieses Verfahren – je nach Querschnittsform – sehr aufwendig werden.²

Eine weitere Methode bildet die von SCHAFFER und PEKÖZ entwickelte «Direct Strength Method» [22], welche inzwischen in die gültige amerikanische [1] und australische Normung [23] Eingang gefunden hat. Das Konzept, welches hierbei zu Grunde liegt, ist, dass die wirksamen Schnittgrößen direkt bestimmt werden können, ohne eine aufwendige Ermittlung von effektiven Breiten bzw. Querschnitten vornehmen zu müssen. Dies erfolgt durch Traglastkurven, welche mittels Experimenten und numerischer Berechnung ermittelt wurden.³

Ziel dieser Arbeit soll es sein, diese einfach zu handhabende Methode umfassend zu beurteilen und in Hinblick auf Materialverbrauch und Bemessungsaufwand zu bewerten. Als Vergleich dient hierbei die Methode der wirksamen Breiten, welche eine näherungsweise realitätsnahe Erfassung des Beultragverhaltens von kaltgeformten Blechen darstellt.⁴

¹ Detzel, 2006

² Brune/Kalameya, 2009

³ Schafer/Peköz, 1998

⁴ Brune/Kalameya, 2009 (S. 466)

Abstract

Because of the tendency to reducing weight and the presence of stronger material today's steel construction is increasingly using thin and slender steel profiles in form of welded plates or cold-formed profiles. In the past the prior use of this method of construction was mainly for bridges. Today, the field of application includes a wide range of possibilities, such as a substructure for facades and roof elements and primary structures. This type of construction has a number of advantages but also one major drawback: the threat to local and global stability issues. The global stability problem involves global buckling, especially concerning lean, long steel profiles in the form of columns or beams. In contrast, the local stability problem is about the bulging of the plate, wherein the planar cross-sectional plate moves laterally under compression which can also lead to instabilities of the shape of the cross section. In this case, the original shape profile is no longer maintained. These three different problems lead to failure before reaching full material strength and thus are the authoritative modes of failure. ¹

The determination of the cross-section resistance of thin-walled components is carried out via the method of effective widths according to the valid European standard. The procedure here only recognizes the parts of the cross-section which can carry the load for the design. The results are notionally reduced cross sections and cross-sectional values which can then be used for measurements. This leads to the presumption that this method may be very extensive in calculations depending on the cross-sectional shape. ²

Another method developed by SCHAFFER and PEKÖZ is the «Direct Strength Method» [22], which already has been included in the valid American [1] and Australian standards [23]. In this case the concept is based on the direct determination of the effective forces, without having to make an extensive determination of effective widths and cross sections. This can be done by load curves determined by experiments and numerical computation. ³

The goal of this study is a comprehensive evaluation of this easy to use method and an evaluation in terms of material consumption and design complexity. For comparison the method of effective widths is used, which represents an approximate realistic acquisition of the load carrying capacity of cold-formed metal. ⁴

¹ Detzel, 2006

² Brune/Kalameya, 2009

³ Schafer/Peköz, 1998

⁴ Brune/Kalameya, 2009 (page 466)

Inhaltsverzeichnis

Bezeichnungen	VII
Häufig verwendete Formelzeichen, Symbole und Abkürzungen	VII
1 Einleitung	1
1.1 Motivation.....	1
1.2 Vorgehensweise	2
2 Kaltgeformte Profile	3
2.1 Allgemeines.....	3
2.2 Querschnittsformen	4
2.3 Geometrische Abmessungen	4
2.4 Einfluss ausgerundeter Ecken	5
2.5 Tragwerksmodellierung	5
2.5 Imperfektionen.....	6
Zu den geometrischen Imperfektionen.....	7
Zu den strukturellen Imperfektionen.....	7
2.6 Versagensformen dünnwandiger, kaltgeformter Querschnitte.....	7
Zum lokalen Stabilitätsversagen	8
Zum globalen Stabilitätsversagen	9
Zum Versagen durch Schubbeulen	10
3 Nachweis nach DIN EN 1993-1-3	12
3.1 Die Methode der wirksamen Breiten	12
3.2 Berechnungen	15
3.2.1 Zu den Voraussetzungen.....	15
3.2.2 Erster Querschnitt.....	15
3.2.3 Weitere Querschnitte	23
4 Direct Strength Method.....	26
4.1 Einführung.....	26
4.2 Die Finite Streifen Methode als Grundlage von CUFSM.....	26
4.3 Die «Direct Strength» Methode	28
4.4 Berechnungen	30
4.4.1 Erster Querschnitt.....	30
4.4.2 Weitere Querschnitte	36

5 Vergleich der beiden Nachweisverfahren	37
5.1 Ein Vergleich der Methoden	37
5.2 Ein Vergleich der Zahlen	37
6 Auswertung und Analyse	40
7 Fazit	47
7.1 Zusammenfassung und Bewertung	47
7.2 Fazit und Ausblick	48
Literaturverzeichnis	I
Abbildungsverzeichnis	III
Anhang	IV

Bezeichnungen

Häufig verwendete Formelzeichen, Symbole und Abkürzungen

Abkürzungen

Bsp.	Beispiel
b. z. w.	beziehungsweise
DGL	Differentialgleichung
d. h.	das heißt
DSM	Direct Strength Method
EC	Eurocode
EKSL	Europäische Knickspannungslinie
etc.	et cetera
MWB	Methode der wirksamen Breiten
u. a.	unter anderem
z. B.	zum Beispiel

Lateinische Buchstaben

A	Querschnittsfläche
b	Breite des Blechs
b_p	Nennwert der geraden Breiten ebener Teile
c	Lippenlänge
E	E-Modul
f_y	Streckgrenze
G	Schubmodul
h	Höhe des Querschnitts
I	Trägheitsmoment
K	Federsteifigkeit von Steifen
l_{cr}	Knicklänge
r	Innenradius
r_m	Innenradius bis zur Mittellinie des Blechs
t	Dicke des Blechs
t_{red}	reduzierte, wirksame Dicke des Blechs
W	Widerstandsmoment

Griechische Buchstaben

γ	Sicherheitsbeiwert
$\bar{\lambda}$	Schlankheitsgrad
ν	Querkontraktionszahl
ρ	Abminderungsfaktor
σ	Normalspannung
τ	Schubspannung
χ	Abminderungsfaktor
ψ	Spannungsverhältnis

1 Einleitung

1.1 Motivation

Die Verwendung von kaltgeformtem Stahl in Bauwerken begann in den Vereinigten Staaten und Großbritannien Ende des 19. Jahrhunderts. Jedoch war diese Art des Bauens selbst in den 20ern und 30ern des 20. Jahrhunderts noch sehr eingeschränkt. Das lag vor allem an den mangelhaften Informationen und Konstruktionsregeln. Mit der Zeit und dem Wunsch nach kostengünstigen Gebäuden, durch z.B. Gewichtsoptimierungen oder industrieller Fertigung, wuchs das Interesse an kaltgeformtem Stahl und dessen Verwendungsmöglichkeiten. So führte die Entwicklung und die Fortschritte in der Schweißtechnik nach dem Ende des zweiten Weltkriegs zu einem vermehrten Einsatz von dünnwandigen Profilen und leitete damit den Beginn der immer fortschreitenden Optimierung dieser Stahlbauweise ein.¹

In Deutschland wurde im Jahr 1952 – nach 13 Jahren Entwicklungszeit – die DIN 4114-1 [7] bauaufsichtlich eingeführt. Diese beinhaltet die Beulsicherheitsnachweise auf der Grundlage der linearen Beultheorie. Die weitere Entwicklung der Stahlleichtbauweise führte zu einem vermehrten Einsatz dünnwandiger Querschnitte in fast allen Anwendungsbereichen. Die DIN 4114 war somit durch den fortschreitenden Werdegang der Kaltprofile schon nach acht Jahren nicht mehr zeitgemäß und musste erneuert werden. Dieses Beispiel soll die rasante Entwicklung der damaligen Zeit unterstreichen und kann so zumindest ansatzweise die heutige Vielfältigkeit dünner Stahlprofile erklären.²

Die dünnwandigen Querschnitte haben ihre Existenzberechtigung daher nicht nur im Brückenbau, sondern ermöglichen vielfältige Einsatzmöglichkeiten. Abnehmerindustrien sind beispielsweise die Fahrzeugbranche, die Elektroindustrie, der Maschinenbau und natürlich die Baubranche. Allein die Baubranche bietet eine Vielzahl von Verwendungsmöglichkeiten wie im Hochbau, Hallenbau, Bau von Hochlagerregalen, Unterkonstruktionen für Fassaden und Dächer, etc.³

Das Design dieser kaltgeformten Profile bringt jedoch eine entscheidende Herausforderung für die konstruierenden Ingenieure mit sich. Die Schlankheit der Bauteile führt zu Stabilitätsproblemen des Querschnitts in lokaler und globaler Hinsicht. Lokale Probleme bedeuten einerseits das Ausbeulen der Platte, sowie andererseits Querschnittsinstabilitäten. Das globale Problem beschreibt hingegen das Stabknicken, welches man auch von auf Druck belasteten Stützen oder von Biegeträgern kennt. Diese Problematik ist gerade bei Platten entscheidend, da sie die maßgebende Versagensform darstellt und in ihrer Komplexität nicht leicht nachzuweisen ist. So führt auch die rasante Entwicklung der letzten Jahre in der Herstellungstechnik des Kaltformens sowie die Vielfalt der Querschnittsformen und der Versteifungsmöglichkeiten zu einer komplexen und nicht einfach zu führenden Nachweismethodik. Die hauptsächlichen Gründe für diese schnelle Entwicklung liegen in der fortschreitenden Verbesserung der Herstellungsweisen und dem Schutz gegen Korrosion, was zu einer erhöhten Konkurrenzfähigkeit der Produkte und neuen Anwendungsbereichen führt.⁴

Einhergehend mit neuen Querschnitten, Herstellungsverfahren und Anwendungsmöglichkeiten entstehen auch neue Methoden, um die Profile hinsichtlich ihrer Tragfähigkeit nachweisen zu können und eine möglichst schnelle und praktikable Nachweisführung zu ermöglichen. So wurde zum

¹ Dubina et.al., 2012

² Braun/Kuhlmann, 2009

³ Hussmann > Abnehmerindustrien

⁴ Brune/Kalameya, 2009

Beispiel Ende der 90er Jahre des letzten Jahrhunderts in Nordamerika eine neue Bemessungsmethode vorgestellt und seither weiterentwickelt. Die Rede ist von der Direct Strength Method (DSM). Das hierbei zu Grunde gelegte Konzept beruht darauf, die wirksamen Schnittgrößen direkt bestimmen zu können. Umsetzbar ist dies mit Hilfe von so genannten Beulkurven, welche mit typischen kaltgeformten, dünnwandigen Stahlprofilen unter Druck- oder Biegebeanspruchung erstellt wurden. Aus diesen kann die Beultragfähigkeit letztendlich direkt abgelesen werden.¹

Nach der gültigen europäischen Norm hingegen erfolgt der Nachweis über das Verfahren der wirksamen Breiten. Die Vorgehensweise hierbei ist, dass nur Querschnittsteile zur Bemessung angesetzt werden, welche einen Spannungsabtrag leisten können. Es kommt also zu einer fiktiven, der Realität jedoch sehr nahe kommenden, Reduktion des Querschnitts und somit zu reduzierten Querschnittswerten, welche nun zur Bemessung verwendet werden können. Wie sich hierbei schon vermuten lässt, kann dieses Verfahren – je nach Querschnittsform – sehr aufwendig, wenn nicht sogar unmöglich werden.²

Ziel dieser Arbeit soll es sein, die DSM umfassend zu beurteilen und in Hinblick auf Materialverbrauch und Bemessungsaufwand zu bewerten. Als Vergleich dient hierbei die Methode der wirksamen Breiten, welche eine näherungsweise realitätsnahe Erfassung des Beultragverhaltens von kaltgeformten Blechen darstellt.³

1.2 Vorgehensweise

In Kapitel zwei soll zuerst eine allgemeine Einführung in kaltgeformte Stahlprofile gegeben werden. Hierbei geht es um Herstellungsformen, Querschnittstypen, Versteifungsmöglichkeiten und weitere wichtige Einflüsse auf Kaltprofile. Dieser Teil orientiert sich stark an der DIN EN 1993-1-3, welche hierzu bereits viele Informationen liefert. Im Weiteren werden die möglichen Versagensformen erläutert, welche einen sehr wichtigen Teil der Arbeit ausmachen, da sie die Grundlage der Berechnungen und Analyse sind. Dies stellt zudem die Überleitung zum dritten Kapitel dar, in welchem die Nachweismethodik der europäischen Norm dargelegt werden soll. Da das Ziel dieser Arbeit eine Beurteilung der DSM beinhaltet, werden dafür einige Beispielrechnungen durchgeführt, um so einen direkten Vergleich in Bezug auf Bemessungsaufwand und Wirtschaftlichkeit zu ermöglichen. Das vierte Kapitel umfasst eine Einführung in die Methodik der direkten Tragfähigkeitsermittlung, befasst sich mit ihren Grundlagen sowie ihrer Modellierungsweise und weiterhin mit den identischen Bemessungsbeispielen aus Kapitel drei. Im fünften Kapitel soll dann der Vergleich der beiden Methoden in Bezug auf wichtige Kriterien stattfinden und im sechsten Kapitel eine Auswertung erfolgen. Das letzte Kapitel beinhaltet das Fazit und ermöglicht eine Bewertung.

¹ Schafer/Peköz, 1998

² Brune/Kalameya, 2009

³ Brune/Kalameya, 2009

2 Kaltgeformte Profile

2.1 Allgemeines

Unter kaltgeformten Profilen versteht man dünnwandige Stahlprofile aus Band oder Blech, welche durch Kaltumformung in den jeweiligen Querschnitt gebracht werden. Diese Kaltumformung kann durch verschiedene Verfahren realisiert werden. Man unterscheidet das Walz-, Biege- oder Pressverfahren, wobei das Walzprofilieren in der industriellen Fertigung überwiegt. Dabei handelt es sich um eine plastische Umformung des Werkstoffs, welche mit sich drehenden Hilfsmitteln erzielt wird. Eingesetzt werden zumeist Profilrollen, die durch eine bestimmte Anordnung auf dem Fertigungsband entsprechende Querschnittsformen herstellen können.

Diese Stahlprofile haben folgende Vorteile:¹

- freie Gestaltung der Querschnitte, womit individuelle bauliche Anforderungen erfüllbar sind
- lange Spannweiten bis zu zwölf Metern
- vielfältige Oberflächenbehandlung möglich (z.B. beschichtet oder unbeschichtet)
- enge Toleranzen aufgrund von industrieller Massenproduktion
- «Stahlleichtbau» → gutes Verhältnis von Tragkraft zum Gewicht des Bauteils
- leichte Handhabbarkeit und einfache Verbindungsmöglichkeiten
- geringer Materialverbrauch und damit geringere Kosten im Vergleich zu üblichen Stahlprofilen wie I- oder Hohlkasten-Profilen
- 100% recycelbar, geringe Empfindlichkeit bei der Verarbeitung
- Integration der Loch- und Perforierarbeitsgänge in den Herstellungsprozess

Doch bei diesen vielfältigen Vorteilen stellt sich automatisch die Frage nach entscheidenden Nachteilen. Hierbei wäre zuerst zu erwähnen, dass diese freie Gestaltung der Querschnitte nur insofern funktioniert, als dass sie auch nachweisbar in Bezug auf ihre Querschnittstragfähigkeit sind (siehe dazu «2.2 Querschnittsformen»). Diese Problematik leitet zugleich auch den entscheidenden Nachteil dieser Bauteile ein. Schlanke Bauteile im Allgemeinen neigen zum Knicken bzw. Beulen im Falle der dünnwandigen Bleche. Bedeutung dessen ist ein Versagen der Struktur vor Erreichen der Querschnittstragfähigkeit, was somit die maßgebende Versagensart im Nachweisverfahren darstellt (siehe dazu «2.6 Versagensformen dünnwandiger, kaltgeformter Querschnitte»). Ein weiterer, nicht zu verachtender Nachteil entsteht durch die Eigenspannung des Profils. Nähere Erläuterungen dazu sind in Kapitel 2.5 zu finden.²

Die verwendeten Materialien sollten eine Eignung zur Kaltumformung besitzen, welche durch die Duktilität des Grundwerkstoffes gekennzeichnet ist. Bei den herkömmlichen Stahlsorten wie S235, S355 und S460 ist dies gegeben (siehe dazu EN 10025, Teil 2-4 oder Tabelle 3.1a nach DIN EN 1993-1-3 [11]). Es besteht weiterhin die Möglichkeit der Beschichtung des Stahls, um ihn so vor Umwelteinflüssen zu schützen. Hierbei findet oft Zink eine geeignete Anwendung, da dieses einen hohen Brand- und Korrosionsschutz bietet. Unter normalen Bedingungen bietet so z.B. eine Zinkauflage von 20 µm und Z 275 einen ausreichenden Korrosionsschutz. Siehe dazu auch Tabelle 3.1b nach [11], welche noch weitere metallische Überzüge sowie mechanische Bearbeitungsmöglichkeit für den Gültigkeitsbereich der Norm nennt.³

¹ Hussmann > Kaltprofile

² Dubina et.al., 2012

³ Brune/Kalameya, 2009

2.2 Querschnittsformen

Typische Querschnittsformen sind im nachfolgenden Bild dargestellt.

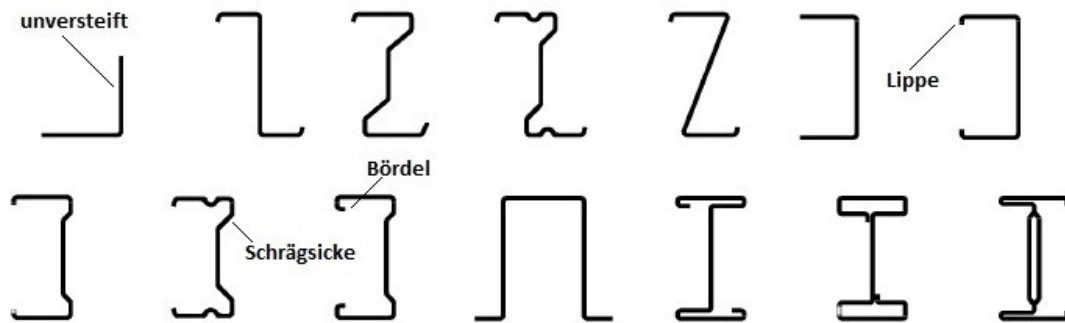


Abbildung 1: Typische Querschnitte nach [11], Seite 10

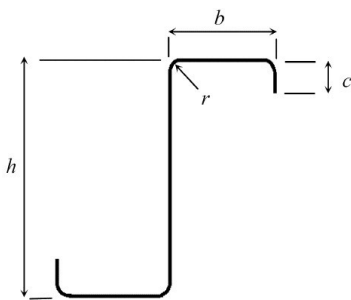


Abbildung 2: Querschnittsabmessungen nach [11]

Diese Profilformen haben dabei eine konstante Blechdicke t und weisen einen über die gesamte Länge gleichbleibenden oder einen längsveränderlichen Querschnitt auf. Dabei können Versteifungen in Form von Randsteifen wie Lippen oder Bördeln und innenliegende Steifen wie Sicken oder Schrägsicken zum Einsatz kommen (siehe Abbildung 1). Die Verformung der Bleche an diesen Kanten und Aussteifungen führt zu einer erhöhten Streckgrenze. Dieser Vorteil ist in Einzelfällen nach [11] rechnerisch ausnutzbar. Der Anwendungsbereich dieser Norm bezieht sich nur auf Querschnittsformen, welche die geometrischen Abmessungen einhalten und die angegebenen Werkstoffe verwenden. Abmessungen eines typischen Z-Querschnitts nach [11], Seite 13, zeigt Abbildung 2.¹

2.3 Geometrische Abmessungen

Die Dünnwandigkeit von Blechen und Platten ist über das Schlankheitsverhältnis b/t definiert. Dabei gibt es Grenzwerte für die Schlankheit einzelner Elemente wie Stege, Gurte oder Lippen. Dies kennzeichnet, wie bereits erwähnt, den baupraktischen Anwendungsbereich, für den die Bemessungsregeln angewendet werden können. Dieser Bereich ist ein durch experimentelle Untersuchungen abgesicherter Rahmen.

Querschnittsteilfläche	Maximalwert
	$b/t \leq 50$
	$b/t \leq 60$ $c/t \leq 50$
	$b/t \leq 90$ $c/t \leq 60$ $d/t \leq 50$

Abbildung 3: Ausschnitt aus der Tabelle 5.1 nach [11], Seite 24

¹ Brune/Kalameya, 2009

Auch die aussteifenden Elemente wie Lippen oder Bördel erfahren ihre Anwendungsgrenzen durch geometrische Abmessungen. Der Grund dafür liegt in der Wirksamkeit der Versteifungen. Unterschreiten sie die Grenzwerte, so ist die Steifigkeit zu gering und die versteifende Wirkung darf rechnerisch nicht angesetzt werden, da die Steifen ihrerseits biegeknickgefährdet sind. Der obere Grenzwert dient als baupraktisch akzeptierbarer Bereich, der als ein sinnvolles Größenverhältnis zwischen Stegen/Gurten und aussteifenden Blechen angesehen werden kann.¹

$$\text{Für Lippen gilt: } 0,2 \leq c/b \leq 0,6 \quad (2.3a)$$

$$\text{Für Bördel gilt: } 0,1 \leq d/b \leq 0,3 \quad (2.3b)$$

2.4 Einfluss ausgerundeter Ecken

Nach [11] darf der Einfluss ausgerundeter Ecken bei der Tragwerksberechnung vernachlässigt werden, sobald folgende zwei Gleichungen erfüllt sind:

$$r \leq 5 t \text{ und } r \leq 0,1 b_p$$

Dabei ist b_p der Nennwert der geraden Breiten eines ebenen Elements, welches beispielsweise der Abstand von einem freien Ende bis zum Mittelpunkt der Ecke bzw. Biegung oder der Abstand zwischen zwei Mittelpunkten (zur Verdeutlichung siehe dazu Abbildung 4 oder Bild 5.1, [11], Seite 21) darstellt. Ist dieser Fall gegeben, darf der Berechnung ein idealisierter Querschnitt mit scharfkantigen Ecken, wie in [11], Bild 5.2 verdeutlicht, zugrunde gelegt werden.

Bei der Betrachtung von globalen Stabilitätsproblemen dünnwandiger Profile oder beim Nachweis der Gebrauchstauglichkeit ist der steifigkeitsmindernde Einfluss der runden Ecken jedoch immer zu berücksichtigen. Bei der Berechnung der Beultragfähigkeit der einzelnen Querschnittselemente beeinflusst diese Vorgabe der DIN EN 1993-1-3 die Berechnung dagegen positiv. Dies liegt daran, dass die Außenabmessungen des Profils auf die Breite b_p reduziert werden und somit eine günstigere, weil kleinere, Breite angesetzt werden darf. Dadurch wird die Beultragfähigkeit wiederum gesteigert.

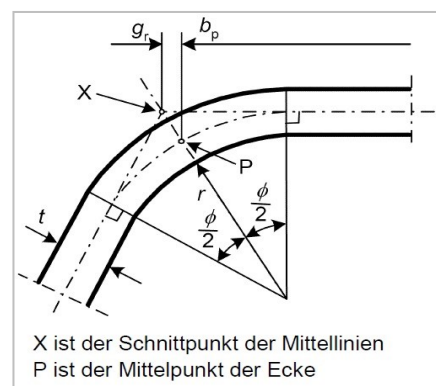


Abbildung 4: Definition von b_p nach [11]

Ungeachtet dessen heben sich die negativen Auswirkungen der ausgerundeten Ecken und die positiven Effekte, wie zum Beispiel der Materialverfestigung (siehe Abschnitt 2.2), bei vielen Querschnittsformen nahezu auf.²

2.5 Tragwerksmodellierung

In Hinblick auf Tragwerksberechnungen und auf die DSM ist eine Modellierung der Tragwerke sinnvoll, um eine adäquate Berechnung durchführen zu können. Eine Modellierung ist notwendig, um die realen Tragwerke auf ein für die Berechnung machbares Maß an Komplexität zu reduzieren. Auch hier gib die DIN EN 1993-1-3 Vorgaben, welche die nachfolgende Abbildung zeigt.

¹ DIN EN 1993-1-3

² Brune/Kalameya, 2009 (S. 465)




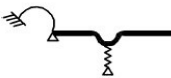



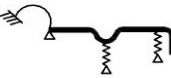


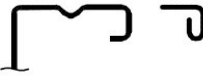

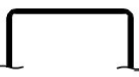


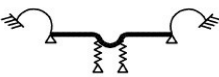




Elementtyp	Modell	Elementtyp	Modell
			
			
			
			
			

Abbildung 5: Tragwerksmodellierung nach [11], Tabelle 5.2

Wie Tabelle 5.2 (Bezeichnung nach Quelle) bereits erkennen lässt, spielt bei der Modellierung die Darstellung der Tragwerke mittels Federn eine wichtige Rolle. So geht die Norm bei der Berechnungsmethodik bei Rand- und Zwischensteifen von einem elastisch gebetteten Stab mit einer kontinuierlichen Federsteifigkeit K aus, welche dann im Verlaufe der Berechnung bestimmt werden muss – näheres dazu werden die Berechnungen erläutern. Dazu gibt die Norm speziell für lippenverstärkte C- und Z-Querschnitte Berechnungsformeln vor, welche so die Bemessung ansatzweise vereinfachen. Die Verbindungen der einzelnen Querschnittsteile, wie beispielsweise zwischen Steg und Gurt, werden mittels einer gelenkigen Lagerung modelliert.¹

Hierbei ist es wichtig zu verstehen, welche Modellierung der Norm zu Grunde gelegt wurde um so die entsprechenden Rechenschritte und Gleichungen zu verstehen. Weiterhin kann nur so eine sinnvolle Beurteilung der Nachweismethodik erfolgen, welche auch die Ursachen etwaiger Probleme benennt.

2.5 Imperfektionen

Das Wort «Imperfektion» wird abgeleitet aus dem lateinischen von *imperfectus*, was so viel wie unvollendet oder auch Unvollkommenheit bedeutet. Dies beschreibt bereits sehr gut, um was es sich bei Imperfektionen handelt. Unter diesem Begriff werden die Abweichungen von der im Bauwesen oder auch in anderen Bereichen definierten, idealen (in dem Sinne vollkommenen) Form zusammengefasst. Da demnach kein idealer, perfekter Zustand erzielt werden kann, ist von Bedeutung, Imperfektionen in ihrem Einfluss und ihrer Größe auf die Tragfähigkeit zu ermitteln. Um dies zu ermöglichen, ist es nötig, die verschiedenen Ursachen der Imperfektionen zu ermitteln. Dazu zählen unter anderem:

- Maßungenaugigkeiten
- Vorkrümmungen

¹ Brune/Kalameya, 2009 (Seite 470f.)

- Außermittige Anschlüsse und Lagerungen
- Exzentrische Lasteinleitungen
- Eigenspannungen (besonders bei Kaltprofilen)
- Werkstoff-Inhomogenität

Damit diese Vielfalt an Ursachen adäquat berücksichtigt werden kann, ermöglicht die DIN EN 1993-1-1 die pauschale Erfassung aller Imperfektionen durch sogenannte geometrische Imperfektionen.¹

Zu den geometrischen Imperfektionen

Hier wird wiederum in der Vorkrümmung einzelner Stäbe oder Bleche und der Vorverdrehung der Stäbe unterschieden. Dabei spielt die Form und Größe der gewählten Vorverformung eine entscheidende Rolle, da sie die kleinste Bauteillast liefern soll. Es liegt also in der Hand des Ingenieurs, dies iterativ herauszufinden. Bei Anwendung der DIN EN 1993 hingegen sind diese geometrischen Ersatz-Imperfektionen bereits bei den europäischen Knickspannungslinien berücksichtigt (siehe dazu auch Abschnitt «Zum globalen Stabilitätsversagen» unter Kapitel 2.6). Auch bei der Berechnung der Beullasten der dünnwandigen Querschnitte werden Imperfektionen berücksichtigt. Dies geschieht durch die Reduktionskurve nach Winter (siehe dazu Kapitel 3.1). Wird nun der Nachweis der wirksamen Breite geführt, so müssen sowohl lokale als auch globale Stabilitätsprobleme untersucht werden, was zwangsläufig zur Verwendung beider Traglastkurven und somit zu einer doppelten Berücksichtigung der Imperfektionen führt. Hier gelte es zu untersuchen, ob diese Art des Nachweises nicht zu konservativeren Werten als mit der Direct Strength Method führt, bei welcher Imperfektionen ebenfalls in den Beulkurven integriert sind, jedoch durch die Vorgehensweise der Methode nicht doppelt berücksichtigt werden. Da globale Stabilitätsprobleme in dieser Arbeit jedoch keine Berücksichtigung finden, wird dieses Problem nicht Teil der Bewertung sein.²

Zu den strukturellen Imperfektionen

Neben den bereits beschriebenen geometrischen Imperfektionen wird in eine weitere Kategorie unterschieden, den strukturellen Imperfektionen. Hierbei spielt in der Regel die Eigenspannung die wichtigste Rolle. Diese entsteht im Herstellungsprozess und hat einen großen Einfluss auf die Traglast. Dabei kann einerseits eine systematische Verteilung der Spannungen erkannt werden, wie zum Beispiel im Bereich der Biegeradien der kaltgeformten Stahlquerschnitte, andererseits können sie auch zufällig variieren. Demnach ist eine angemessene Erfassung schwer. Im Rahmen der europäischen Normgeneration können die strukturellen Imperfektionen durch eine Vergrößerung der geometrischen Vorverformungen abgedeckt werden.³

2.6 Versagensformen dünnwandiger, kaltgeformter Querschnitte

Die oben bereits beschriebenen Stahlprofile unterliegen zweierlei Stabilitätsgefährdungen: den lokalen Instabilitäten, bei welchen entweder die ebenen Bleche unter Druckspannungen ausbeulen (1) oder der ursprüngliche Querschnitt seiner Form nicht treu bleibt (2), und dem globalen Stabknicken (3), bei dem der Träger oder die Stütze knickt, also seitlich unter der Last ausweicht. Abbildung 6 zeigt diese Phänomene mit ergänzenden, sowie englischen Fachbegriffen. Dabei ist zu

¹ Lange, 2013 (Seite 134f.)

² Detzel, 2006 (Seite 23ff.)

³ Brune/Kalameya, 2009 (Seite 496)

erkennen, dass bei geringen Stablängen die lokalen Versagensformen maßgebend sind. Deren Verzweigungsfiguren sind gekennzeichnet durch kleine Halbwellenlängen. Erkennbar wird dies vor allem an Profil (1), bei welchem sich die lokalen Plattenbeulen bei vielen kleinen Halbwellenlängen einstellen. Bei großen Stablängen hingegen wird das Stabknicken maßgebend. Dies verdeutlicht Profil (3), bei dem der Querschnitt unter einer großen Halbwellenlänge knickt.

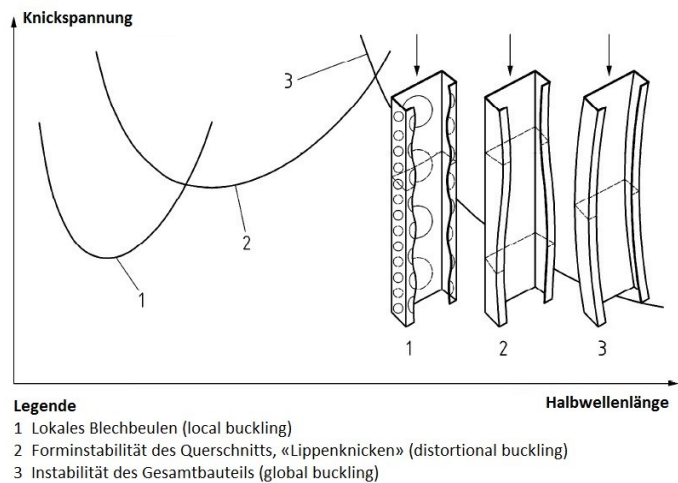


Abbildung 6: Bsp. für Instabilitätsformen bei Druckbeanspruchung eines C-Profiles nach [11], S. 28

Eine Überlagerung von globalen und lokalen Stabilitätsproblemen kann nicht ausgeschlossen werden, sodass sogenannte Gesamtstabilitätsprobleme für das Tragverhalten der kaltgeformten Querschnitte maßgebend werden. Diese Gefahr des Stabilitätsversagens wächst mit zunehmender Schlankheit des Profils, welche - je nach Definition - z.B. vom Verhältnis der Plattenbreite b_p zur Plattendicke t abhängig ist.¹

Im Kapitel vier wird näher auf die unterschiedlichen Versagensbilder eines lippenverstärkten C-Querschnitts eingegangen, da einerseits die Software CUFSM, mit welcher die Direct Strength Method arbeitet, diese sehr anschaulich darstellt, andererseits es zur optimalen Anwendung der DSM wichtig sein wird, die verschiedenen Versagensformen richtig zu identifizieren.

Zum lokalen Stabilitätsversagen

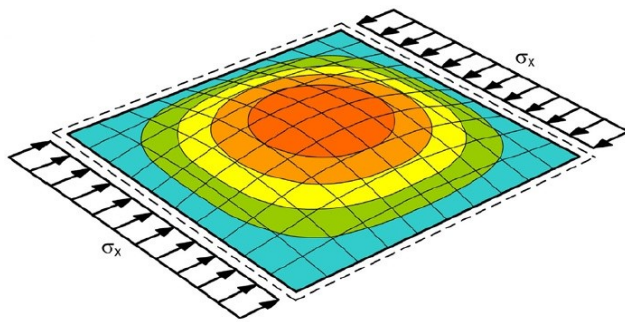


Abbildung 7: Beulfeld einer dünnwandigen Platte nach [16]

Nachfolgender Abschnitt bezieht sich lediglich auf die theoretischen Hintergründe des lokalen Stabilitätsversagens. Die genaue Nachweismethodik wird dann im Kapitel 3.2 dargelegt.

Eine ebene, dünnwandige Platte, welche in ihrem Querschnitt durch Druckspannungen beansprucht wird, verformt sich bei einer Überschreitung der ideal-elastischen Grenzlaster in Form einer doppelt gekrümmten

Fläche. Die nebenstehende Abbildung zeigt eine Beulform in anschaulicher Weise. Ein bekanntes Phänomen sind hierbei zum Beispiel Beulen in Autotüren. Durch diese Art der Verformungen können überkritische Traglastreserven aktiviert werden. Dies liegt darin begründet, dass sich an den Rändern der Ausbeulung aufgrund der Verformung die Steifigkeit erhöht. Damit kann der Querschnitt Spannungen in diesen Bereich umlagern. Genau dieses Prinzip wird vom Verfahren der wirksamen Breiten ausgenutzt, welches die nur wirklich belastbaren Querschnittsteile zum Lastabtrag herbeizieht.

Eine weitere Verformungsmöglichkeit stellt das sogenannte «distortional buckling» oder «Lippenknicken» dar. Dies beschreibt die Instabilität des Querschnitts, der sich bei kritischer Last

¹ Brune/Kalameya, 2009

nicht mehr treu bleiben kann. Es handelt sich dabei letztendlich um das Knicken der Versteifung, welche sich wie ein elastisch gebetteter Stab verhält. Da sich diese jedoch nicht frei verformen können, rufen sie bei den

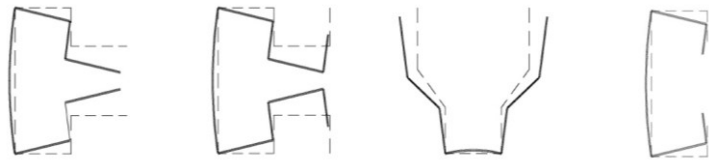


Abbildung 8: Forminstabilitäten von verschiedenen Querschnitten nach [11]

angrenzenden Blechelementen in den gleichen Bereichen ebenfalls Verformungen hervor. Es entstehen daher diese Forminstabilitäten, welche Abbildung 8 an verschiedenen Querschnitten zeigt. Diese Versagensform tritt in dem Sinne nur bei Querschnitten mit Versteifungen auf, wie zum Beispiel dem C-Querschnitt in Abbildung 6.¹

Zum globalen Stabilitätsversagen

Bei großen Stablängen kommt es zum Versagen des Bauteils in Form des Stabknickens. Dies ist vor allem der Fall, wenn Kaltprofile als Stäbe oder Träger in eine Stahlkonstruktion eingesetzt werden. Der Querschnitt bleibt sich hierbei treu. Diese Versagensform ist ein bekanntes Stabilitätsproblem dickwandiger Stahlquerschnitte und wird nach den Vorgaben der DIN EN 1993-1-1 [9] behandelt.²

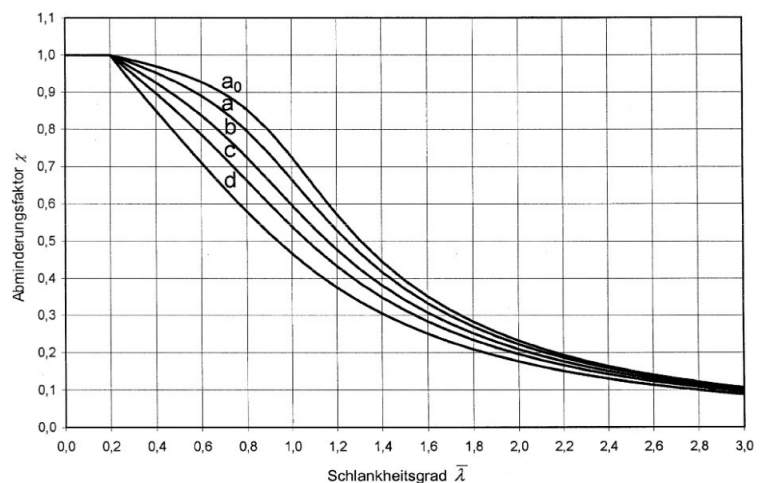


Abbildung 9: EKSL nach [9], Seite 65

Dabei kommt nach Eurocode 3, neben dem Nachweis nach Theorie II. Ordnung, das sogenannte Ersatzstabverfahren zum Tragen. Dies beruht auf der Annahme, dass sich jeder in einer Stahlkonstruktion eingebettete Träger oder eine eingebettete Stütze im Moment des Knickens wie ein Eulerstab II mit der Länge L_{cr} verhält. Damit kann das System in einzelne Druckstäbe zerlegt und jeder einzelne Stab nachgewiesen werden. Diese gedankliche Überlegung führte letztendlich zur Entwicklung der Europäischen Knickspannungslinien (EKSL).

Abbildung 9 zeigt die fünf verschiedenen Spannungslinien, welche für verschiedene Querschnitte entwickelt wurden. Diese Traglastkurven beruhen auf einer Vielzahl von Versuchen der Europäischen Konvention für Stahlbau (engl.: European Convention for Constructional Steelwork ECCS) unterstützt von theoretischen Grundlagenermittlungen mittels umfangreicher Traglastermittlungen anhand von numerischen Berechnungen.³

Für die Berechnung der Traglast eines Druckstabes reicht es nun aus, anhand der EKSL den Abminderungsfaktor χ abzulesen, mit dem anhand von Gleichung (2.6a) die aufnehmbare Druckkraft bestimmt werden kann.

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi \cdot A \cdot f_y}{\gamma_{M1}} \quad (2.6a)$$

mit A: Querschnittsfläche, f_y : Streckgrenze und $\gamma_{M1} = 1,10$

¹ Brune/Kalameya, 2009 (Seite 471)

² Brune/Kalameya, 2009 (Seite 465f.)

³ Lange, 2013 (Seite 123)

Alternativ kann χ über die Gleichung (6.49) nach [9], Seite 63 errechnet werden. Die Schlankheit $\bar{\lambda}$, von welcher der Abminderungsfaktor abhängt, ist dabei definiert als die Wurzel aus N_{pl} geteilt durch N_{cr} . Sie gibt demnach die geometrischen Proportionen an. Je schlanker ein Stab, desto größer sein Schlankheitsgrad, da N_{cr} im Vergleich zu N_{pl} sehr klein und somit die aufnehmbare Kraft sehr gering ist.

N_{cr} wird ausgedrückt durch folgende Gleichung:

$$N_{cr} = \frac{\pi^2}{l_{cr}^2} \cdot EI \quad (2.6b)$$

mit $l_{cr} = \beta \cdot l$, I : Trägheitsmoment und E : Elastizitätsmodul

Die Knicklast ist demnach immer abhängig von der kritischen Länge des knickenden Systems. Ist diese bestimmt, so gestaltet sich der Nachweis einfach und kann schnell abgehandelt werden.

Zum Versagen durch Schubbeulen

Bisher wurden nur die Versagensmechanismen aufgrund einer einwirkenden Normalkraft und/oder eines einwirkendes Moments genannt. In der Regel treten jedoch auch Querkräfte auf, welche die dünnwandigen Querschnitte ebenfalls abtragen müssen. Dabei können auch diese beim Überschreiten der tatsächlichen Tragfähigkeit zum Versagen führen. Dieses Verhalten wird Schubbeulen genannt, welches durch zwei Phasen beschrieben werden kann. In der ersten Phase entsteht durch reine Schubspannungen zunächst ein Schubfeld. Es erfolgt eine Transformation in die Hauptspannungen, was zu Hauptzug- und Hauptdruckspannungen führt. So bildet sich ein Zugfeld aus, welches die zweite Phase umfasst. In Richtung der Hauptzugspannungen bilden sich Schubbeulen. Im Gegensatz zu den Druckspannungsrichtungen können hier die Spannungen noch bis zur Streckgrenze gesteigert werden und es ist demnach auch hier eine überkritische Tragfähigkeit vorhanden. Abbildung 10 verdeutlicht diesen Vorgang.¹

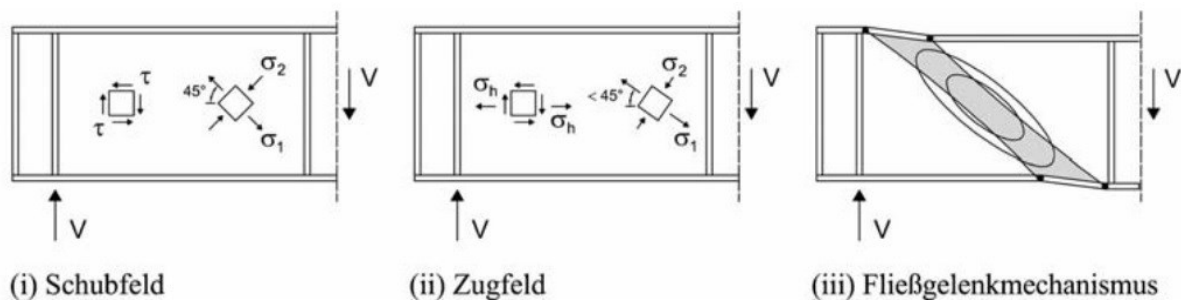


Abbildung 10: Spannungszustände in einem schubbeanspruchten Querschnitt nach [2]

In dieser Arbeit sollen keine Querkräfte untersucht werden, dennoch wurde zur Vollständigkeit diese Versagensform kurz umschrieben.

Der Nachweis erfolgt methodisch nach DIN EN 1993-1-5 [13], Kapitel 5. Er ist dabei nur zu führen,

wenn: $\frac{h_w}{t} > \frac{72}{\eta} \varepsilon$ bei nicht ausgesteiften Blechfeldern

$\frac{h_w}{t} > \frac{31}{\eta} \varepsilon \sqrt{k_\tau}$ bei ausgesteiften Blechfeldern

An den Lagern sind Quersteifen vorzusehen.

Nach Abschnitt 5.2(1), Gleichung (5.1) setzt sich der Bemessungswert der Beanspruchbarkeit aus einem Anteil des Steges und einem des Flansches zusammen:

¹ Braun/Kuhlmann, 2009

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \leq \frac{\eta \cdot f_{yw} \cdot h_w \cdot t}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M1}} \quad (2.6c)$$

mit η als Faktor, der den Einfluss der Stahlsorte widerspiegelt:

- für $f_y \leq 460 \frac{N}{mm^2}$: $\eta = 1,2$
- für $f_y > 460 \frac{N}{mm^2}$: $\eta = 1,0$

f_{yw} : Streckgrenze des Stegbleches; h_w : Höhe des Stegbleches und t : Dicke des Steges

$V_{b,Rd}$ darf also nicht größer sein als die plastische Querkraftbeanspruchbarkeit des Steges.

Beitrag des Steges

Der Beitrag des Steges setzt sich folgendermaßen zusammen:

$$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w \cdot f_{yw} \cdot h_w \cdot t}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M1}} \quad (2.6d)$$

mit χ_w : Abminderungsfaktor für Schubbeulen

Diese Formel ist vergleichbar mit jener, die zur Bestimmung der Beanspruchbarkeit eines Stabes beim globalen Knicken genutzt wird. Auch χ_w wird mittels Abminderungskurven bestimmt. Hierbei gilt es zwischen verformbaren (Kurve 2) und starren (Kurve 1) Auflagersteifen zu unterscheiden. Der Schlankheitsgrad zur Bestimmung von χ_w ermittelt sich dabei wie folgt:

$$\lambda_w = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\sqrt{3} \cdot \tau_{cr}}} \quad (2.6e)$$

mit $\tau_{cr} = k_t \cdot \sigma_E$

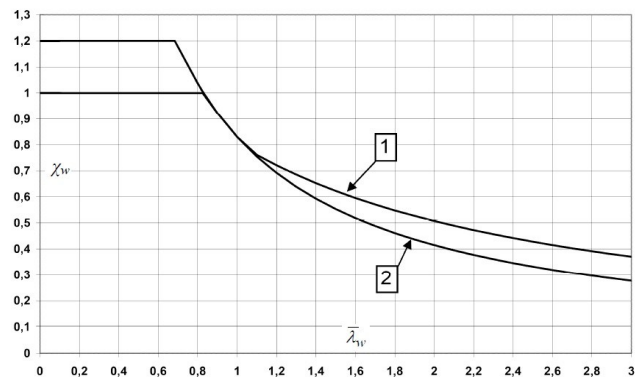


Abbildung 11: Abminderungskurven nach [13]

Beitrag der Flansche

Der Beitrag der Flansche darf berücksichtigt werden, sollten sie nicht vollständig durch Normalspannungen ausgenutzt sein ($M_{Ed} < M_{f,Rd}$). Mit der Annahme, dass sich in den Flanschen im Abstand c vier Fließgelenke ausbilden (vgl. Abbildung 10, iii), kann anschließend der Beitrag mit nachfolgender Gleichung bestimmt werden:

$$V_{bf,Rd} = \frac{b_f \cdot t_f^2}{c} \cdot \frac{f_{yf}}{\gamma_{M1}} \cdot \left[1 - \left(\frac{M_{Ed}}{M_{f,Rd}} \right)^2 \right] \quad (2.6f)$$

$$\text{mit } c = a \cdot \left(0,25 + \frac{1,6 \cdot b_f \cdot t_f^2 \cdot f_{yf}}{t_w \cdot h_w^2 \cdot f_{yw}} \right).$$

$$\text{und } M_{f,Rd} = \frac{M_{f,k}}{\gamma_{M0}} \cdot \left[1 - \frac{N_{Ed}}{\left(A_{f1} + A_{f2} \cdot \frac{f_{yf}}{\gamma_{M0}} \right)} \right]^1$$

¹ DIN EN 1993-1-5

3 Nachweis nach DIN EN 1993-1-3

3.1 Die Methode der wirksamen Breiten

Der Grundgedanke dieser Nachweismethodik wurde bereits in der Einleitung kurz dargestellt. Dennoch befindet sich hinter diesem relativ einfachen Gedanken, dass nur die Breiten zum Nachweis angesetzt werden, welche einen Spannungsabtrag leisten können, ein langer Entwicklungs- und Forschungsweg. Anfang des 20. Jahrhunderts entwickelte VON KÁRMÁN, ein ungarisch-amerikanischer Wissenschaftler, auf Grundlage der linearen Beultheorie eine Formel zur Ermittlung der wirksamen Breite (Bezeichnung nach Quelle):

$$\frac{b_R}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{ki}}{\sigma_y}} \text{ bzw. } \frac{b_R}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \quad (3.1a)$$

mit der Plattenschlankheit $\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{\sigma_y}{\sigma_{ki}}}$

Dabei kann die fiktive Plattenbreite die tatsächlich vorhandene Randspannung abtragen. Eine Verdeutlichung dessen zeigt Abbildung 12:

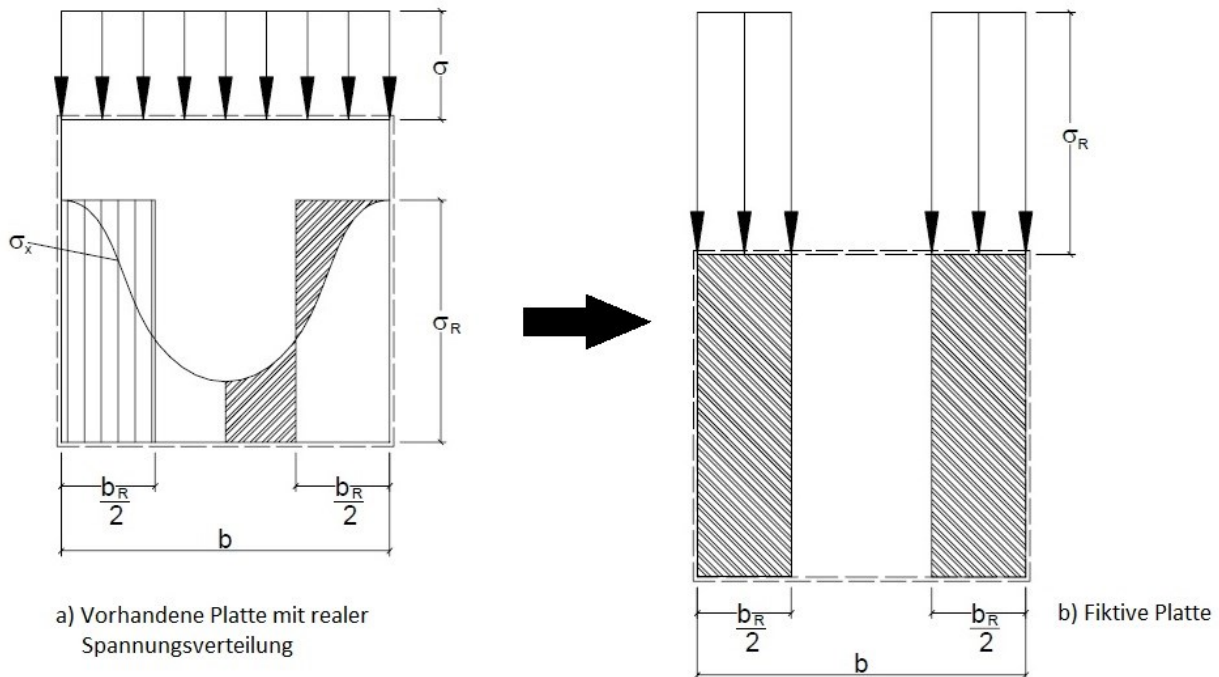


Abbildung 12: KÁRMÁN'sche fiktive Platte nach [6]

Die Problematik bei der VON KÁRMÁN'schen Lösung besteht darin, dass dies nur für eine ideal ebene Platte gilt. Es fehlt demnach die Berücksichtigung von Imperfektionen, wie sie in Abschnitt 2.5 beschrieben wurden. Daher entwickelte WINTER eine Erweiterung der Formel, welche basierend auf Versuchen auch Imperfektionen berücksichtigt:

$$\frac{b_I}{b} = \rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \cdot \left(1 - \frac{0,22}{\bar{\lambda}_p}\right) \quad (3.1b)$$

Die Reduktionskurve nach WINTER zeigt Abbildung 13, anhand derer Formel (3b) hergeleitet wurde.

Anwendbar ist diese Kurve für 4-seitig gelagerte Rechteckplatten. Dabei gilt es jedoch zu unterscheiden, wie die Platte belastet wird. Zwar gilt die Kurve nur mit über die Breite konstanter Druckbelastung, jedoch gelten für linear veränderliche Spannungen Reduktionsbeiwerte, welche der DIN EN 1993-1-5, Tabelle 4.1 [13] entnommen werden können. Hier muss lediglich das Spannungsverhältnis ψ ermittelt werden, welches entsprechend in die Ermittlung des Reduktionsfaktors ρ eingearbeitet wurde. Die nachfolgenden Berechnungen für ausgewählte Querschnitte verdeutlichen dies.¹

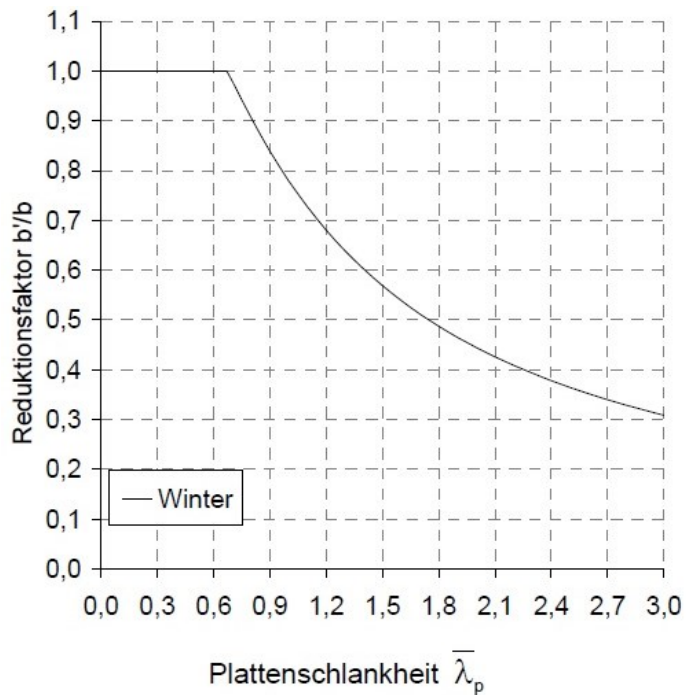


Abbildung 13: Winter Kurve für beidseitig gestützte Platten, nach [6]

Für 3-seitig gelagerte Platten, wie zum Beispiel die Lippen des C-Profils in

Abbildung 6, gilt hingegen eine erhöhte Reduktionskurve, da diese ein anderes Tragverhalten aufweisen. Somit können auch hier nach dem Ausbeulen überkritische Tragreserven aktiviert werden, welche im Vergleich zu den 4-seitig gelagerten Platten sogar höher sind – relativ zur Beulspannung. Gleichung (3c) beschreibt diese modifizierte «Winter-Formel»:

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,188}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1 \quad (3.1c)$$

Dennoch sind mit dieser Formel auch einige Ungenauigkeiten verbunden. Sie berücksichtigen die Kräfte nicht adäquat am freien Rand, wodurch es zu einem Ungleichgewicht mit dem überkritischen nichtlinearen Spannungsverlauf kommt. Dies soll jedoch hier nicht näher ausgeführt werden. Zur genaueren Problematik siehe u.a. [3] oder [6].²

Die lineare Beultheorie

Wie bereits aus Gleichung (3a) hervorging, wird die Plattenschlankheit – in Analogie zur Schlankheit eines Stabes – mittels der Wurzel aus der einwirkenden Spannung geteilt durch die kritische Beulspannung ermittelt. Grundlage der Ermittlung der Beulspannung bildet die lineare Beultheorie, welche hier kurz erläutert werden soll.

Abbildung 14 zeigt eine Platte, welche in ihrer Ebene beansprucht wird. Für diese gilt die Kirchhoff'sche Plattengleichung:

$$\underbrace{\frac{E \cdot t^3}{12(1-\mu^2)}}_{= B: \text{Biegesteifigkeit der Platte}} \cdot \left(\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} \right) = p \quad (3.1d)$$

= B: Biegesteifigkeit der Platte | $w(x,y)$: Durchbiegung der Platte

Hierbei ist p die Querbelastrung, die sich aus Abtriebskräften im imperfekten Zustand ergibt. Diese kann nun hergeleitet werden zu:

¹ Detzel, 2009

² Brune/Kalameya, 2009 (Seite 467ff.)

$$p = -t \cdot \left(\sigma_x \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \cdot \tau_{xy} \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \sigma_y \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} \right) \quad (3.1e)$$

Zur Herleitung sind die Scheibenkräfte an einem infinitesimalen Element notwendig, siehe dazu unter anderem [19].

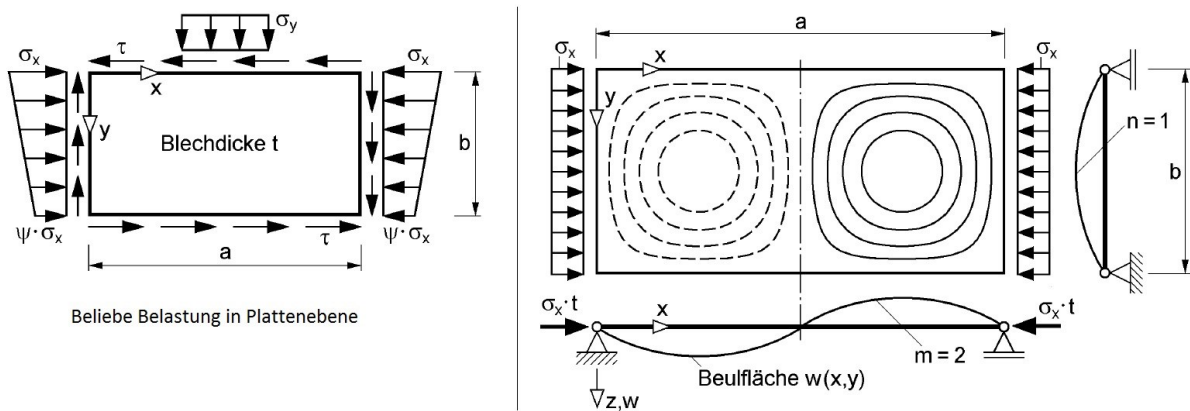


Abbildung 14: Beliebige Belastung einer Platte und für $\tau_{xy} = \sigma_y = 0$ nach [16]

Betrachtet wird nun ein Sonderfall, bei welchem nur eine konstante Belastung in x-Richtung auftritt ($\tau_{xy} = \sigma_y = 0$). Die Beulfläche kann durch Einsetzen der so genannten Navier'schen Randbedingungen ($w = 0$ und $\Delta w = 0$) in die Beuldifferentialgleichung durch eine Fourier'sche Doppelreihe angenähert werden. Die Durchbiegung ergibt sich damit zu:

$$w(x, y) = A \cdot \sin \frac{m \cdot \pi \cdot x}{a} \cdot \sin \frac{n \cdot \pi \cdot y}{b} \quad (3.1f)$$

Werden anschließend die Ableitungen gebildet und in die DGL (3.1d) eingesetzt (siehe dazu [16]), so führt dies zur idealen Beulspannung:

$$\sigma_{cr} = \left(\frac{m}{\alpha} + \frac{\alpha \cdot n^2}{m} \right)^2 \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{12(1-\mu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b} \right)^2 = k_\sigma \cdot \sigma_e \quad (3.1g)$$

mit: $\alpha = a/b$ (Seitenverhältnis)

m : Anzahl der Sinushalbwellen in x-Richtung

n : Anzahl der Sinushalbwellen in y-Richtung

Die kleinste ideale Beulspannung ergibt sich für $n = 1$. Die Wellenzahl m hängt vom Seitenverhältnis ab und muss bestimmt werden. Dies kann durch eine Auswertung von Platten mit verschiedenen Seitenverhältnissen erfolgen und führt als gute Näherung unmittelbar zu $k_\sigma = 4$ (für $\alpha \geq 1$; siehe dazu [16]).

Alles in allem kann die kritische Beulspannung also geschrieben werden zu:

$$\sigma_{cr} = 4 \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{12(1-\mu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b} \right)^2 = 4 \cdot \sigma_e \quad (3.1h)$$

Dieser Abschnitt behandelt die lineare Beultheorie nur sehr oberflächlich. Die angegebene Literatur ermöglicht dazu ein besseres Verständnis. ¹

¹ Priebe, J. (2012) und Kindmann, R. (2008)

$$\text{mit } b_p = b - 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot t - 2 \cdot g_r = 75 - 2 - 6,44 = 66,56 \text{ mm}$$

→ Der Einfluss ausgerundeter Ecken darf nicht vernachlässigt werden.

Die weiteren reduzierten Breiten lauten folgendermaßen:

$$h_w = h - 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot t - 2 \cdot g_r = 200 - 2 - 6,44 = 191,56 \text{ mm}$$

$$b_{p,c} = c - 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot t - 2 \cdot g_r = 30 - 2 - 6,44 = 25,78 \text{ mm}$$

Zu den geometrischen Größenverhältnissen

Nach DIN EN 1993-1-3, Abschnitt 5.2 müssen gewisse Größenverhältnisse erfüllt sein:

$$b/t = 75/2 = 37,5 \leq 60$$

$$c/t = 30/2 = 15 \leq 50$$

$$h/t = 200/2 = 100 \leq 500$$

→ Bedingungen erfüllt

$$0,2 \leq c/b \leq 0,6$$

$$c/b = 30/75 = 0,4$$

→ Die Lippen dürfen als Versteifungen angesetzt werden.

Der Winkel zwischen Steife und Gurt liegt mit 90° in den Grenzen von 45° und 135° .

→ Die Berechnungsmethode nach DIN EN 1993-1-3, Abschnitt 5.5.3.2 darf angewandt werden.

Zu den Querschnittswerten

Die Berechnungen werden mittels CUFSM durchgeführt.

Fläche: $A = 7,688579 \text{ cm}^2$

Schwerpunktsabstand vom Steg: $y_s = 23,2076 \text{ mm}$

Schubmittelpunkt – Schwerpunkt: $y_0 = 59,9682 \text{ mm}$

Trägheitsmomente: $I_y = 463,51439162 \text{ cm}^4$

$$I_z = 62,46602119 \text{ cm}^4$$

$$I_{yz} = 0$$

Torsionsträgheitsmoment: $I_T = 0,10251439 \text{ cm}^4$

Wölbwiderstand: $I_w = 5.635,6873258724 \text{ cm}^6$

Plattenbeulen & Lippenknicken

Spannungsverteilung infolge zentrischer Druckkraft

Spannungsverhältnis: $\psi = 1$ (konstante Druckspannung)

Druckspannung: $\sigma_{com,Ed} = \frac{f_{yb}}{\gamma_{M0}} = f_{yb} = \text{konstant}$

Beiwert: $\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_{yb}}} = \sqrt{\frac{235}{355}} = 0,814$

Wirksame Fläche des gedrückten Steges (vierseitig gelagerte Platte)

Nach DIN EN 1993-1-5, Abschnitt 4.4(2) und Tabelle 4.1:

Beulwert: $k_\sigma = 4,0$

Beulschlankheit: $\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{\bar{b}/t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} = \frac{191,56/2}{28,4 \cdot 0,814 \cdot \sqrt{4}} = 2,0725 > 0,673$

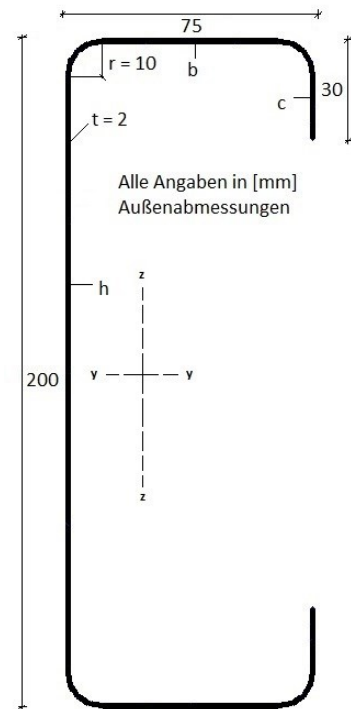


Abbildung 16:
Querschnittsabmessungen
Quelle: eigene Darstellung

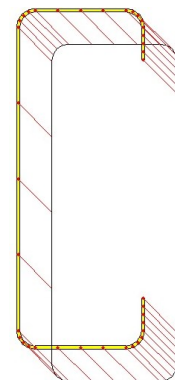


Abbildung 17:
Konstante
Druckspannung;
Quelle: CUFSM

Abminderungsfaktor: $\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055(3+\psi)}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{2,0725 - 0,055 \cdot 4}{2,0725^2} = 0,4313$

Wirksame Steghöhe: $h_{\text{eff}} = \rho \cdot h_w = 0,4313 \cdot 191,56 = 82,62 \text{ mm}$

$h_{e1} = h_{e2} = 0,5 \cdot h_{\text{eff}} + g_r = 41,31 \text{ mm} + 3,22 \text{ mm} = 44,53 \text{ mm}$

Wirksame Fläche des gedrückten Gurtes mit Randsteife (symmetrisches Profil)

DIN EN 1993-1-3, 5.5.3.2 (3) bzw. Bild 5.8 gibt folgendes Vorgehen vor:

Erster Berechnungsschritt: Federsteifigkeit K geht gegen unendlich
Ansatz der maximalen Druckspannung

Gurt (vierseitig gelagert):

Nach DIN EN 1993-1-5, Abschnitt 4.4(2) und Tabelle 4.1:

Beulwert: $k_\sigma = 4,0$

Beulschlankheit: $\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{\bar{b}/t}{28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}} = \frac{66,56/2}{28,4 \cdot 0,814 \cdot \sqrt{4}} = 0,7201 > 0,673$

Abminderungsfaktor: $\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055(3+\psi)}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,22}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{0,7201 - 0,22}{0,7201^2} = 0,9644$

Wirksame Breiten: $b_{\text{eff}} = \rho \cdot h_w = 0,9644 \cdot 66,56 = 64,19 \text{ mm}$

$b_{e1} = b_{e2} = 0,5 \cdot b_{\text{eff}} + g_r = 32,10 \text{ mm} + 3,22 \text{ mm} = 35,32 \text{ mm}$

Lippe (zweiseitig gelagert):

Nach DIN EN 1993-1-3, Gleichung 5.13c:

Allg. Randbedingung: $\frac{b_{p,c}}{b_p} = \frac{25,79}{66,56} = 0,3873 \rightarrow \text{bei } 0,35 < \frac{b_{p,c}}{b_p} \leq 0,6 \text{ gilt:}$

Beulwert: $k_\sigma = 0,5 + 0,83 \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{b_{p,c}}{b_p} - 0,35\right)^2} = 0,5927$

Beulschlankheit: $\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{b_{p,c}/t}{28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}} = \frac{25,79/2}{28,4 \cdot 0,814 \cdot \sqrt{0,5927}} = 0,7246 \leq 0,748$

Abminderungsfaktor: $\rho = 1 \rightarrow \text{Keine Abminderung}$

Wirksame Breiten: $c_{\text{eff}} = c = 29 \text{ mm}$

Zweiter Berechnungsschritt: Ideale Knickspannung $\sigma_{cr,s}$ mit A_S aus Berechnungsschritt 1
 \rightarrow Abminderungsfaktor für die Forminstabilität

Wirksamer Querschnitt der Randsteife:

Es wurde zur Bestimmung wieder das Programm CUF5M eingesetzt.

Wirksame Fläche: $A_S = 119,8545 \text{ mm}^2$

Wirksames Trägheitsmoment: $I_S = 10.184,4324 \text{ mm}^4$

Abstand von der Steg-Flansch-Verbindung

bis zum Schwerpunkt des wirksamen Bereichs der Randsteife: $b_1 = b_2 = 62,4581 \text{ mm}$

Federsteifigkeit der wirksamen Randsteife:

Nach DIN EN 1993-1-3, Abschnitt 5.5.3.1(5) und Abschnitt 5.5.3.2(7):

Allgemeine Parameter: $k_f = 1$ (druckbeanspruchter symmetrischer Querschnitt)

$b_1 = b_2 = 62,4581 \text{ mm}$

$h_w = 198 \text{ mm}$ (Steghöhe)

Federsteifigkeit: $K = \frac{E \cdot t^3}{4 \cdot (1-\nu)^2} \cdot \frac{1}{b_1^2 \cdot h_w + b_1^3 + 0,5 \cdot b_1^2 \cdot h_w \cdot k_f}$

$$K = \frac{210000 \cdot 2^3}{4 \cdot (1 - 0,3^2)} \cdot \frac{1}{62,46^2 \cdot 198 + 62,46^3 + 0,5 \cdot 62,46^2 \cdot 198 \cdot 1} = 0,3291 \text{ N/mm}^2$$

Kritische Verzweigungsspannung der wirksamen, elastisch gebetteten Randsteife:

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2 \cdot \sqrt{K \cdot E \cdot I_S}}{A_S} = \frac{2 \cdot \sqrt{0,3291 \cdot 210000 \cdot 10184,4324}}{119,8545} = 442,7359 \text{ N/mm}^2$$

Reduzierte wirksame Fläche der Randsteife:

Nach DIN EN 1993-1-3, Abschnitt 5.5.3.1 und Abschnitt 5.5.3.1:

Bezogener Schlankheitsgrad: $\bar{\lambda}_d = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,s}}} = \sqrt{\frac{355}{446,4656}} = 0,8955 \begin{cases} > 0,65 \\ < 1,38 \end{cases}$

Abminderungsfaktor: $\chi_d = 1,47 - 0,723 \cdot \bar{\lambda}_d = 1,47 - 0,723 \cdot 0,8955 = 0,8226$

Reduzierte wirksame Randsteifenfläche unter Berücksichtigung der Forminstabilität:

$$A_{s,red} = \chi_d \cdot A_S \cdot \frac{f_{yb}/\gamma_{M0}}{\sigma_{com,Ed}} = 0,8226 \cdot 119,8545 \cdot 1,0 = 98,5910 \text{ mm}^2$$

Dritter Berechnungsschritt: Optimierung des wirksamen Querschnitts mittels einer Iteration

Anmerkung: Dieser Berechnungsschritt ist nach Norm optional, sollte dennoch ausgeführt werden, um so eine wirtschaftlichere Bemessung zu ermöglichen. Die iterative Berechnung ist sehr aufwendig, weshalb es sich hier lohnt, eine programmtechnische Aufarbeitung einzusetzen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine Excel-Tabelle zur Berechnung eingesetzt, welche eine relativ einfache Programmierung zulässt.

Nach DIN EN 1993-1-3, Abschnitt 5.5.3.2(10) kann das Ergebnis mit folgender Gleichung iterativ verbessert werden:

$$\bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \cdot \sqrt{\chi_d}$$

Der Berechnungsablauf wird so lange wiederholt, bis $\chi_{d,n} \approx \chi_{d,(n-1)}$, aber $\chi_{d,n} \leq \chi_{d,(n-1)}$.

Anschließend können die effektiven Breiten b_{e1} bzw. b_{e2} und c_{eff} sowie die abgeminderte Dicke t_{red} aus der reduzierten wirksamen Fläche $A_{s,red}$ bestimmt werden.

Parameter		Einheit	Ausgangswert	1. Iteration	2. Iteration	
Randsteife	Abminderungsfaktor	$\chi_{d,n-1}$	-	1,0000	0,8226	0,8209
Gurt	Beuschlankheit	$\bar{\lambda}_p$	-	0,7201	0,7201	0,7201
	Abgeminderte Beuschlankheit	$\bar{\lambda}_{p,red}$	-		0,6531	0,6524
	Abminderungsfaktor	ρ	-	0,9644	1,0000	1,0000
	Wirksame Breite	b_{eff}	mm	64,1900	66,5563	66,5563
	Lippe	Beuschlankheit	$\bar{\lambda}_p$	-	0,7246	0,7246
Abgeminderte Beuschlankheit		$\bar{\lambda}_{p,red}$	-		0,6572	0,6565
Abminderungsfaktor		ρ	-	1,0000	1,0000	1,0000
Wirksame Breite		c_{eff}	mm	29,0000	29,0000	29,0000
Randsteife		Wirksame Fläche	A_S	mm ²	119,8545	122,2145
	Abstand	$b_1 = b_2$	mm	62,4581	61,9683	61,9683
	Trägheitsmoment	I_S	mm ⁴	10.184,4324	10.302,7594	10.302,7594
	Federsteifigkeit	K	N/mm ²	0,3291	0,3348	0,3348
	Verzweigungsspannung	$\sigma_{cr,s}$	N/mm ²	442,7359	440,4534	440,4534
	Bezogener Schlankheitsgrad	$\bar{\lambda}_d$	-	0,8955	0,8978	0,8978
	Abminderungsfaktor	$\chi_{d,n}$	-	0,8226	0,8209	0,8209
	Reduzierte wirksame Fläche	$A_{s,red}$	mm ²	98,5910	100,3276	100,3276

Steg	Beuschlankheit	$\bar{\lambda}_p$	-	2,0725
	Abminderungsfaktor	ρ	-	0,4313
	Wirksame Steghöhe	h_{eff}	mm	82,6156
		$h_{e1} = h_{e2}$	mm	44,5296

Reduzierte Werte nach der Iteration:

Steg: $h_{e1} = h_{e2} = 44,53$ mm
Gurt: $b_{e1} = 35,32$ mm
 $b_{e2} = 0,5 \cdot b_{eff} + g_r = 33,28$ mm + 3,22 mm = 36,50 mm
Lippe: $c_{eff} = 29$ mm (voll wirksam)
Randsteife: $t_{red} = \chi \cdot t = 0,8209 \cdot 2 = 1,64$ mm

Wirksame Querschnittswerte

Fläche: $A_{eff} = 502,2607$ mm²
Schwerpunktsabstand vom Steg: $y_{s,eff} = 29,7602$ mm
Schubmittelpunkt – Schwerpunkt: $y_{0,eff} = 65,4629$ mm
Trägheitsmomente:
 $I_{y,eff} = 3.997.398,3109$ mm⁴
 $I_{z,eff} = 412.548,0268$ mm⁴
 $I_{yz,eff} = 0$
Torsionsträgheitsmoment: $I_{T,eff} = 582,1323$ mm⁴
Wölbwiderstand: $I_{w,eff} = 4.714,1583687604$ cm⁶
Schwerpunktverschiebung: $e_{N,y} = y_{s,eff} - y_s = 29,76 - 23,21 = 6,55$ mm

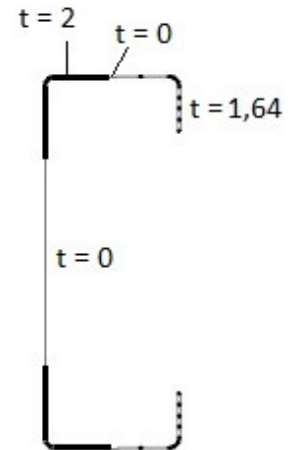


Abbildung 18:
Wirksamer Querschnitt;
Quelle: Eigene
Darstellung

Aufgrund der *Verschiebung des Schwerpunkts* infolge der fiktiven Reduzierung des Querschnitts greift nun die Normalkraft exzentrisch an. Es kommt somit zu einer zusätzlichen Beanspruchung durch Biegung um die schwache Achse in Form von $\Delta M = N \cdot e$.

Die Berechnung für einen Querschnitt unter Biegung erfolgt methodisch gleich. Einziger Faktor, der sich hierbei ändert, ist das Spannungsverhältnis ψ .

Spannungsverteilung infolge Biegung um die z-z-Achse

Abbildung 19 zeigt die Spannungsverteilung, welche durch das Moment ΔM entsteht. Zu erkennen ist, dass vor allem der Steg auf Druck belastet wird. Dies entsteht durch die Schwerpunktverschiebung weg vom Steg, da der Steg prozentual am meisten reduziert wird. Die Randsteife, da auf Zug beansprucht, muss hier somit gar nicht untersucht werden. Lediglich der Gurt, da auch er zum Teil auf Druck beansprucht wird.

Wirksame Fläche des gedrückten Steges

Es ändert sich nichts im Vergleich zur obigen Rechnung.

Wirksame Steghöhe: $h_{e1} = h_{e2} = 44,53$ mm

Wirksame Fläche des gedrückten Gurtes mit Randsteife

DIN EN 1993-1-3, 5.5.3.2 (3) bzw. Bild 5.8 gibt folgendes Vorgehen vor:

Erster Berechnungsschritt: Federsteifigkeit K geht gegen unendlich
Ansatz der maximalen Druckspannung

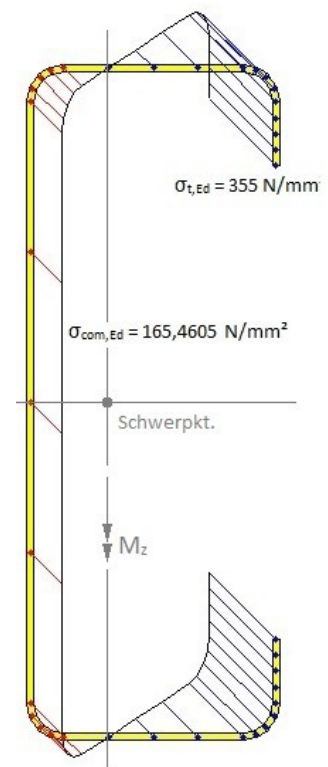


Abbildung 19:
Biegung um die
schwache Achse;
Quelle: CUFSM

Gurt (vierseitig gelagert):

Nach DIN EN 1993-1-5, Abschnitt 4.4(2) und Tabelle 4.1:

$$\text{Spannungsverhältnis: } \psi = -\frac{49,7924 - 3,22}{23,2076 - 3,22} = -2,3301$$

$$\text{Beulwert: } k_{\sigma} = 5,98 \cdot (1 - \psi)^2 = 5,98 \cdot 11,0893 = 66,3142$$

$$\text{Beulslankheit: } \bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{\bar{b}/t}{28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_{\sigma}}} = \frac{66,56/2}{28,4 \cdot 0,814 \cdot \sqrt{66,3142}} = 0,7201 \leq 0,962$$

Abminderungsfaktor: $\rho = 1 \rightarrow$ Keine Abminderung

Lippe (zweiseitig gelagert):

Die Lippe ist auf Zug belastet und daher voll wirksam.

Zweiter Berechnungsschritt: Ideale Knickspannung $\sigma_{cr,s}$ mit A_s aus Berechnungsschritt 1
 \rightarrow Abminderungsfaktor für die Forminstabilität

Da die Randsteife auf Zug belastet wird, ist diese ebenfalls voll wirksam und es liegt somit keine Gefahr für Forminstabilitäten vor.

Dritter Berechnungsschritt: Optimierung des wirksamen Querschnitts mittels einer Iteration

Kann dementsprechend - wie Schritt zwei - entfallen.

Wirksame Querschnittswerte

$$\text{Fläche: } A_{\text{eff}} = 550,9779 \text{ mm}^2$$

$$\text{Schwerpunktsabstand vom Steg: } y_{s,\text{eff}} = 32,3848 \text{ mm}$$

$$\text{Trägheitsmomente: } I_{z,\text{eff}} = 460.907,6483 \text{ mm}^4$$

$$\text{Schwerpunktsverschiebung: } e_{N,y} = y_{s,\text{eff}} - y_s = 32,3848 - 23,2076 = 9,1772 \text{ mm}$$

Querschnittstragfähigkeit

Beanspruchbarkeit für reinen Druck

$$N_{Rd} = A_{\text{eff}} \cdot f_{yb} = 502,2607 \text{ mm}^2 \cdot 355 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} = 178,303 \text{ kN}$$

Beanspruchbarkeit für reine Biegung um die z-z-Achse

$$M_{Rd,z} = \frac{f_{yb}}{y_{\text{eff}}} \cdot I_{z,\text{eff}} = \frac{355}{40,6152} \cdot 460907,6483 = 4,029 \text{ kNm}$$

Da bei der Berechnung der Tragfähigkeit unter Druck auch immer die Beanspruchbarkeit für Biegung um die z-z-Achse bestimmt werden muss, ist eine gesonderter Betrachtung von diesem Lastfall nicht notwendig und wird so immer unter diesem Abschnitt durchgeführt!

Wirksame Querschnittstragfähigkeit

$$\frac{N_{Ed,zul}}{N_{Rd}} + \frac{N_{Ed,zul} \cdot e}{M_{Rd}} = \frac{N_{Ed,zul}}{178,303} + \frac{N_{Ed,zul} \cdot 6,5526 \cdot 10^{-3}}{4,029} \leq 1$$

Damit ergibt sich die zulässige Beanspruchbarkeit zu $N_{Ed,zul} = 138,221 \text{ kN}$.

Die Beanspruchbarkeit für globales Stabknicken soll hier nicht weiter Berücksichtigung finden. Verwiesen wird dazu auf die bereits beschriebenen EKSL.

KALTGEFORMTES C-PROFIL UNTER BIEGUNG

Das System und die Abmessungen des Profils sind identisch zum Profil unter Druckbeanspruchung. Die ganzen Eingangsprüfungen sowie die Berechnungen der Querschnittswerte können demnach entfallen. Somit kann direkt zur Berechnung der Tragfähigkeit übergegangen werden. Auch bei dieser ähneln sich viele Abschnitte, da z.B. der Gurt auch unter konstanter Druckbeanspruchung steht und auch der Beulwert der Lippe, da abhängig von den Abmessungen, sich nicht ändert.

Plattenbeulen & Lippenknicken

Spannungsverteilung infolge Biegung um y-y-Achse

Maximale Druckspannung: $\sigma_{com,Ed} = \frac{f_{yb}}{\gamma_{M0}} = f_{yb} = konst.$

Beiwert: $\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_{yb}}} = \sqrt{\frac{235}{355}} = 0,814$

Wirksame Fläche des gedrückten Steges

Nach DIN EN 1993-1-5, Abschnitt 4.4(2) und Tabelle 4.1:

Spannungsverhältnis: $\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1}$, da $\sigma_2 = -\sigma_1$: $\psi = -1$ (reine Biegung)

Beulwert: $k_\sigma = 23,9$

Beulslankheit: $\bar{\lambda}_p = \frac{191,56/2}{28,4 \cdot 0,814 \cdot \sqrt{23,9}} = 0,8479 < 0,874$

Abminderungsfaktor: $\rho = 1$

Wirksame Steghöhe: $h_{eff} = \rho \cdot h_w = 1 \cdot 191,56 = 191,56 \text{ mm}$

$h_{e1} = h_{e2} = 99,00 \text{ mm}$

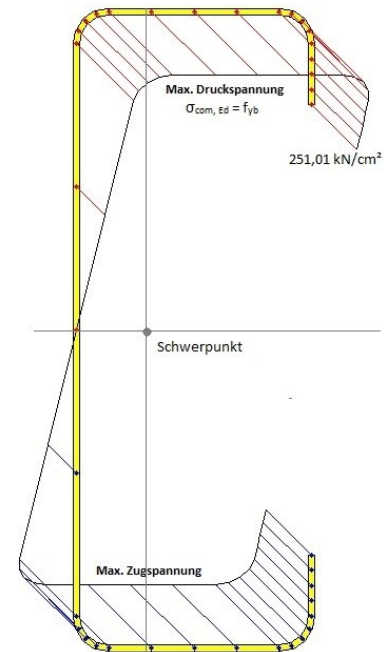


Abbildung 20: Querschnitt unter Biegung; Quelle: CUFSM

Wirksame Fläche des gedrückten Gurtes mit Randsteife (oberer Gurt)

DIN EN 1993-1-3, 5.5.3.2 (3) bzw. Bild 5.8 gibt folgendes Vorgehen vor:

Erster Berechnungsschritt: Federsteifigkeit K geht gegen unendlich
Ansatz der maximalen Druckspannung

Es ergibt sich keine Veränderung gegenüber dem Querschnitt unter Druckbeanspruchung.

Gurt (vierseitig gelagert):

Wirksame Breiten: $b_{eff} = \rho \cdot h_w = 0,9644 \cdot 66,56 = 64,19 \text{ mm}$

$b_{e1} = b_{e2} = 0,5 \cdot b_{eff} + g_r = 32,10 \text{ mm} + 3,22 \text{ mm} = 35,32 \text{ mm}$

Lippe (zweiseitig gelagert):

Wirksame Breiten: $c_{eff} = c = 29 \text{ mm}$ (voll wirksam)

Zweiter Berechnungsschritt: Ideale Knickspannung $\sigma_{cr,s}$ mit A_S aus Berechnungsschritt 1
→ Abminderungsfaktor für die Forminstabilität

Wirksamer Querschnitt der Randsteife:

Da sich die Werte des Gurts und die der Lippe nicht geändert haben, hat sich auch der wirksame Querschnitt nicht verändert.

Federsteifigkeit der wirksamen Randsteife:

Nach DIN EN 1993-1-3, Abschnitt 5.5.3.1(5) und Abschnitt 5.5.3.2(7):

Allgemeine Parameter: $k_f = 0$ (Flansch 2 zugbeansprucht)

$b_1 = 62,4581 \text{ mm}$

$h_w = 198 \text{ mm}$ (Steghöhe)

Federsteifigkeit:
$$K = \frac{E \cdot t^3}{4 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \frac{1}{b_1^2 \cdot h_w + b_1^3 + 0,5 \cdot b_1^2 \cdot h_w \cdot k_f}$$

$$K = \frac{210000 \cdot 2^3}{4 \cdot (1 - 0,3^2)} \cdot \frac{1}{62,46^2 \cdot 198 + 62,46^3 + 0,5 \cdot 62,46^2 \cdot 198 \cdot 0} = 0,4542 \text{ N/mm}^2$$

Kritische Verzweigungsspannung der wirksamen, elastisch gebetteten Randsteife:

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2 \cdot \sqrt{K \cdot E \cdot I_S}}{A_S} = \frac{2 \cdot \sqrt{0,4542 \cdot 210000 \cdot 10184,4324}}{119,8545} = 520,1157 \text{ N/mm}^2$$

Reduzierte wirksame Fläche der Randsteife:

Nach DIN EN 1993-1-3, Abschnitt 5.5.3.1 und Abschnitt 5.5.3.2:

Bezogener Schlankheitsgrad:
$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,s}}} = \sqrt{\frac{355}{446,4656}} = 0,8262 > 0,65$$

Abminderungsfaktor:
$$\chi_d = 1,47 - 0,723 \cdot \bar{\lambda}_d = 1,47 - 0,723 \cdot 0,8262 = 0,8727$$

Reduzierte wirksame Randsteifenfläche unter Berücksichtigung des Knickens:

$$A_{s,red} = \chi_d \cdot A_S \cdot \frac{f_{yb}/\gamma_{M0}}{\sigma_{com,Ed}} = 0,8727 \cdot 119,8545 \cdot 1,0 = 104,5954 \text{ mm}^2$$

Dritter Berechnungsschritt: Optimierung des wirksamen Querschnitts mittels einer Iteration

Nach DIN EN 1993-1-3, Abschnitt 5.5.3.2(10) kann das Ergebnis mit folgender Gleichung iterativ verbessert werden:

$$\bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \cdot \sqrt{\chi_d}$$

Der Berechnungsablauf wird so lange wiederholt, bis $\chi_{d,n} \approx \chi_{d,(n-1)}$, aber $\chi_{d,n} \leq \chi_{d,(n-1)}$.

Anschließend können die effektiven Breiten b_{e1} bzw. b_{e2} und c_{eff} sowie die abgeminderte Dicke t_{red} aus der reduzierten wirksamen Fläche $A_{s,red}$ bestimmt werden.

Reduzierte Werte nach der Iteration:

Fläche:	$A_{s,red} = 106,4755 \text{ mm}^2$
Steg:	$h_{e1} = 99,00 \text{ mm}$ (voll wirksam)
Gurt:	$b_{e1} = 35,32 \text{ mm}$ t_{red} $b_{e2} = 0,5 \cdot b_{eff} + g_r = 33,28 \text{ mm} + 3,22 \text{ mm} = 36,50 \text{ mm}$ (nicht reduziert)
Lippe:	$c_{eff} = 29 \text{ mm}$ (voll wirksam)
Randsteife:	$t_{red} = \chi \cdot t = 0,8712 \cdot 2 = 1,74 \text{ mm}$

Wirksame Querschnittswerte

Fläche:	$A_{eff} = 750,61 \text{ mm}^2$
Schwerpunktsabstand vom Steg:	$y_{s,eff} = 22,3472 \text{ mm}$
Schwerpunktsabstand vom unteren Gurt:	$z_{s,eff} = 96,7417 \text{ mm}$
Trägheitsmoment:	$I_{y,eff} = 447,24065296 \text{ cm}^4$
Widerstandsmoment:	$W_{y,eff} = \frac{I_{y,eff}}{z_{eff}} = \frac{447,24065296 \text{ cm}^4}{10,12583 \text{ cm}} = 44,1683 \text{ cm}^3$
Schwerpunktverschiebung:	$e_{N,y} = y_{s,eff} - y_s = 22,3472 - 23,2076 = 2,9336 \text{ mm}$ $e_{N,z} = z_{s,eff} - z_s = 96,7417 - 99,0000 = 13,1279 \text{ mm}$

Querschnittstragfähigkeit

Beanspruchbarkeit für reine Biegung:

$$M_{Rd,y} = W_{y,eff} \cdot f_{yb} = 44,1683 \text{ cm}^3 \cdot 35,5 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} = 1567,974 \text{ kNcm} = 15,680 \text{ kNm}$$

3.2.3 Weitere Querschnitte

Für alle weiteren Querschnitte müssen die genauen Berechnungen nun nicht mehr dargelegt werden. Es reicht die Aufführung der Ergebnisse in tabellarischer Form. Dazu gibt es eine Unterteilung in drei Teile. Die erste Tabelle des jeweiligen Teils benennt hierbei die Abmessungen der Querschnitte und listet die Querschnittswerte auf. Diese wurden wiederum mit CUF5M berechnet. Die darauf folgende Tabelle «Kaltgeformte C-Profile unter Druck» zeigt die effektiven Querschnittswerte und die Beanspruchbarkeit der entsprechenden Querschnitte jeweils unter reiner Druckbeanspruchung beziehungsweise unter Biegung um die schwache Achse hervorgerufen durch die Schwerpunktsverschiebung. Die letzte tabelliert die Werte für Biegung um die starke Achse. Anhand der Einteilung der Tabellen lässt sich die Variation der Querschnitte leicht erkennen.

Anmerkung: Die Maße sind Außenabmessungen. Bei der Eingabe der Werte in CUF5M zur Bestimmung der Querschnittswerte bezieht sich das Programm auf die Profilmittellinie. Daher wurde auch bei den Berechnungen nach Eurocode Bezug auf die Mittellinie genommen.

Im Anhang befindet sich beispielhaft der Ablauf zur Berechnung für einen Querschnitt, um so die Nachvollziehbarkeit zu erhöhen. Die restlichen Querschnitte wurden analog dokumentiert und können auf Wunsch eingesehen werden.

Teil I: Die Dicke t wird variiert.

Da es sich hier um dünnwandige Querschnitt handelt, sollen vor allem Dicken kleiner 3 mm untersucht werden. Als Vergleich dient dazu ein Profil mit 4 mm. Die untere Grenze der Profildicke wird dabei durch den Eurocode festgelegt, welcher sie durch die geometrischen Verhältnisse regelt.

QUERSCHNITTSWERTE

I	h = 200 mm, b = 75 mm, c = 30 mm, r = 5 mm und t variieren					
Nr.	t [mm]	A [mm ²]	y _s [mm]	z _s [mm]	I _y [mm ⁴]	I _z [mm ⁴]
1	4,0	1.540,8575	22,5981	98,00	9.216.372,5129	1.205.943,5147
2	2,5	978,0359	23,2776	98,75	5.955.065,8295	801.631,6123
3	2,0	786,4287	23,5045	99,00	4.816.667,4065	654.420,7137
4	1,5	592,8215	23,7317	99,25	3.652.210,0898	500.779,9616
5	1,3	514,8187	23,8227	99,35	3.179.075,1594	437.494,8089

KALTGEFORMTE C-PROFILE UNTER DRUCK

I	Anteil Druck			Anteil Biegung		Beanspruchbarkeit	
Nr.	A _{eff} [mm ²]	y _{s,eff} [mm]	e _y [mm]	I _{z,eff} [mm ⁴]	y _{s,eff} [mm]	M _{Rd,z} [kNm]	N _{Rd} [kN]
1	1.355,9759	25,6792	3,0811	1.098.656,3495	25,6792	8,606	410,607
2	707,4390	28,9418	5,6642	635.303,3440	30,5835	5,381	198,631
3	506,7834	30,0048	6,5003	481.982,2983	32,8333	4,260	141,157
4	279,956	27,5762	3,8445	334.808,1198	35,5290	3,130	88,572
5	225,2400	28,7468	4,9241	278.820,6052	36,7605	2,680	69,716

KALTGEFORMTE C-PROFILE UNTER BIEGUNG

I	Biegung um die starke Achse					Beanspruchbarkeit
Nr.	A_{eff} [mm ²]	$y_{s,\text{eff}}$ [mm]	$I_{y,\text{eff}}$ [mm ²]	$z_{s,\text{eff}}$ [mm]	e_z [mm]	$M_{\text{Rd},y}$ [kNm]
1	1.540,8575	22,5981	9.216.372,5129	98,0000	0,0000	33,386
2	966,6999	22,8234	5.856.766,9634	97,6695	1,0805	20,827
3	760,9024	22,4525	4.582.181,9183	95,8508	3,1492	15,924
4	508,1028	22,0440	2.992.227,4328	85,9547	13,2953	9,305
5	423,5329	22,5107	2.472.489,9892	82,6276	16,7224	7,562

Teil II: Die Lippenlänge c wird variiert.

Auch hier gibt der Eurocode Grenzen vor, innerhalb welcher die Lippenlänge variiert wird. Die restlichen Werte sollen dabei einen baupraktischen Bereich widerspiegeln.

QUERSCHNITTSWERTE

II	$h = 200 \text{ mm}, b = 75 \text{ mm}, t = 2,0 \text{ mm}, r = 5 \text{ mm}$ und c variieren					
Nr.	c [mm]	A [mm ²]	y_s [mm]	z_s [mm]	I_y [mm ⁴]	I_z [mm ⁴]
1	15	726,4287	19,4164	99,00	4.455.167,4065	495.292,1030
2	20	746,4287	20,8522	99,00	4.591.334,0732	551.177,4614
3	25	766,4287	22,2130	99,00	4.711.500,7399	604.146,1567
4	40	826,4287	25,9002	99,00	4.986.000,7399	747.669,8068
5	45	846,4287	27,0131	99,00	5.052.167,4065	790.989,3229

KALTGEFORMTE C-PROFILE UNTER DRUCK

II	Anteil Druck		Anteil Biegung			Beanspruchbarkeit	
Nr.	A_{eff} [mm ²]	$y_{s,\text{eff}}$ [mm]	e_y [mm]	$I_{z,\text{eff}}$ [mm ⁴]	$y_{s,\text{eff}}$ [mm]	$M_{\text{Rd},z}$ [kNm]	N_{Rd} [kN]
1	407,1701	21,1951	1,7787	373.633,0861	28,0419	2,950	132,957
2	445,8200	24,9070	4,0548	412.511,8176	29,7612	3,387	133,056
3	478,0558	27,7016	5,4886	448.526,4757	31,3538	3,823	136,461
4	526,1598	31,8522	5,9520	542.235,9042	35,4978	5,133	153,533
5	538,7164	32,7209	5,7078	569.461,1801	36,7018	5,569	160,825

KALTGEFORMTE C-PROFILE UNTER BIEGUNG

II	Biegung um die starke Achse					Beanspruchbarkeit
Nr.	A_{eff} [mm ²]	$y_{s,\text{eff}}$ [mm]	$I_{y,\text{eff}}$ [mm ²]	$z_{s,\text{eff}}$ [mm]	e_z [mm]	$M_{\text{Rd},y}$ [kNm]
1	685,4963	17,1847	4.045.321,4542	93,1997	5,8003	13,703
2	714,4345	19,2218	4.282.257,4334	94,7002	4,2998	14,716
3	740,2515	20,9732	4.466.430,0362	95,6461	3,3539	15,491

4	795,2324	24,5764	4.750.433,6787	95,7174	3,2826	16,488
5	810,6277	25,4779	4.811.335,8874	95,5492	3,4508	16,672

Teil III: Die Gurtbreite b wird variiert.

Auch hier wurden bewusst die Längen so variiert, um die Grenzen des Eurocodes auszutesten und so möglichst unterschiedliche Profile vergleichen zu können.

QUERSCHNITTSWERTE

III	h = 200 mm, c = 30 mm, t = 2,0 mm, r = 5 mm und b variieren					
Nr.	b [mm]	A [mm ²]	y _s [mm]	z _s [mm]	I _y [mm ⁴]	I _z [mm ⁴]
1	50	686,4287	14,2102	99,00	3.836.567,4065	255.126,4562
2	60	726,4287	17,8220	99,00	4.228.607,4065	389.185,8474
3	90	846,4287	29,4447	99,00	5.404.727,4065	1.003.669,8554
4	100	886,4287	33,5222	99,00	5.796.767,4065	1.286.957,6805
5	120	966,4287	41,9061	99,00	6.580.847,4065	1.984.532,9366

KALTGEFORMTE C-PROFILE UNTER DRUCK

III	Anteil Druck		Anteil Biegung			Beanspruchbarkeit	
Nr.	A _{eff} [mm ²]	y _{s,eff} [mm]	e _y [mm]	I _{z,eff} [mm ⁴]	y _{s,eff} [mm]	M _{Rd,z} [kNm]	N _{Rd} [kN]
1	457,8235	20,8290	6,6188	188.230,9867	21,0683	2,481	113,371
2	482,6726	24,7002	6,8782	286.686,7532	25,7392	3,155	124,748
3	485,6147	33,2582	3,8135	740.463,8820	40,0056	5,477	153,918
4	479,3894	35,5444	2,0222	951.241,7085	44,8200	6,350	161,434
5	463,0609	38,8691	-3,0370	1.217.671,5841	29,0664	4,861	149,076

Anmerkung zum Querschnitt III.5: Die Verschiebung des Schwerpunkts erfolgt hier hin zum Steg und nicht wie bei den restlichen Querschnitten weg vom Steg. Es entsteht somit ein Moment, welches Druck auf Seiten der Lippen und Zug auf Seiten des Stegs erzeugt. Es ist daher eine gesonderte Betrachtung der Biegung um die z-z-Achse notwendig, bei welcher der Steg auf Druck belastet wird. Dabei ergibt sich: $M_{Rd,z} = 8,242$.

KALTGEFORMTE C-PROFILE UNTER BIEGUNG

III	Biegung um die starke Achse					Beanspruchbarkeit
Nr.	A _{eff} [mm ²]	y _{s,eff} [mm]	I _{y,eff} [mm ²]	z _{s,eff} [mm]	e _z [mm]	M _{Rd,y} [kNm]
1	686,4287	14,2102	3.836.567,4065	99,0000	0,0000	13,757
2	721,3060	17,5905	4.185.027,9085	98,3507	0,6493	14,909
3	784,7176	26,8550	4.806.472,6515	91,5750	7,4250	16,033
4	802,0510	29,9470	4.946.399,4189	88,9874	10,0126	16,108
5	834,6297	36,0785	5.168.112,7466	83,8446	15,1554	16,072

4 Direct Strength Method

4.1 Einführung

Die Methode der effektiven Breiten führt zu einer Verwendung von vielen komplexen Gleichungen, bei denen menschliche Fehler in der Berechnung nicht ausgeschlossen und im Nachhinein nicht einfach zu entdecken sind. Zudem nimmt es sehr viel Zeit in Anspruch, die Vorgehensweise des Eurocodes zu verstehen und normgerecht umzusetzen. Die Direct Strength Method wurde daher entwickelt, um die Effizienz beim Design und der Berechnung von Kaltprofilen zu erhöhen. Diese Methode verwendet so genannte Beulkurven, welche durch eine analytische Berechnung und durch experimentell kalibrierte Traglastkurven gewonnen wurden. Anhand dieser kann schließlich der Traglastwiderstand des gewählten Profils direkt bestimmt werden. Eingangswert dafür ist jedoch die kritische Verzweigungslast bzw. das kritische Biegemoment, die mithilfe eines Programms ermittelt werden müssen. Bei der hier vorgestellten Direct Strength Method bildet die Grundlage das von SCHAFFER entwickelte Programm CUFSM (Version 4.05 – Stand 24.05.2012), das mit der sogenannten Finiten Streifen Methode arbeitet, welche eine Abwandlung zur bekannteren Finiten Elemente Methode darstellt. Ein dünnwandiger Querschnitt wird dabei in eine Reihe von longitudinalen Streifen unterteilt. Basierend auf diesen können dann elastische und geometrische Steifigkeitsmatrizen formuliert werden. Dieses Programm kann kostenlos erworben werden unter <http://www.ce.jhu.edu/bschafer/cufsm/> und ist bereits in der nordamerikanischen Norm, der AISI [1], im Appendix 1 verankert.^{1 2}

4.2 Die Finite Streifen Methode als Grundlage von CUFSM

Wie bereits erwähnt, werden bei dieser Methode anstatt finiten Elementen finite Streifen verwendet. Hintergrund dieser abgewandelten Methodik liegt darin begründet, dass zur Zeit der Entwicklung des Verfahrens, rechnerische Kapazitäten, wie wir sie heute kennen, nicht vorhanden waren.

1968 veröffentlichte Y. K. CHEUNG erstmals einen Artikel über dieses Berechnungsverfahren mit der Grundlage einer linearen Theorie. Diese Ansätze hatten also nur Gültigkeit, solange die Verformungen des Systems keinen hinreichend großen Einfluss auf das Gleichgewicht haben. Da Stabilitätsprobleme jedoch immer mit Verformungen einhergehen, war die lineare Theorie für diese Problematik nicht ausreichend. Im weiteren Verlauf der Forschungen wurden

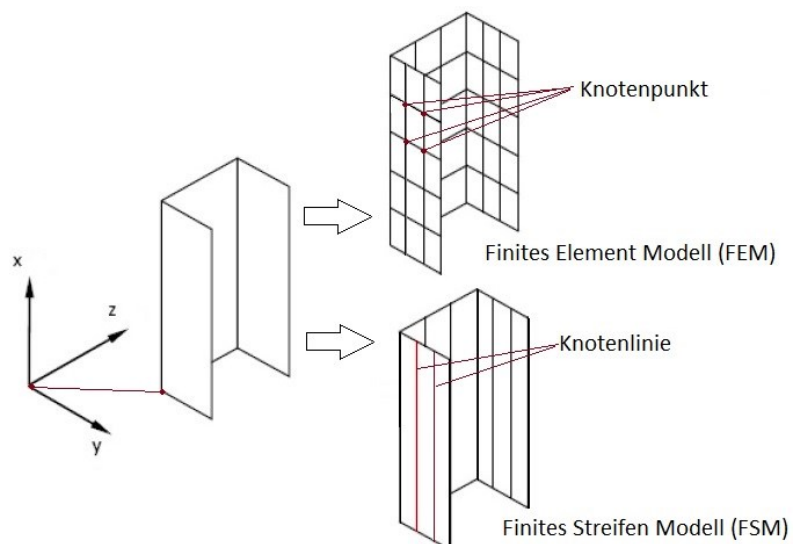


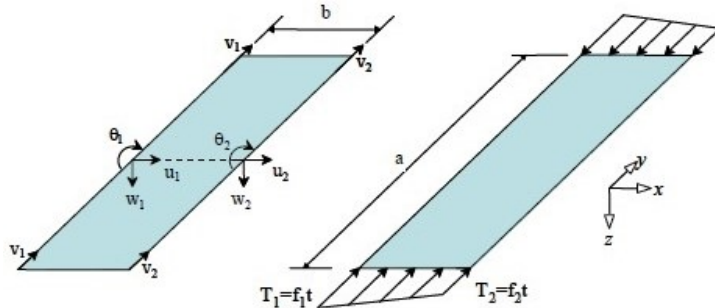
Abbildung 21: Modellierung; Quelle: Eigene Darstellung

¹ Martins Rua Pinto (2010)

² Schafer, Ádány (2006)

dementsprechend auch nicht-lineare Verformungsanteile berücksichtigt und die Methode damit erweitert.

Abbildung 21 veranschaulicht nun den Gedanken der Finiten Streifen Methode. Wie sich erkennen lässt, ist eine Voraussetzung bei der Anwendung der FSM, dass sich der Querschnitt in Längsrichtung nicht maßgeblich verändert. Die Einteilung des Querschnitts in Streifen erfordert nun ein komplexes



Maß an mathematischen Implementierungen, um die Interaktion dieser sicherzustellen.¹

Die hier dargelegten Grundsätze sollen sich dabei auf CUFSM beziehen. Dazu zeigt Abbildung 22 einen finiten Streifen der Breite b und der Länge a nach SCHAFFER mit seinen Freiheitsgraden und einer

Abbildung 22: Finiter Streifen nach SCHAFFER [21]

beliebigen Belastung. Wird der Querschnitt also in Streifen eingeteilt, so müssen diese wiederum über Randbedingungen miteinander gekoppelt sein. Unter diese Randbedingungen fallen zum Beispiel die bereits erwähnten Freiheitsgrade. Wird nämlich der Randstreifen eines Profils dargestellt, so kann sich dieser an seinem freien Ende zwanglos verformen. Beim Übergang zum angrenzenden Streifen beeinflussen diese sich gegenseitig und es werden Übergangsbedingungen erforderlich. Übergangsbedingungen werden beeinflusst durch die Art der Lagerung. Wird beispielsweise eine gelenkige Lagerung angenommen, so kann hier kein Moment übertragen werden. Es ist für die Implementierung also entscheidend, dass die realen Bedingungen so gut es geht dargestellt werden. Einen weiteren Einfluss stellt die Art der Belastung dar. Diese muss ebenfalls in die Randbedingungen einfließen, ebenso die Verschiebungsmöglichkeiten des Querschnitts. Diese sind ebenfalls in Abbildung 22 dargestellt. Das Verschiebungsfeld kann hierbei allgemein beschrieben werden als: $u = [u \ v \ w]^T$.

Dies bildet ein wichtiges Element der FSM und die entsprechenden Ansatzfunktionen für u, v und w können dabei wie folgt formuliert werden:

- Für die Verschiebungen in der Ebene:

$$u = \sum_{m=1}^q \left[\begin{pmatrix} 1 - \frac{x}{b} & \frac{x}{b} \end{pmatrix} \begin{Bmatrix} u_{1[m]} \\ u_{2[m]} \end{Bmatrix} \sin\left(\frac{m\pi y}{a}\right) \right]$$

$$v = \sum_{m=1}^q \left[\begin{pmatrix} 1 - \frac{x}{b} & \frac{x}{b} \end{pmatrix} \begin{Bmatrix} v_{1[m]} \\ v_{2[m]} \end{Bmatrix} \cos\left(\frac{m\pi y}{a}\right) \right]$$

- Für die Verschiebung aus der Ebene:

$$w = \sum_{m=1}^q \left[\begin{pmatrix} 1 - \frac{3x^2}{b^2} + \frac{2x^3}{b^3} & x \left(1 - \frac{2x}{b} + \frac{x^2}{b^2} \right) & \frac{3x^2}{b^2} - \frac{2x^3}{b^3} & x \left(\frac{x^2}{b^2} - \frac{x}{b} \right) \end{pmatrix} \begin{Bmatrix} w_{1[m]} \\ \theta_{1[m]} \\ w_{2[m]} \\ \theta_{2[m]} \end{Bmatrix} \sin\left(\frac{m\pi y}{a}\right) \right]$$

Es lässt sich hier schnell erkennen, dass sich die mathematischen Funktionen als sehr umfangreich gestalten und ein komplexes Maß annehmen. Daher soll auf eine komplette Ausführung der mathematischen Implementierungen verzichtet werden und es wird auf den Artikel von SCHAFFER und ÁDÁNY (2006) verwiesen. Es werden lediglich die weiteren Schritte erklärt.

¹ Stemmer, E. (2008)

Zur vollständigen Beschreibung des Streifens fehlen noch die Dehnungen, Verzerrungen und Verdrehungen, die der Querschnitt erfährt. Notwendig werden hierzu die Materialparameter wie das E-Modul, Schubmodul und die Querkontraktionszahl.

Mit all diesen Parametern kann nun die Steifigkeitsmatrix aufgestellt werden. Durch Bilden der Nennerdeterminante und gleichsetzen mit Null, kann für jede Länge der Eigenwert des Systems bestimmt werden. Diese Eigenwerte bilden die typische girlandenförmige Kurve, welche CUFSM erstellt (vergleiche Abbildung 6 oder Kapitel 4.4). Sie bildet die Umhüllende der ersten Eigenwerte der auftretenden Instabilitätsformen. Das Minimum einer jeden instabilitätsspezifischen Kurve bildet nun den so genannten «Lastfaktor», welcher bei einer bestimmten Länge auftritt. Mit diesem Faktor wird nun die kritische Beulspannung bestimmt und es kann problemlos die Tragfähigkeit mittels Traglastkurven bestimmt werden.

cFSM – constrained Finite Strip Method

Die sogenannte «constrained Finite Strip Method» stellt eine Erweiterung von CUFSM dar. Eine Analyse mittels cFSM erlaubt einerseits die Lösung des Stabilitätsproblems bezogen auf eine vorgegebene Versagensform (1), andererseits die Dekomposition der verschiedenen Versagensmechanismen (2). Nummer eins wird erreicht durch das Formen einer Serie von Gleichungen, welche auf eine bestimmte Versagensform begrenzt sind. Die dadurch reduzierten Freiheitsgrade des Systems ermöglichen so auch eine schnellere Analyse. Der zweite Teil von cFSM wiederum ermöglicht es dem Benutzer, die verschiedenen Formen des Versagens besser zu unterscheiden, da hier eine Dekomposition dieser erfolgt. Beispielhaft wird dies auch innerhalb der Berechnungen mit der DSM gezeigt.¹

4.3 Die «Direct Strength» Methode

Nachdem nun erklärt wurde, wie die Finite Streifen Methode und damit CUFSM funktioniert, gilt es nun noch darzulegen, welche Schritte zur endgültigen Berechnung der Traglast fehlen. Da CUFSM mittels der Analyse den «Lastfaktor» der einzelnen Versagensarten bestimmt, kann nun anhand von Traglastkurven, welche Abbildung 23 zeigt, die Beanspruchbarkeit des Systems direkt bestimmt werden. Erforderlich wird dazu wieder der Schlankheitsgrad des Querschnitts. Dieser ist jedoch gerade die Wurzel aus dem Kehrwert des schon bestimmten Lastfaktors. Es kann somit direkt der Abminderungsfaktor P_n/P_y bzw. M_n/M_y anhand der Kurven abgelesen oder mittels der Gleichungen bestimmt werden.

Diese Vorgehensweise ist also methodisch ähnlich zu der des Ersatzstabverfahrens nach Eurocode 3, da auch hier Traglastkurven verwendet werden. Unterschied hierzu ist, dass die Kurven für den ganzen Querschnitt gelten und dieser nicht in Einzelteile zerlegt wird (EC: dreiseitig oder vierseitig gelagert). Auch die in Abbildung 23 gezeigten Kurven wurden auf Basis von Versuchen ermittelt. Insgesamt wurden dabei 574 verschiedene Querschnitte von siebzehn verschiedenen Forschern untersucht. Den Hauptteil mit fast 40% machen dabei C-Querschnitte aus und bilden so eine wichtige Grundlage der Versuche. Die weiteren Profile umfassen eine Vielzahl von unterschiedlichen Geometrien und verschiedenen Anordnungen der aussteifenden Elemente. Eine genaue Übersicht kann [22] entnommen werden.²

¹ Schafer, Ádány (2006)

² Schafer/Peköz, 1998

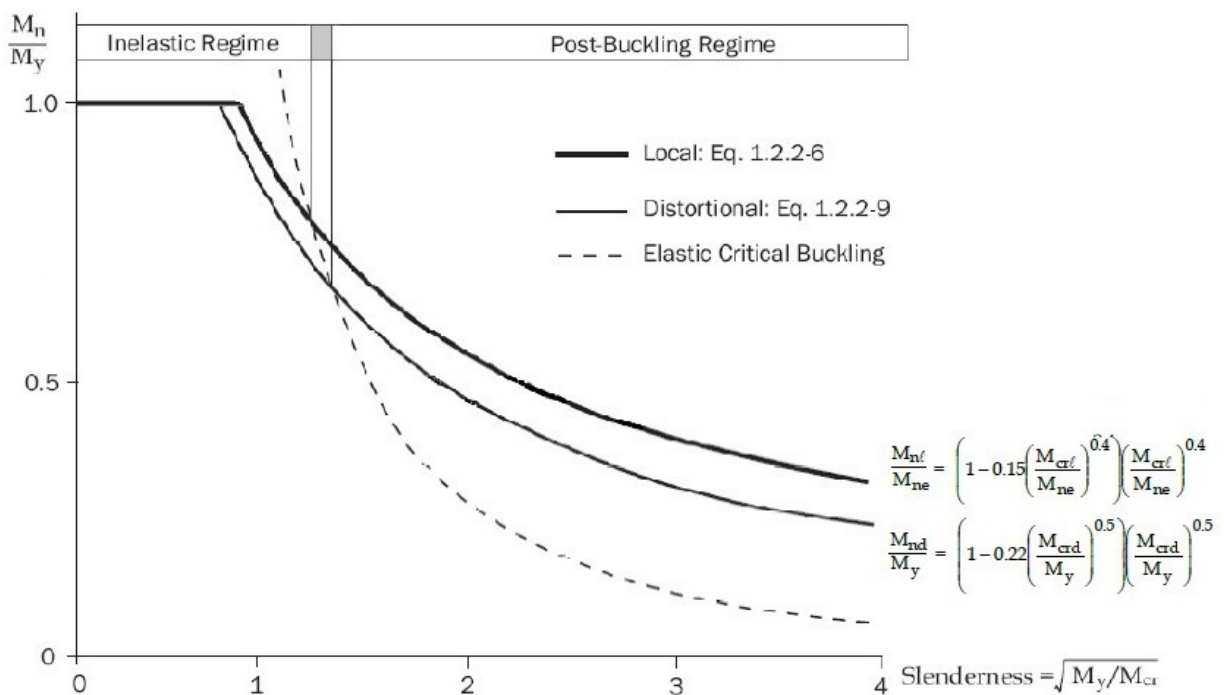
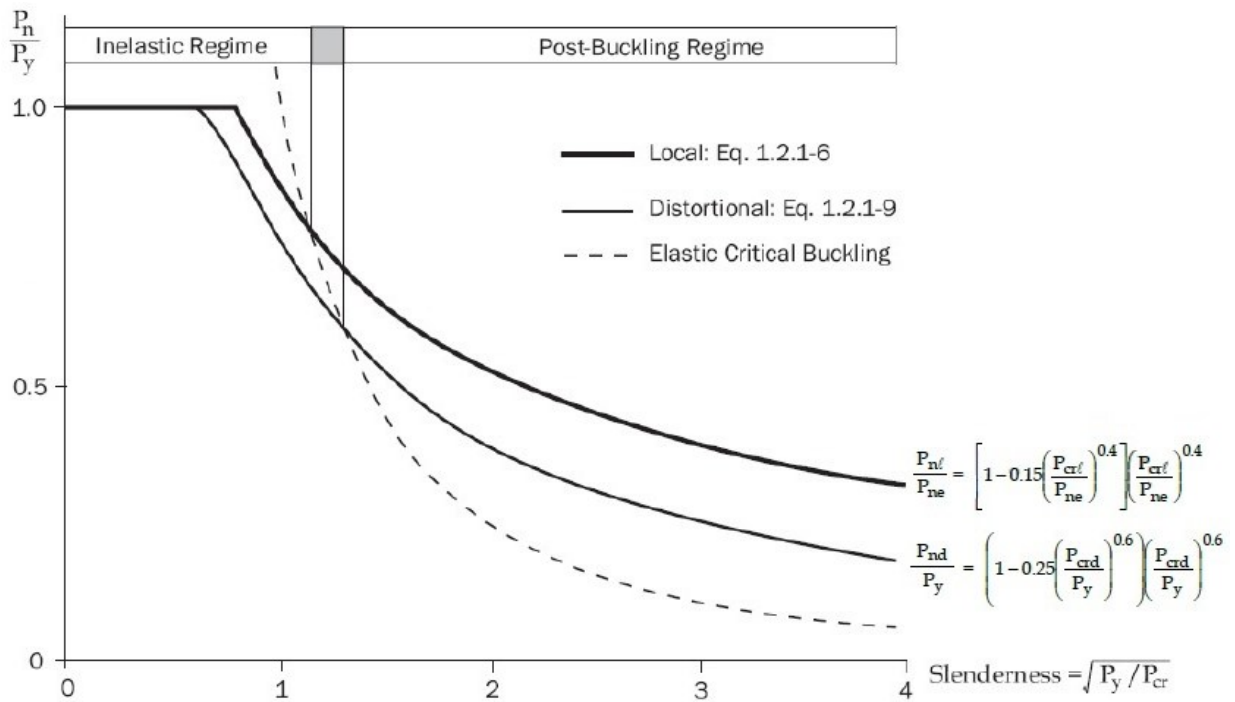


Abbildung 23: Traglastkurven nach [22]

4.4 Berechnungen

4.4.1 Erster Querschnitt

KALTGEFORMTES C-PROFIL UNTER DRUCKBEANSPRUCHUNG

Die genauen Angaben zum Profil können Kapitel 3.2 entnommen werden. Es werden nur kurz die wichtigsten Daten noch einmal genannt:

$$h = 200 \text{ mm}, b = 75 \text{ mm}, c = 30 \text{ mm}, r = 10 \text{ mm} \text{ und } t = 2 \text{ mm}; \sigma_{com,Ed} = \frac{f_{yb}}{\gamma_{M0}} = f_{yb} = 355 \frac{N}{mm^2}$$

Hier soll nachfolgend der Ablauf zur Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit, mittels der direkten Bestimmung, dargelegt werden. Im ersten Schritt wird dazu CUFSM benötigt.

Schritt 1: CUFSM

Nach dem Starten des Programms erfolgt die Eingabe der Abmessungen des gewünschten Querschnitts. Dabei gibt es speziell für C- und Z-Querschnitte eine Schablone, bei der die Werte h, b, c, r und t eingegeben werden. Dies erleichtert die Arbeit, da ansonsten die einzelnen Knoten der Streifenelemente des Querschnitts definiert werden müssen. Doch auch die Eingabe der Knoten lässt sich nach etwas Übung schnell erledigen. Wichtig beim Arbeiten mit diesem Programm ist, dass es auf Newton und Millimeter umgestellt werden muss, da in Amerika üblicherweise in «kip» bzw. «inch» gerechnet wird. Des Weiteren müssen die Materialkenndaten (E, G, ν) definiert werden, da diese in CUFSM zwar auch schon automatisch vorhanden sind, sie jedoch nicht den üblichen Angaben nach DIN EN 1993 entsprechen.

Neben der Analyse gibt es die Möglichkeit, die Querschnittswerte des Profils zu berechnen. Diese praktische Funktion der Software hat bereits bei der Methode der wirksamen Breiten Anwendung gefunden.

Nun gilt es, die gewünschte Belastung aufzubringen. Dies geschieht mittels der Vorgabe einer maximalen Spannung, da der Querschnitt frei gewählt wird. Das Programm rechnet sie dann in eine Normalkraft bzw. ein Moment um, je nachdem welche Belastung gewünscht ist.

Sind alle Werte gegeben, kann das Programm den Querschnitt analysieren. Nachfolgend werden die Ergebnisse für den ersten lippenverstärkten C-Querschnitt dargestellt. Abbildung 24 zeigt die typische Darstellung der Ergebnisse nach CUFSM. Einerseits ist der Kurvenverlauf des so genannten «Lastfaktors» des Querschnitts dargestellt, andererseits die grafische Darstellung der ersten Instabilitätsform, das lokale Plattenbeulen bei einer Länge von 150 mm, zu sehen. CUFSM gibt die Lösung des Eigenwertproblems demnach immer in Abhängigkeit der Bauteillänge an. Somit werden in einem einzigen Berechnungsschritt die minimalen Verzweigungsschnittgrößen für alle Instabilitätsformen, welche bei dem gewählten Querschnitt auftreten, ermittelt. Dargestellt wird dies mittels einer einzigen Kurve, welche die untere Umhüllende der ersten Eigenformen darstellt.

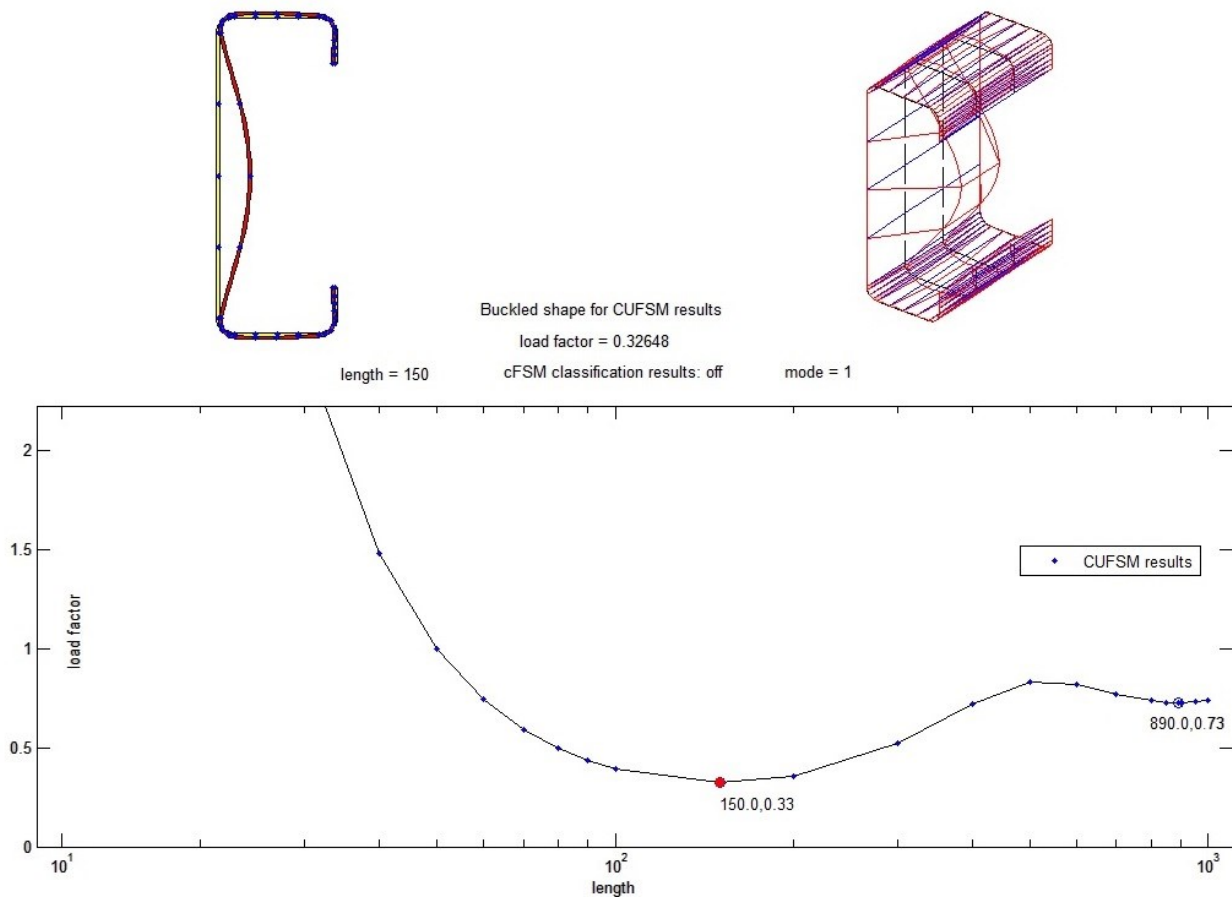


Abbildung 25: Ergebnis der Analyse des ersten C-Querschnitts; Quelle: CUFSM

Ein wichtiger Bestandteil der richtigen Anwendung von CUFSM stellt die Identifikation der einzelnen Versagensformen dar. Wie in Abbildung 24 bereits gezeigt, stellt sich bei 150 mm das lokale Plattenbeulen ein. Ein weiterer markierter Punkt in der Kurve liegt bei 890 mm. Wird dazu die Querschnittsform angezeigt, ist gut zu erkennen, dass es sich hier um die Forminstabilität, das sogenannte «distortional buckling», handelt.

Die daraus resultierende Verformung zeigt Abbildung 25. Die 3D-Ansicht veranschaulicht das Verformen sehr gut: Die Lippen des Querschnitts knicken, vergleichbar mit einem Stab und verformen so auch den angeschlossenen Querschnittsteil. Daher ist es auch schlüssig,

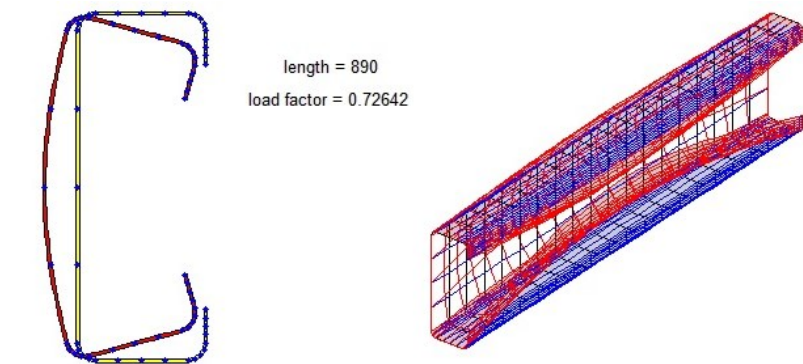


Abbildung 24: Distortional buckling; Quelle: CUFSM

dass im Gegensatz zum lokalen Beulen, dessen Ausbeulungen konstant über die Querschnittslänge erfolgen, hier die größte Verformung in der Mitte auftritt, wodurch die typische Halbwellenlänge entsteht. Würde man die Querschnittslänge des in Abbildung 25 dargestellten Trägers verdoppeln, so würden sich zwei Halbwellenlängen ausbilden.

Weiterhin fällt auf, dass kein Minimum für das globale Knicken vorhanden ist, wie es für die beiden anderen Versagensformen auftritt. Dies liegt ganz einfach daran, dass die kritische Knicklast abhängig von der Länge des Trägers ist. Der Lastfaktor kann also immer nur in Abhängigkeit der Länge definiert

werden. Wird der Kurve die typischen Querschnittsverformungen zugrunde gelegt – wie in Abbildung 26, so ist zu erkennen, dass ab einer Länge von ca. 2000 mm der Übergang vom Lippenknicken zum globalen Stabknicken stattfindet. Erst ab einer Länge von 6000 mm kommt es zum typischen Biegeknicken.

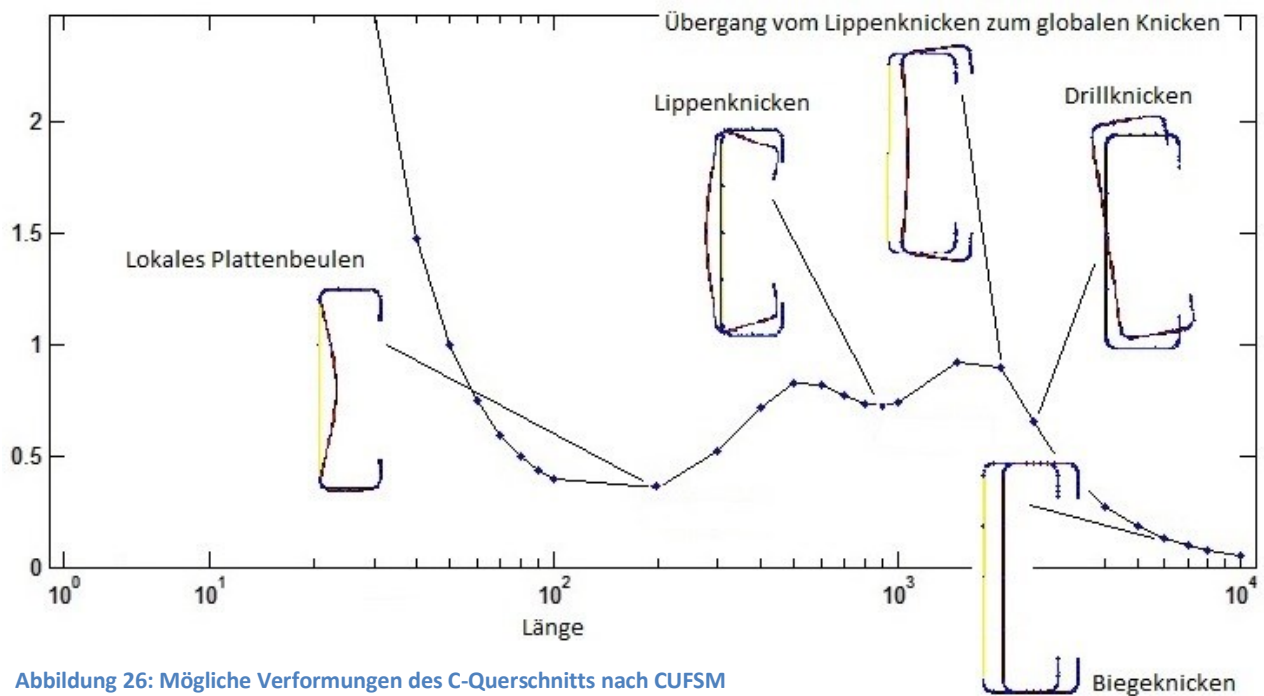


Abbildung 26: Mögliche Verformungen des C-Querschnitts nach CUFSM

Schritt 2: Tragfähigkeit

Der nächste Schritt in der Bestimmung der Tragfähigkeit liegt nun in der Berechnung der maximal aufnehmbaren Normalkraft. Dazu gibt es – ebenfalls von SCHAFFER – eine Excel-Tabelle (http://www.ce.jhu.edu/bschafer/direct_strength/index.htm), welche die Berechnung vereinfacht.

Hier wird nun die Belastung P_y eingegeben und der Lastfaktor aus der ermittelten Beulkurve für die jeweilige Versagensform. Zu Grunde gelegt sind hier die von SCHAFFER entwickelten Formeln auf Basis der Traglastkurven (siehe Kapitel 4.3 oder Appendix 1, AISI [1]). Nachfolgend ist dies dargestellt:

Column strength calculations using the Direct Strength Method of Appendix 1

Given:	Notes: First C-Section		
	$P_y =$	272,94 kN	
	$P_{crf}/P_y =$	0,32648	$P_{crf} =$ 89,11094 kN
	$P_{crd}/P_y =$	0,72642	$P_{crd} =$ 198,2724 kN
	$P_{cre}/P_y =$	10000000	$P_{cre} =$ 2,73E+09 kN

Flexural, Torsional, or Torsional-flexural Buckling nominal axial strength per DSM 1.2.1.1

for $\lambda_c \leq 1.5$

$$P_{ne} = \left(0.658^{\lambda_c^2}\right) P_y \quad (\text{Eq. 1.2.1-1})$$

for $\lambda_c > 1.5$

$$P_{ne} = \left(\frac{0.877}{\lambda_c^2}\right) P_y \quad (\text{Eq. 1.2.1-2})$$

where $\lambda_c = \sqrt{P_y / P_{cre}}$ (Eq. 1.2.1-3)

$$\lambda_c = 0,000$$

$$P_{ne} = 272,945 \text{ kN}$$

Local buckling nominal axial strength per DSM 1.2.1.2

for $\lambda_\ell \leq 0.776$

$$P_{nl} = P_{ne} \quad (\text{Eq. 1.2.1-5})$$

for $\lambda_\ell > 0.776$

$$P_{nl} = \left[1 - 0.15 \left(\frac{P_{crf}}{P_{ne}}\right)^{0.4}\right] \left(\frac{P_{crf}}{P_{ne}}\right)^{0.4} P_{ne} \quad (\text{Eq. 1.2.1-6})$$

where $\lambda_\ell = \sqrt{P_{ne} / P_{crf}}$ (Eq. 1.2.1-7)

$$\lambda_\ell = 1,75 \quad (\text{local-global slenderness})$$

$$P_{nl} = 157,708 \text{ kN} \quad (\text{local-global interaction reduction})$$

Distortional buckling nominal axial strength per DSM 1.2.1.3

for $\lambda_d \leq 0.561$

$$P_{nd} = P_y \quad (\text{Eq. 1.2.1-8})$$

for $\lambda_d > 0.561$

$$P_{nd} = \left[1 - 0.25 \left(\frac{P_{crd}}{P_y}\right)^{0.6}\right] \left(\frac{P_{crd}}{P_y}\right)^{0.6} P_y \quad (\text{Eq. 1.2.1-9})$$

where $\lambda_d = \sqrt{P_y / P_{crd}}$ (Eq. 1.2.1-10)

$$\lambda_d = 1,17 \quad (\text{distortional slenderness})$$

$$P_{nd} = 178,815 \text{ kN} \quad (\text{distortional reduction})$$

Nominal axial strength of the column per DSM 1.2.1

$$P_n = 157,708 \text{ kN} \quad (\text{local-global controls})$$

Die Beanspruchbarkeit für reinen Druck beträgt also **157,708 kN**.

KALTGEFORMTES C-PROFIL UNTER BIEGUNG

A) UM DIE STARKE ACHSE

Der Ablauf zur Bestimmung der Tragfähigkeit ist methodisch gleich zu der gerade durchgeführten Berechnung bei einem Querschnitt unter Druck. Die einzelnen Schritte werden demnach nicht mehr aufgeführt. Als Resultat erhält man die Momenttragfähigkeit anstelle der Tragfähigkeit unter Druck. Dazu kann wiederum die Excel-Tabelle verwendet werden, welche ein weiteres Berechnungsschema bei einer Belastung auf Biegung zur Verfügung stellt. Auch hierbei ist die Methodik die Gleiche. Zur Vollständigkeit und zum Aufführen der verwendeten Gleichungen ist die Berechnung nachfolgend dargestellt:

Beam strength calculations using the Direct Strength Method of Appendix 1

Given:	Notes: First C-Section	
	$M_y = 16,62$	kNm
	$M_{crf}/M_y = 1,6862$	$M_{crf} = 28,02628$ kNm
	$M_{crd}/M_y = 1,6439$	$M_{crd} = 27,32321$ kNm
	$M_{cre}/M_y = 10000000$	$M_{cre} = 1,66E+08$ kNm

Lateral-torsional buckling nominal flexural strength per DSM 1.2.2.1

$$\text{for } M_{cre} < 0.56M_y \\ M_{ne} = M_{cre} \quad (\text{Eq. 1.2.2-1})$$

$$\text{for } 2.78M_y > M_{cre} > 0.56M_y \\ M_{ne} = \frac{10}{9} M_y \left(1 - \frac{10M_y}{36M_{cre}} \right) \quad (\text{Eq. 1.2.2-2})$$

$$\text{for } M_{cre} > 2.78M_y \\ M_{ne} = M_y \quad (\text{Eq. 1.2.2-3})$$

$$M_{ne} = 16,621 \text{ kNm}$$

Local buckling nominal flexural strength per DSM 1.2.2.2

$$\text{for } \lambda_\ell \leq 0.776 \\ M_{ne} = M_{ne} \quad (\text{Eq. 1.2.2-5})$$

$$\text{for } \lambda_\ell > 0.776 \\ M_{ne} = \left(1 - 0.15 \left(\frac{M_{crf}}{M_{ne}} \right)^{0.4} \right) \left(\frac{M_{crf}}{M_{ne}} \right)^{0.4} M_{ne} \quad (\text{Eq. 1.2.2-6})$$

$$\text{where } \lambda_\ell = \sqrt{M_{ne}/M_{crf}} \quad (\text{Eq. 1.2.2-7})$$

$$\lambda_\ell = 0,77 \quad (\text{local-global slenderness})$$

$$M_{crf} = 16,621 \text{ kNm} \quad (\text{fully effective section for local buckling})$$

Distortional buckling nominal flexural strength per DSM 1.2.2.3

$$\text{for } \lambda_d \leq 0.673 \\ M_{nd} = M_y \quad (\text{Eq. 1.2.2-8})$$

$$\text{for } \lambda_d > 0.673 \\ M_{nd} = \left(1 - 0.22 \left(\frac{M_{crd}}{M_y} \right)^{0.5} \right) \left(\frac{M_{crd}}{M_y} \right)^{0.5} M_y \quad (\text{Eq. 1.2.2-9})$$

$$\text{where } \lambda_d = \sqrt{M_y/M_{crd}} \quad (\text{Eq. 1.2.2-10})$$

$$\lambda_d = 0,78 \quad (\text{distortional slenderness})$$

$$M_{crd} = 15,299 \text{ kNm} \quad (\text{distortional reduction})$$

Nominal flexural strength of the beam per DSM 1.2.2

$$M_n = 15,299 \text{ kNm} \quad (\text{distortional controls})$$

Die **Beanspruchbarkeit für reine Biegung** um die starke Achse beträgt also **15,299 kNm**.

B) UM DIE SCHWACHE ACHSE

Nach der Analyse des Querschnitts durch CUFSM ist zu erkennen, dass es kein Minimum für den Fall «Forminstabilität» gibt. Wird zusätzlich die Funktion cFSM verwendet, so ist deutlich zu erkennen, dass das «distortional buckling» bei keiner Länge maßgebend ist. Dies verdeutlicht Abbildung 27:

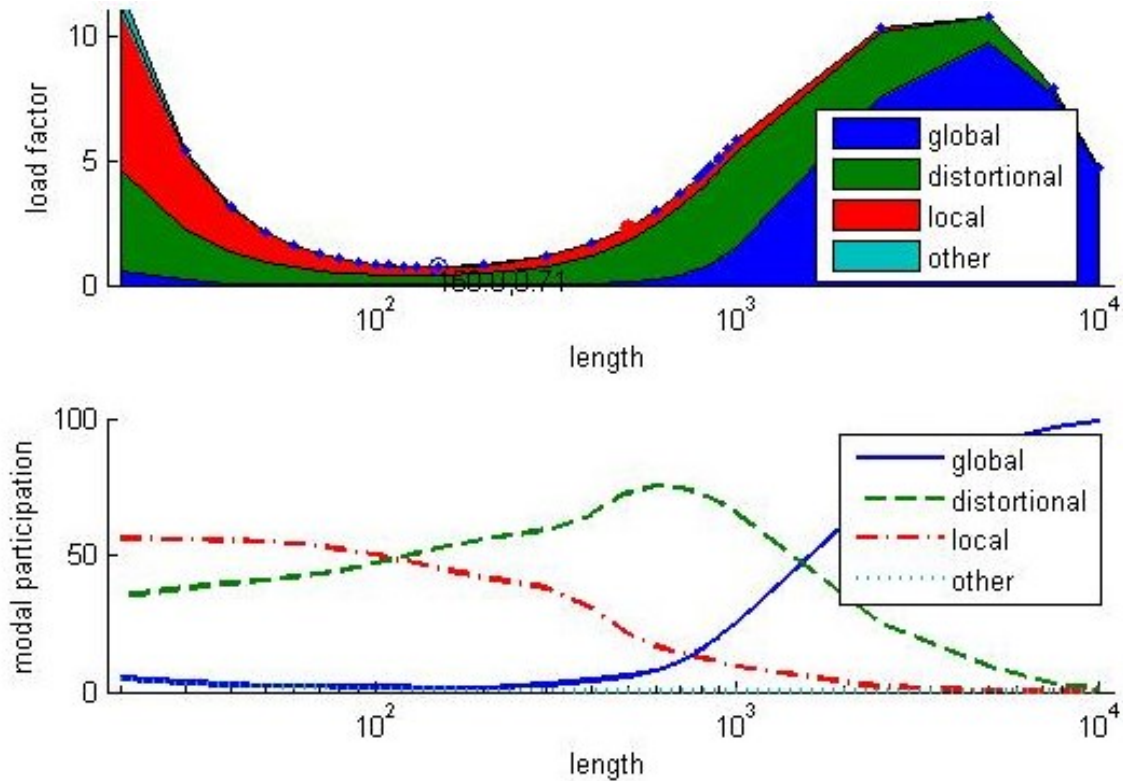


Abbildung 27: Dekomposition der Versagensmechanismen; Quelle: CUFSM

Dies ist schlüssig, da nur der Steg und ein Teil des Gurtes auf Druck belastet wird (siehe dazu zur Verdeutlichung Abbildung 19). Die Randsteife – verantwortlich für das Lippenknicken – dagegen wird auf Zug belastet und ist somit nicht knickgefährdet.

Bei der Berechnung kann die Berücksichtigung des Lippenknickens genauso entfallen wie bisher die des globalen Stabknickens. Der Lastfaktor ergibt sich nach CUFSM zu 0,71046 und damit M_{cr1} zu 3,164 kNm. Das einwirkende Moment beträgt $M_y = 4,454$ kNm und die Berechnung reduziert sich auf ($\lambda > 0,776$):

$$M_{Rd} = M_{nl} = \left(1 - 0,15 \cdot \left(\frac{M_{cr1}}{M_{ne}}\right)^{0,4}\right) \cdot \left(\frac{M_{cr1}}{M_{ne}}\right)^{0,4} \cdot M_{ne}$$

mit $M_{ne} = M_y$

Die **Beanspruchbarkeit für reine Biegung** um die schwache Achse beträgt also **3,376 kNm**.

4.4.2 Weitere Querschnitte

Nachfolgende Tabelle zeigt nun die Ergebnisse nach der DSM für die bereits gewählten Querschnitte.

Nr.	Maße	N_{Rd} [kN]	$M_{Rd,y}$ [kNm]	$M_{Rd,z}$ [kNm]
I.1	t = 4,0	487,986	33,386	8,845
I.2	t = 2,5	231,186	21,033	4,988
I.3	t = 2,0	158,563	15,798	3,479
I.4	t = 1,5	96,397	10,477	2,129
I.5	t = 1,3	75,673	8,346	1,699
II.1	c = 15	136,494	12,264	2,662
II.2	c = 20	150,354	13,716	2,946
II.3	c = 25	154,481	14,882	3,218
II.4	c = 40	166,659	17,084	3,973
II.5	c = 45	170,679	16,923	4,208
III.1	b = 50	140,513	13,504	2,094
III.2	b = 60	147,711	14,629	2,625
III.3	b = 90	169,451	16,538	4,402
III.4	b = 100	176,618	16,879	5,056
III.5	b = 120	190,692	17,335	6,452

Anmerkung zu den Berechnungen

Die Berechnungen wurden an Querschnitten mit einem Biegeradius von $r = 5$ mm durchgeführt, während der erste Querschnitt einen Radius von 10 mm aufweist. Damit sollte lediglich aufgezeigt werden, dass der Biegeradius einen relativ geringen Einfluss auf die Tragfähigkeit ausübt, ein Radius mit 5 mm jedoch in einem baupraktisch sinnvollerem Bereich liegt. Eine Variation der Biegeradien hätte sich also nicht als sinnvoll erwiesen.

5 Vergleich der beiden Nachweisverfahren

5.1 Ein Vergleich der Methoden

Ein Vergleich der beiden Methoden ist in den vorangehenden Kapiteln immer mal wieder ansatzweise gebracht worden, zumeist jedoch bezogen auf die Vorgehensweisen. In Kapitel fünf wird dies nun genauer verglichen. Dabei spielen vor allem die Berechnungsbeispiele eine entscheidende Rolle, da diese konkrete Werte liefern, welche direkt miteinander verglichen werden können.

Nachfolgende Tabelle zeigt zunächst die prinzipiellen Unterschiede auf. Wichtig beim Vergleich und der nachfolgenden Auswertung ist es, die Grundgedanken der beiden Methoden zu verstehen, um so deren Stärken und Schwächen zu erkennen und erklären zu können.

	Methode der wirksamen Breiten	Direct Strength Method
Reduktion...	des Querschnitts	Vergleichbar mit Reduktion der Spannungen
Grundlage	- Winter-Kurve - Traglastkurve für jedes Element (Vierseitig oder dreiseitig gelagert) - Lineare Beultheorie	- Traglastkurven - Traglastkurve für den gesamten Querschnitt - CUFSM zur Ermittlung des Lastfaktors
Schlankheit	Funktion abhängig von Spannungen	Funktion abhängig von Kräften
Nachweis	Ohne Computer möglich	Computerbasiert

Festzuhalten ist, dass die Direct Strength Method im Vergleich zur Methode der wirksamen Breiten auf ein ganzheitliches Konzept setzt. Die Traglastkurven werden lediglich nach Lastfall unterschieden (Biegung oder Normalkraft). Bei der Methode nach Eurocode hingegen ist eine aufwendige Unterteilung des Querschnitts notwendig. Unterschieden wird hierbei nach Lagerungsart, während die Randsteife einen Sonderfall darstellt und iterativ berechnet werden muss. Es ist also ein sehr aufwendiges Verfahren, welches z.B. eine Vordimensionierung von Bauteilen beschwerlich macht.

5.2 Ein Vergleich der Zahlen

Die Angaben in den nachfolgenden Tabellen sind in der Einheit [kN] bzw. [kNm]. X ist dabei definiert als das Verhältnis von Beanspruchbarkeit bei reduziertem Querschnitt zur Einwirkung bei nicht reduziertem Querschnitt mit jeweils $f_y = 355 \frac{N}{mm^2}$. Die Zeile «V» gibt die maßgebende Versagensform nach CUFSM an und kann sich dabei also nur auf die mit der DSM errechneten Werte beziehen (l: local buckling, d: distortional buckling). Die letzte Zeile «Abweichung» gibt die prozentuale Abweichung der DSM von Methode der wirksamen Breiten (MWB) an. Die MWB dient somit als Bezug und Maßgabe, da hier die Direct Strength Method bewertet werden soll.

Die Tabellen zeigen neben der elastischen Tragfähigkeit die errechnete Tragfähigkeit und deren Abweichungen voneinander in Form des Abminderungsbeiwertes χ . Sie dienen damit als übersichtliche Strukturierung der vielen Werte.

KALTGEFORMTE C-PROFIL UNTER DRUCKBEANSPRUCHUNG

Nr.	Maße	N _y	MWB	χ	DSM	V	χ	Abweichung [%]
I.1	t = 4,0	547,004	410,607	0,75	487,986	d	0,89	+ 18,85
I.2	t = 2,5	347,203	198,631	0,57	231,186	l	0,66	+ 16,39
I.3	t = 2,0	279,182	141,157	0,51	158,563	l	0,57	+ 12,33
I.4	t = 1,5	210,452	88,572	0,42	96,887	l	0,46	+ 9,39
I.5	t = 1,3	182,761	69,716	0,38	75,673	l	0,41	+ 8,54
II.1	c = 15	257,882	132,957	0,52	136,494	d	0,53	+ 2,66
II.2	c = 20	264,982	133,056	0,50	150,354	l	0,57	+ 13,00
II.3	c = 25	272,082	136,461	0,50	154,481	l	0,57	+ 13,21
II.4	c = 40	293,382	153,533	0,52	166,659	l	0,57	+ 8,55
II.5	c = 45	300,482	160,825	0,54	170,679	l	0,57	+ 6,13
III.1	b = 50	243,682	113,371	0,47	140,513	l	0,58	+ 23,94
III.2	b = 60	257,882	124,748	0,48	147,711	l	0,57	+ 18,41
III.3	b = 90	300,482	153,918	0,51	169,451	l	0,56	+ 10,09
III.4	b = 100	314,682	161,434	0,51	176,618	l	0,56	+ 9,41
III.5	b = 120	343,082	149,076	0,43	190,692	l	0,56	+ 27,92

Bei Profilen unter reinem Druck zeigt sich tendenziell ein durchschnittliche Abweichung von +13%. Das heißt, dass die DSM im Durchschnitt ein 13 prozentig höhere Tragfähigkeit berechnet.

KALTGEFORMTE C-PROFIL UNTER BIEGUNG

A) UM DIE STARKE ACHSE

Nr.	Maße	M _y	MWB	χ	DSM	V	χ	Abweichung [%]
I.1	t = 4,0	33,386	33,386	1,00	33,386	-	1,00	+ 0,00
I.2	t = 2,5	21,408	20,827	0,97	21,033	d	0,98	+ 0,99
I.3	t = 2,0	17,272	15,924	0,92	15,798	d	0,91	- 0,79
I.4	t = 1,5	13,063	9,305	0,71	10,566	l	0,81	+ 13,55
I.5	t = 1,3	11,360	7,562	0,67	8,346	l	0,73	+ 10,37
II.1	c = 15	15,976	13,703	0,86	12,264	d	0,77	- 10,50
II.2	c = 20	16,464	14,716	0,89	13,716	d	0,83	- 6,80
II.3	c = 25	16,895	15,491	0,92	14,882	d	0,88	- 3,93
II.4	c = 40	17,879	16,488	0,92	17,084	l	0,96	+ 3,63
II.5	c = 45	18,116	16,672	0,92	16,923	l	0,93	+ 1,51
III.1	b = 50	13,757	13,757	1,00	13,504	d	0,98	- 1,84

III.2	b = 60	15,163	14,909	0,98	14,629	d	0,96	- 1,88
III.3	b = 90	19,381	16,033	0,83	16,538	d	0,85	+ 3,15
III.4	b = 100	20,786	16,108	0,77	16,879	d	0,81	+ 4,79
III.5	b = 120	23,598	16,072	0,68	17,335	d	0,73	+ 7,86

Hier ergibt sich eine durchschnittliche Abweichung von +1%. Einerseits liegt dies daran, dass bei einigen Querschnitten die MWB eine höhere Tragfähigkeit liefert und sich so die Werte bei einer Betrachtung rein auf den Durchschnitt bezogen ausgleichen, andererseits die Werte tendenziell näher zusammen liegen als bei der Druckbeanspruchung.

B) UM DIE SCHWACHE ACHSE

Nr.	Maße	M_z	MWB	χ	DSM	V	χ	Abweichung [%]
I.1	t = 4,0	8,845	8,606	0,97	8,845	-	1,00	+ 2,78
I.2	t = 2,5	5,781	5,381	0,93	4,988	I	0,86	- 7,30
I.3	t = 2,0	4,694	4,260	0,91	3,479	I	0,74	- 18,33
I.4	t = 1,5	3,572	3,130	0,88	2,161	I	0,60	- 30,96
I.5	t = 1,3	3,114	2,680	0,86	1,699	I	0,55	- 36,60
II.1	c = 15	3,281	2,950	0,90	2,662	I	0,81	- 9,76
II.2	c = 20	3,752	3,387	0,90	2,946	I	0,79	- 13,02
II.3	c = 25	4,223	3,823	0,91	3,218	I	0,76	- 15,83
II.4	c = 40	5,635	5,133	0,91	3,973	I	0,71	- 22,60
II.5	c = 45	6,106	5,569	0,91	4,208	I	0,70	- 24,44
III.1	b = 50	2,680	2,481	0,93	2,094	I	0,78	- 15,60
III.2	b = 60	3,439	3,155	0,92	2,625	I	0,76	- 16,80
III.3	b = 90	6,085	5,477	0,90	4,402	I	0,72	- 19,63
III.4	b = 100	7,086	6,350	0,90	5,056	I	0,71	- 20,38
III.5	b = 120	9,258	8,242	0,89	6,452	d	0,70	- 21,72

Der Durchschnitt der Abweichung der DSM von der MWB liegt hier bei -18%. Bei Biegung um die schwache Achse liefert die Direct Strength Method als eine deutlich niedrigere Tragfähigkeit als die Methode der wirksamen Breiten.

6 Auswertung und Analyse

Die nachfolgenden Diagramme zeigen die Abminderungsfaktoren χ der beiden Methoden, aufgetragen als durchgängigen Verlauf. Dieser lineare Verlauf soll keinen mathematischen Zusammenhang der Profile darstellen, sondern lediglich als Grundlage dienen, um Tendenzen besser feststellen zu können. Unterschieden wird weiterhin nach Art der Belastung und innerhalb der Diagramme nach den unterschiedlichen Variationen der Querschnitte (Teil I bis Teil III).

KALTGEFORMTES C-PROFIL UNTER DRUCKBEANSPRUCHUNG

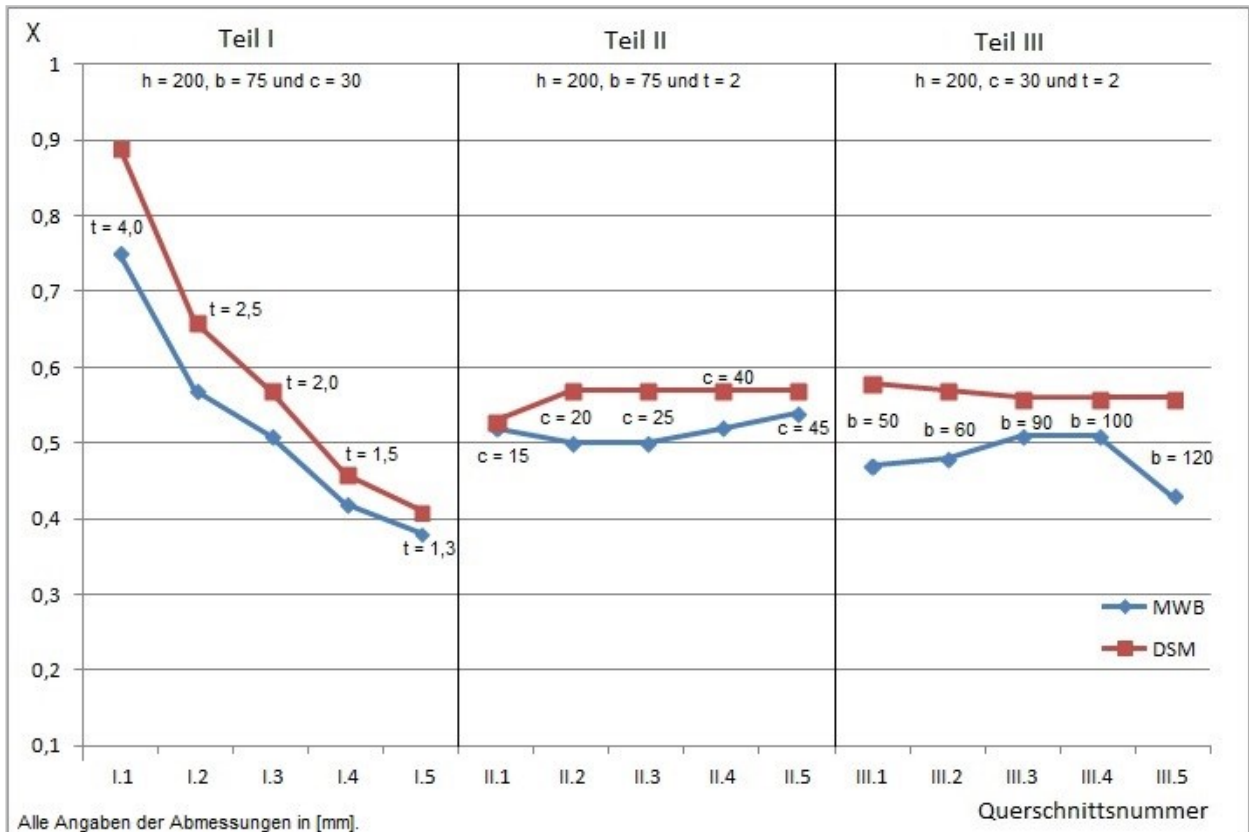


Abbildung 28: Abminderungsfaktor χ bei Querschnitten unter reinem Druck

Die Abminderungsfaktoren unter reiner Druckbeanspruchung lassen einen klaren Verlauf erkennen. Es kann festgehalten werden, dass die Direct Strength Method eine höhere Belastbarkeit der Querschnitte ergibt. Die rote Linie liegt durchgängig über der blauen, die Abminderung der elastischen Tragfähigkeit ist also geringer als bei der Methode der wirksamen Breiten. Weiterhin gilt festzuhalten, dass die beiden Linien einen sehr ähnlichen Verlauf zeigen. Einzige Ausnahme bildet hier Querschnitt III.5, bei welchem die Tragfähigkeit bei der MWB im Vergleich zum vorherigem Verlauf stark abfällt. Eine Erklärung hierfür soll noch gefunden werden.

Die weiterführende Analyse des Verlaufs erfolgt nach den unterschiedlichen Einteilungen der Querschnitte.

Zum Teil I der Querschnitte: Hier wurde die Dicke des Querschnitts abgemindert.

Man kann hier, unabhängig der Belastung, sehr deutlich erkennen, was eine geringere Querschnittsstärke bewirkt: Die Tragfähigkeit des Bauteils nimmt stark ab. Dies ist besonders bei reiner Druckbeanspruchung der Fall, da hier der ganze Querschnitt überdrückt wird und so bei einem sehr dünnen Profil vor allem der lange Steg schnell lokal beult. Betrachtet man zudem den Verlauf

genauer, so fällt auf, dass die Geraden zwischen den errechneten Tragfähigkeiten nahezu parallel verlaufen. Erkennbar ist ein derartiger Verlauf der beiden Geraden nur hier. Es kann daher festgestellt werden, dass beide Methoden hier sehr gut korrelieren.

Zum Teil II der Querschnitte: Hier wurde die Lippenlänge gesteigert.

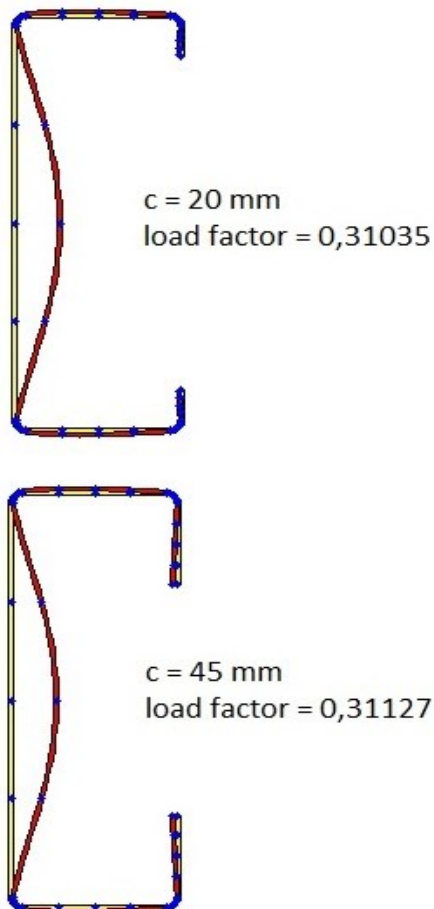


Abbildung 29: Unterschied beim Beulen zwischen Querschnitten mit verschiedenen Lippenlängen nach CUFSM

fallen zunächst ab. Diese beiden Querschnitte weisen im Vergleich zu den restlichen in diesem Abschnitt eine sehr geringe Breite auf. D.h., dass der Querschnitt sehr schmal ist und der Steg anfällig für lokales Beulen. Aufgrund der Vorgehensweise der Methode der wirksamen Breiten wird der Steg - wie bei allen Querschnitten zuvor - um den gleichen Faktor ρ abgemindert. Die restlichen Querschnittsteile erfahren auf Grund der geringen Anfälligkeit für die Forminstabilität so gut wie keine Abminderung. Daraus folgt wiederum, dass sich der Schwerpunkt des reduzierten Querschnitts stark vom Steg weg schiebt. Es entsteht auf Grund des großen Hebelarms eine größeres Moment, welches die Tragfähigkeit stärker reduziert. Da bei der Direct Strength Method eine ganzheitliche und direkte Berechnung erfolgt, wird hier eine Verschiebung des Schwerpunkts nicht gesondert betrachtet.

Auffällig bei diesem Verlauf ist Querschnitt III.5, welcher mit $\chi = 0,43$ eine verminderte Tragfähigkeit aufweist. Der Grund für diese

Auffällig in diesem Abschnitt und auch im Abschnitt III ist der annähernd konstante Verlauf der Abminderungsfaktoren bei der DSM. Grund dafür ist, dass ab einer gewissen Lippenlänge immer lokales Beulen im Steg maßgebend wird, da dieser immer gleich schlank bleibt. Deutlicher wird dies, wenn als weiteres Merkmal der Lastfaktor (im weiteren Sinne die Schlankheit der Profile) aus CUFSM hinzugezogen wird: Dieser bleibt bei sich vergrößernder Lippenlänge nahezu gleich. Der Faktor für die Querschnittsinstabilität wird dabei immer größer, da auf Grund der größeren Länge der Lippen die Gurte besser stabilisiert werden. Abbildung 29 verdeutlicht das Ganze. Zu erkennen ist hier jedoch auch, dass eine zu große Lippenlänge nicht vorteilhaft ist, da dadurch sie selbst anfällig für lokales Beulen wird.

Auch die Werte der Methode der wirksamen Breiten tendieren zu einem konstanten Verlauf und liegen mit einem Durchschnitt von $\chi = 0,52$ nah an dem Durchschnitt der DSM. Der leichte Anstieg der Kurve kann damit erklärt werden, dass durch die größere Lippenlänge die Randsteife besser stabilisiert wird und so die Dicke nicht so stark abgemindert wird.

Zum Teil III der Querschnitte: Die Breite wurde vergrößert.

Der Verlauf der Werte der DSM ist annähernd gleich zu dem in Abschnitt II. Die ersten beiden Werte der MWB hingegen

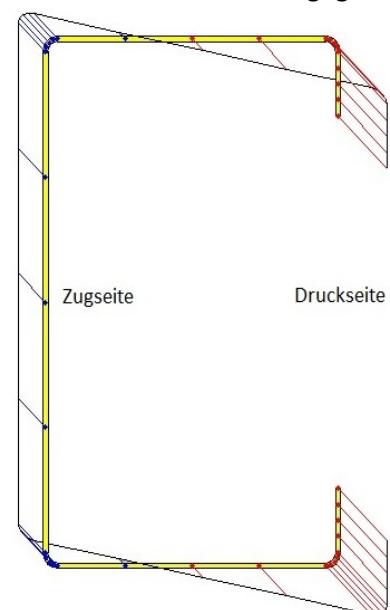


Abbildung 30: Vertauschte Zug- bzw. Druckseite beim letzten Querschnitt; Quelle: CUFSM

Abweichung liegt darin, dass der Schwerpunkt, im Gegensatz zu den anderen Profilen, zum Steg hin geschoben wird. Dadurch entsteht auf Seiten der Lippen Druck und auf der Seite des Stegs Zug. Verdeutlicht wird dies durch Abbildung 30. Dies bewirkt wiederum ein Moment mit großem Druckbereich, der die Querschnittswerte stark reduziert. Des Weiteren weist dieser Querschnitt eine große Breite auf, wodurch die Gurte und Randsteifen einen prozentual größeren Anteil haben als der Steg. Das Zusammenspiel dieser Faktoren ruft letztendlich diese vergleichsweise kleine Tragfähigkeit hervor.

Doch worin kann nun die Ursache liegen, dass die Methode der wirksamen Breiten eine geringere Tragfähigkeit liefert?

Zunächst muss hier noch einmal auf die Grundlage der Methode nach Eurocode 3 eingegangen werden. Diese unterteilt, wie in Abbildung 31 zu erkennen, den Querschnitt in seine einzelnen Teile (Steg, Gurt und Lippe) und verbindet sie über eine gelenkige Lagerung. Diese Annahme entspricht nicht ganz dem realen Tragverhalten und liegt damit auf der sicheren Seite, da es zwischen den Einzelteilen zu Teileinspannungen kommen kann, welche die Tragfähigkeit steigern.¹

Einzig bei der Ermittlung der Tragfähigkeit von aussteifenden Randelementen wie beim lippenverstärktem C-Querschnitt erlaubt die Methode der wirksamen Breiten einen Ansatz der Teileinspannungen in Form von größeren Beulwerten. Doch auch diese liegen noch auf der sicheren Seite, vergleicht man Ergebnisse aus numerischen oder experimentellen Untersuchungen mit Berechnungen nach Eurocode 3. Um wirtschaftlichere Ergebnisse zu erzielen, müsste in diesem Bereich die MWB noch angepasst werden.²

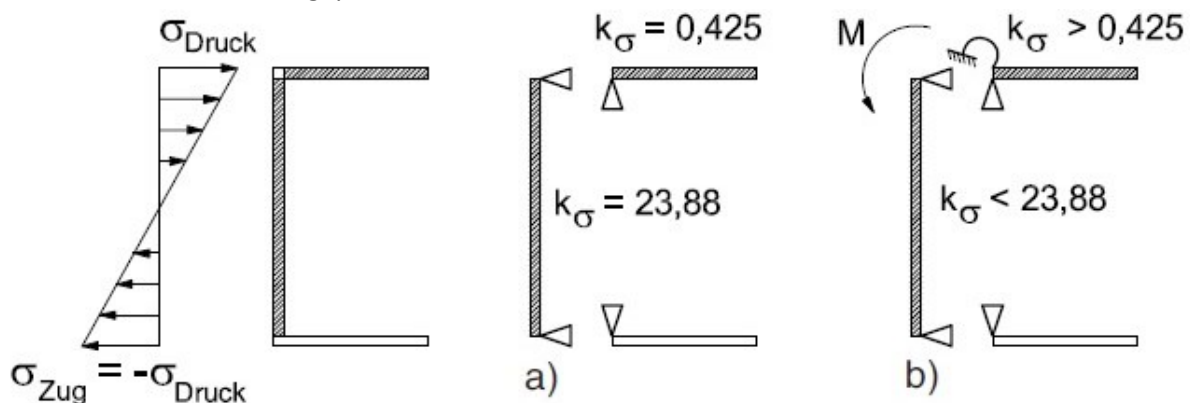


Abbildung 31: Erfassung der Randbedingungen nach [4]

Diese Vorgehensweise existiert so nicht bei Direct Strength Method, bei welcher eine ganzheitliche Traglastermittlung zum Zuge kommt. Traglastkurven existieren für den ganzen Querschnitt, wodurch die Interaktion der Elemente sicher gestellt ist und eine wirtschaftlichere Bemessung ermöglicht wird.

Dennoch könnte nun genauso behauptet werden, dass durch das Nichtbeachten der Schwerpunktverschiebung bei der DSM eine zu hohe Traglast errechnet wird. Diese Aussage kann in verschiedenen literarischen Quellen gefunden werden. Verwiesen wird hier auf RUSCH und LINDNER (2001) [20].

Problem innerhalb dieser Arbeit liegt darin, dass für die angestellten Berechnungen keine weitere Vergleichsmöglichkeit, z.B. in Form von Experimenten oder numerischen Berechnungen durch ein

¹ Brune et.al., 2009

² Brune/Kalameya, 2009

anderes Programm, zur Verfügung steht. Es kann daher keine endgültige Aussage über die Genauigkeit getroffen werden. Ein weiterer Gedanke dazu ist, dass die Direct Strength Method anhand von Versuchen und numerischen Berechnungen kalibriert wurde und so auch die verringerte Tragfähigkeit durch die exzentrisch angreifende Normalkraft berücksichtigt sein sollte.

KALTGEFORMTES C-PROFIL UNTER BIEGUNG

A) UM DIE STARKE ACHSE

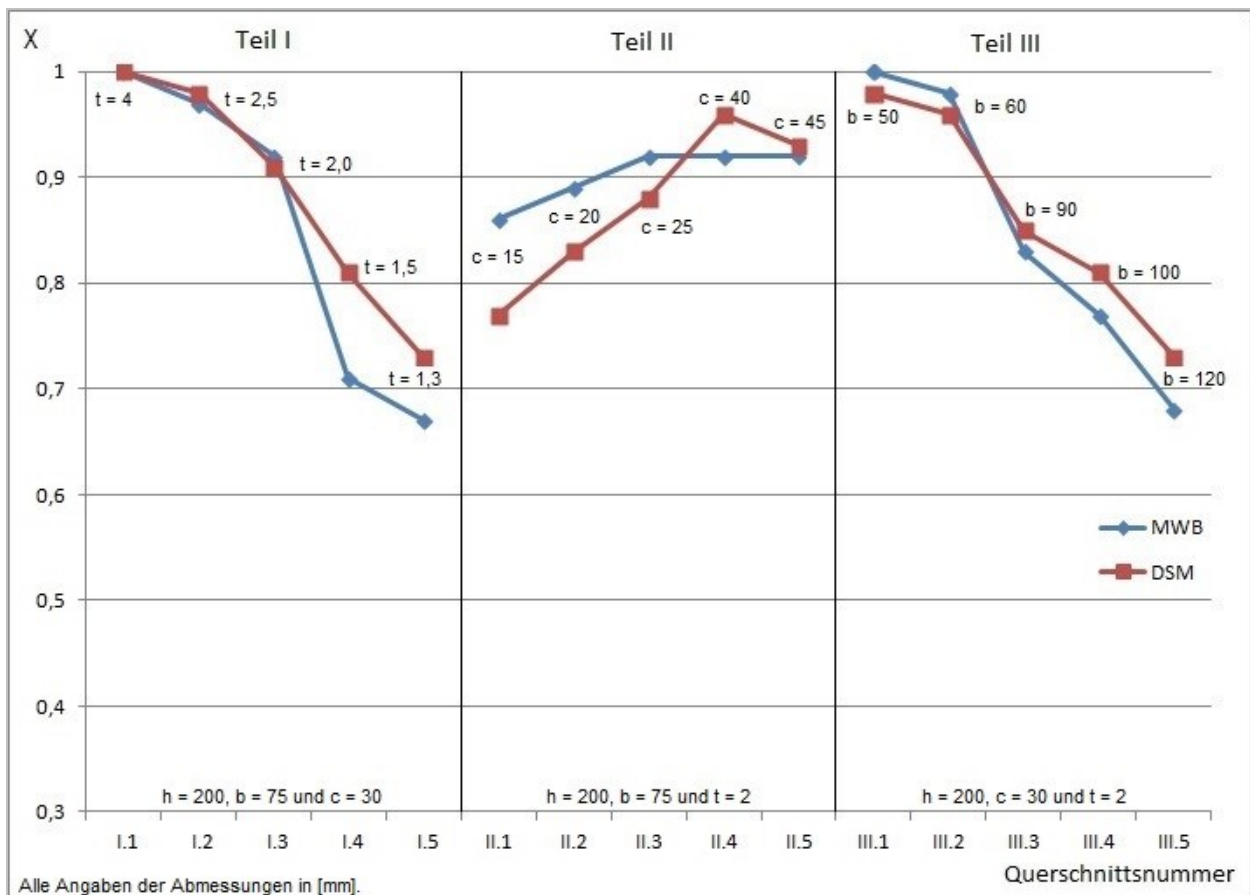


Abbildung 32: χ bei Biegung um die starke Achse

Hier ist der Verlauf nicht ganz so eindeutig wie bei Belastung unter Druck. Dennoch können auch hier einige Merkmale festgehalten werden, welche im folgenden in den einzelnen Abschnitten genannt werden sollen.

Zum Teil I der Querschnitte:

Abschnitt I der Querschnitte liefert ein ähnliches Bild wie bei Belastung unter Druck. Während bei der DSM die Werte eher stetig abfallen, fällt bei Querschnitt I.4 bei der MWB die Tragfähigkeit deutlicher ab. Grund dafür liegt in der Abminderung des Stegs. Dieser ist auf Grund seiner Schlankheit nun auch beulgefährdet und wird deshalb nach dem Vorgehen der Methode der wirksamen Breiten ebenfalls abgemindert und trägt damit zur Reduktion des

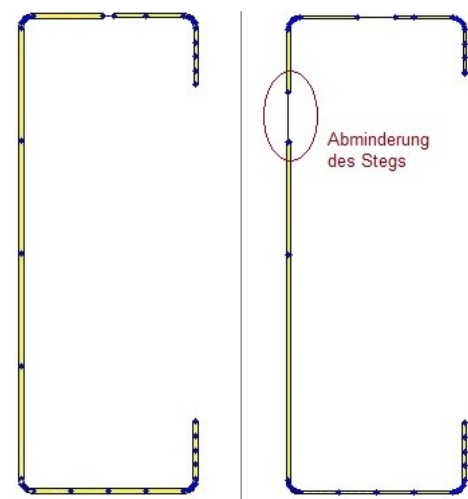


Abbildung 33: Vergleich unterschiedlicher Dicken; Quelle: CUFSM

Querschnitts bei. Dies verdeutlicht Abbildung 33.

Zum Teil II der Querschnitte:

In diesem Bereich fällt besonders Querschnitt vier der Direct Strength Method auf, welcher entgegen der tendenziellen Entwicklung der Kurve eine höhere Tragfähigkeit hat. Werden dazu die genaueren Ergebnisse in Betracht gezogen, so zeigt sich die erhöhte Tragfähigkeit durch einen höheren Lastfaktor im Vergleich zu Querschnitt fünf. Es stellt sich daher die

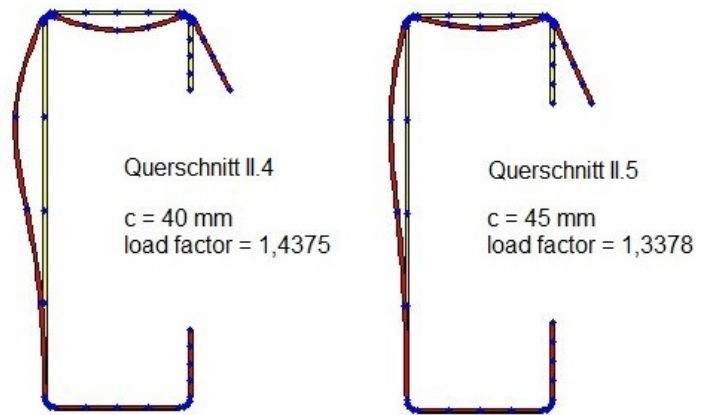


Abbildung 34: Einfluss der Lippenlänge; Quelle: CUFSM

Frage, woher dieser Unterschied kommt. Denn selbst die Versagensbilder in Abbildung 34 ähneln sich sehr stark. Eine mögliche Erklärung wäre, dass bei beiden Querschnitten - im Gegensatz zu den restlichen drei - lokales Beulen maßgebend wird, welche die Tragfähigkeit nicht so stark vermindert wie die Instabilität des Querschnitts. Die längeren Lippen wirken sich also günstig aus. Dennoch gilt es hier wieder festzuhalten, dass eine zu lange Lippe selbst anfällig für lokales Beulen wird und so nicht vorteilhaft ist. Daher vermindert sich die Tragfähigkeit wieder bei Querschnitt fünf gegenüber zu Nummer vier.

Zum Teil III der Querschnitte:

In diesem Abschnitt korrelieren die Werte der beiden Methoden sehr gut. Sie weisen im Durchschnitt nur eine Abweichung von zwei Prozent auf. Auch der Verlauf spiegelt dies wieder, da die Kurven sehr ähnliche Tendenzen aufweisen. Beide zeigen, dass sich eine große Breite des Bauteils negativ auf die Tragfähigkeit auswirkt. Dies lässt sich damit begründen, dass ein breiter Querschnitt in den Gurten anfällig für lokales Beulen wird. Erkennbar wird dieser Zusammenhang bei Abbildung 35. Sie zeigt die Verformungsfiguren von Querschnitt fünf mit einer Breite von 120mm und Querschnitt eins mit einer

	Querschnitt III.5 b = 120 mm	Querschnitt III.1 b = 50 mm
local buckling		
distortional buckling		

Abbildung 35: Unterschiedliche Breiten beim C-Profil; Quelle CUFSM

Breite von nur 50mm. Es ist deutlich zu erkennen, dass der Gurt bei Querschnitt fünf sehr stark lokal beult, während bei Querschnitt eins der Steg ausbeult. Auch beim Problem der Querschnitts-Instabilität kann ein Unterschied festgestellt werden. Während sich der Gurt bei Querschnitt fünf nahezu gelenkig verformt, erfährt der Steg bei Querschnitt eins auch eine starke Verformung. Der Gurt mit der Randsteife erfährt demnach eine größere Einspannung am Steg.

Somit zeigen allein schon die Verformungsfiguren, warum der fünfte Querschnitt die kleinste Tragfähigkeit aufweist. Großes Ausbeulen des Gurtes und eine hohe Anfälligkeit für das «distortional buckling» vermindern die Tragfähigkeit entscheidend.

B) UM DIE SCHWACHE AXHSE

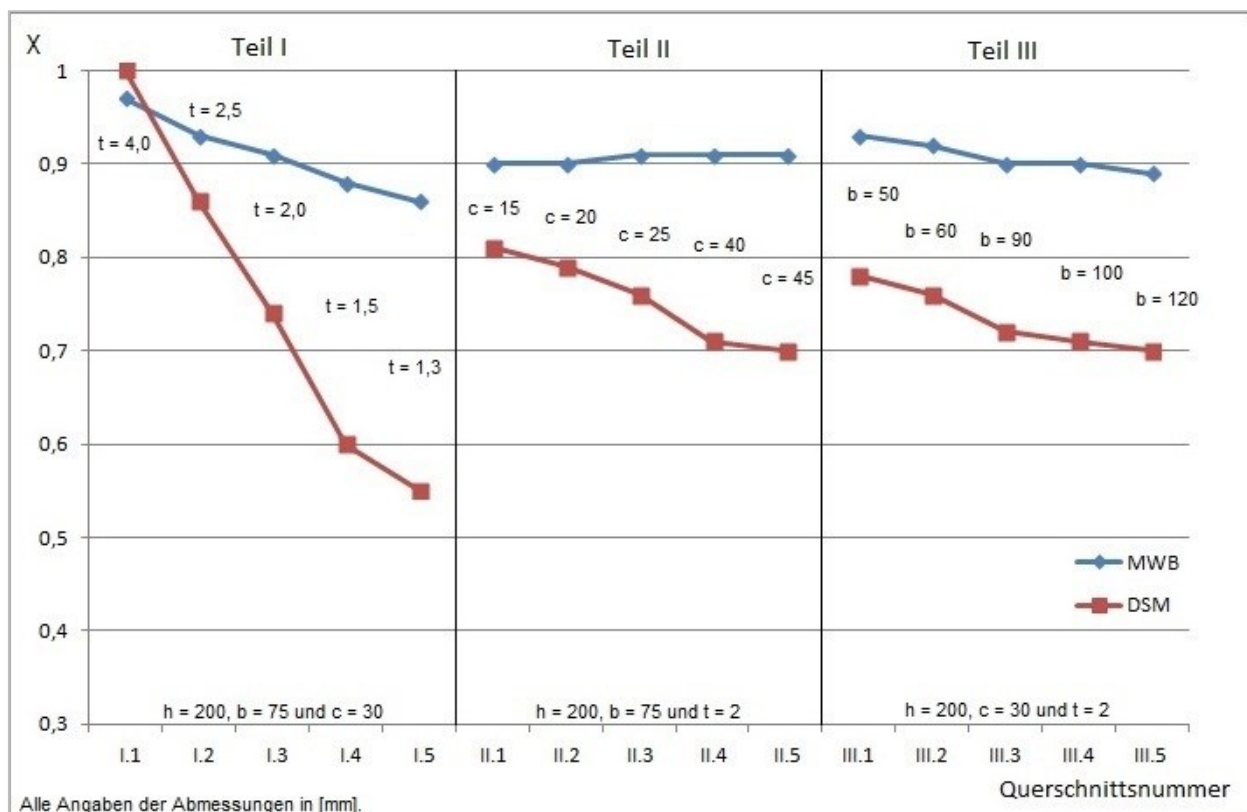


Abbildung 36: χ bei Biegung um die schwache Achse

Die Einteilung der Analyse erfolgt bei dieser Belastung nach der jeweiligen Methode, damit die Unterschiede besser erklärt werden können.

Zum Verlauf der Direct Strength Method:

Ersichtlich wird hier direkt die signifikant geringere Tragfähigkeit bei der Direct Strength Method. Im Durchschnitt liegt diese 18% unter der Tragfähigkeit errechnet mit der MWB. Außer bei Querschnitt I.1 liegt die rote Linie durchgängig unter der blauen. Den Grund dafür beschreibt SCHAFER in seinem ersten Artikel [22]. Bei C-Querschnitten, welche auf Biegung belastet werden, wird ähnlich zum Verfahren der reduzierten Spannungen die Tragfähigkeit des Querschnitts reduziert, indem die aufnehmbare Spannung reduziert wird. Problem dabei ist, dass bei Querschnitten mit einem großen Zugbereich auch hier die aufnehmbare Spannung reduziert wird, obwohl sie der Querschnitt in diesem Bereich voll aufnehmen kann. Bei der Methode der wirksamen Breiten hingegen wird der Querschnitt an solchen Stellen reduziert, an denen er die Spannung nicht aufnehmen kann. Der

Zugbereich bleibt somit unverändert und leistet seinen Spannungsabtrag. Dieses Phänomen verdeutlicht Abbildung 37, bei dem unter 1) der Querschnitt mit Belastung zu sehen ist. 2) zeigt die Vorgehensweise der MWB, wo der Querschnitt entfällt, der im Druckbereich überlastet ist. Es ist zu erkennen, dass der Rest des Querschnitts die Spannung ohne Abminderung weiter aufnehmen kann im Gegensatz zu Bild 3), welches das Vorgehen nach der Direct Strength Method verdeutlicht.

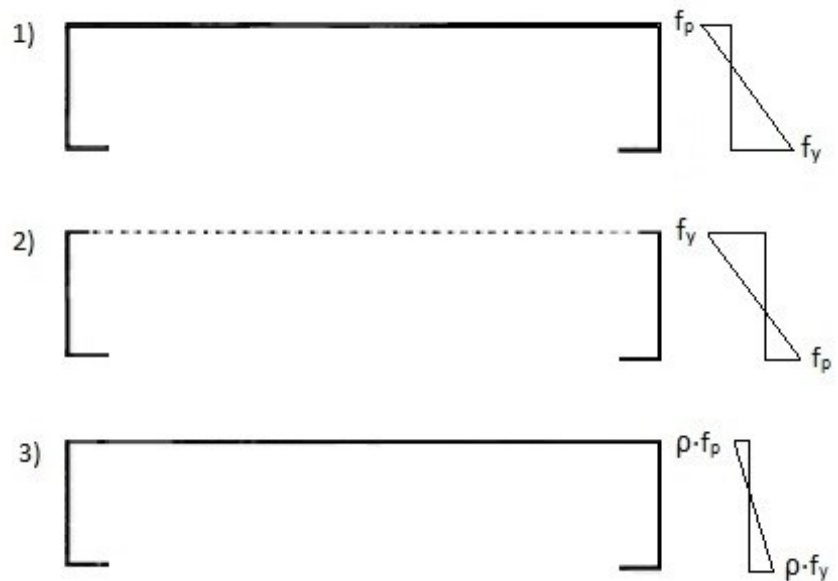


Abbildung 37: Unterschied zwischen der Vorgehensweise bei der MWB und der DSM nach [21]

SCHAFER beschreibt hier weiterhin, welche Faktoren zu einer Unterschätzung der Tragfähigkeit beitragen. Sehr konservative Werte entstehen bei einem kleinen Verhältnis von Höhe h zu Breite b (h/b) und bei einem kleinen Reduktionsfaktor ρ , da so auch die Spannung im Zugbereich sehr stark reduziert wird. Erst genannter Faktor spiegelt sich auch in Teil III im Diagramm wider. Bei größerer Breite b verringert sich das Verhältnis h/b und die Werte der DSM nehmen tendenziell noch stärker ab im Vergleich zur MWB. Ein weiterer Einfluss stellt das Verhältnis von Zug- zu Druckbereich dar. Ist die Belastung gekennzeichnet durch einen großen Zugbereich, wie bei all diesen Querschnitten, so wird hier die aufnehmbare Spannung entsprechend des Reduktionsfaktor abgemindert, obwohl der Querschnitt sie in diesem Bereich voll aufnehmen könnte.

Zum Verlauf der Methode der wirksamen Breiten:

Der Verlauf zeigt deutlich weniger Varianz und ist vergleichsweise ähnlich zu dem unter Druckbelastung. Im Abschnitt I verliert das Profil an Tragleistung auf Grund der geringeren Querschnittsdicke. Durch die höhere Schlankheit wird der Querschnitt anfälliger für lokales Beulen. Abschnitt II und III hingegen sind wesentlich konstanter. Bei einer größeren Lippenlänge tendiert das Profil zu einer minimal größeren Tragfähigkeit. Doch auch hier gilt, dass bei zu großer Lippenlänge die Lippe selbst stabilitätsgefährdet wird und daher baupraktisch nicht sinnvoll ist. Eine größere Breite wirkt sich hingegen negativ auf die Tragfähigkeit des Querschnitts aus. Dies liegt daran, dass sich damit der Druckbereich vergrößert und somit auch die Druckspannung. Eine größere Druckspannung führt zu einer größeren Abminderung der Querschnittswerte und somit zu der geringeren Querschnittstragfähigkeit. Die Gurte werden also selbst anfälliger für lokales Beulen.

7 Fazit

7.1 Zusammenfassung und Bewertung

Ziel dieser Arbeit ist eine Beurteilung der Direct Strength Method in Bezug auf Materialverbrauch und Bemessungsaufwand. Als Vergleich dient hierzu die Methode der wirksamen Breiten, welche die Nachweismethodik der gültigen europäischen Normgeneration darstellt. Als Grundlage des Vergleichs stehen hierbei die Berechnungen der Tragfähigkeit einiger ausgewählter, kaltgeformter Querschnitte zur Verfügung. Notwendig zum Verständnis der Resultate ist dabei auch die Herangehensweise der beiden Nachweisverfahren, weshalb eine Analyse der Grundlagen dieser Methoden erforderlich wurde.

Eine Gegenüberstellung der beiden Methoden hat einen wesentlichen Unterschied in der Vorgehensweise gezeigt. Während die Direct Strength Method den Querschnitt ganzheitlich betrachtet, wird bei der Methode der wirksamen Breiten dieser in seine Einzelteile zerlegt, welche über eine gelenkige Lagerung verbunden sind. Hieraus entsteht das erste klar zu erkennende Problem: Eine gelenkige Lagerung ist prinzipiell eine gute Näherung des realen Tragverhaltens, kann jedoch eine Interaktion der Elemente nie ganzheitlich erfassen. Dadurch entstehen zumeist konservativere Werte bei den Berechnungen. In dieser Hinsicht bietet die DSM eine umfassendere Analyse, da eine Interaktion sichergestellt ist. Werden diesbezüglich die Ergebnisse der Berechnungen betrachtet, ist dieser Einfluss bei einer Belastung unter Druck deutlich zu erkennen. Die Direct Strength Method liefert bei solch einer Beanspruchung eine höhere Tragfähigkeit und stellt somit die wirtschaftlichere Bemessung im Hinblick auf den Materialverbrauch dar. Wie diese Aussage jedoch erkennen lässt, ist eine Bewertung der Methoden abhängig von der Belastungsart. Wird nämlich der Querschnitt auf Biegung um die schwache Achse belastet, so zeigt die DSM ihre Schwächen. Da die Methode vergleichbar mit einer Reduktion der Spannungen ist, liefert die DSM hier sehr konservative Werte, da auch die aufnehmbare Spannung im Zugbereich abgemindert wird. Mit der Methode der wirksamen Breiten lassen sich hingegen deutlich höhere Tragfähigkeiten berechnen und sie lässt somit eine wirtschaftlichere Bemessung zu. Wird als letztes ein Moment um die y-Achse aufgebracht, so liefern die beiden Methoden sehr ähnliche Werte und weisen im Durchschnitt nur eine Abweichung von einem Prozent auf. Die Direct Strength Method liefert durchschnittlich eine minimal höhere Tragfähigkeit. Auch die Verläufe der Abminderungsfaktoren konnten dies widerspiegeln.

Eine eindeutige Aussage im Hinblick auf die Wirtschaftlichkeit der Methoden fällt also schwer. Beide Varianten zeigen Stärken und Schwächen und können nur bei einer bestimmten Belastungsart überzeugen. Davon unabhängig kann jedoch eine eindeutige Aussage in Bezug auf den Bemessungsaufwand und die Handhabbarkeit der jeweiligen Methode gemacht werden. Die Direct Strength Method zeigte bei den Berechnungen einen deutlich geringeren Aufwand. Nach kurzer Einarbeitungszeit in CUFSM ist das Programm sehr leicht zu handhaben. Das Benutzerinterface ist übersichtlich strukturiert und einfach zu bedienen. Eine Analyse des gewählten Querschnitts ist nach wenigen Schritten und kurzer Bearbeitungszeit beendet. Auch die danach ausstehende Berechnung der Tragfähigkeit ist durch die zur Verfügung gestellte Excel-Tabelle kein Problem. Ein weiterer Pluspunkt ist die nahezu frei wählbare Geometrie des Querschnitts. Dies bedeutet vor allem keine Einschränkung in einer eventuell nachfolgenden Optimierung des Querschnitts. Steifen können eingefügt oder Geometrien geändert werden, um so eine bessere Ausnutzung des Profils zu erzielen. Dies ist bei der Methode der wirksamen Breiten nicht möglich. Hier ist eine sehr kleinschrittige und mühsame Berechnung notwendig. Dazu wird der Querschnitt in seine Einzelteile (Steg, Gurt und

Lippe) zerlegt und für diese muss jeweils der Abminderungsfaktor bestimmt werden. Daraus ergibt sich der reduzierte Querschnitt und damit die Tragfähigkeit. Die Berechnungen dazu sind sehr umfangreich und fehleranfällig. Auch die Einarbeitung in die Norm ist komplex, da hier einerseits auf DIN EN 1993-1-3 zurückgegriffen, aber andererseits genauso mit der DIN EN 1993-1-5 gearbeitet werden muss. Eine einfachere Vorgehensweise wäre hier vorteilhaft.

7.2 Fazit und Ausblick

Die Direct Strength Method stellt vor allem im Hinblick auf den Bemessungsaufwand eine sehr gute Alternative zum Nachweis nach Eurocode 3 dar. Lediglich vorhandene Schwächen bei Biegung um die z-Achse und Probleme in Bezug auf die Thematik der Schwerpunktverschiebung stehen einer momentanen, sorgenfreien Anwendung entgegen und führen so auch nicht immer zu der wirtschaftlichsten Ausnutzung. Hier wäre eine weitere Kontrolle der Methode in Form von experimentellen oder numerischen Untersuchungen wünschenswert, um so zumindest die Gefahr einer Überschätzung der Tragfähigkeit beim Thema der Schwerpunktverschiebung ausschließen zu können. Bei Biegung um die starke Achse liefert sie jedoch sehr zuverlässige Werte und kann in diesem Bereich problemlos angewendet werden.

Doch auch als ganzheitliche Nachweismethode könnte sie - mit Blick auf den Entwicklungsweg und auf die fortschreitende Weiterentwicklung - in nächster Zeit eine gute und äquivalente Alternative in der Bemessung darstellen. Und auch jetzt schon kann sie als ein hilfreiches Mittel im Bereich der Vordimensionierung oder als Vergleichsmöglichkeit für die Berechnungen mit der Methode der wirksamen Breite dienen.

Literaturverzeichnis

- [1] **AISI** – North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members. Appendix 1: Design of Cold-Formed Steel Structural Members Using the Direct Strength Method. AISI. 2007.
- [2] **Braun, B., Kuhlmann, U. (2009)**: Bemessung und Konstruktion von aus Blechen zusammengesetzten Bauteilen nach DIN EN 1993-1-5, aus: Stahlbau Kalender – Stabilität, Membrantragwerke; 11. Jahrgang, Ernst & Sohn Verlag.
- [3] **Brune, B., Kalameya, J. (2009)**: Kaltgeformte, dünnwandige Bauteile und Bleche aus Stahl nach DIN EN 1993-1-3, aus: Stahlbau Kalender – Stabilität, Membrantragwerke; 11. Jahrgang, Ernst & Sohn Verlag.
- [4] **Brune, B., Kalameya, J., Ungermann, D. (2009)**: Zur Tragfähigkeit von druck- und biegebeanspruchten C-Profilen aus Stahl, aus: Stahlbau 78, Heft 11; Ernst & Sohn Verlag.
- [5] **Cheung, Y., K. (1968)**: The Finite Strip Method in the Analysis of Elastic Plates with two Opposite Simply Supported Ends. The Institution of Civil Engineering Vol. 40: 1-7.
- [6] **Detzel, A. (2006)**: Zum Gesamtstabilitätsversagen geschweißter Rechteckquerschnitte unter Druckbelastung. Universität Stuttgart. Institut für Konstruktion und Entwurf. Dissertation. 2006.
- [7] **DIN 4114 Blatt 1**: Stahlbau – Stabilitätsfälle – Berechnungsgrundlagen, Vorschriften. Juli 1952.
- [8] **DIN EN 1993-1-1/NA: 2010-12**: Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau.
- [9] **DIN EN 1993-1-1: 2010-12**: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau; Deutsche Fassung EN 1993-1-1.
- [10] **DIN EN 1993-1-3/NA: 2010-12**: Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Teil 1-3: Allgemeine Regeln – Ergänzende Regeln für kaltgeformte Bauteile und Bleche.
- [11] **DIN EN 1993-1-3: 2010-12**: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-3: Allgemeine Regeln – Ergänzende Regeln für kaltgeformte Bauteile und Bleche; Deutsche Fassung EN 1993-1-3.
- [12] **DIN EN 1993-1-5/NA: 2010-12**: Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Teil 1-5: Plattenförmige Bauteile.
- [13] **DIN EN 1993-1-5: 2010-12**: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-5: Plattenförmige Bauteile; Deutsche Fassung EN 1993-1-5.
- [14] **Dubina, D., Ungureanu, V., Landolfo, R. (2012)**: Design of Cold-formed Steel Structures; 1st Edition, ECCS – European Convention for Constructional Steelwork.
- [15] **Hussmann Profilrollen**: <http://www.hussmann-profilrollen.de/walzprofile/kaltprofile/>. Stand 07.06.2015
- [16] **Kindmann, R. (2008)**: Stahlbau – Teil 2: Stabilität und Theorie II. Ordnung. Ernst & Sohn.
- [17] **Lange, J. (2013)**: Grundlagen des konstruktiven Ingenieurbaus – Stahlbau. Technische Universität Darmstadt. Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik. 2013.
- [18] **Martins Rua Pinto, A. M. (2010)**: Local and Distortional Buckling of Cold-Formed Steel Members. Universidade Técnica de Lisboa. Civil Engineering and Architecture Department. MSc Dissertation. 2010.
- [19] **Priebe, J. (2012)**: Stahlbau III – Stabilitätsprobleme im Stahlbau. TUHH – Technische Universität Hamburg-Harburg. Institut für Baustatik und Stahlbau. Dezember 2012.

- [20] **Rusch, A., Lindner, J. (2001):** Remarks to the Direct Strength Method. Thin Walled Structures 39, 807-820. Elsevier.
- [21] **Schafer, B. W., Ádány, S. (2006):** Buckling analysis of cold-formed steel members using CUFSM: conventional and constrained finite strip methods. 18th International Specialty Conference of Cold-Formed Steel Structures. Orlando, Florida. October 26-27, 2006.
- [22] **Schafer, B. W., Peköz, T. (1998):** Direct Strength Prediction of Cold-Formed Steel Members using Numerical Elastic Buckling Solutions. Thin-walled structures. Elsevier, S. 137-144.
- [23] **Standards Australia:** Public Review Draft of Cold-Formed Steel Structures Standards. AS/NZS 4600. 2005.
- [24] **Stemmer, E. (2008):** Beitrag zur Berechnung von Leichtbauprofilen unter kurzzeitiger axialer Stoßbelastung mit Hilfe der Finiten Streifen Methode. Helmut-Schmidt-Universität / Universität der Bundeswehr Hamburg. Fakultät für Maschinenbau. 2008.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Typische Querschnitte nach [11], Seite 10	4
Abbildung 2: Querschnittsabmessungen nach [11].....	4
Abbildung 3: Ausschnitt aus der Tabelle 5.1 nach [11], Seite 24	4
Abbildung 4: Definition von b_p nach [11]	5
Abbildung 5: Tragwerksmodellierung nach [11], Tabelle 5.2.....	6
Abbildung 6: Bsp. für Instabilitätsformen bei Druckbeanspruchung eines C-Profiles nach [11], S. 28	8
Abbildung 7: Beulfeld einer dünnwandigen Platte nach [16]	8
Abbildung 8: Forminstabilitäten von verschiedenen Querschnitten nach [11]	9
Abbildung 9: EKSL nach [9], Seite 65.....	9
Abbildung 10: Spannungszustände in einem schubbeanspruchten Querschnitt nach [2]	10
Abbildung 11: Abminderungskurven nach [13].....	11
Abbildung 12: KÁRMÁN'sche fiktive Platte nach [6]	12
Abbildung 13: Winter Kurve für beidseitig gestützte Platten, nach [6]	13
Abbildung 14: Beliebige Belastung einer Platte und für $\tau_{xy} = \sigma_y = 0$ nach [16]	14
Abbildung 15: System und Beanspruchung; Quelle: eigene Darstellung.....	15
Abbildung 16: Querschnittsabmessungen	16
Abbildung 17: Konstante Druckspannung; Quelle: CUFSM.....	16
Abbildung 18: Wirksamer Querschnitt; Quelle: Eigene Darstellung.....	19
Abbildung 19: Biegung um die schwache Achse; Quelle: CUFSM	19
Abbildung 20: Querschnitt unter Biegung; Quelle: CUFSM	21
Abbildung 21: Modellierung; Quelle: Eigene Darstellung.....	26
Abbildung 22: Finiter Streifen nach SCHAFFER [21]	27
Abbildung 23: Traglastkurven nach [22]	29
Abbildung 25: Distortional buckling; Quelle: CUFSM	31
Abbildung 24: Ergebnis der Analyse des ersten C-Querschnitts; Quelle: CUFSM	31
Abbildung 26: Mögliche Verformungen des C-Querschnitts nach CUFSM	32
Abbildung 27: Dekomposition der Versagensmechanismen; Quelle: CUFSM	35
Abbildung 28: Abminderungsfaktor χ bei Querschnitten unter reinem Druck	40
Abbildung 29: Unterschied beim Beulen zwischen Querschnitten mit verschiedenen Lippenlängen nach CUFSM	41
Abbildung 30: Vertauschte Zug- bzw. Druckseite beim letzten Querschnitt; Quelle: CUFSM	41
Abbildung 31: Erfassung der Randbedingungen nach [4].....	42
Abbildung 32: χ bei Biegung um die starke Achse	43
Abbildung 33: Vergleich unterschiedlicher Dicken; Quelle: CUFSM.....	43
Abbildung 34: Einfluss der Lippenlänge; Quelle: CUFSM.....	44
Abbildung 35: Unterschiedliche Breiten beim C-Profil; Quelle CUFSM	44
Abbildung 36: χ bei Biegung um die schwache Achse	45
Abbildung 37: Unterschied zwischen der Vorgehensweise bei der MWB und der DSM nach [21]	46

Anhang

Hier soll nun noch die Vorgehensweise bei der Berechnung der 16 Querschnitte anhand eines Querschnitts dargelegt werden, um so die Nachvollziehbarkeit zu erhöhen.

Anmerkung: Alle Querschnittswerte wurden ausschließlich mit Hilfe von CUF5M berechnet. Dazu müssen die Abmessungen manuell eingegeben werden. Zur Dokumentation der Berechnungen wurden deshalb Screenshots der Eingaben gemacht, um so im Nachhinein Werte prüfen zu können.

Weiterhin wurde zur Vereinfachung der Berechnungen eine Excel Tabelle erstellt. Diese enthält einerseits ein Tabellenblatt zur Eingabe der Abmessungen, welche anschließend auf die Grenzwerte des Eurocodes geprüft werden und andererseits ein Tabellenblatt zur Errechnung der Abminderungsfaktoren.

Querschnitt I.3

Eingangswerte und Kontrolle

Hier die Außenabmessungen in die gelben Felder eintragen.

Weiterhin wird kontrolliert, ob die Berechnungen nach EC 3 angewendet werden dürfen.

Einheit	Wert	Ausgerundete Ecken			Anmerkung: Aus wirtschaftlicher Sicht sollten sie immer berücksichtigt werden.
				Bedingungen erfüllt?	
h	mm	200,00			
b	mm	75,00	r/t	2,50	Ja
c	mm	30,00	r/b _p	0,07	Ja
r	mm	5,00			Ja Ok
t	mm	2,00			
φ	°	90,00			
Einfluss ausgerundeter Ecken:			Geometrische Größenverhältnisse		
					Bedingungen erfüllt?
r _m	mm	6,00	b/t	37,50	Ja
g _r	mm	1,76	c/t	15,00	Ja
h _w	mm	194,485	h/t	100,00	Ja
b _p	mm	69,485			Ja Ok
b _{p,c}	mm	27,243	c/b	0,40	Ja Lippen dürfen als Versteifungen angesetzt werden.
			φ	90,00	Ja Ok
			Nach Eurocode 3 anwendbar?	Ja	

Hier die Materialwerte eintragen.

f _y	N/mm ²	355,00	ε	0,813617
v	-	0,30		
E	N/mm ²	210.000		
G	N/mm ²	80.769		

Querschnittswerte des Brutto-Querschnitts:

Calculated Section Properties

A = 786.4287	J = 1048.5716
xcg = 23.5045	zcg = 99
bx = 4816667.4065	lzz = 654420.7137
bz = 0	θ = 0
I11 = 4816667.4065	I22 = 654420.7137

Open Section Properties	
Xs = -37.0058	Zs = 99
Cw = 5964640347.714	
β1 = 0	ω scale = 1
β2 = 211.9805	warping text out

KALTGEFORMTE C-PROFILE UNTER DRUCK

Berechnung der Abminderungsfaktoren:

Grün hinterlegten Felder mit CUFSM berechnen.

Eingangswerte:

Parameter		Einheit	Ausgangswert	1. Iteration	2. Iteration		
Randsteife	Abminderungsfaktor	$\chi_{d,n-1}$	-	1,0000	0,8122	0,8119	$\psi = 1$
Gurt	Beulschlankheit	$\bar{\lambda}_p$	-	0,7518	0,7518	0,7518	
	Abgeminderte Beulschlankheit	$\bar{\lambda}_{p,red}$	-		0,6775	0,6774	
	Abminderungsfaktor	ρ	-	0,9409	0,9967	0,9968	
	Wirksame Breite	b_{eff}	mm	65,3794	69,2550	69,2632	$k_\sigma = 4$
		b_{e1}	mm	34,4471	34,4471	34,4471	
	b_{e2}	mm	34,4471	36,3849	36,3890		
Lippe	Beulschlankheit	$\bar{\lambda}_p$	-	0,7608	0,7608	0,7608	
	Abgeminderte Beulschlankheit	$\bar{\lambda}_{p,red}$	-		0,6857	0,6855	
	Abminderungsfaktor	ρ	-	0,9896	1,0000	1,0000	$\frac{b_{pe}/b_p}{0,39}$
	Wirksame Breite	c_{eff}	mm	28,7170	29,0000	29,0000	$k_\sigma = 0,60$
Randsteife	Wirksame Fläche	A_S	mm ²	121,9354	126,3770	126,3852	
	Abstand	$b_1 = b_2$	mm	63,2358	62,4929	62,4912	
	Trägheitsmoment	I_S	mm ⁴	10.163,0253	10.616,0085	10.616,3750	
	Federsteifigkeit	K	N/mm ²	0,3204	0,3287	0,3288	$k_f = 1$
	Verzweigungsspannung	$\sigma_{cr,s}$	N/mm ²	428,9126	428,4305	428,4227	
	Bezogener Schlankheitsgrad	$\bar{\lambda}_d$	-	0,9098	0,9103	0,9103	
	Abminderungsfaktor	$\chi_{d,n}$	-	0,8122	0,8119	0,8119	
	Reduzierte wirksame Fläche	$A_{s,red}$	mm ²	99,0407	102,6016	102,6075	
Steg	Beulschlankheit	$\bar{\lambda}_p$	-	2,1042			$\psi = 1$
	Abminderungsfaktor	ρ	-	0,4256			
	Wirksame Steghöhe	h_{eff}	mm	82,7634			
		$h_{e1} = h_{e2}$	mm	43,1391			$k_\sigma = 4$

Berücksichtigung der Forminstabilität durch Reduktion der Dicke der Fläche der Randsteife mittels eines iterativen Prozesses.

Material Properties

mat#	Ex	Ey	vx	vy	Gxy
100	210000.00	210000.00	0.30	0.30	80769.00

Nodes

node#	x	z	xdof	zdof	ydof	qdof
26	20.7500	198.0000	1	1	1	1.000
27	38.5529	198.0000	1	1	1	1.000
28	52.2500	198.0000	1	1	1	1.000
29	68.0000	198.0000	1	1	1	1.000
30	69.9134	197.6194	1	1	1	1.000
31	71.5355	196.5355	1	1	1	1.000
32	72.6194	194.9134	1	1	1	1.000
33	73.0000	193.0000	1	1	1	1.000
34	73.0000	187.0000	1	1	1	1.000
35	73.0000	181.0000	1	1	1	1.000
36	73.0000	175.0000	1	1	1	1.000
37	73.0000	169.2630	1	1	1	1.000

Calculated Section Properties

A = 121.9354	J = 162.5805
xcg = 63.2358	zcg = 191.2041
bx = 10163.0253	lzz = 15631.3743
bxz = -8070.4497	θ = 54.3579
I11 = 21418.2249	I22 = 4376.1747

Open Section Properties

Xs = 72.6645	Zs = 197.7736
Cw = 681.9907	
β1 = 9.1904	α scale = 1
β2 = -45.8423	

Elements

elem#	nodei	nodej	thickness	mat#
1	1	2	0.000000	100
2	2	3	0.000000	100
3	3	4	0.000000	100
4	4	5	0.000000	100
5	5	6	0.000000	100
6	6	7	0.000000	100
7	7	8	0.000000	100
8	8	9	0.000000	100
9	9	10	0.000000	100
10	10	11	0.000000	100
11	11	12	0.000000	100
12	12	13	0.000000	100

1. Iteration:

Material Properties

mat#	Ex	Ey	vx	vy	Gxy
100	210000.00	210000.00	0.30	0.30	80769.00

Nodes

node#	x	z	xdof	zdof	ydof	qdof
26	20.7500	198.0000	1	1	1	1.000
27	36.6151	198.0000	1	1	1	1.000
28	52.2500	198.0000	1	1	1	1.000
29	68.0000	198.0000	1	1	1	1.000
30	69.9134	197.6194	1	1	1	1.000
31	71.5355	196.5355	1	1	1	1.000
32	72.6194	194.9134	1	1	1	1.000
33	73.0000	193.0000	1	1	1	1.000
34	73.0000	187.0000	1	1	1	1.000
35	73.0000	181.0000	1	1	1	1.000
36	73.0000	175.0000	1	1	1	1.000
37	73.0000	169.0000	1	1	1	1.000

Calculated Section Properties

A = 126.377	J = 168.5026
xcg = 62.4929	zcg = 191.3137
bx = 10616.0085	lzz = 18167.0006
bxz = -8857.7132	θ = 56.5428
I11 = 24020.2872	I22 = 4762.7219

Open Section Properties

Xs = 72.6601	Zs = 197.7915
Cw = 712.3494	
β1 = 11.7507	α scale = 1
β2 = -47.1579	

Elements

elem#	nodei	nodej	thickness	mat#
26	26	27	0.000000	100
27	27	28	2.000000	100
28	28	29	2.000000	100
29	29	30	2.000000	100
30	30	31	2.000000	100
31	31	32	2.000000	100
32	32	33	2.000000	100
33	33	34	2.000000	100
34	34	35	2.000000	100
35	35	36	2.000000	100
36	36	37	2.000000	100

2. Iteration:

Material Properties

mat#	Ex	Ey	vx	vy	Gxy
100	210000.00	210000.00	0.30	0.30	80769.00

Nodes

node#	x	z	xdof	zdof	ydof
26	20.7500	198.0000	1	1	1.000
27	36.8110	198.0000	1	1	1.000
28	52.2500	198.0000	1	1	1.000
29	68.0000	198.0000	1	1	1.000
30	69.9134	197.6194	1	1	1.000
31	71.5355	196.5355	1	1	1.000
32	72.6194	194.9134	1	1	1.000
33	73.0000	193.0000	1	1	1.000
34	73.0000	187.0000	1	1	1.000
35	73.0000	181.0000	1	1	1.000
36	73.0000	175.0000	1	1	1.000
37	73.0000	169.0000	1	1	1.000

CUFSM v4.05 -- Properties of cross section

Calculated Section Properties

A = 126.3852	J = 168.5136
xcg = 62.4912	zcg = 191.3141
bcx = 10616.375	lzz = 18172.4924
bcz = -8859.1321	θ = 56.5481
I11 = 24025.5265	I22 = 4763.3409

Open Section Properties

Xs = 72.66	Zs = 197.7916
Cw = 712.4001	
β1 = 11.757	ω scale = 1
β2 = -47.1601	

warping text out

Damit ergeben sich die Querschnittswerte des reduzierten Querschnitts zu:

Calculated Section Properties

A = 506.7834	J = 582.4523
xcg = 30.0048	zcg = 99
bcx = 4090242.9188	lzz = 429203.7743
bcz = 0	θ = 0
I11 = 4090242.9188	I22 = 429203.7743

Open Section Properties

Xs = -35.8507	Zs = 99
Cw = 4954065446.5326	
β1 = 0	ω scale = 1
β2 = 161.6357	

warping text out

Beanspruchbarkeit für reinen Druck

$$N_{Rd} = A_{eff} \cdot f_{yb} = 506,7834 \text{ mm}^2 \cdot 355 \frac{N}{\text{mm}^2} = 179,908 \text{ kN}$$

BIEGUNG UM DIE Z-Z-ACHSE

Durch die Verschiebung des Schwerpunkts ergibt sich ein Zusatzmoment:

Calculation of Loads and Moments for Generation of Stress on Member

Moments consider: Unsymmetric Restrained Bending

Generate P and M based on max (yield) stress =

Bimoment based on T = L = x =

P =

Mxx =

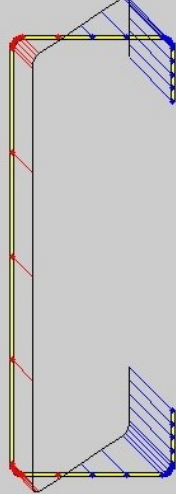
Mzz =

M11 =

M22 =

B =

Scale = Max Comp. = 168.5834 Min Tens. = -355



Berechnung der Abminderungsfaktoren:

Parameter		Einheit	Ausgangswert	1. Iteration	2. Iteration		
Randsteife	Abminderungsfaktor	$\chi_{d,n-1}$	-	1,0000	0,8209	0,8209	$\psi = -2,20$
Gurt	Beulschlankheit	$\bar{\lambda}_p$	-	0,1924	0,1924	0,1924	
	Abgeminderte Beulschlankheit	$\bar{\lambda}_{p,red}$	-		0,1744	0,1744	
	Abminderungsfaktor	ρ	-	1,0000	1,0000	1,0000	
	Wirksame Breite	b_{eff}	mm	69,4853	69,4853	69,4853	$k_{\sigma} = 61,05$
		b_{e1}	mm	36,5000	36,5000	36,5000	
	b_{e2}	mm	36,5000	36,5000	36,5000		

Die Randsteife ist auf Zug belastet.

Steg	Beulschlankheit	$\bar{\lambda}_p$	-	2,1042			$\psi = 1$
	Abminderungsfaktor	ρ	-	0,4256			
	Wirksame Steghöhe	h_{eff}	mm	82,7634			
	$h_{e1} = h_{e2}$	mm	43,1391				$k_{\sigma} = 4$

Damit ergeben sich die Querschnittswerte des reduzierten Querschnitts zu:

The screenshot displays the CUFEM v4.05 interface. On the left, there are panels for 'Material Properties', 'Nodes', and 'Elements'. The 'Nodes' panel shows a list of nodes with their coordinates and degrees of freedom. The 'Elements' panel shows a list of elements with their node numbers and thickness. The main window is titled 'CUFEM v4.05 -- Properties of cross section' and contains a 'Calculated Section Properties' table and an 'Open Section Properties' section. A diagram of the cross-section is shown on the right, with a coordinate system (x, z) and a center of gravity (C).

Calculated Section Properties	
A = 562.9851	J = 750.6468
xcg = 32.8333	zcg = 99
bx = 4584253.2797	Izz = 481982.2983
lxz = 0	θ = 0
I11 = 4584253.2797	I22 = 481982.2983

Open Section Properties	
Xs = -38.8819	Zs = 99
Cw = 5630229482.1494	
β1 = 0	ω scale = 1
β2 = 166.6244	warping text out

Beanspruchbarkeit für Biegung um die z-z-Achse

$$M_{Rd} = \frac{f_{yb}}{y} \cdot I_{z,eff} = \frac{355}{40,1667} \cdot 481.982,2983 = 4,260 \text{ kNm}$$

Wirksame Querschnittstragfähigkeit

$$\frac{N_{Ed, zul}}{N_{Rd}} + \frac{N_{Ed, zul} \cdot e}{M_{Rd}} = \frac{N_{Ed, zul}}{179,908} + \frac{N_{Ed, zul} \cdot 6,5003 \cdot 10^{-3}}{4,260} \leq 1$$

$$N_{Ed, zul} = 141,157 \text{ kN}$$

KALTGEFORMTE C-PROFILE UNTER BIEGUNG

Berechnung der Abminderungsfaktoren:

Grün hinterlegte Felder mit CUFSM berechnen.

Eingangswerte:

Parameter		Einheit	Ausgangswert	1. Iteration	2. Iteration		
Randsteife	Abminderungsfaktor	$\chi_{d,n-1}$	-	1,0000	0,8630	0,8635	$\psi = 1$
Gurt	Beulschlankheit	$\bar{\lambda}_p$	-	0,7518	0,7518	0,7518	
	Abgeminderte Beulschlankheit	$\bar{\lambda}_{p,red}$	-		0,6984	0,6986	
	Abminderungsfaktor	ρ	-	0,9409	0,9808	0,9807	
	Wirksame Breite	b_{eff}	mm	65,3794	68,1516	68,1409	$k_{\sigma} = 4$
		b_{e1}	mm	34,4471	34,4471	34,4471	
	b_{e2}	mm	34,4471	35,8332	35,8278		
Lippe	Beulschlankheit	$\bar{\lambda}_p$	-	0,7608	0,7608	0,7608	
	Abgeminderte Beulschlankheit	$\bar{\lambda}_{p,red}$	-		0,7068	0,7070	
	Abminderungsfaktor	ρ	-	0,9896	1,0000	1,0000	$\frac{b_{pc}/b_p}{0,39}$
	Wirksame Breite	c_{eff}	mm	28,7170	29,0000	29,0000	$k_{\sigma} = 0,60$
Randsteife	Wirksame Fläche	A_s	mm ²	121,9354	125,2768	125,2768	
	Abstand	$b_1 = b_2$	mm	63,2358	62,7177	62,7177	
	Trägheitsmoment	I_s	mm ⁴	10.163,0253	10.566,3900	10.566,3900	
	Federsteifigkeit	K	N/mm ²	0,4418	0,4500	0,4500	$k_f = 0$
	Verzweigungsspannung	$\sigma_{cr,s}$	N/mm ²	503,6698	504,4997	504,4997	
	Bezogener Schlankheitsgrad	$\bar{\lambda}_d$	-	0,8395	0,8388	0,8388	
	Abminderungsfaktor	$\chi_{d,n}$	-	0,8630	0,8635	0,8635	
	Reduzierte wirksame Fläche	$A_{s,red}$	mm ²	105,2318	108,1781	108,1781	
Steg	Beulschlankheit	$\bar{\lambda}_p$	-	0,8608			$\psi = -1$
	Abminderungsfaktor	ρ	-	1,0000			
	Wirksame Steghöhe	h_{eff}	mm	194,4853			
		$h_{e1} = h_{e2}$	mm	99,0000			$k_{\sigma} = 24$

Berücksichtigung der Forminstabilität durch Reduktion der Dicke der Fläche der Randsteife.

Material Properties

mat# | Ex | Ey | vx | vy | Gxy
 100 210000.00 210000.00 0.30 0.30 80769.00

Nodes

node# | x | z | xdof | zdof | ydof | qdof
 26 20.7500 198.0000 1 1 1 1.000
 27 38.5529 198.0000 1 1 1 1.000
 28 52.2500 198.0000 1 1 1 1.000
 29 68.0000 198.0000 1 1 1 1.000
 30 69.9134 197.6194 1 1 1 1.000
 31 71.5355 196.5355 1 1 1 1.000
 32 72.6194 194.9134 1 1 1 1.000
 33 73.0000 193.0000 1 1 1 1.000
 34 73.0000 187.0000 1 1 1 1.000
 35 73.0000 181.0000 1 1 1 1.000
 36 73.0000 175.0000 1 1 1 1.000
 37 73.0000 169.2830 1 1 1 1.000

Elements

elem# | nodei | nodej | thickness | mat#
 1 1 2 0.000000 100
 2 2 3 0.000000 100
 3 3 4 0.000000 100
 4 4 5 0.000000 100
 5 5 6 0.000000 100
 6 6 7 0.000000 100
 7 7 8 0.000000 100
 8 8 9 0.000000 100
 9 9 10 0.000000 100
 10 10 11 0.000000 100
 11 11 12 0.000000 100
 12 12 13 0.000000 100

CUFSM v4.05 -- Properties of cross section

Calculated Section Properties

A = 121.9354 J = 162.5805
 xcg = 63.2358 zcg = 191.2041
 bxx = 10163.0253 lzz = 15631.3743
 bxx = -8070.4497 $\theta = 54.3579$
 I11 = 21418.2249 I22 = 4376.1747

Open Section Properties

Xs = 72.6645 Zs = 197.7736
 Cw = 681.9907
 $\beta_1 = 9.1904$ ω scale = 1
 $\beta_2 = -45.8423$

Basic Plot warping text out

1. Iteration:

Material Properties

mat# | Ex | Ey | vx | vy | Gxy
 100 210000.00 210000.00 0.30 0.30 80769.00

Nodes

node# | x | z | xdof | zdof | ydof | qdof
 22 0.3806 194.9134 1 1 1 1.000
 23 1.4645 196.5355 1 1 1 1.000
 24 3.0866 197.6194 1 1 1 1.000
 25 5.0000 198.0000 1 1 1 1.000
 26 20.7500 198.0000 1 1 1 1.000
 27 37.1652 198.0000 1 1 1 1.000
 28 52.2500 198.0000 1 1 1 1.000
 29 68.0000 198.0000 1 1 1 1.000
 30 69.9134 197.6194 1 1 1 1.000
 31 71.5355 196.5355 1 1 1 1.000
 32 72.6194 194.9134 1 1 1 1.000
 33 73.0000 193.0000 1 1 1 1.000
 34 73.0000 187.0000 1 1 1 1.000

Elements

elem# | nodei | nodej | thickness
 1 1 2 0.000000 100
 2 2 3 0.000000 100
 3 3 4 0.000000 100
 4 4 5 0.000000 100
 5 5 6 0.000000 100
 6 6 7 0.000000 100
 7 7 8 0.000000 100
 8 8 9 0.000000 100
 9 9 10 0.000000 100
 10 10 11 0.000000 100
 11 11 12 0.000000 100
 12 12 13 0.000000 100

CUFSM v4.05 -- Properties of cross section

Calculated Section Properties

A = 125.2768 J = 167.0357
 xcg = 62.7177 zcg = 191.255
 bxx = 10566.39 lzz = 17439.4584
 bxx = -8667.7181 $\theta = 55.8135$
 I11 = 23327.0383 I22 = 4678.8101

Open Section Properties

Xs = 72.6627 Zs = 197.7863
 Cw = 705.482
 $\beta_1 = 10.9111$ ω scale = 1
 $\beta_2 = -46.8575$

Basic Plot warping text out

Damit ergeben sich die Querschnittswerte des reduzierten Querschnitts zu:

The screenshot displays the CUFSM v4.05 interface with the following data:

Material Properties

mat#	Ex	Ey	vx	vy	Gxy
100	210000.00	210000.00	0.30	0.30	80769.00

Nodes

node#	x	z	xdof	zdof	ydof
25	5.0000	198.0000	1	1	1.000
26	34.4471	198.0000	1	1	1.000
27	38.5529	198.0000	1	1	1.000
28	52.2500	198.0000	1	1	1.000
29	68.0000	198.0000	1	1	1.000
30	69.9134	197.6194	1	1	1.000
31	71.5355	196.5355	1	1	1.000
32	72.6194	194.9134	1	1	1.000
33	73.0000	193.0000	1	1	1.000
34	73.0000	187.0000	1	1	1.000
35	73.0000	181.0000	1	1	1.000
36	73.0000	175.0000	1	1	1.000
37	73.0000	169.3012	1	1	1.000

Elements

elem#	nodei	nodej	thickness
26	26	27	0.000000
27	27	28	1.725800
28	28	29	1.725800
29	29	30	1.725800
30	30	31	1.725800
31	31	32	1.725800
32	32	33	1.725800
33	33	34	1.725800
34	34	35	1.725800
35	35	36	1.725800
36	36	37	1.725800

Calculated Section Properties

A = 760.9024	J = 978.7164
xcg = 22.4525	zcg = 95.8508
bx = 4582181.9183	lzz = 622184.1103
bxz = -75295.404	θ = 1.0889
I11 = 4583613.068	I22 = 620752.9606

Open Section Properties

Xs = -35.7763	Zs = 94.3537
Cw = 5666758913.3952	
β1 = 5.0519	ω scale = 1
β2 = 210.1783	

The interface also includes a 'Basic Plot' dropdown menu and a 'warping text out' button. A diagram of the cross-section is shown on the right, with a coordinate system (x, z) and a center of gravity (C).

Beanspruchbarkeit für reine Biegung:

$$M_{Rd} = W_{y,eff} \cdot f_{yb} = 44,8577 \text{ cm}^3 \cdot 35,5 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} = 15,924 \text{ kNm}$$

$$\text{mit: } W_{y,eff} = \frac{I_{y,eff}}{z} = \frac{458,21819183 \text{ cm}^4}{10,21492 \text{ cm}} = 44,8577 \text{ cm}^3$$