# 1/2013 Forschungsbericht

Vereinfachtes Bemessungsverfahren geschraubter Stirnplattenanschlüsse nach DIN EN 1993-1-8



#### Urheberbezeichnung (Copyright); Haftungsausschluss

Dieses Werk und dessen Inhalte sind urheberrechtlich geschützt. Die Nutzungs- und Verwertungsrechte liegen beim Deutschen Ausschuss für Stahlbau e.V. DASt (Sohnstraße 65, 40237 Düsseldorf). Verstöße gegen das Urheberrecht (z.B. das unberechtigte Kopieren von Texten) sind gemäß §§ 106 ff. UrhG strafbar und wird mit Freiheitsstrafe oder Geldstrafe bestraft. Der Versuch ist ebenfalls strafbar. Daneben könne zivilrechtliche Schadensersatzund Vergütungsansprüche bestehen.

Bei der Erstellung dieses Werkes wurde mit größter Sorgfalt vorgegangen. Trotzdem können Fehler nicht vollständig ausgeschlossen werden. Für fehlerhafte Angaben und deren Folgen kann daher keine Haftung übernommen werden; dies gilt nicht für Vorsatz oder grobe Fahrlässigkeit. Rechtsansprüche aus der Benutzung der Daten sind insoweit ausgeschlossen.

Angaben über Normen beziehen sich auf den Veröffentlichungszeitpunkt.

Für alle Hinweise und Verbesserungsvorschläge sind wir stets dankbar.

Herausgeber: Deutscher Ausschuss für Stahlbau DASt, Düsseldorf

Vertrieb: Stahlbau Verlags- und Service GmbH, Düsseldorf Gefördert durch:



Bundesministerium für Wirtschaft und Energie

aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages

Oktober 2021



Forschungsvereinigung	Deutscher Ausschuß für Stahlbau e.V. DASt
Forschungsstelle	Universität Stuttgart Institut für Konstruktion und Entwurf
	Prof. DrIng. Ulrike Kuhlmann
	DrIng. Lars Rölle
	DiplIng. Nadine Hoffmann
IGF-Nummer	17152 N
DASt-Homepage	www.stahlbauforschung.de





Gefördert durch:



Bundesministerium für Wirtschaft und Energie

aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages

### Förderhinweis

Das IGF-Vorhaben "Vereinfachtes Bemessungsverfahren geschraubter Stirnplattenanschlüsse nach DIN EN 1993-1-8", IGF-Projekt Nr. 17152 N, der Forschungsvereinigung Deutscher Ausschuß für Stahlbau, Sohnstraße 65, 40237 Düsseldorf wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.



Bundesministerium für Wirtschaft und Energie

# VORWORT

Das IGF-Vorhaben 17152 N "Vereinfachtes Bemessungsverfahren geschraubter Stirnplattenanschlüsse nach DIN EN 1993-1-8" des Deutschen Ausschuss für Stahlbau (DASt) wird über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert. Wir danken für diese Unterstützung.

Für die fruchtbaren Gespräche in den Arbeitskreissitzungen danken wir den Mitgliedern des Projektbegleitenden Ausschusses, der im Rahmen des Arbeitsausschusses Technisches Büro unter dem Vorsitz von Herrn Prof. Dr.-Ing. Steinmann stattfand.

#### **ZUSAMMENFASSUNG (DEUTSCH)**

Im Rahmen des Projektes wurde ein FE-Modell entwickelt, das eine relativ präzise Abbildung des Trag- und Verformungsverhaltens geschraubter bündiger und überstehender Stirnplattenverbindungen ermöglicht. Mit dem entwickelten Modell wurde eine umfangreiche Parameterstudie durchgeführt, auf deren Basis ein vereinfachtes Bemessungsmodell nach DIN EN 1993-1-8 abgeleitet. Zugleich diente die Datenbasis der FE-Parameterstudie zur Ableitung von Duktilitätskriterien, die eine zuverlässige plastische Bemessung des Knotens gewährleisten.

Des Weiteren wurde für die Anwendung des vereinfachten Verfahrens ein Gültigkeitsbereich aufgestellt, der sicherstellt, dass die Zugzone, respektive der T-Stummel, maßgebend für das Versagen des Knotens wird. Gültigkeitsbereich und Duktilitätskriterien wurden mit zuverlässigkeitstheoretischen Untersuchungen überprüft und abgesichert. Eine einfache Formulierung zur Bestimmung der Sekantensteifigkeit geschraubter Stahlknoten rundet die Arbeit ab. Damit steht dem praktischen Anwender zukünftig ein vereinfachtes Bemessungsverfahren geschraubter Stirnplattenverbindungen zur Verfügung, das parallel zum ausführlichen Verfahren der Komponentenmethode bestehen kann und mit dem in wenigen Schritten der Knoten als bilineare Momentenfeder zur Implementierung in ein Stabwerkprogramm idealisiert ist. **Das Ziel des Forschungsvorhabens wurde erreicht.** 

#### **SUMMARY (ENGLISH)**

A FE-model has been developed to predict the response of flush and extended endplate connections in a realistic manner. The FE-model was used to perform a parametrical study which formed the base for the derivation of a new simplified calculation procedure for bolted endplate connections according DIN EN 1993-1-8. Beside that on the database of the parametrical study geometrical criteria to ensure sufficient ductility of the joint have been derived.

For reliable use of the new calculation procedure a range of application has been developed and furthermore the range of application has also been verified. To complete the new method an easy handling formulation of the joint stiffness has been prepared.

So the practical engineer is able to determine the idealized bilinear behavior of the joint within a few steps. The new method can be used in coexistence with the component method according to DIN EN 1993-1-8. **The research project's aim has been achieved.** 

# WISSENSCHAFTLICH-TECHNISCHER UND WIRTSCHAFTLICHER NUTZEN:

Das entwickelte vereinfachte Verfahren zur Bemessung geschraubter Stirnplattenanschlüsse ermöglicht die Berechnung der plastischen Momententragfähigkeit bündiger und überstehender Stirnplattenverbindungen sowie von Verbundknoten in drei einfachen Schritten.

In einem ersten Schritt sichern abgeleitete geometrische Kriterien den Anwendungsbereich ab und sorgen für ein duktiles Verhalten der Knoten. Bei Einhaltung des geforderten Duktilitätskriteriums erfüllen die Knoten die Voraussetzung für eine Bemessung des Rahmensystems nach der Fließgelenktheorie. Im zweiten Schritt wird ein Knotenkorrekturfaktor ermittelt, der die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit entsprechend der vorherrschenden Randbedingungen am Knoten abmindert. Anschließend kann die plastische Momententragfähigkeit auf Grundlage der Schraubenzugtragfähigkeit berechnet werden.

Das Widerstandsmodell des vereinfachten Bemessungsverfahrens wurde mittels statistischem Auswerteverfahren nach DIN EN 1990 [4] überprüft und zudem an das ausführliche Verfahren der Komponentenmethode angeglichen. Eine Anwendung des vereinfachten Verfahrens als Vereinfachung des bestehenden und bauaufsichtlich eingeführten Verfahren in Kapitel 6.2 der DIN EN 1993-1-8 [7] ist damit problemlos möglich.

Dem praktischen Anwender wird zusätzlich eine anwendungsfreundliche Formel zur Bestimmung der Knotensteifigkeit zur Verfügung gestellt. So kann in wenigen Schritten die Knotencharakteristik mittels bilinearer Feder in ein Stabwerkprogramm implementiert werden und anstelle idealisiert gelenkiger Knotenpunkte der Stützen-Riegel-Verbindungen können teiltragfähige Verbindungen berücksichtigt werden.

Der Tragwerksplaner hat damit in der Phase der Entwurfsstatik zwei Möglichkeiten. Entweder er verzichtet in diesem Stadium der Planung auf die Berücksichtigung der Teiltragfähigkeit der Knoten und idealisiert die Knoten gelenkig. Durch die Einhaltung des Duktilitätskriteriums ist ausreichend Rotationskapazität garantiert. So können Tragreserven des Systems für Umplanungen oder Umnutzungen in der Ausführungsphase vorgehalten werden.

Oder die Teiltragfähigkeit wird schon in der Phase der Entwurfsstatik als Maßnahme zur Querschnittsoptimierung der Riegel eingesetzt. In beiden Fällen sind die geometrischen Randbedingungen des Knotens durch die Vorgaben der Kriterien des Anwendungsbereichs und der Duktilitätskriterien in relativ enge Grenzen gefasst. Diese "harten" Randbedingungen der Knotengeometrie sind der ausführenden Stahlbaufirma als bindend vorzugeben. Die teil-

tragfähigen Anschlüsse nach DIN EN 1993-1-8 [7] setzen somit voraus, dass der planende Ingenieur neben der Stabstatik auch gleichzeitig immer ein Stück "Detailstatik" erbringt, da sich sonst ein iterativer Prozess der Tragwerksdimensionierung ergibt. Dank der Einfachheit und Bedienungsfreundlichkeit des vereinfachten Verfahrens für geschraubte Stirnplattenanschlüsse entsteht dem in der Praxis tätigen Ingenieur in seiner täglichen Arbeit allerdings kaum ein Mehraufwand.

# **VERWENDUNG DER ZUWENDUNG:**

Im Finanzierungsplan (vom 27.04.2011) sind folgende Positionen vorgesehen:

- Wiss.-techn. Personal
- Hilfskräfte
- Pauschale für Sonstige Ausgaben

Die wissenschaftliche Betreuung des Vorhabens erfolgt durch einen wissenschaftlichen Mitarbeiter, unterstützt von einer studentischen Hilfskraft.

Die Bearbeitung des Forschungsprojekts ist abgeschlossen und die Mittel für das wissenschaftlich-technische Personal sind ebenfalls aufgebraucht. Die Mittelverwendung entspricht daher dem Bearbeitungsstand.

Die geleistete Arbeit entspricht in vollem Umfang dem begutachteten und bewilligten Antrag und war daher für die Durchführung des Vorhabens notwendig und angemessen.

# PLAN ZUM ERGEBNISTRANSFER IN DIE WIRTSCHAFT:

Der Projektbegleitende Ausschuss wurde im Rahmen des "Arbeitsausschusses Technisches Büro" gebildet. Die Sitzungen des Projektbegleitenden Arbeitsausschusses fanden am 02.12.2011 in Hamm, am 13.04.2012 in Bielefeld, am 30.11.2012 in Düren und am 03.05.2013 in Cottbus statt.

Um die Praxis über die effizienten Anwendungsmöglichkeiten der geplanten Ergebnisse zu informieren, soll der Transfer des Fachwissens zusätzlich zu diesem Forschungsbericht in Form von Fachpublikationen erfolgen. Folgende Publikationen haben schon stattgefunden bzw. sind in nächster Zeit geplant:

- Rölle, L.: Das Trag- und Verformungsverhalten geschraubter Stahl- und Verbundknoten bei vollplastischer Bemessung und in außergewöhnlichen Bemessungssituationen. Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf, Dissertation, 2013
- Kuhlmann, U.; Rölle, L; Hoffmann, N.: *Robustness for Large Steel-Concrete Composite Structures*. IABSE Workshop Helsinki 2013 Safety, Failures and Robustness of Large Structures, pp. 112-119
- Izzuddin, B.A.; Pereira, M.F.; Kuhlmann, U.;Rölle, L.; Vrouwenvelder, T.; Leira, B.J.: *Application of Probabilistic Robustness Framework: Risk Assessment of Multi-Storey Buildings under Extreme Loading.* In: Structural Engineering International. SEI Volume 22. Number1. (2012), pp. 79-85
- Kuhlmann, U.; Ožbolt, A.; Hoffmann, N.: Verbundanschlüsse nach Eurocode. In: Werner, U. (Hrsg.): Weiterbildung 2011/2012 Führungspersonal Bau. Dresdner Stahlbaufachtagung 2012 "Stahl- und Verbundtragwerke nach den Eurocodes". Dresden, 29. März 2012, S. 164-193.
- Fischer, A.: Numerische Simulation eines Stützenausfalls in einem Stahlrahmengebäude und Überprüfung der Entwurfsregeln nach DIN EN 1991-1-7, Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf, Diplomarbeit, April 2012

Durch die Tätigkeit der Forschungsstellenleiter in verschiedenen Arbeitsausschüssen und Normungsgremien wird gewährleistet, dass die Ergebnisse in die Regelungen eingebracht werden. In diesem Zusammenhang ist vor allem die Mitarbeit von Frau Prof. Kuhlmann auf europäischer Ebene im CEN/TC250/SC3 als Vorsitzende und in der Evolution Group 1993-1-8 zu nennen.

### INHALTSVERZEICHNIS

1	EINLEITUNG	1
2	MODELLIERUNG DER STAHLKNOTEN	2
2.1	Geometrie	2
2	2.1.1 Allgemeines	2
2	2.1.2 Vereinfachungen	3
2	2.1.3 Abbildung der Schraube	4
2.2	Elementauswahl	6
2	2.2.1 Vernetzung	8
2.3	Lager- und Randbedingungen	10
2.4	Materialkennwerte	11
2	2.4.1 Allgemeines	11
2	2.4.2 Technische und wahre Spannungs-Dehnungs-Beziehung	12
2	2.4.3 Statische und dynamische Zugprobenkennwerte	12
2.5	Berechnungseinstellungen	14
2.6	Versagenskriterien	14
3	VERIFIZIERUNG DES FE-MODELLS	16
3.1	Allgemeines	16
3.2	Nachrechnung der Versuchsserie "S"	17
3.3	Nachrechnung der Versuchsserie "Z"	18
3.4	Schlussfolgerung	19
4	DAS TRAGVERHALTEN BEI GROßEN VERFORMUNGEN	20
4.1	Allgemeines	20
4.2	Membrantragwirkung	20
4.3	Schraubenkräfte	22
4.4	Abstützkräfte	24

4.5	Kon	taktverhalten	27
5	PA	RAMETERSTUDIE AN BÜNDIGEN STIRNPLATTEN	29
5.1	Allg	emeines	29
5.2	Einf	luss des t <sub>EP</sub> /d <sub>B</sub> -Verhältnisses auf das Trag-und Verformungsverhalten	29
5	.2.1	Allgemeines	29
5	.2.2	Einfluss auf das Tragverhalten	30
5	.2.3	Einfluss auf das Verformungsverhalten	33
5.3	Einf	luss des Schraubenabstandes auf das Trag- und Verformungsverhalten	34
5	.3.1	Allgemeines	34
5	.3.2	Einfluss des horizontalen Abstandes m auf das Tragverhalten	36
5	.3.3	Einfluss des horizontalen Abstandes m auf das Verformungsverhalten	38
5	.3.4	Einfluss des vertikalen Abstandes $m_2$ ( $m_x$ ) auf das Tragverhalten	40
5	.3.5	Einfluss des vertikalen Abstandes $m_2$ ( $m_x$ ) auf das Verformungsverhalten	43
5	.3.6	Einfluss gleichzeitiger Veränderung der Abstände m und m <sub>2</sub> auf das Trag- und Verform	ungsverhalten 44
5.4	Einf	luss der Stahlgüte auf das Trag-und Verformungsverhalten	46
5.5	Einf	luss weiterer Parameter	49
5.6	Nut	zung der Tragreserven für robuste Anschlüsse	56
5.7	Schl	ussfolgerung der Ergebnisse	59
6	PA	RAMETERSTUDIE AN ÜBERSTEHENDEN STIRNPLATTEN	60
6.1	Allg	emein	60
6.2	Einf	luss des t <sub>EP</sub> /d <sub>B</sub> -Verhältnisses auf das Trag-und Verformungsverhalten	60
6	.2.1	Allgemeines	60
6	.2.2	Einfluss auf das Tragverhalten	61
6	.2.3	Einfluss auf das Verformungsverhalten	65
6.3	Einf	luss des Schraubenabstandes auf das Trag-und Verformungsverhalten	67
6	.3.1	Allgemeines	67
6	.3.2	Einfluss des horizontalen Abstandes m auf das Tragverhalten	69
6	.3.3	Einfluss des horizontalen Abstandes m auf das Verformungsverhalten	73
6	.3.4	Einfluss des vertikalen Abstandes $m_2$ ( $m_x$ ) auf das Tragverhalten	75
6	.3.5	Einfluss des vertikalen Abstandes $m_2$ ( $m_x$ ) auf das Verformungsverhalten	76

6	.3.6	Einfluss gleichzeitiger Veränderung der Abstände m und m <sub>2</sub> ( $m_x$ ) auf das Trag- und	
V	'erfor	nungsverhalten	78
6.4	Einf	luss der Stahlgüte auf das Trag- und Verformungsverhalten	80
6.5	Ver	zleich zwischen bündigen und überstehenden Stirnplatten	82
0.0		2bb.	-
6.6	Sch	ussfolgerung der Ergebnisse	84
7	AB	LEITUNG EINES EINFACHEN MODELLS ZUR BESTIMMUNG DER	
KN	ОТЕ	NTRAGFÄHIGKEIT	85
7.1	Allg	emeines	85
7.2	Mo	lell	86
7.3	Sch	aubenzugtragfähigkeit im Bruchzustand	88
7.4	Kno	tenkorrekturfaktor für bündige Stirnplatten	89
7	.4.1	Allgemeines	89
7	.4.2	Parameter $t_{EP}/d_B$	89
7	.4.3	Parameter $t_{cf}/d_B$	90
7	.4.4	Parameter m	91
7	.4.5	Parameter $m_2$ bzw. $m_x$	92
7	.4.6	Parameter f <sub>y</sub> /f <sub>uB</sub>	93
7	.4.7	Zusammengesetzter Knotenkorrekturfaktor	94
7.5	Kno	tenkorrekturfaktor für überstehende Stirnplätten	97
7.6	Trag	fähigkeit T-Stummel isoliert	98
7.7	Trag	fähigkeit der Betonplatte/Bewehrung auf Zug	99
7.8	Übe	rprüfung der Knotenkorrekturfaktoren auf plastischem Niveau	100
7.9	Stat	istische Auswertung nach DIN EN 1990	102
7	.9.1	Allgemeines	102
7	.9.2	Auswertung bündiger Stirnplatten (numerisch)	103
7	.9.3	Auswertung überstehender Stirnplatten (numerisch)	106
7	.9.4	Auswertung T-Stummelversuche (experimentell)	108
7	.9.5	Auswertung Verbundknotenversuche (experimentell)	110
7.10	) Z	usammenfassung	112

8	ANWENDUNGS- BZW. GÜLTIGKEITSBEREICH DES MODELLS	115
8.1	Allgemeines	115
8.2	Kriterien für Riegelprofil und Anschluss	115
8.3	Kriterien für das Stützenprofil	116
8.	3.1 Stützenprofil auf Druck	116
8.4	Kriterien für das Stützenprofil auf Zug	119
8.5	Kriterien für das Stützenprofil auf Schub	122
8.6	Schlussfolgerung	126
9	ABLEITUNG VON DUKTILITÄTSKRITERIEN	128
9.1	Allgemeines	128
9.2	Durchstanzkriterium	129
9.3	Duktilitätskriterium für den nicht ausgesteiften T-Stummel	130
9.4	Duktilitätskriterium für den ausgesteiften T-Stummel	134
9.5	Erforderliche Rotationsfähigkeiten	146
9.6	Beurteilung und Absicherung der Duktilitätskriterien	147
10	VEREINFACHTES BEMESSUNGSVERFAHREN	151
10.1	Allgemeines	151
10.2	Anwendung bei bündigen Stirnplatten	152
10.3	Anwendung bei überstehenden Stirnplatten	153
10.4	Anwendung bei Verbundknoten	154
10.5	Anwendungsbeispiel	154
10.6	Bestimmung der Sekantensteifigkeit des Anschlusses	157
10	0.6.1 Allgemeines	157
10	0.6.2 Bestimmung der Steifigkeit bündiger Stirnplattenanschlüsse	157
10	0.6.3 Bestimmung der Steifigkeit überstehender Stirnplattenanschlüsse	158

11	ZUSAMMENFASSUNG	159
11.1	Allgemeines	159
11. <b>2</b>	Ausblick	160
12	LITERATUR	162

# 1 Einleitung

Experimentelle Untersuchungen zum Studium des Trag- und Verformungsverhaltens sind unabdingbar und Grundlage jeder theoretischen Erarbeitung eines Tragmodells. Versuche, speziell mit größeren Abmessungen, sind relativ kostspielig und es lassen sich oftmals auch nicht alle gewünschten Kenngrößen messtechnisch erfassen. Deshalb ist die Abbildung der Versuchskörper mit Hilfe numerischer Methoden ein passendes Werkzeug experimentelle Untersuchungen zu ergänzen, den Parameterbereich zu erweitern und den Stichprobenumfang für statistische Auswertungen zu vergrößern.

Mit den heutigen Möglichkeiten des "Postprocessing" bei Anwendung professioneller Strukturmechanischer Simulationsprogramme wie ANSYS [15], lassen sich zudem lokale Trag- und Verformungseffekte aus hochgradig nichtlinearem Tragverhalten erfassen und visualisieren.

Zur Sicherstellung eines möglichst realitätsnahen Abbildens des Tragverhaltens der simulierten Versuchskörper ist eine Verifizierung des FE-Modells mit Experimenten unabdingbar. Ziel war es, das FE-Modell hinsichtlich der Freiheitsgrade so klein wie möglich zu halten, um handhabbare Rechenzeiten zu erhalten. Gleichzeitig muss das Modell ausreichend genau das tatsächliche Trag- und auch Versagensverhalten erfassen. Versagensverhalten deshalb, da die Stahlknoten der Parameterstudie planmäßig auf ein letztendliches Schraubenversagen ausgelegt sind und der Versagensmechanismus und -zeitpunkt der Schraube somit die Traglast und Rotationskapazität des Knotens bestimmt. Die Modellierung der Schraube ist damit von besonderer Bedeutung.

Die Parameterstudie mittels FEM dient außerdem als Grundlage der Erarbeitung eines vereinfachten Tragmodells zur Bestimmung der Knotentragfähigkeit. Die Knotentragfähigkeit soll bei diesem Modell nur über die Schraubentragfähigkeit und einen sogenannten Knotenkorrekturfaktor ermittelt werden. Der Knotenkorrekturfaktor soll die zusätzliche Biege- und Scherbeanspruchung der Schraube resultierend aus der Verformung der Stirnplatte bzw. des Stützenflansches berücksichtigen und die reine Schraubenzugtragfähigkeit entsprechend abmindern. Um das analytische Modell mit den FE-Ergebnissen absichern zu können, müssen die FE-Momententragfähigkeiten natürlich eine gewisse Qualität aufweisen.

Im zweiten Schritt sollen sogenannte Duktilitätskriterien abgeleitet werden, die ausreichend Rotationskapazität des Knotens ohne einen zusätzlichen aufwändigen Rotationsnachweis sicherstellen. Damit muss das FE-Modell auch das Schraubenversagen zum "richtigen" Zeitpunkt abbilden können, damit ein Quantifizieren der erreichten Duktilität in Abhängigkeit des gewählten Parameters möglich ist.

1

# 2 Modellierung der Stahlknoten

#### 2.1 Geometrie

#### 2.1.1 Allgemeines

In ersten Simulationen wurde die Geometrie der Versuchskörper (**Bild 2-1**) möglichst detailgetreu abgebildet, um Modellfehler aus Vereinfachungen so klein wie möglich zu halten. Auch wurden zunächst hochwertige 20-knotige Volumenelemente herangezogen. Dies hatte Modelle mit einer sehr großen Anzahl an Freiheitsgraden zur Folge, was wiederum zu "unbrauchbaren" Rechenzeiten für eine Parameterstudie führte. Im nächsten Schritt wurde das FE-Modell über Rand- und Symmetriebedingungen zum einen von seinen geometrischen Abmessungen deutlich verkleinert und zum anderen wurde anstelle der 20-knotigen Volumenelemente (quadratisch) auf 8-knotige Volumenelemente (linear) reduziert.



Bild 2-1: Abmessungen des halben Versuchskörpers mit Randbedingungen

Die Eingabe und Aufbereitung der Geometrie erfolgte parametrisiert in der Umgebung des Design Modelers. Zur anschließenden Weiterverarbeitung mit Randbedingungen, zur Elementierung und zur Festlegung der Analyseeinstellung wurde die Geometrie an die Simulationsumgebung der Workbench weitergegeben.

### 2.1.2 Vereinfachungen

Zur Reduzierung der Elementanzahl wurden die Walzprofile von Stütze und Riegel vereinfachend ohne Ausrundungsradius und dafür mit ideellen Steg- und Flanschdicken, die die gleiche Querschnittsfläche und das gleiche Trägheitsmoment garantieren, modelliert. In **Bild 2-2**a ist der Unterschied von dem ursprünglichen detailgetreuen Modell hin zum vereinfachten Modell des Knotens aufgezeigt. In **Bild 2-2**b ist die Ausnutzung der Symmetrie um die x-Achse und die Reduktion der Knotengeometrie auf ein Viertel des realen Knotens gut zu erkennen. Damit wurden die geometrischen Abmessungen soweit reduziert, dass der diskontinuierliche Bereich der Stützen-Riegel-Verbindungen noch ausreichend genau erfasst werden kann.



Bild 2-2: Reduzierung des Modells

Damit das Momenten-Querkraft-Verhältnis des vereinfachten Knotenmodells den Versuchswerten entspricht, muss hier der Hebelarm der äußeren Kraft analog **Bild 2-1** sein. Dazu wurden Lager und Lasteinleitung vertauscht und in ANSYS Workbench [15] die Möglichkeit einer sogenannten externen Verschiebung am Kragarmende genutzt. Dabei wird ein externer Punkt definiert, der über eine starre Kopplung mit der Stirnfläche des Riegels kraft- und formschlüssig verbunden ist und damit den komplett elastischen Bereich des Riegelprofils ersetzt, wie in **Bild 2-3** dargestellt. An der Stirnfläche des Riegels liegen so die gleichen Schnittgrößen vor, wie an der vergleichbaren Stelle des Modells aus **Bild 2-1**, mit dem Unterschied, dass bis hierhin noch keine Elemente benötigt wurden.

In der Mitte des Stützensteges wurden Lagerungsbedingungen entsprechend einer Symmetrie um die y-Achse angebracht und die untere Stirnfläche des Stützenstummels wurde in z-Richtung gelagert. Die Länge des Trägerstummels entspricht der Trägerhöhe (**Bild 2-3**), da sich der D-Bereich in etwa auf diese Abmessungen beschränkt und der anschließende B-Bereich über die angesprochene externe Verschiebung abgebildet wird.



Bild 2-3: Reduziertes vereinfachtes Modell des Stahlknotens mit Randbedingungen

#### 2.1.3 Abbildung der Schraube

Die Modellierung der Schraube ist für das Trag- und Verformungsverhalten von besonderer Bedeutung, da das "Versagen" der Schraube die Traglast und die Verformungskapazität des Knotens bestimmt. Um die axiale Nachgiebigkeit und die Beanspruchbarkeit der Schraube möglichst genau abbilden zu können, werden der Schraubenkopf, der Schaft, der Übergang von Schaft zu Gewinde, das freie Gewinde und die Schraubenmutter modelliert. Da das Gewinde nicht mit den einzelnen Kerben dargestellt werden kann, wird es als Stab mit dem Spannungsquerschnitt A<sub>s</sub> im Modell berücksichtigt. Der Spannungsquerschnitt A<sub>s</sub> entspricht dem Netto-Querschnitt des Gewindebereichs und ist ein fiktiver Rechenwert zur realistischen Abschätzung der Schraubenbeanspruchung [42]. Der Spannungsquerschnitt beträgt ca. 78% des Schaftquerschnittes.

Untersuchungen zur FE-Modellierung von zugbeanspruchten Schraubenverbindungen nach Schaumann et al. [42] ergaben, dass sich mit der Modellierung eines vergrößerten Anteils des freien Gewindes die Nachgiebigkeiten des eingeschraubten Gewindes und der Mutterverschiebung erfassen lassen. In **Bild 2-4** wird die Genauigkeit der Nachgiebigkeit in Abhängigkeit des Schraubenmodells aufgezeigt. Wird das freie Gewinde etwas länger als in Wirklichkeit gewählt, kann die Genauigkeit fast 100% erreichen. Durch die steifere Modellierung fällt zwar einerseits die in der Berechnung ermittelte Schraubenkraft zu hoch aus und die Berechnung liegt somit für die Schraubenkraft auf der sicheren Seite. Andererseits hat die erhöhte Steifigkeit aber auch einen Einfluss auf die Verformungen, die Klaffung der Verbindung wird zu gering ermittelt.

Dadurch wird auch der Klaffungswinkel der Flansche, der auf die Schrauben übertragen wird, kleiner. Folglich werden die Biegespannungen der Schraube ggf. erheblich unterschätzt.



Bild 2-4: Modellierungsmöglichkeiten der Schraube und ihre Genauigkeiten [42]

Im Rahmen von zwei Diplomarbeiten [22], [53] wurde sich an ein optimiertes Maß zur Modellierung der vergrößerten freien Gewindelänge herangetastet. Anfänglich wurde die reale freie Gewindelänge verdoppelt [22], ohne allerdings das Versagen des Versuchskörpers auch im Modell abbilden zu können. Im nächsten Schritt [53] wurde die freie Gewindelänge auf das 2,5...3fache der tatsächlichen Werte gesteigert und für einige Versuche ergab sich ein "Einschnüreffekt" der Schraube im Modell, der den Versagenszeitpunkt noch nicht gut aber zufriedenstellend widerspiegelte. Im aktuellen Modell wurde die fiktive Gewindelänge auf ein Maß, das ca. 3...4 Mal der tatsächlichen Gewindelänge entspricht, erhöht. Damit konnte für alle Versuche ein Versagen über das "Einschnüren" der Schraube im Gewindebereich, mit relativ guter Genauigkeit, im Vergleich zu den Versuchswerten, erreicht werden. Die "fiktive" Schraubengeometrie des FE-Modells ist in **Bild 2-5** dargestellt. Zudem wurde für eine verbesserte Netzqualität die Schraube dahingehend modifiziert, dass eine winzige "Bohrung", die einen zu vernachlässigenden Querschnittsverlust bedeutet, im Schwerpunkt eingebracht wurde. Auch wurden die Kreisquerschnitte mit Hilfe eines Polygonzuges abgebildet, um die spätere Elementierung zu erleichtern.



Bild 2-5: Geometrische Umsetzung der Schraube im FE-Modell

Unterlegscheiben wurden mit Kopf bzw. Mutter verschmolzen und nicht separat modelliert.

#### 2.2 Elementauswahl

Für die Voruntersuchungen zur Auswahl des für die Parameterstudie am besten geeignetsten Elementtyps wurden drei verschiede Elemente hinsichtlich ihrer Ergebnisgenauigkeit und ihrer Auswirkungen auf Modellgröße und damit Rechenzeit untersucht, siehe **Bild 2-6**. Betrachtet wurden dabei das 20-knotige Volumenelement SOLID186, das Kontinuumsschalenelement SOLSH190 und das 8-knotige Volumenelement SOLID185. Die Verwendung der 20-knotigen Volumenelemente führte zu sehr rechenintensiven Modellgrößen. Die Solid-Shell Elemente zeigten bei doppelten Biegemoden gewisse Lockingeffekte und resultierend hieraus Konvergenzprobleme.



Bild 2-6: Vergleich von Modellgröße und Rechenzeit in Abhängigkeit der Elementwahl

Die linearen Volumenelementen SOLID185 hatten die kürzeste Rechenzeit und erzielten sehr brauchbare Ergebnisse unter Einhaltung folgender Voraussetzungen:

- Verwendung einer relativ feinen Elementierung
- Elementverzerrungen wurden so weit wie möglich vermieden
- nur Hexaeder- und keine Tetraederelemente
- reduzierte Integration mit EAS-Methode

Alle Bauteile, auch die Schrauben wurden durch 8-knotige Volumenelemente abgebildet.

#### SOLID185

Das Element Solid 185, in **Bild 2-7**a, ist ein achtknotiges isoparametrisches Volumenelement mit linearer Ansatzfunktion und besitzt drei Freiheitsgrade (Translation in x-, y-, und z-Richtung) an jedem Knoten. Die für die Berechnung wichtigen Eigenschaften plastisches Materialverhalten, Abbildung großer Verformungen und Dehnungen werden von Solid 185 unterstützt. Zur robusteren und unempfindlicheren Anwendung wurden die Solid 185 Elemente als reduziert integrierte Kontinuumselemente ausgewählt. Mit Hilfe einer reduzierten Integration können sämtliche Lockingeffekte eliminiert werden. Bei reduziert integrierten Elementen sind allerdings die Nullenergiemoden, auch Hourglassmodes bezeichnet, zu beachten. Das Auftreten der Hourglassmodes schließt in vielen Fällen die Anwendung der reduzierten Integration aus. Um dennoch diese äußerst effiziente Methode einsetzen zu können, ist eine Stabilisierung der inneren Kinematiken erforderlich. Generell kann festgestellt werden, dass die reduziert integrierten Elemente eine sehr hohe numerische Effizienz zeigen, so dass bei gleichem Rechenaufwand unter Umständen eine deutlich feinere Diskretisierung möglich ist und somit die Genauigkeit der Berechnung erhöht werden kann. [44]



Bild 2-7: Elementtypen: a) Volumenelement Solid185 und b) Flächenkontakt in ANSYS [20]

Eine feinere Diskretisierung wirkt sich auch positiv auf die sich während der Berechnung verändernde Kontaktsituation zwischen Stirnplatte und Stützenflansch, bzw. um die Schrauben herum, aus.

Am Knoten stellt sich die Kontaktsituation wie folgt dar:

- Kontaktfläche Stirnplatte-Stützenflansch: voller Kontakt "reibungsbehaftet"
- Kontaktfläche Schraubenkopf-Stirnplatte: voller Kontakt "Verbundkontakt"
- Kontaktfläche Schraubenmutter-Stützenflansch: voller Kontakt "Verbundkontakt"
- Kontaktfläche Schraubenschaft-Bohrloch: kein anfänglicher Kontakt "reibungsfrei"

Die Abbildung der Kontaktproblematik in ANSYS wird mit Hilfe der Kontaktelemente CON-TA173 und TARGE170 gelöst. Die Elemente sind entsprechend der erweiterten Lagrange-Methode formuliert.

Die räumliche Diskretisierung des Kontaktes erfolgt mit sogenannten Segment-Segment-Formulierungen, siehe **Bild 2-7b**, in denen die Kontinuität entlang der Kontaktfläche in einem integralen Sinne erfüllt wird. Als Methode, zur Berücksichtigung der Kontakt-Nebenbedingung, werden für die Untersuchungen in ANSYS zwei Verfahren in Abhängigkeit des Kontakttyps angewandt. Für die Situation mit Verbundkontakt, also dort wo die Flächen als vollständig "verklebt" und damit untrennbar idealisiert sind, kommt die Penalty-Methode zum Einsatz. Für den reibungsbehafteten Kontakt wird als Verfahren die Augmented-Langrange Formulierung eingesetzt. Diese Methode vereinbart die jeweiligen Vorteile der Langrange-Multiplikator-Methode und der Penalty-Methode, es muss aber ein zusätzliches interaktives Verfahren in Kauf genommen werden [20].

Da in ANSYS Workbench [15] die Kontaktflächenfindung automatisiert ist, wurde zur Vereinfachung die Kontaktdefinition als symmetrischer Kontakt gewählt, auch wenn dies weniger effizient ist und mehr Rechenzeit bedeutet.

#### CONTA173

Bei dem Element CONTA173 handelt es sich um ein 4-knotiges Kontaktelement, das auf die Oberfläche des Volumen- oder Schalenelementes gelegt wird und dessen Knoten deckungsgleich mit dem Hauptelement sind. Kontakt tritt ein sobald das Element mit der Zielfläche (Targe170) in Berührung kommt.

#### TARGE170

Das TARGE170 ist das zum CONTA173 korrespondierende Element der Segment-Segment-Formulierung. Für übliche verformbare Oberflächen erhält das TARGE-Element dieselbe Geometrie wie das Hauptelement und wird entsprechend auf der Oberfläche platziert. Sowohl das Ziel-, als auch das Kontaktelement sind mit einer Oberflächennormalen ausgestattet, mit deren Hilfe überprüft werden kann, ob sich die Körper berühren, durchdringen oder wie weit sie voneinander entfernt sind, siehe **Bild 2-7**.

#### 2.2.1 Vernetzung

Die Vernetzung der Stahlknoten erfolgte für alle Komponenten fast ausschließlich mit Hexaeder-Elementen. Dazu wurde die Option des "Dickensweepens" gewählt. Das bedeutet, dass die Oberfläche des Volumenkörpers mit einem möglichst regelmäßigen Netz aus Vierecken versehen wird und dies dann über die Dicke des Körpers mit der gewünschten Unterteilung in Dickenrichtung projiziert wird. Da lineare Volumenelemente mit groben und verzerrten Netzen zu schlechten Ergebnissen führen, wurde eine sehr feine Unterteilung im Bereich der Stirnplatte und des Stützenflansches auch über die Elementdicke gewählt und zudem versucht relativ regelmäßige Rechtecke zu generieren.



Bild 2-8: Hexaedervernetzung a) des Stahlknotens und b) der Stirnplatte im Detail

Da die Schraube das für das Versagen maßgebende Element des Stahlknotens ist, ist die Elementqualität und -feinheit von besonderer Bedeutung. Um den eigentlichen Kreisquerschnitt sauber mit Vierecken zu vernetzen, wurde dieser über einen Polygonzug approximiert. Eine weitere Verbesserung der Netzqualität wurde durch die Ausnehmung im Mittelpunkt und eine Vierteilung der Schraube geschaffen, siehe **Bild 2-9b**.



Bild 2-9: Vernetzung der Schraube a) in Längsrichtung und b) radial

Die feine Vernetzung der Komponenten, die auch mit Kontaktproblematik behaftet sind, soll sicherstellen, dass die unter großen Verformungen sich ändernden Kontaktsituationen zu jedem Zeitpunkt ausreichend genau erfasst werden können.

Der Einfluss der Netzgröße auf die Qualität des Ergebnisses wurde anhand numerischer T-Stummelberechnungen untersucht. Als Referenzergebnisgröße dienten T-Stummelversuche aus Trento [16]. Bei sehr grober Vernetzung werden hier Traglast und Verformungskapazität zwar noch fast zufriedenstellend abgebildet, aber das Tragverhalten über den gesamten Kurvenverlauf

9

fällt deutlich zu steif aus, wie in **Bild 2-10a** zu erkennen. Da sich bei dieser Geometrie die Netzfeinheit nicht über Einteilungen der Elementkanten beschreiben lässt, wird die Elementgröße des sehr feinen Netzes (21500 Elemente) als Referenzgröße herangezogen. Bis zu einem gewissen Grad lässt sich die Elementanzahl reduzieren, das heißt, die Elemente können vergrößert werden ohne Einbußen in der Qualität der Ergebnisse zu bekommen, siehe **Bild 2-10b**.



Bild 2-10: Einfluss der Elementgröße/Netzfeinheit auf die Qualität der Ergebnisse

Die Erkenntnis der maximal möglichen Elementgrößen für Stirnplatte, Stützenflansch und Schraube wurde anschließend auf die Diskretisierung des Stahlknotenmodells übertragen.

#### 2.3 Lager- und Randbedingungen

Das FE-Model wurde mit den analogen Randbedingungen der Versuche versehen. **Bild 2-2** und **Bild 2-3** zeigen die entsprechenden Lager-, Symmetrie-, und Lasteinleitungspunkte. Die Lastaufbringung erfolgte weggesteuert wie im Versuch und wurde mit einer Vielzahl Lastschritte stufenweise realisiert. Die Schrauben in den Versuchen wurden mit einer gemittelten Vorspannkraft nach VDI 2230 vor Versuchsbeginn vorgespannt. Vor Beginn der eigentlichen Lastaufbringungen im Modell wurden auch hier die Schrauben mit einer Vorspannspannkraft versehen. In ANSYS [15] erfolgt dies indem der Schraubenschaft als Sektion zur Aufbringungen der Vorspannkraft ausgewählt wird. Programmtechnisch erfolgen dann eine Zweiteilung der ausgewählten Sektion und das Aufbringen der Vorspannelemente PRETS179 auf die Schnittebene. Die auf beiden Schnittufer liegenden Knoten werden nun in Richtung der Schraubenachse zueinander verschoben und geben so eine Verzerrung (Verkürzung) vor, die durch die Lagerung der Schraube eine Kraft in der Schraube verursacht.



Bild 2-11: Vernetzung der Schraube a) in Längsrichtung und b) radial

Die Idealisierung der Kontaktflächen des Stirnplattenstoßes wurde bereits in Kapitel 2.2 angesprochen. Bei den Oberflächen der Stützenflansche und der Stirnplatten handelt es sich bei der Einstufung der Rauheit um glattgewalzte oder gefräste Oberflächen nach DIN 4766-1 [1]. Der Reibungskoeffizient von Stahl auf Stahl liegt für trockene Oberflächen in einem Bereich  $\mu$ =0,1...0,4. Für die Wahl des Reibungskoeffizienten des reibungsbehafteten Kontakt wurde ein Wert von  $\mu \leq 0,2$  gewählt, da laut ANSYS Manual [15] für größere Werte programmtechnisch unsymmetrische Systemmatrizen generiert werden. Dies führt dazu, dass der Solver langsamer konvergiert.

## 2.4 Materialkennwerte

#### 2.4.1 Allgemeines

Für die Nachrechnung experimenteller Versuche sind die Kenntnis und die korrekte Wiedergabe der tatsächlichen Materialkennwerte immens wichtig, da diese das Trag- und Verformungsverhalten maßgeblich beeinflussen. Für die numerischen Untersuchungen der Stahlknoten, mit teils doch erheblichen plastischen Verformungen, ist damit nicht nur der E-Modul, sondern die gesamte Spannungs-Dehnungs-Beziehung der unterschiedlichen am Anschluss anzutreffenden Materialien von Bedeutung.

Für die anschließende Parameterstudie wurden alle verwendeten Materialien grundsätzlich auf Mittelwertniveau berücksichtigt und nicht mit den in der Norm festgeschriebenen Nennwerten. Das hat zum einen den Grund, dass für die Auswertung der Tragfähigkeit die Überfestigkeitseffekte unberücksichtigt blieben und eine ungewollte Sicherheit von vornhinein mit eingebaut wurde. Zum anderen bewirkt die Verwendung der Nennwerte, dass bei der Auswertung der Duktilität die tatsächlichen Werte eher überschätzt werden.

#### 2.4.2 Technische und wahre Spannungs-Dehnungs-Beziehung

Bei der Durchführung der Normzugproben zur Bestimmung der mechanischen Materialkennwerte wie Streckgrenze und Zugfestigkeit bezieht sich die aus der Kraft rückgerechnete Spannung immer auf den Anfangsquerschnitt der Probe. Die hieraus erhaltenen Spannungen bezeichnet man als technische oder auch ingenieurmäßige-Spannungen, die dazugehörigen Dehnungen als technische oder ingenieurmäßige-Dehnungen, die dem Hookeschen Gesetz entsprechen.

$$\varepsilon_{\rm true} = \ln(1 + \varepsilon_{\rm eng}) \tag{2.1}$$

$$\sigma_{\rm true} = \sigma_{\rm eng} (1 + \varepsilon_{\rm eng}) \tag{2.2}$$

Tatsächlich schnürt sich aber der Querschnitt unter der Zugbelastung ein und die Querschnittsfläche wird damit im Vergleich zum Anfangsquerschnitt zunehmend kleiner. Wird die Querschnittsabnahme berücksichtigt, spricht man von wahren Spannungen und wahren Dehnungen. Je größer die Dehnung des Materials, desto größer der Unterschied zwischen technischer und wahrer Spannungs-Dehnungs-Kurve, wie in **Bild 2-12a** gut zu erkennen ist. Für hochfeste Materialien wie HV-Schrauben mit sehr verformungsarmem Verhalten sind die Unterschiede zwischen ingenieurmäßigen und wahren Spannungen dagegen relativ gering, wie Kurven von Zugproben an Schrauben für M20 HV10.9 [16] in **Bild 2-12b** zeigen.



**Bild 2-12:** Unterschied der technischen und wahren Spannungs-Dehnungs-Beziehung für a) normalfesten Stahl S355 und b) Schraube HV 10.9

#### 2.4.3 Statische und dynamische Zugprobenkennwerte

Die Ermittlung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung an der Zugprobe erfolgt mit einer konstanten Dehngeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}$ . Im Grenzfall für  $\dot{\epsilon}$ =0 wird die statische Streckgrenze erreicht [43], die im Versuch durch Anhalten der Dehnung über einen gewissen Zeitraum bestimmt werden kann. Wird bei der Durchführung der Zugproben der Versuch nicht angehalten, liegen eigentlich nur "dynamische Kennwerte" der Spannungs-Dehnungs-Kurve vor, die etwas über der "statischen Kurve" liegen, siehe **Bild 2-13**. Für die Streckgrenze ergeben sich Differenzen zwischen der dynamischen und statischen Streckgrenze in der Größenordnung 5-7%, siehe auch [40]. Aus Zugproben des Projekts [35] konnte für den Verfestigungsbereich der Spannungs-Dehnungs-Kurve sogar noch ein etwas größerer Unterschied von 8-10% beobachtet werden, siehe **Bild 2-13**.

Für den Bauteilversuch stellt sich die Sache analog dar. Um beim Vergleich der Ergebnisse einer Versuchsnachrechnung mit Hilfe eines FE-Programms nun die richtigen Werte miteinander vergleichen zu können, sind folgende Punkte zu beachten. Das FE-Programm rechnet "ideal Statisch", das bedeutet für den Bauteilversuch muss durch Anhalten der Dehnung in gewissen Abständen, durch sogenanntes Relaxieren, ebenfalls eine quasistatische Versuchskurve erzeugt werden, damit auf gleichem Niveau verglichen werden kann.

Desweiteren muss dem Anwender bei der Eingabe des FE-Programms bewusst sein, dass die als multilineare Kurve hinterlegte, wahre Spannungs-Dehnungs-Beziehung auf Grundlage statischer Zugprobenergebnisse bestimmt werden muss. Ansonsten, oder wenn keine statische Kurve der Zugprobe zur "Fütterung" des FE-Modells vorliegt, muss beim Vergleich der Ergebnisse zwischen FEM und Versuch diese vorprogrammierte Abweichung bewusst sein.



Bild 2-13: Unterschied der statischen & dynamischen Spannungs-Dehnungs-Beziehung [35]

Die Unterscheidung zwischen statischer und dynamischer Spannungs-Dehnungs-Beziehung ist bei allen Verfahren, die den elastischen Bereich verlassen und sich plastische Reserven zu Nutze machen möchten von Bedeutung.

# 2.5 Berechnungseinstellungen

Für die geometrisch und materiell nichtlineare Berechnung in ANSYS Workbench [15] wurde als Solver der Sparse Matrix Solver verwendet. Dieser direkte Gleichungslöser unterstützt reelle, komplexe und symmetrische als auch unsymmetrische Matrizen. Desweiteren wurden zur Stabilisierung und Beschleunigung der hochgradig nichtlinearen Berechnung sogenannte "weiche Federn" aktiviert, deren Einfluss auf das Ergebnis minimal ist und auch am Ende überprüft werden kann. Alle Ergebnisse wurden an den Integrationspunkten ausgelesen und nicht auf die Knoten extrapoliert.

## 2.6 Versagenskriterien

Oftmals werden zur Definition von Versagenskriterien einer numerischen Simulation maximal zulässige plastische Dehnungen herangezogen. Bei Untersuchungen die rein auf den elastischen Bereich abzielen oder bei gleichmäßig konstanter Dehnungsverteilung kann dieses Kriterium sinnvoll sein. In der vorliegenden numerischen Untersuchung der Stahlknoten sind plastische Verformungen und damit plastische Dehnung ausdrücklich erwünscht und sehr unregelmäßig verteilt. Eine Begrenzung der zulässigen Dehnung auf Werte, die im Rahmen der Zugproben für die Bruchdehnung  $\varepsilon_{su}$  beobachtet wurden ist außerdem zu strikt, da sich  $\varepsilon_{su}$  auf die Anfangsmesslänge L<sub>0</sub> der Probe [9] bezieht und somit einen gemittelten Wert darstellt.



Bild 2-14: Dehnungsverteilung über die Zugprobenlänge nach Kuhlmann/Schäfer [34]

Wird eine Zugprobe über viele kleine Intervalle vermessen, ergibt sich über die Probenlänge, die in **Bild 2-14** abgebildete Dehnungsverteilung. Um den Bereich der Brucheinschnürung sind dabei erhebliche größere Dehnwerte als die Bruchdehnung von  $\varepsilon_{su} \approx 20-25\%$ , für normalfesten Stahl, zu beobachten. Damit sind lokale Dehnungsspitzen von  $\varepsilon_{su} \approx 30-40\%$  in der numerischen Simulation durchaus realistisch.

Da in fast 100% aller Fälle der Parameterstudie ein letztendliches Schraubenversagen angestrebt war, wurde als Versagenskriterium der Einschnüreffekt der Schraube im Gewindebereich genutzt. Die Modellierungstechnik zur Erzwingung des Einschnürverhaltens wurde in Kapitel 2.1.3 beschrieben.

# **3 Verifizierung des FE-Modells**

# 3.1 Allgemeines

Vor Durchführung einer Parameterstudie ist eine qualitative Bewertung des numerischen Modells der Stahlknoten vorzunehmen. Um das FE-Modell zu verifizieren, wurden die experimentellen Versuche nachgerechnet und Versuchs- und FE-Kurven qualitativ verglichen. Bei dem durchgeführten Vergleich zwischen Versuchsergebnis und FE-Ergebnis ist nicht allein der Vergleich der Traglasten entscheidend, sondern auch wie der Kurvenverlauf, d.h. die maximale Rotation sowie das Versagensmuster, zusammenpassen. Die Stahlknoten der beiden Versuchsserien versagen prinzipiell immer in der Zugzone. Dabei wurde Schraubenversagen oder Versagen des Stirnbleches (Durchstanzen) beobachtet. Im FE-Modell macht sich Schraubenversagen durch ein Einschnüren der Schraube bemerkbar und das Durchstanzversagen durch sehr große Elementverzerrung, die zu Konvergenzproblemen und letztendlich zum Abbruch führen. Dabei sei hier angemerkt, dass das FE-Modell bei den auftretenden Elementverzerrungen bei Durchstanzversagen zu einer größeren Wiederverfestigung und damit zu einem zu steifen Verhalten neigt. Desweiteren muss bei der Beurteilung berücksichtigt werden, dass auch bei den Versuchen gewisse Unregelmäßigkeiten vorlagen oder vorgelegen haben könnten. Das heißt, bedingt durch Störeinflüsse oder Vorschädigungen, kann eine Schraube gar nicht 100% Soll-Tragkraft erreichen oder im Versuchsablauf kommt es durch Bedienfehler zu Abweichungen in der Soll-Belastungsgeschwindigkeit und damit zu einer verfälschten Versuchskurve.

Bei den FE-Simulationen muss zudem bedacht werden, dass die Elementkantenunterteilung und damit die Elementgröße zur Netzgenerierung am Basismodell fixiert wurden und somit für alle Versuche gleich sind. Da sich die Schraubenposition, die Blechdicke, oder auch die Stützenflanschdicke aber von Versuch zu Versuch ändern, ändern sich damit auch die Kantenverhältnisse gewisser Elemente und damit auch minimal die Netzqualität.

Alle für die Versuchsnachrechnung zugrunde gelegten Materialkennwerte beruhen auf "dynamischen" Zugproben, siehe Kapitel 2.4.3. Die Lastaufbringung im FE-Modell erfolgt "ideal statisch", so dass die numerische Momenten-Rotationskurve eine Art Mischkurve darstellt. Zu vergleichen wäre die statische Versuchsnachrechnung eigentlich mit der statischen Bauteilversuchskurve, die sich auf Höhe der Punkte an denen die Dehnung angehalten wurde befindet. Allerdings konnte, wegen fehlender "statischer" Materialzugproben, ANSYS nur mit "pseudostatischen" Materialdaten gefüttert werden, die etwas über den ideal statischen Werten liegen, siehe **Bild 2-13**.
# 3.2 Nachrechnung der Versuchsserie "S"

Die Kurven der Nachrechnung aller sechs Versuche sind in **Bild 3-1** dargestellt. Die maximalen Abweichungen liegen in einer Größenordnung von 10%.

Für die Versuche S1 und S2 sind die zugehörigen FE-Kurven im elastischen Bereich und bis zu Erreichen von  $M_{pl}$  etwas zu steif, anschließend passen die Kurven relativ gut, allerdings wird die Traglast des Versuchs nicht ganz erreicht. Die Rotationkapazität beider Versuche stimmt gut mit den Versuchswerten überein.

Bei der Nachrechnung von Versuch S3 wird der Beginn des Plastizierens noch recht gut getroffen, da sich dann ein Durchstanzversagen entwickelt, überschätzt die FE-Kurve am Ende den Versuch. Begründung hierfür ist, dass für Elementformulierungen, bei denen parasitäre Schubspannungen nicht eliminiert werden können, die Lösung eines Problems bei schlanken Elementen schnell durch die parasitäre Schubverzerrungsenergie dominiert wird. Ebenso dominieren für nahezu inkompressible Materialeigenschaften parasitäre Normalspannungen das Elementverhalten. Die Steifigkeit wird dann jeweils deutlich überschätzt [44].

Die FE-Kurve für Versuch S4 passt sehr gut zur zugehörigen Versuchskurve. Bei Versuch S5 hat der Kurvenverlauf des FE-Modells ebenfalls eine hohe Übereinstimmung, auch die Traglast wird gut getroffen, allerdings wird die Rotationskapazität etwas überschätzt. Das liegt an dem im FE-Modell etwas "gutmütigeren Einschnürprozess" der Schraube im Vergleich zum Versuch.



Bild 3-1: Vergleich Momenten-Rotationscharakteristik zwischen Versuch und FE der Serie "S"

Bei der Nachrechnung von Versuch S6 wurde die Rotationskapazität relativ gut getroffen, allerdings fällt die Traglast ca. 10% zu gering aus. Insgesamt gilt für das FE-Modell der Versuchsserie "S", dass für die Stahlknoten mit Schraubenversagen die Rotationskapazität relativ gut abgebildet werden konnte und die Tragfähigkeit insgesamt gut, teilweise leicht unterschätzt wiedergegeben wird.

# 3.3 Nachrechnung der Versuchsserie "Z"

Die Ergebnisse der numerischen Simulation für die Versuche Z2-Z6 sind in **Bild 3-2** wiedergegeben. Der Versuch Z4, gekennzeichnet durch einen Durchstanzmechanismus, wird analog Versuch S3 zu steif abgebildet. Die Erläuterung hierzu erfolgte in Kapitel 3.2.

Die FE-Kurve von Z2 hat eine gute Übereinstimmung, auch für die Traglast und Rotationskapazität. Die FE-Kurve Z3 ist anfangs etwas zu steif und passt dann im Verfestigungsbereich relativ gut. Über die Übereinstimmung hinsichtlich Versagenslast und Rotationskapazität kann keine Aussage getroffen werden, da der Versuch wegen Erreichen des maximalen Maschinenweges abgebrochen wurde.

Das FE-Modell von Z5 verhält sich nach Beginn des Plastizierens zu weich im Vergleich zum Versuch. Mögliche Ursache hierfür könnten die Materialkennwerte der Stirnplatte von Z5 sein. Das vom Lieferanten mitgelieferte Blech für die Zugproben ist nicht zweifelsfrei derselben Charge wie den Stirnplatten selbst zuzuordnen gewesen.

Bei Versuch Z6 passt der Kurvenverlauf qualitativ relativ gut, allerdings wird hier trotz Schraubenversagen als Versagensmechanismus die Tragfähigkeit und die Rotationskapazität überschätzt. Bei Kontrollrechnungen der Schraubenausnutzung zum Versagenszeitpunkt im Versuch liegt die Ausnutzung bei unter 80% der maximal möglichen Schraubenzugkraft. Insofern ist davon auszugehen, dass im Versuch durch eventuell fehlerhafte oder vorgeschädigte Gewindegänge ein vorzeitiges Gewindeabstreifen eingetreten ist. Das Ergebnis der FE-Kurve Z6 dürfte damit die Momententragfähigkeit und Rotationskapazität für "fehlerfreie" Zugschrauben widerspiegeln. Eine Beurteilung zur Abweichung zwischen FE und Versuch macht somit an dieser Stelle keinen Sinn.

Für die Nachrechnung der Serie "Z" zeigt das entwickelte FE-Modell des Stahlknotens ähnlich zufriedenstellende Ergebnisse wie bei Serie "S". Auch hier wurden bei letztendlichem Schraubenversagen des Stahlknotens die Tragfähigkeiten eher leicht unterschätzt und die Rotationskapazitäten etwas überschätzt. Alles jedoch in einem akzeptablen Rahmen.



Bild 3-2: Vergleich Momenten-Rotationscharakteristik zwischen Versuch und FE der Serie "Z"

# 3.4 Schlussfolgerung

Das entwickelte numerische Modell des geschraubten Stahlknotens mit bündiger Stirnplatte erfasst sowohl den Versagensmechanismus korrekt als auch die Größenordnung von Momententragfähigkeit und Rotationskapazität ausreichend genau. Damit kann mit Hilfe dieses Modells eine umfassende Parameterstudie durchgeführt werden, die den Anwendungsbereich bereits experimentell untersuchter Parameter erweitert und weitere zusätzliche Parameter erfasst.

Zudem wird ein numerisches Modell für überstehende Stirnplatten erarbeitet, um auch für diesen Anschlusstyp eine Parameterstudie durchführen zu können

Die Parameterstudie dient anschließend als Grundlage zur Ableitung geometrischer Konstruktionskriterien die ausreichend Duktilität am Knoten sicherstellen sollen, z.B. für eine vollplastische Bemessung. Desweiteren kann basierend auf den numerischen Ergebnissen ein vereinfachtes analytisches Bemessungsmodell des Stahlknotens erarbeitet werden. Die numerischen "Versuchsergebnisse" dienen dann zur statistischen Bestimmung eines Widerstandsmodells nach EN 1990, Anhang D.8 [4].

Gewisse Modellunsicherheiten durch leicht verzerrte Netze, die zu frühzeitigen Konvergenzproblemen führen oder Lockingeffekte, die nicht ganz eliminiert werden können, sind gleichzusetzten mit "unkalkulierbaren" Größen im Versuch. Als Streugrößen im Versuch sind z.B. Schwankungen der Materialparameter zwischen Zugprobe und eingebautem Stirnblech oder fehlerhaften oder beschädigten Schrauben anzusehen.

# 4 Das Tragverhalten bei großen Verformungen

# 4.1 Allgemeines

Der Zugbereich des geschraubten Stahlknotens wird sowohl auf der Seite der Stirnplatte als auch auf der Seite des Stützenflansches als T-Stummel idealisiert. Die Tragfähigkeit des T-Stummelflansches wird nach dem Komponentenmodell in DIN EN 1993-1-8 [7] rein über dessen Biegetragfähigkeit bestimmt. Die maximal mögliche Biegetragfähigkeit wird über die Streckgrenze bestimmt. Für das Ebenbleiben des Flansches oder sehr kleine Verformungen trifft diese Annahme auch zu, allerdings ist dann nicht die Biegetragfähigkeit. Sobald der Flansches maßgebend für das T-Stummel-Versagen, sondern die Schraubentragfähigkeit. Sobald der Flansch dünner wird und damit für das Versagen maßgebend, beginnt der Flansch lokal zu plastizieren und es treten auch größere Verformungen des T-Stummels auf. Dies hat zwei Effekte zur Folge: zum einen setzt nach dem Plastizieren der Verfestigungsbereich im Flanschmaterial ein und steigert damit die Tragfähigkeit, zum anderen wird mit zunehmender Verformung des Flansches ein zusätzlicher Trageffekt, der sogenannte Membrantrageffekt aktiviert. Hierdurch lässt sich die Flanschtragfähigkeit im Vergleich zur reinen Biegetragfähigkeit weiter steigern.

Diese hochgradig nichtlinearen Effekte werden durch verschiedene Randbedingungen am T-Stummel beeinflusst und fallen somit je nach vorliegenden Randbedingungen unterschiedlich stark aus. Bisher gibt es hierfür auch noch keine zutreffende mathematische Beschreibung, die diese Effekte bei der Bemessung des Anschlusses berücksichtigt. Auch lässt sich die maximale Verformungskapazität des T-Stummels analytisch bisher nicht korrekt prognostizieren.

Mit Hilfe der geometrisch und materiell nichtlinearen numerischen Simulationen lässt sich das Trag- und Verformungsverhalten des T-Stummels realistisch wiedergeben. Damit kann auch der gesamte Stahlknoten unter großen Verformungen mit FEM relativ gut nachgebildet werden.

# 4.2 Membrantragwirkung

Die Membrantragwirkung in der Stirnplatte oder im Stützenflansch des Stahlknotens kann als zusätzlicher Trageffekte zur Biegetragwirkung aktiviert werden, sobald sich eine vollständige Fließgelenkkette im jeweiligen T-Stummel ausgebildet hat und anschließend die Verformung des T-Stummels weiter zunehmen kann. Nach Schäfer [41] kann die Tragfähigkeit des T-Stummels bei reiner Membrantragwirkung ca. das 3-fache der reinen Biegetragwirkung erreichen. Allerdings ist dies nur bei sehr dünnen Flanschen, die sich dann fast analog einem Seil in die Schrauben hängen, realisierbar. Für die in den Versuchen von Schäfer [41] als auch bei den T- Stummelversuchen in Trento [16] verwendeten Geometrien der Stahlknoten ist durch den Membrantrageffekt eine Steigerung in der Größenordnung des Faktors 1,5 zu beobachten gewesen, siehe auch **Bild 4-2**. Einen entscheidenden Einfluss auf die Höhe der Membrantragwirkung hat zum einen die maximal mögliche Verformung w des Flansches, siehe **Bild 4-1**, als auch die "Überdimensionierung" der Schraube. Nur bei letztendlichem Flanschversagen, meist ein Durchstanzversagen, kann das Maximum an Membranwirkung aktiviert werden.



Bild 4-1: Vergleich Momenten-Rotationscharakteristik zwischen Versuch und FE der Serie "Z"

In den Versuchen ist die Dehnungsverteilung und damit Spannungsverteilung in und auf der Stirnplatte bzw. auf dem Flansch nicht oder kaum erfassbar und der Membraneffekt kann hier nicht visualisiert werden. Mit Hilfe numerischer Methoden lässt sich dagegen, der Membrantrageffekt sehr schön veranschaulichen. Dies erfolgt durch eine Gegenüberstellung einer geometrisch linearen und einer nichtlinearen Simulation derselben Geometrie. Für die Zugzone eines Stahlknotens wurde dies für einen unversteiften und einen ausgesteiften T-Stummel exemplarisch durchgeführt, siehe in Bild 4-2. Das Materialverhalten wurde jeweils als nichtlinear berücksichtigt. Bei der geometrisch linearen Berechnung beziehen sich das Gleichgewicht und damit auch die Steifigkeitsmatrix immer auf das unverformte Volumen. Die neutrale Faser im Plattenquerschnitt wird nicht gedehnt. Bei der geometrisch nichtlinearen Berechnung bezieht sich das Gleichgewicht auf das verformte Volumen, hier wird die Tangenten-Steifigkeitsmatrix verwendet. Das bedeutet dass die Systemsteifigkeit in Abhängigkeit der Systemverformung variiert. Hier wird die neutrale Faser mit zunehmender Verformung gezogen und so werden Normal- oder Membranspannungen aktiviert. Dieser Unterschied zwischen reiner Biegetragwirkung und kombinierter Biege- und Membrantragwirkung ist in Bild 4-2 gut zu erkennen. Für die hier betrachteten T-Stummel liegt die prozentuale Steigerung durch den Membraneffekt für nicht ausgesteifte und ausgesteifte Geometrie in der gleichen Größenordnung.

Die Visualisierung der Membrantragwirkung anhand der Normalspannungsverteilung im Flansch des T-Stummels wird beispielhaft für einen nicht ausgesteiften T-Stummel in **Bild 4-3** aufgezeigt.



**Bild 4-2:** Membrantrageffekt veranschaulicht durch geometrisch lineare und nichtlineare Berechnungen a) für unversteiften und b) für ausgesteiften T-Stummel

Dabei ist für die geometrisch nichtlineare Berechnung in **Bild 4-3b** eine signifikante Normalkraftbeanspruchung über die Flanschdicke auszumachen. Die geometrisch lineare Berechnung hat dagegen in diesem Bereich für die neutrale Faser einen annähernd spannungsfreien Zustand. Die Ergebnisse beziehen sich auf das Lösungskoordinatensystem, das heißt auf das KS am verformten Körper.



*Bild 4-3: Membrantrageffekt veranschaulicht anhand der Spannungen in lokaler x-Richtung durch a) geometrisch lineare und b) nichtlineare Berechnungen* 

Die aktivierte Membrantragwirkung stellt für den T-Stummelflansch eine zusätzliche Tragreserve dar, bedingt aber Zusatzbeanspruchungen der Schraube.

# 4.3 Schraubenkräfte

Bei der Dimensionierung geschraubter Stahlanschlüsse werden die Schrauben planmäßig nur auf reinen Zug ausgelegt. Für dicke Stirnplatten unter reiner Biegebeanspruchung und ohne nennenswerte Verformungen trifft dies auch zu. Durch größere Verformung der Stirnplatte wird der Schraubenkopf bzw. die -Mutter allerdings entsprechend der Krümmung der Stirnplatte schiefgestellt und verursacht eine zusätzliche Biegebeanspruchung des Schaftes. Nach der geometrisch linearen Berechnung in **Bild 4-4a** ist der Schaft auch nur einer Biege-Normalkraftinteraktion ausgesetzt und eine Querkraftbeanspruchung der Schraube ist vernachlässigbar, **Bild 4-5a**.

Für dünne Stirnplatten stellen sich unter großen Verformungen aber weitere zusätzliche Beanspruchungseffekte ein. Durch die Ausbildung von Membraneffekten hängt sich die Stirnplatte in die Schraube und durch Plastizierung des Schaftes kann die Normalspannung in der Schraube fast über den gesamten Querschnitt bis zur Zugfestigkeit gesteigert werden, siehe **Bild 4-4b**. Die Schraube trägt hier in Längsrichtung eher wie ein Seil anstelle eines Biegebalkens ab, da über den gesamten Querschnitt auf Höhe der Schaftmitte fast nur noch Zugspannungen in einer Grö-Benordnung nahe der Zugfestigkeit vorhanden sind.



**Bild 4-4:** Normalspannung im Schaftquerschnitt a) für geometrisch lineare und b) für geometrisch nichtlineare Berechnung

Durch die Lochleibung der Stirnplatte auf die Schraube erfährt die Schraube zudem auch eine deutliche Schubbeanspruchung wie in **Bild 4-5b** zu sehen ist. Die maximal auftretenden Schubspannungen erreichen Werte die 50% der Zugfestigkeit f<sub>uB</sub> entsprechen. Dies bedeutet auch auf Schub fast eine 100% Ausnutzung des zur Verfügung stehenden Schubwiderstandes von  $1/\sqrt{3}$  f<sub>uB</sub>.



**Bild 4-5:** Schubspannung im Schaftquerschnitt a) für geometrisch lineare und b) für geometrisch nichtlineare Berechnung

Zum Zeitpunkt des Schraubenversagens herrscht im Schraubenschaft bzw. im Gewinde also eine Normal-Biege-Querkraft-Interaktion vor. Im Gegensatz zur Stirnplatte, bei der durch große Verformungen Tragreserven aktiviert werden können, liegt bei der Zugschraube eher eine Überschätzung der Tragfähigkeit vor, wenn die Effekte aus großen Verformungen vernachlässigt werden. Allerdings wird der Schraube, bei der Verwendung dünner Stirnplatten, bei der Auslegung nach DIN EN 1993-1-8 [7] die Aufnahme von Abstützkräften der Platte zugewiesen. Die Abstützkräfte nehmen nach Erreichen der plastischen Tragfähigkeit des T-Stummels deutlich ab, wie die Untersuchungen in Kapitel 4.4 gezeigt haben. Insofern kompensiert dieser Effekt in Teilen wieder die Zusatzbeanspruchung durch Biegung und Schub auf die Schraube.

# 4.4 Abstützkräfte

Nach DIN EN 1993-1-8 Kapitel 6.2.4 sind für die Versagensmodi 1 und 2 des T-Stummels Abstützkräfte zu berücksichtigen, die zu einer Verringerung der Komponententragfähigkeit führen. In **Bild 4-6** ist die Wirkungsweise der Abstützkräfte für den eindimensionalen Fall des nicht ausgesteiften T-Stummels, entsprechend der Komponentenmethode, gegeben. Hieraus ist ersichtlich, dass bei gegebener Schraubentragfähigkeit der Betrag der Abstützkraft Q die Tragfähigkeit des T-Stummels, bei maßgebendem Schraubenversagen, entsprechend reduziert.



Bild 4-6: Abstützkräfte und Schraubenbeanspruchung am Modell des T-Stummels

In eigenen Versuchen [31], [32] und Versuchen von Schäfer [34] konnte dagegen beobachtet werden, dass die Ausnutzung der Schraubenverbindung annähernd 100% betrug. Dies spricht zum einen dafür, dass die in Kapitel 4.3 beschriebenen Phänomene bei den Versuchen erst für gewisse Randbedingungen eine Rolle spielen zum anderen deutete dies darauf hin, dass zum Versuchsende die Höhe der Abstützkräfte sehr klein sein mussten.

Mit Hilfe der numerischen Simulationen von Knoten und T-Stummeln konnten sowohl die Abstützkräfte als auch die Schraubenkräfte über den gesamten Versuchsablauf aufgezeichnet werden. Beispielhaft sind hier die Verläufe für einen nicht ausgesteiften und einen ausgesteiften T-Stummel aufgezeigt, da beide ein unterschiedliches Tragverhalten aufweisen.

In **Bild 4-7** sind die Kräfteverläufe am nicht ausgesteiften T-Stummel dargestellt. In **Bild 4-7a** ist dabei das Ergebnis der geometrisch linearen Berechnung gegeben und hier ist sehr schön zu erkennen, dass die Abstützkräfte bis zum Versuchsende auf sehr hohem Niveau verharren. In der geometrisch nichtlinearen Berechnung in **Bild 4-7b** ist dagegen nach Beginn des Plastizierens im T-Stummelflansch ein Abfall der Abstützkräfte festzustellen. Die Abnahme der Abstützkräfte führt sogar zu einem zeitweiligen Abfall der Schraubenkräfte. Erst mit Aktivierung der Membrantragwirkung und der damit verbundenen Biege- und Scherbeanspruchung der Schraube (siehe **Bild 4-4** und **Bild 4-5**) nehmen die Schrauben- und Abstützkräfte wieder zu.



**Bild 4-7:** Entwicklung der Abstütz- und Schraubenkräfte bis zum Versagen des unversteiften T-Stummels: a) geometrisch lineare Berechnung b) geometrisch nichtlineare Berechnung

Der ausgesteifte T-Stummel hat im Vergleich zum nicht ausgesteiften T-Stummel ein anderes Trag- und Verformungsverhalten, wie auch **Bild 4-8** zu entnehmen ist. Der ausgesteifte T-Stummel weist eher ein plattenartiges als ein balkenartiges Tragverhalten auf und verhält sich daher auch deutlich steifer. Damit liegt für den ausgesteiften T-Stummel auch eine andere Geometrie des Kontaktbereiches an der Außenkante vor, über den sich die Abstützkräfte mobilisieren.



**Bild 4-8:** Unterschiedliches Trag- und Verformungsverhalten zwischen nicht ausgesteiftem und ausgesteiftem T-Stummel

Werden analog dem nicht ausgesteiften T-Stummel wieder die Kräfteverläufe über die Versuchsdauer ausgewertet, sind schon für die geometrisch lineare Berechnung kleinere Abstützkräfte festzustellen. Bei gleicher Schraubentragfähigkeit ergibt sich damit eine größere T-Stummeltragfähigkeit, wie auch aus **Bild 4-9a** hervorgeht. Wird die geometrisch nichtlineare Berechnung in **Bild 4-8b** betrachtet, ist auch hier nach dem Beginn des Plastizieren des Flansches ein Rückgang der Abstützkräfte zu verzeichnen. Anderes als beim nicht ausgesteiften T-Stummel verharren hier die Abstützkräfte beim Beginn der Membrantragwirkung aber auf niedrigem Niveau. Damit können die Abstützkräfte beim ausgesteiften T-Stummel zum Zeitpunkt des T-Stummelversagens tendenziell sogar vernachlässigt werden. Das ist in **Bild 4-9b** daran zu erkennen, dass die Kurven der T-Stummeltragfähigkeit (Gesamtreaktion) und der Schraubentragfähigkeit am Versuchsende nahezu gleiche Werte erreichen. Damit liegt die Ausnutzung der Schrauben bezogen auf die T-Stummeltragfähigkeit bei fast 100%.



**Bild 4-9:** Entwicklung der Abstütz- und Schraubenkräfte bis zum Versagen des ausgesteiften T-Stummels: a) geometrisch lineare Berechnung b) geometrisch nichtlineare Berechnung

Ein weiterer Punkt der die Abstützkräfte beeinflusst ist der Randabstand n der Schraube. Sehr kurze Randabstände von n  $\approx 1,0$  d<sub>B</sub> (wobei e<sub>min</sub> = 1,2 d<sub>B</sub>) führen zu einem relativ steifen Verhalten des Plattenüberstandes. Der äußere Plattenrand dreht dabei über die Kante (analog der Verformungsfigur in **Bild 4-4b** oder **Bild 4-5b**) und verursacht eine Kopfverdrehung der Schraube und damit Biegung. Zudem bedingt das steife Verhalten, dass die Abstützkräfte gegen Ende nicht raus plastizieren können, wie in **Bild 4-10** veranschaulicht. Größere Randabstände n  $\geq 2,0$  d<sub>B</sub> erlauben dagegen, dass die Abstützkräfte durch das weiche Verhalten des Plattenüberstandes nahezu raus plastizieren und zu keiner Abminderung der maximalen Schraubenzugkraft führen.



Bild 4-10: Einfluss des Randabstandes der Schraube auf die Abstützkräfte

# 4.5 Kontaktverhalten

Die Kontaktsituation zwischen Stirnplatte und Stützenflansch am geschraubten Stahlknoten ändert sich entsprechend der Knotenbeanspruchung. Zunächst, nach dem Vorspannen der HV-Schrauben, liegt, speziell im Bereich der Schrauben eine Kontaktpressung und damit ein Haftkontakt vor. Durch die zunehmende Biegebeanspruchung des Knotens und das dadurch entstehende Kräftepaar in den Riegelflanschen, erfährt die obere Schraubenreihe in **Bild 4-11** Zug. Die Vorspannkraft baut immer mehr ab, bis sich letztendlich ein Spalt zwischen Stirnplatte und Stützenflansch ausbildet.

Inwieweit sich die Stirnplatte im oberen Drittel komplett vom Stützenflansch löst oder der Bereich der Außenkante auf Höhe der Schraube noch in Kontakt bleibt und sich Abstützkräfte ausbilden können, hängt auch von den Steifigkeitsverhältnissen von Platte und Flansch ab. Hierzu sind als Vergleich die Unterschiede bei unterschiedlich dicken Stützenflanschen aber gleicher Stirnplattendicke in **Bild 4-11** und **Bild 4-12** dargestellt.

Bei fortschreitender Beanspruchung wandert der Spalt zwischen Stirnplatte und Stützenflansch bis knapp oberhalb der unteren Schraubenreihe.



Bild 4-11: Veränderung der Kontaktfläche zwischen Stirnplatte und Stützenflansch (weich)

Somit ist nur noch das untere Viertel der Stirnplatte in Kontakt mit dem Stützenflansch. Direkter Haftkontakt ist eigentlich auch nur auf Höhe des Druckflansches des Riegels vorhanden, hier können die Querkräfte über Reibung in den Stützenflansch übertragen werden.



Bild 4-12: Veränderung der Kontaktfläche zwischen Stirnplatte und Stützenflansch (steif)

Ebenfalls ist zu erkennen, dass sich bei der unteren Schraubenreihe bei hoher Beanspruchung Abstützkräfte an der Außenkante der Stirnplatte ausbilden. Das deutet auf eine Zugbeanspruchung der unteren Schrauben gegen Versuchsende.

# 5 Parameterstudie an bündigen Stirnplatten

# 5.1 Allgemeines

Das Trag- und Verformungsverhalten geschraubter biegeweicher Stirnplatten ist oft hochgradig nichtlinear und lässt sich, außer mit Versuchen, nur über ein gut verifiziertes numerisches Modell abbilden. Mit Hilfe eines parametrisiert aufbereiteten FE-Modells lassen sich die auf das Trag- und Verformungsverhalten maßgebenden Parameter bestimmen und zudem lässt sich deren Einfluss qualitativ und quantitativ bewerten. Vorteil der numerischen Ergebnisse ist, dass alle geometrischen und materiellen Größen ohne "unvorhersehbare" Abweichungen vorliegen, also keine ungewollten Unschärfen wie die experimentellen Ergebnisse aufweisen. Damit unterliegt der Vergleich zwischen prognostiziertem Ergebnis eines mathematischen Modells und dem FE-Ergebnis deutlich geringeren Streuungen, i.d.R nur der Modellunschärfe.

Die Parameterstudie der bündigen Stirnplattenanschlüsse umfasst eine Anzahl von 164 Berechnungen, die in Serien eingeteilt sind. Eine Übersicht hierzu findet sich in [37].

# 5.2 Einfluss des t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub>-Verhältnisses auf das Trag-und Verformungsverhalten

#### 5.2.1 Allgemeines

Das Verhältnis von Stirnplattendicke zu Schraubendurchmesser entscheidet mit, ob für den Zugbereich des Anschlusses ein Schraubenversagen oder ein Versagen des Stirnbleches maßgebend wird. In den Untersuchungen für bündige Stirnplatten wurde die Bandbreite des Verhältnisses tEP/dB zwischen 0,5 und 1,0 gewählt. Für ein Verhältnis tEP/dB  $\rightarrow$  0,5 und Stahlgüte S235 tendiert das maßgebende Versagen zum Durchstanzen des Stirnbleches und die volle Schraubenkraft kann nicht mehr aktiviert werden. Für ein Verhältnis tEP/dB  $\rightarrow$  1,0 verhält sich die Stirnplatte sehr verformungsarm, teilweise elastisch, was wiederum ungünstig für das Verhalten von Rotationskapazität ist. Der jeweilige Einfluss des Verhältnisses tEP/dB auf die Momententragfähigkeit und das Verformungsverhalten des Anschlusses hängt noch von weiteren Parametern des Anschlusses, wie den Materialparametern oder der Stützenflanschdicke ab.

Im Folgenden ist anhand der Knotenkurven in **Bild 5-1** und **Bild 5-2** der Einfluss der Stahlgüte veranschaulicht. In **Bild 5-1** bestehen sowohl das Stirnblech als auch die Stütze aus S355 und hier ist erst ab Versuchskörper SK251 mit  $t_{EP}/d_B = 0,75$  ein leichter Abfall der Tragfähigkeit und im Gegenzug eine deutlich Zunahme der Verformungsfähigkeit festzustellen.



Bild 5-1: Anschlusscharakteristik der Serie SK241, SK250-253 in Stahlgüte S355 vgl. [37]

Wird für Stirnblech und Stütze des Knotens die Stahlgüte S 235 eingesetzt, ist eine leichte Abminderung der maximalen Tragfähigkeit bereits bei Verhältnissen  $t_{EP}/d_B \le 1,0$  zu beobachten und gleichzeitig ist eine markantere Zunahme des Verformungsvermögens zu erkennen.



Bild 5-2: Anschlusscharakteristik der Serie SK245, SK255-258 in Stahlgüte S235 vgl. [37]

#### 5.2.2 Einfluss auf das Tragverhalten

Wie aus **Bild 5-3** zu erkennen ist, hat ein Verhältnis  $t_{EP}/d_B > 0,70...0,75$  kaum oder nur noch geringen Einfluss auf die Abminderung der Momententragfähigkeit des Knotens. Nur bei der Stahlgüte S 235 ist auch für Verhältniswerte  $0,75 < t_{EP}/d_B < 1,0$  noch ein reduzierender Effekt auf die "maximal" mögliche Tragfähigkeit festzustellen. Mit maximal möglicher Tragfähigkeit

sei hier die Grenzmomententragfähigkeit bei 100% Schraubenausnutzung auf Zug definiert. Anhand der Erkenntnisse aus dem Diagramm in **Bild 5-3** kann vereinfachend von einer linearen Abminderung der Tragfähigkeit ausgegangen werden, wenn ein bestimmtes Verhältnis  $t_{EP}/d_B$ unterschritten wird. Dies wird in Kapitel 7.4.2 weiterverfolgt.



Bild 5-3: Einfluss des Verhältnisses tEP/dB auf die Momententragfähigkeit

Um die aus dem Verhältnis t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> resultierenden abmindernden Phänomene auf das Tragverhalten zu analysieren und zu erklären dient **Bild 5-4**. Hier ist die Zugkraft des aus dem Knoten isolierten T-Stummels im Vergleich zur Schraubenzugtragfähigkeit aufgetragen. Die Zugkraft des T-Stummels wurde aus dem im FE-Modell gemessenen Knotenmoment zurückgerechnet, die Schraubentragfähigkeit wurde ebenfalls im FE-Modell gemessen. Die maximale Schraubenzugtragfähigkeit (hier M24) bestimmt sich zu:

$$F_{T,u} = n \cdot A_s \cdot f_{uB} = 2 \cdot 3,53 \text{ cm}^2 \cdot 113 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} = 797 \text{ kN}$$
 (5.1)

Für die Versuche SK251-SK253 wird die maximale Schraubenzugtragfähigkeit im Laufe der Versuchskurve auch erreicht, fällt dann aber, z.B. für SK251, bis zum tatsächlichen Schraubenversagen wieder ab. Das resultiert aus zusätzlicher Schraubenbeanspruchung durch Biegung und Querkraft, da das Stirnblech bei SK251 schon eine nennenswerte Verformung aufweist, wie in **Bild 5-1** zu sehen ist. Die Interaktion der "Zugschraube" mit Biegebeanspruchung, resultierend aus der Stirnplattenverformung und der damit bedingten Schraubenkopfverdrehung, führt zu einer reduzierten maximalen Zugtragfähigkeit. Bei größeren Verformungen der Stirnplatte und einer Aktivierung der Membrantragwirkung in der Stirnplatte, hängt sich die Stirnplatte in die

Schraube und verursacht eine zusätzliche Querkraftbeanspruchung der Schraube, siehe **Bild 4-5**. Dies bedingt eine weitere Abminderung der aufnehmbaren Zugtragfähigkeit der Schraube.



*Bild 5-4:* Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für Serie SK 250 vgl. [37]

Ein weiteres Phänomen sind Abstützkräfte, die dafür sorgen, dass die Kraft im T-Stummel der Zugzone kleiner ist als die Schraubenzugtragfähigkeit. In **Bild 5-4** ist gut zu erkennen, dass sich das weichere Verhalten der dünneren Stirnplatten prinzipiell günstig auf die Größe der Abstützkräfte zum Zeitpunkt des Schraubenversagens auswirkt. Bei zunehmender Stirnplattendicke wird zwar der Effekt aus Biegung und Querkraft reduziert, dafür wird der Betrag der Abstützkräfte größer. Allerdings halten sich diese Effekt und ihre Auswirkung auf die Momententragfähigkeit des Knotens in überschaubaren Grenzen, wie **Bild 5-6** und **Bild 5-6** zeigen.

Die Knoten SK258 und SK253 mit einem Verhältnis  $t_{EP}/d_B = 1,04$  erreichen die maximal mögliche Momententragfähigkeit bei voller Zugkraftausnutzung der Schrauben. Dabei ist zu beachten, dass zur Momententragfähigkeit des Knotens auch die unteren, dem Druckflansch zugewandten, Schrauben in kleinem Umfang beitragen. Diese sind zum Zeitpunkt des Versagens, bedingt durch die Stirnplattenverformung, ebenfalls auf Zug beansprucht und können so, trotz sehr kleinem inneren Hebelarm, ein Zusatzmoment beisteuern. Dies kompensiert bei reiner Betrachtung der Momententragfähigkeit des Knotens kleine abmindernde Effekte der oberen Schrauben.





**Bild 5-5:** Einfluss des Verhältnisses tep/dB auf die Momententragfähigkeit für S235

**Bild 5-6:** Einfluss des Verhältnisses t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> auf die Momententragfähigkeit für S355

#### 5.2.3 Einfluss auf das Verformungsverhalten

Wie schon in **Bild 5-1** und **Bild 5-2** illustriert, kann über das Verhältnis  $t_{EP}/d_B$  das Verformungsverhalten des Knotens positiv beeinflusst werden. Dabei ist allerdings das Verhältnis  $t_{EP}/d_B$  an die Materialeigenschaften, also die Streckgrenze der Stirnplatte und die Zugfestigkeit der Schraube gekoppelt. Anhand des Diagramms in **Bild 5-7** ist zum einen sehr gut erkennbar, dass kleine  $t_{EP}/d_B$  –Verhältnisse generell zu größeren Rotationskapazitäten führen. Zum anderen lässt sich der Einfluss der Stahlgüte der Stirnplatte erkennen. Für alle Kurven mit  $t_f/d_B = 1,0$  gibt es ein kritisches Verhältnis  $t_{EP}/d_B$ , das erst unterschritten werden muss, um eine nennenswerte Steigerung der Rotationskapazität zu erreichen. Dieses kritische Verhältnis  $t_{EP}/d_B$  ist an das Verhältnis  $f_y/f_{uB}$  gekoppelt und erreicht für niedrige Stahlgüten die größten Werte, siehe auch **Bild 5-3**.



Bild 5-7: Einfluss des Verhältnisses t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> auf die Rotationskapazität

Der Einfluss des Verhältnisses  $t_{EP}/d_B$  auf die Rotationskapazität ist in **Bild 5-8** und **Bild 5-9** auch nochmal betragsmäßig veranschaulicht. Die Abnahme der Rotationskapazität mit zunehmendem Verhältnis  $t_{EP}/d_B$  ist, relativ gesehen, für unterschiedliche Stahlgüten analog.



Bild 5-8: Einfluss des Verhältnisses tEP/dB auf<br/>die Knotenrotation für S235Bild 5-9: Einfluss des Verhältnisses tEP/dB auf<br/>die Knotenrotation für S355

Allerdings ist, wie schon in Kapitel 5.2.2 erläutert, bei einem bestimmten Verhältnis  $f_y/f_{uB}$  ein bestimmtes Verhältnis  $t_{EP}/d_B$  zu unterschreiten, um ein Plastizieren der Stirnplatte und damit nennenswerte Steigerungen der Rotationskapazität zu erhalten. In **Bild 5-9** ist dies anhand der Werte für SK252 und SK253 gut zu erkennen. Der Schritt von SK253 ( $t_{EP}=25$  mm) zu SK252 ( $t_{EP}=22$  mm) bewirkt noch keine nennenswerte Zunahme der Rotationskapazität, da auch für die Stirnplatte mit  $t_{EP}=22$  mm ein nahezu elastisches Verhalten vorliegt. Erst bei weiterer Reduzierung der Blechdicke lässt sich eine deutliche Zunahme der Rotationskapazität erzielen, wie SK251 und SK250 veranschaulichen.

# 5.3 Einfluss des Schraubenabstandes auf das Trag- und Verformungsverhalten

#### 5.3.1 Allgemeines

Unter dem Begriff Schraubenabstand sind der Abstand der Schraube vom Riegelsteg - horizontaler Abstand m – und der Abstand der Schraube vom Riegelflansch – vertikaler Abstand m<sub>2</sub> (m<sub>x</sub>) – gemeint. Je größer der horizontale Abstand m der Schraube zum Riegelsteg ist, desto größer ist die "Spannweite" des T-Stummels der Zugzone und umso verformbarer präsentiert sich dieser. Wird bei bündigen Stirnplatten der vertikale Abstand m<sub>2</sub> (m<sub>x</sub>) zum Riegelflansch, der eine Steife auf der Stirnplatte darstellt, vergrößert, führt das auch zu einem größeren Verformungsvermögen. Grund hierfür ist der abnehmende Einfluss der Steife und gleichzeitig wird auch noch der innere Hebelarm reduziert, was eine Reduktion des aufnehmbaren Knotenmomentes bedeutet. Mit zunehmendem Abstand m reduziert sich nicht nur die ultimative Momententragfähigkeit des Knotens, es ist auch eine deutliche Abnahme der plastischen Momententragfähigkeit zu beobachten, siehe **Bild 5-10**.



**Bild 5-10:** Anschlusscharakteristik in Abhängigkeit des horizontalen Schraubenabstandes m [37]

Zudem nimmt die Anfangssteifigkeit mit größerem m kontinuierlich ab. Wird der vertikale Abstand  $m_2$  ( $m_x$ ) vergrößert, wie in **Bild 5-11**, sind ähnliche Auswirkungen auf das Trag- und Verformungsverhalten, wie schon beim horizontalen Abstand m beobachtet, zu diagnostizieren.



*Bild 5-11:* Anschlusscharakteristik in Abhängigkeit des vertikalen Schraubenabstandes m<sub>2</sub> (m<sub>x</sub>) [37]

#### 5.3.2 Einfluss des horizontalen Abstandes m auf das Tragverhalten

In der numerischen Parameterstudie wurde der horizontale Abstand m, zwischen Riegelsteg und Schraubenachse, als Vielfaches des Schraubendurchmessers d<sub>B</sub> variiert. Als minimaler Abstand wurde dabei für m =  $1,5d_B$  festgelegt, dieser Abstand stellt sicher, dass noch ausreichend Platz für Werkzeug vorhanden ist, um die Schraube anzuziehen und vorzuspannen. Als maximaler Abstand wurde m =  $4,5d_B$  gewählt, größere m-Werte lassen sich in der Flanschbreite der gängigen Stützenprofile meist nicht unterbringen.



Bild 5-12: Einfluss des horizontalen Schraubenabstandes m auf die Knotentragfähigkeit [37]

Wie in **Bild 5-12** zu sehen ist, hat die Zunahme des Abstandes m für alle untersuchten Riegelprofilgrößen eine Reduktion der Knotentragfähigkeit zur Folge. Tendenziell ist die Reduktion für niedrigere Profile ausgeprägter als für höhere. Allerdings ist das Verhältnis tEP/dB der untersuchten Reihen leicht unterschiedlich und scheint einen größeren Einfluss zu haben als die Höhe bzw. Typ des Riegelprofiles. Dies belegt **Bild 5-13**, das die Ergebnisse des Abstandes m bei drei unterschiedlichen Verhältnissen tEP/dB und deren Einfluss auf die Knotentragfähigkeit aufzeigt. Bei einem Verhältnis tEP/dB von ca. 1,0 und der Stahlgüte S355 sind die Verformungen der Stirnplatte noch so gering, dass keine Abminderung der Schraubenzugkraft durch zusätzliche Biegung festzustellen ist. Für ein Verhältnis tEP/dB = 0,83 ist für einen Schraubenabstand m  $\ge 2,5d_{\rm B}$  eine Reduktion der Tragfähigkeit festzustellen. Für das Verhältnis tEP/dB = 0,625 fällt die Reduktion mit zunehmendem Abstand m noch deutlicher aus. Wie **Bild 5-12** zeigt, liegen die Reduktionen der Tragfähigkeit bei großen horizontalen Abständen m in ähnlichen Größenordnungen wie sie auch bei Verringerung des Verhältnisses tEP/dB zu beobachten war (**Bild 5-3**). Neben dem Verhältnis t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> hat auch die Stahlgüte der Stirnplatte einen wichtigen Einfluss für die Auswirkung des Abstandes m auf die Tragfähigkeit. In **Bild 5-14** sind dieselben Knoten wie in **Bild 5-13** untersucht, nur mit der niedrigeren Stahlgüte S235. Für die Stahlgüte S235 ist auch bei dem Verhältnis t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> = 1,04 für größere m-Werte eine Reduktion der Knotentragfähigkeit erkennbar. Hier verhält sich die Stirnplatte für m  $\ge$  3,5d<sub>B</sub> so verformbar, dass die Schraube einer zusätzlichen Biege- und Querkraftbeanspruchung ausgesetzt ist und nur noch eine reduzierte Zugtragfähigkeit genutzt werden kann. In **Bild 5-14** ist schön zu erkennen, dass für das Verhältnis t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> = 0,83 bei S235 ähnliche Reduktionen der Tragfähigkeit anzutreffen sind wie für das Verhältnis t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> = 0,625.



Bild 5-13: Einfluss Abstand m für S355 in Abhängigkeit des Verhältnisses t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub>

Bild 5-14: Einfluss Abstand m für S235 in Abhängigkeit des Verhältnisses t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub>

Für die Untersuchungen ist als Referenzabstand, bei dem die Knotenmomententragfähigkeit mit 100% definiert wurde, der Wert m =  $1,5d_B$  festgelegt worden. Anhand der Erkenntnisse aus den Diagrammen in **Bild 5-12** bis **Bild 5-14** kann vereinfachend von einer linearen Abminderung der Tragfähigkeit ausgegangen werden, wenn der horizontale Abstand m >  $1,5d_B$  konstruiert wird. Dies wird in Kapitel 7.4.4 weiterverfolgt.



**Bild 5-15:** Einfluss Abstand m für unterschiedliche Stahlgüten bei  $t_{EP}/d_B = 0,625$ 



In **Bild 5-15** und **Bild 5-16** ist der Einfluss der Vergrößerung des horizontalen Schraubenabstandes m in Abhängigkeit unterschiedlicher Stahlgüten aufgezeigt. Dabei reduziert sich für die niedrige Stahlgüte S235 die Tragfähigkeit nahezu unabhängig vom Verhältnis tEP/dB. Während für  $m = 1,5d_B$  für alle Stahlgüten die maximal mögliche Knotentragfähigkeit bei ungestörter Schraubenzugtragfähigkeit erreicht wird, ist die Abnahme der Tragfähigkeit bei Vergrößerung des Abstandes auf  $m = 4,5d_B$  recht unterschiedlich. Die Ursache liegt hier zum einen an der vorherrschenden Tragwirkung der Stirnplatte bzw. des Stützenflansches, also ob reine Biegetragwirkung oder zusätzliche Membrantragwirkung vorliegt. Zum anderen liegt dir Ursache an der Klaffung zwischen Stirnplatte und Stützenflansch, also inwieweit die Stirnplatte sich eher gleichmäßig vom Stützenflansch ablöst oder ob stärkere plastische Verformungen zu einer Kantenpressung führen. Da mit zunehmender Vergrößerung des Schraubenabstandes m der Abstand der Schraubenachse zum Stirnplattenrand im FE-Modell gegen den minimal zulässigen Wert von  $n = e_1 = 1,2d_B$  geht, fällt das Verhältnis n/m hier relativ klein aus. Sehr kleine Werte von n und kleine Verhältnisse n/m begünstigen größere Hebelkräfte. Dies wird in **Bild 5-17** für zunehmenden Abstand m gepaart mit der niedrigen Stahlgüte S235 ersichtlich. Während die Zunahme der Reduktion durch Schraubenbiegung aus der anwachsenden Verformung der Stirnplatte resultiert, siehe **Bild 5-22**, nehmen gleichzeitig auch die Abstützkräfte deutlich zu.

Für den hochfesten Stahl S690 bedingt die Vergrößerung des Abstandes m dagegen nur eine Zunahme der Reduktion aus Schraubenbiegung und die Abstützkräfte bleiben durchweg konstant, wie aus **Bild 5-18** ersichtlich wird. Die viel kleineren Verformungen der Zugzone bei S690, siehe **Bild 5-23**, verhindern größere Kantenpressungen zwischen Stirnblech und Stützenflansch und damit hohe Abstützkräfte.



*Bild 5-17:* Effekte Schraubenbiegung und Abstützkräfte in Abhängigkeit von m für S235 [37]

*Bild 5-18:* Effekte Schraubenbiegung und Abstützkräfte in Abhängigkeit von m für S690 [37]

#### 5.3.3 Einfluss des horizontalen Abstandes m auf das Verformungsverhalten

Wie eingangs erläutert, ist die Vergrößerung des horizontalen Abstandes m sehr effektiv, um den T-Stummel weicher, also verformungsfreudiger zu gestalten. Anhand des Diagrammes in **Bild** 

**5-19** ist eine nennenswerte Steigerung der Rotationskapazität ab einem Abstand von  $m = 2,5d_B$  sichtbar. Die Diagramme in **Bild 5-12** und **Bild 5-19** korrespondieren miteinander und es ist sehr gut ablesbar, wie mit Zunahme der Rotationskapazität eine Abnahme der Knotentragfähigkeit einhergeht. Die Steigerung der Duktilität wird mit einem Verlust an Zugtragfähigkeit der Schraube erkauft, da die Verformungen der Stirnplatte Schraubenbiegung verursacht und Sekundärtrageffekte wie den Membrantrageffekt in der Stirnplatte aktiviert, der wiederum zusätzliche Querkräfte in die Schraube impliziert.

Grundsätzlich kann der Parameter m als sehr effektiv bewertet werden, wenn es um die Steigerung der Rotationskapazität geht. Wie **Bild 5-19** bis **Bild 5-21** zeigen, ist der tatsächliche Einfluss des Abstandes m auf das Verformungsverhalten immer an weitere Randbedingungen wie das Verhältnis  $t_{EP}/d_B$  und die Stahlgüte geknüpft und fällt somit leicht unterschiedlich aus.



Bild 5-19: Einfluss des horizontalen Schraubenabstandes m auf die Rotationskapazität [37]

Vergleicht man den Einfluss m bei unterschiedlicher Stahlgüte der Stirnplatte, wie in **Bild 5-20** und **Bild 5-21**, ist erkennbar, dass in Relation gesehen der Einfluss von m für beide Stahlgüten sehr ähnlich ist. So ist für beide Stahlgüten für das Verhältnis  $t_{EP}/d_B = 0,625$  eine Steigerung der Rotationskapazität um den Faktor 3-4 (von m = 1,5d<sub>B</sub> zu m = 4,5 d<sub>B</sub>) und für das Verhältnis  $t_{EP}/d_B = 0,83$  eine Steigerung um den Faktor 5 zu beobachten.



*Bild 5-20:* Einfluss Abstand m für S355 in Abhängigkeit des Verhältnisses t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub>

*Bild 5-21:* Einfluss Abstand m für S235 in Abhängigkeit des Verhältnisses t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub>

In **Bild 5-22** und **Bild 5-23** ist nochmals der Einfluss des Abstandes m in Abhängigkeit der Stahlgüte für zwei unterschiedliche  $t_{EP}/d_B$  Verhältnisse aufgezeigt. Diesmal variiert die Stahlgüte von S235 bis S690. Hier ist, bezogen auf die Absolutwerte, hauptsächlich für die niedrige Stahlgüte S235 ein signifikanter Unterschied zu erkennen.



**Bild 5-22:** Einfluss Abstand m für unterschiedliche Stahlgüten bei  $t_{EP}/d_B = 0,625$ 

*Bild 5-23: Einfluss Abstand m für unterschied liche Stahlgüten bei tEP/dB* = 0,83

Da die Anordnung der Schraube auf der Stirnplatte keine Mehrkosten verursacht ist der Parameter m als Stellschraube zur Erhöhung der Duktilität bestens geeignet. Allerdings sind weitere Randbedingungen wie das Verhältnis tEP/dB und Stahlgüte immer parallel zu berücksichtigen.

#### 5.3.4 Einfluss des vertikalen Abstandes $m_2$ ( $m_x$ ) auf das Tragverhalten

Für geschraubte Stirnplattenverbindungen stellt der Riegelflansch eine Aussteifung der Stirnplatte dar und somit hat der vertikale Abstand m<sub>2</sub> (m<sub>x</sub>) der Schraube zu diesem Flansch ebenfalls Auswirkungen auf das Knotentragverhalten. Die numerischen Untersuchungen des Parameters m<sub>2</sub> wurden im Anwendungsbereich von  $2,0d_B \le m_2 \le 4,0d_B$  durchgeführt. Da das FE-Modell doppelt-symmetrisch zum Mittelpunkt der Stirnplatte aufgebaut ist, ist der Abstand der unteren Schraube an den Druckflansch immer an den Abstand der oberen Schraube des Zugflansches gekoppelt. Wird das Maß m<sub>2</sub> vergrößert, wandert die obere Schraube nach unten und die unteren Schraube nach oben. Das bedingt eine Reduktion des inneren Hebelarms der oberen Schraube, aber eine Vergrößerung des inneren Hebelarms der unteren Schraube. Für kleine m<sub>2</sub> ist der Beitrag der unteren Schrauben (Schrauben nahe dem Druckflansch) zum Widerstandmoment des Knotens vernachlässigbar. Je weiter die Schrauben nach oben wandern, desto größer wird die Zugbeanspruchung selbst und gleichzeitig vergrößert sich ihr innerer Hebelarm. Ihr Beitrag zum Widerstandsmoment des Knotens nimmt also zu. Dieser Effekt wirkt sich im FE-Modell günstig auf die Reduktion der Knotentragfähigkeit bei steigendem Abstand m<sub>2</sub> aus. Würde die untere Schraubenreihe nicht mitwandern, ergeben sich vermutlich etwas größere Abminderungen der Knotentragfähigkeit. Aus dem Diagramm in **Bild 5-24** ist gut zu erkennen, dass der Einfluss des Abstandes m<sub>2</sub> an weitere Randbedingungen am Knoten geknüpft ist. Das Verhältnis tEP/dB, die Riegelhöhe aber auch die Stahlgüte verursachen jeweils unterschiedlich starke Ausprägungen des Einflusses von m<sub>2</sub> auf das Tragverhalten, bzw. auf die Abminderung der Knotentragfähigkeit.



Bild 5-24: Einfluss des vertikalen Schraubenabstandes m2 auf die Knotentragfähigkeit

In **Bild 5-25** ist der Einfluss der Riegelhöhe sowie eines leicht unterschiedlichen t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> Verhältnisse auf die Momententragfähigkeit des Knotens dargestellt. **Bild 5-26** zeigt bei sonst gleichen Verhältnissen am Knoten den Einfluss unterschiedlicher Stahlgüten bei Vergrößerung des vertikalen Abstandes m<sub>2</sub>. Die Unterschiede fallen hier nicht all zu groß aus. Ähnliches wurde auch schon für den Einfluss des horizontalen Abstandes m auf die Tragfähigkeit in **Bild 5-15** und **Bild 5-16** festgestellt. Vereinfachtes Bemessungsverfahren geschraubter Stirnplattenanschlüsse



**Bild 5-25:** Einfluss Abstand m<sub>2</sub> auf M<sub>u</sub> bei unterschiedlichen Riegelprofilen

**Bild 5-26:** Einfluss Abstand m<sub>2</sub> auf M<sub>u</sub> bei unterschiedlichen Stahlgüten

Allerdings ist in **Bild 5-26** zu erkennen, dass die Momententragfähigkeit für die niedrigere Stahlgüte S235 bei zunehmendem Abstand m<sub>2</sub> leicht größer ist als für die Stahlgüte S355. Dies erscheint auf den ersten Blick nicht zwangsläufig logisch und passt auch nicht zu dem mechanischen Modell der Komponentenmethode in DIN EN 1993-1-8 [7]. Die Erklärung für dieses Tragverhalten wird in **Bild 5-27** und **Bild 5-28** geliefert. Während für den Knoten mit Stahlgüte S355 die Stirnplatte ausschließlich über Biegung abträgt, siehe **Bild 5-28**, ist für die Stahlgüte S235 in **Bild 5-27** der zusätzlich zur Biegetragwirkung wirkende Membrantrageffekt ablesbar. Die Unterschiede in der Tragwirkung der Stirnplatte beeinflussen wiederum die Effekte Schraubenbiegung und Abstützkräfte.



**Bild 5-27:** Effekte Schraubenbiegung und Abstützkräfte in Abhängigkeit von m<sub>x</sub> für S235 [37]

**Bild 5-28:** Effekte Schraubenbiegung und Abstützkräfte in Abhängigkeit von m<sub>x</sub> für S355 [37]

In der Parameterstudie wurden für m<sub>2</sub> insgesamt weniger Untersuchungen durchgeführt als für m, deshalb ist der hier abgebildet Umfang der Ergebnisse für m<sub>2</sub> auch etwas geringer. Der Stichprobenumfang ist aber ausreichend, um eine klare Tendenz des Einflusses von m<sub>2</sub> aufzuzeigen und in Kapitel 7.4.5 einen Abminderungsfaktor abzuleiten.

#### 5.3.5 Einfluss des vertikalen Abstandes m<sub>2</sub> (m<sub>x</sub>) auf das Verformungsverhalten

Vergleichbar der Vergrößerung des horizontalen Abstandes m lässt sich auch durch die Vergrößerung des vertikalen Abstandes m<sub>2</sub> die Rotationskapazität deutlich steigern. Wird in **Bild 5-29** der Rotationswert für m<sub>2</sub> = 2,0d<sub>B</sub> als Ausgangswert definiert, so ist für m<sub>2</sub> = 4,0d<sub>B</sub> eine Steigerung der Rotationskapazität um den Faktor 2...3 zu beobachten. Legt man zugrunde, dass die Vergrößerung des horizontalen Abstandes von m = 1,5d<sub>B</sub> auf m = 4,5 d<sub>B</sub> eine Verdreifachung des Abstandes bedeutet, die Vergrößerung von m<sub>2</sub> = 2,0d<sub>B</sub> auf m<sub>2</sub> = 4,0d<sub>B</sub> aber nur eine Verzweifachung des vertikalen Abstandes ist, sind die Steigerungsfaktoren für den Gewinn an Rotationskapazität für m und m<sub>2</sub> ungefähr in der gleichen Größenordnung.

Die Vergrößerung des vertikalen Abstandes m<sub>2</sub> durch "Tiefersetzen" der Zugschrauben bedeutet letztendlich, dass die Schrauben in einem Bereich angeordnet werden der geringere Verformungsanforderungen hat, als der Bereich in unmittelbarer Nähe zum Zugflansch. Geht man von der Annahme aus, dass der Drehpunkt des Knotens sich am Druckflansch befindet und die größte Auslenkung am Zugflansch anzutreffen ist und dazwischen eine lineare Zunahme der Verformungen stattfindet, was durch den steifen Riegelsteg sicherlich begründet ist, dann reduzieren sich die Anforderungen an die Verformungskapazität mit zunehmender Entfernung zum Zugflansch. Mit zunehmender Entfernung der Schrauben zum Zugflansch des Riegels nimmt auch dessen aussteifende Wirkung der Stirnplatte ab und die Verformungsfreudigkeit des "T-Stummels" steigt somit ebenfalls.



Bild 5-29: Einfluss des vertikalen Schraubenabstandes m2 auf die Rotationskapazität [37]

In **Bild 5-30** ist erkennbar, dass besonders bei höheren Riegelprofilen die Vergrößerung des Abstandes m<sub>2</sub> für eine größere prozentuale Steigerung der Duktilität sorgt als das bei niedrigeren Profilen der Fall ist. In **Bild 5-29** ist diese Tendenz nicht so offensichtlich. **Bild 5-31** zeigt, dass die Vergrößerung des Abstandes m<sub>2</sub> bei höheren Stahlgüten prozentual größer ausfällt. Zur Erlangung größerer Rotationskapazitäten hat deshalb ein Abstand m<sub>2</sub> ( $m_x$ )  $\ge$  2,0d<sub>B</sub> in jedem Fall einen positiven Effekt.

120

100

■ S235 ■ S355



m = 2,5 d<sub>B</sub>

 $t_{EP}/d_{B} = 0,625$ 

47%

**Bild 5-30:** Einfluss Abstand  $m_2$  auf  $\Phi_u$  bei unterschiedlichen Riegelprofilen

**Bild 5-31:** Einfluss Abstand  $m_2$  auf  $\Phi_u$  bei unterschiedlichen Stahlgüten

### 5.3.6 Einfluss gleichzeitiger Veränderung der Abstände m und m<sub>2</sub> auf das Tragund Verformungsverhalten

Weiteres Steigerungspotential der Rotationsfähigkeit liegt in der Kombination der gleichzeitigen Vergrößerung des horizontalen und vertikalen Schraubenabstandes. Durch solch ein Verschieben der Schraube diagonal nach außen (zum Stirnplattenrand) wird der aussteifende Effekt sowohl des Riegelsteges als auch des Riegelflansches reduziert. Hierdurch verhält sich die Stirnplatte im Bereich der Zugzone (T-Stummel) nochmal deutlich weicher, als wenn nur m oder m<sub>2</sub> vergrößert werden. In **Bild 5-32** und **Bild 5-33** sind für zwei unterschiedliche Serien exemplarisch die Knotencharakteristika zu sehen.



Bild 5-32: Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m2 für Knotenserie SK220 [37]



**Bild 5-33:** Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m2 für Knotenserie SK280 [37]

Zur Verdeutlichung des Einflusses diagonal verschobener Schrauben, im Vergleich z.B. zu reiner Vergrößerung des horizontalen Abstandes m, sind in **Bild 5-35** die unterschiedlichen Rotationskapazitäten gegenübergestellt. Der Unterschied fällt dabei sehr deutlich aus.



Bild 5-34: Einfluss des Abstandes m und  $m_2$  für<br/>die Knotentragfähigkeit  $M_u$ Bild 5-35: Einfluss des Abstandes m und  $m_2$  für<br/>die Knotenrotation  $\Phi_u$ 

Die Zunahme an Duktilität hat auch hier wieder eine Abnahme der Momententragfähigkeit zur Folge und dieser Einfluss der diagonal verschobenen Schrauben auf die Tragfähigkeit ist in **Bild 5-34** aufgezeigt. Hierbei ist wieder der Vergleich zur einfachen Vergrößerung des horizontalen Abstandes m in das Diagramm eingebaut. Allerdings fällt diese Reduktion, bedingt durch das gleichzeitige diagonal nach oben Setzen der unteren Schrauben (durch das symmetrische FE-Modell) geringer aus, als wenn nur die oberen Schrauben verschoben werden.

Die eigentliche Reduktion der T-Stummeltragfähigkeit der Zugzone lässt sich anhand **Bild 5-36** sehr gut aufzeigen. Während Versuch SK280 mit minimalem Schraubenabstand noch nahezu die volle Schraubenzugkraft aktivieren kann, liegt bei SK283 eine T-Stummeltragfähigkeit vor, die nur noch 60% der maximalen Schraubenzugkraft entspricht. Der T-Stummel bei SK282 trägt auch nur noch 68% der maximalen Schraubenzugkraft. Diese Einbußen an Tragfähigkeit sind deutlich größer als die der Gesamtbetrachtung des Knotens in **Bild 5-34**. Hieraus lässt sich der Beitrag der unteren Schrauben zum Widerstandsmoment des Knotens sehr schön aufzeigen.



*Bild 5-36:* Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für SK280-283 [37]

#### 5.4 Einfluss der Stahlgüte auf das Trag-und Verformungsverhalten

Durch den Einsatz unterschiedlicher Stahlgüten für Stirnplatte und Stütze kann die Trag- und Verformungsfähigkeit des Knotens ebenfalls beeinflusst werden. Grundsätzlich gilt, je höher die Stahlgüte desto weniger Verformungsfähigkeit, wie auch in **Bild 5-37** und **Bild 5-38** erkennbar. Auf die maximale Tragfähigkeit des Knotens hat eine niedrige Stahlgüte prinzipiell negative Auswirkungen. Allerdings ist die abmindernde Wirkung deutlich geringer als es das Verhältnis der unterschiedlichen Streckgrenzen vermuten lässt. Durch die Verwendung einer niedrigen Stahlgüte wie S235 ist zwar ein leicht kleineres Knotenmomenten zu akzeptieren, dafür ist ein erheblicher Zuwachs an Rotationskapazität realisierbar.



**Bild 5-37:** Einfluss der Stahlgüte bei  $t_{EP}/d_B = 0,625$  [37]



Schaut man sich für die Knoten in **Bild 5-37** die T-Stummeltragfähigkeit der Zugzone aufgetragen über die Schraubenkraft in **Bild 5-39** an, ist gut zu erkennen, dass bei bündigen Stirnplatten die Abstützkräfte zum Zeitpunkt des Versagens auch für höhere Stahlgüten i.d.R. ein untergeordnete Rolle spielen. Der maßgebende Anteil der Reduktion für die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit resultiert aus der Interaktion mit Biegung und Querkraft. Wobei dies in **Bild 5-39** auch der Tatsache geschuldet ist, dass es sich hier um eine dünne Stirnplatte mit t<sub>EP</sub> = 15 mm handelt. Untersuchungen mit der Stirnplattendicke t<sub>EP</sub> = 20 mm, sonst aber gleicher Knotenkonfiguration, haben gezeigt, dass der Anteil der Reduktion durch Biegung und Querkraft etwas zurückgeht, dafür die Abstützkräfte für S235 - S460 minimal größer werden.

In **Bild 5-39** fällt auch auf, dass die Kurve des FE-Versuchs SK159 mit Stahlgüte S235 in ihrem Verhalten von den restlichen Kurven abweicht. Die Ursache hierfür ist die zusätzliche Membrantragwirkung welche mit zunehmender Verformung der Stirnplatte aktiviert wird. Für die höheren Stahlgüten liegt in den Stirnplatten dagegen vorwiegend reine Biegetragwirkung vor.



**Bild 5-39:** Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für SK159-101-171-231 [37]

Um den Einfluss der Stahlgüte auf das Verformungs- und Tragverhalten der Stirnplatte und die daraus resultierenden Effekte für die Zugschrauben aufzuzeigen, dienen **Bild 5-40** und **Bild 5-41**. Bei einer etwas steiferen Stirnplatte, wie in **Bild 5-40** entscheidet die Wahl der Stahlgüte hauptsächlich, ob sich kaum oder kleine Schraubenbiegung einstellt. Für weichere Stirnplatten, wie in **Bild 5-41** kann über die Wahl der Stahlgüte zusätzlich eine mögliche Aktivierung des Membraneffekts in der Stirnplatte gesteuert werden. Der Membraneffekt bedingt für die Schrau-

be neben der Biegebeanspruchung auch noch eine Querkraftbeanspruchung, da sich die Stirnplatte auf dem Schraubenschaft abstützt, siehe Schraubenplot für SK255.

1000

SK260





durch Biegung

und Querkraft

(SK255)

Stahl S235

Stahl \$355

Stahl S460

**Bild 5-40:** Tragfähigkeit der Zugzone im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub>=0,83

**Bild 5-41:** Tragfähigkeit der Zugzone im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit tEP/dB=0,62

Bei der Verwendung des Parameters Stahlgüte als Steuerelement für hohe Verformungskapazitäten liegt die besondere Anforderung an der Überwachung der tatsächlich eingebauten Stahlsorte. Gerade für die Stahlgüte S235 werden oft verkappte Stähle der Güte S355 geliefert, die dann aber deutlich weniger Verformungspotenzial aufweisen, wie in **Bild 5-37** und **Bild 5-38** aufgezeigt ist. Dieser Parameter bedarf demnach ein hohes Maß an Überwachung und Kontrolle, sonst liegen die getroffenen Annahmen der vorhandenen Rotationskapazität auf der unsicheren Seite.

Wie eklatant der Rückgang der Rotationskapazität von Güte S235 auf S355 ausfällt, ist in **Bild 5-43** und **Bild 5-45** nochmal veranschaulicht. Dagegen ist der Unterschied der Rotationskapazität zwischen Stahlgüte S355 und S690 eher minimal.



**Bild 5-42:** Einfluss der Stahlgüte bei  $t_{EP}/d_B = 0,625$  auf Knotentragfähigkeit  $M_u$ 

**Bild 5-43:** Einfluss der Stahlgüte bei  $t_{EP}/d_B = 0,625$  auf Knotenrotation  $\Phi_u$ 

Die Reduktion der Momententragfähigkeit bei abnehmender Stahlgüte ist, wie **Bild 5-42** und **Bild 5-44** dokumentieren, auch nur für S235 relevant. Bei einem kleinen Verhältnis tEP/dB sind zwar auch für S355 und S460 minimal kleinere Knotentragfähigkeiten vorhanden als für S690, diese liegen aber in einem Bereich kleiner gleich 5%. Für größere Verhältnis tEP/dB, wie in **Bild** 



5-44, sind so gut wie keine Unterschiede der Tragfähigkeit zwischen S355 und S690 auszumachen.

Der Abminderungsfaktor zur Berücksichtigung der Stahlgüte wird somit für S355 zu 1,0 gesetzt. Für S235 erfolgt eine entsprechende Abminderung, für die Stahlgüten S460 und S690 wird der Faktor zu einem geringfügigen Erhöhungsfaktor. Mehr hierzu in Kapitel 7.4.6.

# 5.5 Einfluss weiterer Parameter

In **Bild 5-46** bis **Bild 5-48** ist aufgezeigt wie sich ein größerer Schraubendurchmesser bei konstantem Verhältnis t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> und gleicher Stahlgüte auf das Verformungsvermögen des Knotens auswirkt. Durch die Wahl eines größeren Schraubendurchmessers lässt sich nicht nur die Tragfähigkeit des Knotens steigern, sondern offensichtlich auch seine Duktilität erhöhen. Da die Schraubenabstände m und m<sub>2</sub> in den Berechnungen als Verhältniswerte an den Schraubendurchmesser gekoppelt waren, wachsen die Absolutwerte der Abstände bei Vergrößerung der Schraube von M20 auf M30 natürlich an, aber in Relation zur Stirnplattendicke liegen für jeden Knotentyp ungefähr gleiche Bedingungen vor, wie die annähernd gleichen Anfangssteifigkeiten aller Kurven in **Bild 5-46** bis **Bild 5-48** zeigen.

Experimentelle Untersuchungen in Kuhlmann/Rölle [32] haben wegen Streuung der Materiafestigkeiten und teilweise leicht variierender Schraubenabstände keine eindeutigen Rückschlüsse auf den Einfluss der Schraubengröße auf das Verformungsverhalten zugelassen. Um die Versuchsergebnisse (in **Bild 3-2**) besser einordnen zu können, wurden mit der Serie SK290 "perfekte" Versuchskörper (S1-Z5-Z6) simuliert, die alle ein konstantes Verhältnis t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> und die gleiche Stahlgüte aufweisen.

Ergänzend wurde die Serie SK270-273 mit minimal größerem  $t_{EP}/d_B$  - Verhältnis und einem Stützenprofil, das kleinere  $t_{EP}/t_f$  – Verhältnisse vorhält, durchgeführt. Zudem wurden Berechnun-

gen mit einem sehr gedrungenen Stützenprofil realisiert (SK275-SK278), um zu untersuchen inwieweit ein sehr steifer Stützenflansch die Rotationskapazität beeinflusst.



Bild 5-46: Einfluss der Schraubengröße bei gleichem Verhältnis tEP/dB und gleicher Stahlgüte (Serie SK270)



Vergleicht man die Serie SK270 in **Bild 5-46** mit der Serie SK275 in **Bild 5-47** sind nur marginale Unterschiede bezüglich Tragfähigkeit und Rotationskapazität erkennbar.

Im Gegensatz dazu weist die Serie SK290 ein deutlich weicheres Verhalten auf, für jeden Knotentyp liegen die Rotationskapazitäten einiges über den Werten der Kurven aus den Serien SK270 und SK275. Die größere Duktilität ist dafür mit Einbußen bei der Tragfähigkeit verbunden.



*Bild 5-48:* Einfluss der Schraubengröße bei gleichem Verhältnis t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> und gleicher Stahlgüte (Serie SK290)

Um nun im Detail zu analysieren woher die Unterschiede beim Tragverhalten der Knoten innerhalb einer Serie, aber auch der Serien untereinander kommen, ist das Tragverhalten der Zugzone, also des T-Stummels genauer zu betrachten. Hierzu sind in **Bild 5-49** bis **Bild 5-51** die Tragfähigkeiten des jeweiligen T-Stummels der Zugzone zu der entsprechenden Schraubenkraft aufgetragen. Für das gedrungene Stützenprofil HEM300 der Serie SK275 ist in **Bild 5-50** sehr gut erkennbar, dass nur Versuch SK278 mit tep = 20 mm und tep/tf = 0,51 einen gewissen Betrag an Abstützkräften zum Zeitpunkt des Schraubenversagens aufweist. Alle anderen Versuche SK275-SK277 mit dünneren Stirnplatten sind zum Versagenszeitpunkt nahezu frei von Abstützkräften.

Der Anteil an Biege- und Querkraftbeanspruchung der Schrauben, der die aufnehmbare Zugkraft reduziert, nimmt mit zunehmender Stirnplattendicke zu. Während SK275 noch fast die volle Schraubenzugkraft ( $F_{t,B,M20} \approx 553$  kN) für das Knotenmoment aktivieren kann, liegt bei SK278 die Schraubenzugkraft zum Zeitpunkt des Versagens bei nur noch 86%  $F_{t,B}$ . Die Biege- und Querkraftbeanspruchung steht im Zusammenhang mit der Verformung der Stirnplatte und qualitativ passt die zunehmende Verformung von SK275 bis SK278 (aus **Bild 5-47**) zur festgestellten Reduktion der Schraubenzugtragfähigkeit in **Bild 5-50**.



*Bild 5-49:* Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für SK270-273 [37]



Wird, bei sonst gleichen Randbedingungen am Knoten, das Stützenprofil verändert, ändert sich nur das Verhältnis t<sub>EP</sub>/t<sub>f</sub>. In **Bild 5-49** ist aufgezeigt, wie sich im Vergleich zur Serie SK275 ein dünnerer Stützenflansch auf das Tragverhalten des T-Stummels auswirkt. Für kleinere Stirnplattendicken ist kaum ein Unterschied festzustellen. Aber bereits für SK272 mit t<sub>EP</sub> = 18 mm und t<sub>EP</sub>/t<sub>f</sub> = 0,75 sind zum Versagenszeitpunkt Abstützkräfte auszumachen. Diese werden für SK273 mit t<sub>EP</sub> = 20 mm und t<sub>EP</sub>/t<sub>f</sub> = 0,83 noch deutlicher und sind zudem einiges größer als bei SK278. Dafür fällt bei SK273 im Vergleich zu SK278 ein Rückgang der Reduktion aus Biege- und Querkraftbeanspruchung auf.

Die Erklärung für diesen Unterschied ist das unterschiedliche Klaffungsverhalten zwischen Stirnplatte und Stützenflansch. Der sehr steife Stützenflansch des Profils HEM300 bleibt nahezu unverformt. Deshalb kann hier das relativ dünne Stirnblech ohne nennenswerte Abstützkräfte

klaffen. Für das Stützenprofil HEB400 verformt sich dagegen der Stützenflansch bei den Versuchen mit  $t_{EP} \ge 18$ mm schon nennenswert. Das Verhältnis  $t_{EP}/t_f$  beeinflusst demnach die Entstehung und Größe von Abstützkräften. Hierauf wird im Folgenden noch näher eingegangen.

Bei der Serie SK290 in **Bild 5-51** ist das Verhältnis  $t_{EP}/d_B = 0,6$  und damit etwas kleiner als bei Serie SK275 und SK270. Das Stützenprofil HEB300 ist auch schwächer als bei den beiden Serien davor. Während für SK290 noch die maximal mögliche Schraubenzugkraft am T-Stummel (von F<sub>t,B,M20</sub>  $\approx$  553 kN) aktiviert werden kann, sind die Einbußen hinsichtlich der Schraubenzugkraft bei SK291-SK293 erheblich größer als bei den voran gegangenen Serien. Dies wird in Bild **5-48** durch die kleineren vertikalen Abstände der Kurven untereinander offensichtlich. Auffällig ist dabei, dass die Biege-und Querkraftbeanspruchung der Schrauben geringer sein muss, als bei den Serien SK275 und SK270, da in Bild 5-51 die Schraubenzugkraft an sich nur eine kleine Reduktion erfährt. Dafür wird der Abstand der Kurven zur Symmetrieachse immer größer, was eine Zunahme der Abstützkräfte bedeutet. Nun liegt, wie schon erwähnt, die Vermutung nahe, dass die Abstützkräfte im Zusammenhang mit dem Verhältnis tEP/tf stehen, da alle anderen Parameter innerhalb einer Versuchsserie, aber auch serienübergreifend konstant gehalten wurden. Das Verhältnis tEP/tf beeinflusst in irgendeiner Weise die Größe der Kontaktfläche von Stirnplatte und Stützenflansch im Bereich zwischen Schraube und Außenkante und wirkt sich damit auf die Art und Größe der Kantenpressung aus. Die T-Stummelversuche [16] an festen und nachgiebigen Widerlagern, haben dies ebenfalls demonstriert.



*Bild 5-51:* Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für SK290-293 [37]
Um diese Vermutung belegen zu können, werden im Folgenden die Knotentragfähigkeiten, Abstützkräfte, Schraubenbiegung aber auch die Verformungen der einzelnen FE-Versuche noch im Detail ausgewertet. Zunächst ist in **Bild 5-52**, **Bild 5-54** und **Bild 5-56** die Knotentragfähigkeit jedes Versuchs, inklusive des t<sub>EP</sub>/t<sub>f</sub> Verhältnisses, im Vergleich zur maximal möglichen Schraubenzugkraft abgebildet. Hier zeigt sich auch nochmal, dass mit zunehmendem t<sub>EP</sub>/t<sub>f</sub> Verhältnis eine Abminderung der Schraubenzugtragfähigkeit stattfindet. Werden gleiche t<sub>EP</sub>/t<sub>f</sub> Verhältnis verschiedener Serien miteinander verglichen, wie z.B. SK273 mit SK292 oder SK272 mit SK291 fallen betragsmäßig ähnliche Abminderungen der Schraubenzugkraft auf. Allerdings fehlt hierzu in **Bild 5-54** und **Bild 5-56** die Aufschlüsselung, um welche Art von Abminderung, also ob es sich um Abstützkräfte oder Schraubenbiegung handelt.



**Bild 5-52:** Einfluss der Schraubengröße auf Knotentragfähigkeit M<sub>u</sub> bei Stütze HEM300



**Bild 5-54:** Einfluss der Schraubengröße auf Knotentragfähigkeit M<sub>u</sub> bei Stütze HEB400



**Bild 5-53:** Einfluss der Schraubengröße auf Knotenrotation Φ<sub>u</sub> bei Stütze HEM300



**Bild 5-55:** Einfluss der Schraubengröße auf Knotenrotation  $\Phi_u$  bei Stütze HEB400

Vereinfachtes Bemessungsverfahren geschraubter Stirnplattenanschlüsse



M30 80 70  $t_{EP}/d_{B} = 0,60$ 60 [mrad] M27 50 (notenrotation 40 M24 30 M20 20 10 /t<sub>cf</sub> = 0,6  $p/t_{cf} = 0,7$ /t<sub>cf</sub> = 0, /t<sub>cf</sub> = 0,9 0 SK290 SK291 SK292 SK293 Versuchsbezeichnung

**Bild 5-56:** Einfluss der Schraubengröße auf Knotentragfähigkeit M<sub>u</sub> bei Stütze HEB300



Diese Unterscheidung ist in **Bild 5-58**, **Bild 5-60** und **Bild 5-62** aufgeführt und hier ist für die angesprochenen FE-Versuche SK273 mit SK292 und SK272 mit SK291 eine qualitativ ähnliche Aufteilung der Abstützkräfte und der Reduktion durch Biegung und Querkraft zu erkennen.

Werden nun die Versuche innerhalb einer Versuchsserie verglichen, ist festzustellen, dass bis zu einem Verhältnis  $t_{EP}/t_{ef} \approx 0,75$  die Abstützkräfte immer kleiner ausfallen als die Abminderungen aus Schraubenbiegung. Zudem ist für die Entstehung größerer Abstützkräfte ein gewisses Verhältnis zwischen Stirnplattenverformung und Stützenflanschverformung nötig.



**Bild 5-58:** Einfluss des Verhältnis t<sub>EP</sub>/t<sub>cf</sub> auf Abstützkräfte und Schraubenbiegung



**Bild 5-60:** Einfluss des Verhältnis t<sub>EP</sub>/t<sub>cf</sub> auf Abstützkräfte und Schraubenbiegung



**Bild 5-59:** Einfluss des Verhältnis t<sub>EP</sub>/t<sub>cf</sub> auf Verformungen des T-Stummels (CFB & EPB)



**Bild 5-61:** Einfluss des Verhältnis t<sub>EP</sub>/t<sub>cf</sub> auf Verformungen des T-Stummels (CFB & EPB)



**Bild 5-62:** Einfluss des Verhältnis t<sub>EP</sub>/t<sub>cf</sub> auf Abstützkräfte und Schraubenbiegung

**Bild 5-63:** Einfluss des Verhältnis t<sub>EP</sub>/t<sub>cf</sub> auf Verformungen des T-Stummels (CFB & EPB)

Ein Verhältniswert der Verformungen  $w_{CF}/w_{EP} > 30\%$  liegt bei SK273, SK292 und SK293 vor. Hier sind die Abstützkräfte deutlich größer als die Schraubenbiegung. In **Bild 5-64** ist zu erkennen, wie sich die Klaffung und damit die Kontaktfläche zwischen Stirnplatte und Stützenflansch, bedingt durch die unterschiedlichen Stützenflanschdicken von SK278 bis SK293 ändert. Für SK273 und vor allem für SK293 liegt hier deutlich mehr Kontaktfläche vor, als für SK278, was wiederum Voraussetzung für die Ausbildung von Abstützkräften ist.

Für die Abminderung der Schraube aus Biegung und Querkraft ist zu beobachten, dass diese für größere Verhältnisse tEP/tf tendenziell kleiner wird, so z.B. bei **Bild 5-58**. Schaut man sich die dazugehörigen Verformungsfiguren der Schrauben in **Bild 5-64** an, ist für SK278 eine deutliche Biegung des Schraubenkopfes an der Stirnplatte sowie durch die Verschiebung/Verdrehung der Stirnplatte eine deutliche Scherbeanspruchung des Schaftes auszumachen.



Bild 5-64: Verformung in Normalenrichtung der Stirnplatte (in z-Richtung)

Die Scherbeanspruchung des Schaftes lässt sich anhand **Bild 5-65** visualisieren. Hier sind die horizontalen Verformungen der Stirnplatte außen in Richtung Riegelsteg (x-Richtung), sowie die Schraubenschaftverformungen in x-Richtung angegeben. Für SK278 ist für die Stirnplatte doch eine nennenswerte Verschiebung in x-Richtung auszumachen. Diese führt dazu, dass sich die Stirnplatte in den Schraubenschaft hängt und eine erhebliche Querkraftbeanspruchung verursacht. Damit ist bei SK278 die Schraube neben Zug auch auf Biegung und Querkraft bean-

sprucht. Die Schraube bei SK273 erfährt offensichtlich neben der zusätzlichen Biegebeanspruchung nur noch eine leichte Querkraftbeanspruchung, die Schraube bei SK293 hat als Zusatzbeanspruchung eigentlich nur noch Biegung. Anhand der Untersuchungen konnten die Anteile aus Biegung und Querkraft allerdings nicht betragsmäßig aufgeschlüsselt werden.



Bild 5-65: Verformung in der Stirnplattenebene (x-Richtung)

### 5.6 Nutzung der Tragreserven für robuste Anschlüsse

Oberstes Ziel des Entwerfens "normalduktiler" Anschlüsse bei vollplastischer Bemessung ist die zuverlässige Ausbildung von Fließgelenken in den Anschlüssen nach Erreichen der plastischen Anschlusstragfähigkeit. Das bedeutet, dass sich der Anschluss einer weiteren Beanspruchung, die sich eigentlich aus der elastischen Schnittgrößenverteilung für den Stützbereich ergeben würde, durch Verformung entzieht. Damit werden die Schnittgrößen in die Riegel umgelagert und das System "Anschluss - Riegel" erlaubt das Ausnutzen eines vollplastischen Biegemoments, auch im Riegel, nach Erreichen der Knotentragfähigkeit M<sub>j.pl</sub>. Dies gewährleistet eine Bemessung des Rahmentragwerks für den üblichen Trag- und Gebrauchszustand nach der Fließgelenktheorie. Die Anforderungen an die vorhandene Rotationskapazität des Knotens sind dabei gut beherrschbar und bewegen sich, in Abhängigkeit der Knotentragfähigkeit, meist zwischen 5-30 mrad.

Da die Knoten in einem Rahmentragwerk meist das schwächste Glied darstellen und ihr Verhalten damit maßgebend für die Redundanz des Gesamttragwerks ist, sind die Anforderungen an die Knoten unter außergewöhnlichen Einwirkungsszenarien deutlich größer und spezieller als im normalen Gebrauchszustand. Unter außergewöhnlichen Einwirkungsszenarien sind lokale Schädigungen nicht ausgeschlossen und zur Vermeidung eines fortschreitenden Kollapses müssen Lasten und Schnittgrößen in unbeschädigte Bereiche umgelagert werden. Da sich bei der Verwendung nicht volltragfähiger Knoten das erste Fließgelenk im Knoten einstellt, muss der Großteil der global benötigten Verformungen zum Umlagern von Schnittgrößen durch die Knotenverformung generiert werden. Das bedeutet, wenn z.B. bei einem Stützenausfall alternative Lastpfade mittels Spannbandwirkung aktiviert werden sollen, muss der Knoten zunächst sehr große Verdrehungen aufnehmen können, damit sich große Verformungen einstellen, um überhaupt Spannbandwirkung zu aktivieren und anschließend muss der Knoten nicht nur Momente sondern auch hohe Zugkräfte abtragen, um die Spannbandkraft weiterzuleiten. Die Zugkraftbeanspruchung führt dazu, dass der bereits stark rotierte Knoten zusätzliche, über die Höhe eher gleichmäßige Verformung aufnehmen muss. Diese hohen Rotations- und Verformungsanforderungen sind nur umsetzbar, wenn zu jedem Zeitpunkt der Beanspruchung die schwächste Komponente am Knoten auch gleichzeitig eine duktile Komponente darstellt. Zudem muss zwischen M<sub>j,pl</sub> und M<sub>j,u</sub> sehr viel Verformungskapazität aktivierbar sein. In **Bild 5-66** ist dieser Abstand der Rotationswerte zwischen M<sub>j,pl</sub> und M<sub>j,u</sub> als Duktilitätsfaktor bezeichnet.

Die in **Bild 5-66** präsentierten Knotenkurven zeigen trotz ihrer hohen Rotationsfähigkeit noch beachtliche Knotentragfähigkeiten. Setzt man die maximal mögliche Knotentragfähigkeit von  $M_{u,max} \approx 340$  kNm bei ungestörter Zugkraftausnutzung der Schraube M24 als Maßstab, dann hat der Knoten SK161 immer noch ca. 67% der maximal möglichen Momententragfähigkeit. Vergleicht man für solche Konfigurationen von Knoten, die Tragfähigkeiten  $M_{u,max,EC3}$  nach der Komponentenmethode, ergeben sich Momententragfähigkeiten, die im Bereich von 30-40%  $M_{u,max,tatsächlich}$  liegen. Dies beruht auf der Tatsache, dass nach der Komponentenmethode in DIN EN 1993-1-8 [7] keine "realistischen" ultimativen Momententragfähigkeiten für "duktile Knoten" bestimmt werden können.



**Bild 5-66:** Aktivierung von Tragreserven der Stirnplatte durch Vorhalten hoher Verformungsfähigkeit

Die Materialverfestigung kann zwar noch durch die Verwendung von fu statt fy berücksichtigt werden, aber der in verformbaren Stirnplatten zur Verfügung stehende Membraneffekt lässt sich

nicht erfassen. Bei sehr duktilen Stirnplatten kann der Membraneffekt zu Tragfähigkeitssteigerungen der Stirnplatte um den Faktor 2..3, im Vergleich zur reinen Biegetragfähigkeit sorgen. Um diese Tragreserven der Stirnplatte bzw. des Stützenflansches für außergewöhnliche Bemessungssituationen voll ausnutzen zu können, müssen die Schrauben ausreichend "überdimensioniert" sein.

Wie **Bild 5-66** veranschaulicht, sind hochduktile Anschlüsse meist nur realisierbar, wenn mehrere, der zuvor vorgestellten Parameter miteinander überlagert werden. So wurden für den Knoten SK161 ein kleines Verhältnis t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub>, ein großer Schraubenabstand m und die niedrige Stahlgüte S235 zusammen eingesetzt. Bei allen anderen Knoten wurde mindestens ein Parameter zurückgefahren was sich in deutlichen Einbußen bei der Rotationskapazität bemerkbar macht.

# 5.7 Schlussfolgerung der Ergebnisse

Die numerischen Untersuchungen an bündigen Stirnplatten mit einer Schraubenreihe auf Zug haben für alle untersuchten Parameter Rückschlüsse und Begründungen für jeweilige Besonderheiten des Trag-und Verformungsverhaltens geliefert. Die abmindernden Effekte konnten qualitativ und quantitativ ausreichend bestimmt werden. Zudem wurde für die unterschiedlichen Parameter der abmindernde Einfluss auf die maximale Schraubenzugtragfähigkeit herausgearbeitet. Diese Studie ist Grundlage für das angestrebte Ziel der Erarbeitung eines vereinfachten Bemessungsverfahrens geschraubter Stirnplattenanschlüsse sowie der Ableitung von Duktilitätskriterien. Die Untersuchungen lieferten dabei aufschlussreiche Erkenntnisse inwieweit die Parameter die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit beeinflussen und stellen den Ausgangspunkt der Bestimmung entsprechender Reduktionsbeiwerte dar.

Die Besonderheit dieser Reduktionsbeiwerte ist, dass diese zunächst auf Traglastniveau abgeleitet werden sollen und anschließend auf das Bemessungsniveau der plastischen Knotentragfähigkeit angepasst werden, um mit DIN EN 1993-1-8 [7], Kapitel 6 kompatibel zu sein.

Mit Hilfe der Reduktionsbeiwerte auf Traglastniveau lässt sich die ultimative Momententragfähigkeit des Knotens, inklusive aller nichtlinearen Effekte, vorhersagen, vorausgesetzt die Zugzone des Knotens bestimmt das Versagen. Das ist mit dem Verfahren der Komponentenmethode nach DIN EN 1993-1-8 [7] so nicht möglich. Hier kann die Grenzmomententragfähigkeit nur für Versagen im Modus 3 zuverlässig bestimmt werden, da die Verfahren für Modus 2 und Modus 1 auf der Berechnung des Fließmechanismus basieren. Hier kann nur die plastische Tragfähigkeit M<sub>pl</sub> berechnet bzw. abgeschätzt werden.

Anhand der Untersuchungen zum Verformungsverhalten konnten für die verschiedenen Parameter jeweils gewisse Grenzkriterien aufgezeigt werden, bei deren Unter- bzw. Überschreitung die Rotationskapazität des Knotens positiv beeinflusst wird. Je nachdem, ob nun ein Parameter oder mehrere Parameter gleichzeitig gewählt werden, kann der Grad der Duktilität des Knotens verändert werden. Ziel ist es hier zum einen Duktilitätskriterien abzuleiten und zum anderen Knoten in Duktilitätsklassen einzuordnen.

# 6 Parameterstudie an überstehenden Stirnplatten

### 6.1 Allgemein

Ergänzend zu den numerischen Untersuchungen an bündigen Stirnplatten wurden zur Erweiterung des Anwendungsbereiches auch numerische Parameterstudien an überstehenden Stirnplatten durchgeführt. Hier soll für dieselben Parameter wie bei den bündigen Stirnplatten der Einfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten untersucht werden. Besonderheit der überstehenden Stirnplatten ist wie sich die Steifigkeit der Stirnplatte auf die Kräfteverteilung der innenliegenden und außenliegenden Schrauben auswirkt. Da die Bereiche der Stirnplatte um die innenliegenden Schrauben durch die zusätzliche Stegstützung steifer sind als der kragarmähnliche Überstand der Stirnplatte ist eine ungleiche Kraftaufteilung zu erwarten [49]. Zudem unterscheidet sich das Tragverhalten überstehender Stirnplatten im Vergleich zu bündigen, da das Niveau des erreichten Tragwiderstandes meist deutlich unter der maximal möglichen Tragfähigkeit bei voller Zugkraftausnutzung aller Schrauben liegt. Dies ist auf Abstützkräfte, vor allem im Bereich des Plattenüberstandes zurückzuführen. Inwieweit die Abminderung der Zugkrafttragfähigkeit der äußeren und inneren Schrauben auf Abstützkräfte und zusätzliche Biegebeanspruchung aufzuteilen ist, soll ebenfalls im Rahmen der FE-Parameterstudie untersucht werden.

# 6.2 Einfluss des t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub>-Verhältnisses auf das Trag-und Verformungsverhalten

#### 6.2.1 Allgemeines

Das Verhältnis von Stirnplattendicke zu Schraubendurchmesser entscheidet maßgeblich über die Steifigkeit der Stirnplatte, und damit über die Kräfteverteilung der innen- und außenliegenden Schrauben. Da sich der innenliegende Bereich und der kragarmähnliche Bereich der Stirnplatte von ihrem Tragverhalten deutlich unterscheiden ist nun von Interesse wie sich die Traganteile der inneren und äußeren Schrauben je nach tEP/dB - Verhältnis verändern. Für ein Verhältnis tEP/dB  $\geq$  1,0 verhält sich die Stirnplatte sehr verformungsarm, teilweise elastisch, was wiederum ungünstig für das Vorhalten von Rotationskapazität ist. Der jeweilige Einfluss des Verhältnisses tEP/dB auf die Momententragfähigkeit und das Verformungsverhalten des Anschlusses hängt allerdings noch von weiteren Parametern des Anschlusses, wie den Materialparametern oder der Stützenflanschdicke ab. In **Bild 6-1** sind die Anschlusscharakteristiken bei unterschiedlichen tEP/dB –Verhältnissen beispielhaft aufgezeigt. In allen Untersuchungen wurden die Stirnplatten-

dicken so gewählt, dass die Werte für  $t_{EP}/d_B$  immer kleiner als 1,0 waren. Dies begründet sich mit der angestrebten nennenswerten Rotationskapazität des Knotens.



Bild 6-1: Anschlusscharakteristik der Serie SK380\_EEP in Stahlgüte S355 [37]

#### 6.2.2 Einfluss auf das Tragverhalten

Die Stirnplattendicke bzw. das Verhältnis  $t_{EP}/d_B$  beeinflusst das Tragverhalten überstehender Stirnplatten im Prinzip in ähnlicher Weise wie bei bündigen Stirnplatten, nur dass auch für Werte von  $t_{EP}/d_B \rightarrow 1,0$  die erreichte Knotentragfähigkeit immer deutlich unter dem Tragwiderstand bei ungestörter Mitwirkung der Zugschrauben bleibt. Für bündige Stirnplatten spielen die Abstützkräfte, bei Variation der Stirnplattendicke, eher eine untergeordnete Rolle wie auch in **Bild 5-4** zu sehen ist. Bei überstehenden Stirnplatten werden dagegen sowohl nennenswerte Biegebeanspruchung der Schrauben, als auch relativ große Abstützkräfte beobachtet. Dies ist in **Bild 6-4**, beispielhaft für die Serie SK380\_EEP, schön zu erkennen.

Wird nun der Einfluss des Verhältnisses t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> auf die Knotentragfähigkeit genauer betrachtet, ist anhand **Bild 6-2** und **Bild 6-3** nur eine leicht Abnahme der Tragfähigkeit mit zunehmender Reduzierung der Stirnplattendicke zu erkennen. Vergleicht man die erreichten Grenztragfähigkeiten mit der maximal möglichen Momententragfähigkeit bei voller Ausnutzung der Schrauben auf Zug, erreicht auch der Versuch mit dem größten Verhältnis t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> = 0,83 nur ca. 75% M<sub>u,max</sub>.





Bild 6-2: Einfluss des Verhältnisses tep/dB auf die Momententragfähigkeit für die Serie SK380\_EEP [37]



Dabei ist zu beobachten, dass bei sehr dünnen Stirnplatten ( $t_{EP}/d_B = 0,5$ ) die Abstützkräfte eher geringer sind, dafür die Reduktion aus zusätzlicher Biege- und Querkraftbeanspruchung der Schraube deutlich höher, siehe **Bild 6-4**. Bei dickeren Stirnplatten ( $t_{EP}/d_B = 0,83$ ) ist die Reduktion aus zusätzlicher Biege- und Querkraftbeanspruchung von untergeordneter Bedeutung, aber die Abstützkräfte sind hier um einiges größer. Um zu beurteilen, ob die hohen Abstützkräfte tatsächlich durch den kragarmähnlichen Bereich verursacht werden und im innenliegenden Bereich der Stirnplatte nur ein geringer Teil der Abstützkräfte auftreten, wurden am FE-Modell detaillierte Auswertungen vorgenommen.



**Bild 6-4:** Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für SK380\_EEP-SK383\_EEP

In **Bild 6-5** sind für die Serie SK380\_EEP die Schrauben- und Abstützkräfte nach Bereichen aufgeteilt dargestellt. Dabei wird deutlich, dass die Abstützkräfte im Bereich der überstehenden Stirnplatte ein Vielfaches derer im innenliegenden Bereich ausmachen. Die Schraubenkräfte der außen- und innenliegenden Schrauben unterscheiden sich, bis auf die sehr dünne Stirnplatte bei SK380\_EEP, nur unwesentlich. Die Querkontrolle, z.B. für SK381\_EEP ergibt ebenfalls ein schlüssiges Bild, so liegt die Summe der Abstützkräfte hier bei ca. 300 kN was auch der Differenz von Schraubenkraft und T-Stummeltragfähigkeit in **Bild 6-4** entspricht.





*Bild 6-5:* Aufteilung der Kräfte in Abhängigkeit des Verhältnisses t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> für die Serie SK380\_EEP



Wichtig für die Annahme der später folgenden Modellbildung zur Berechnung der Knotentragfähigkeit ist das relativ symmetrische Verhalten im Bereich der Zugzone der überstehenden Stirnplatte, d.h. die gleichmäßige Aufteilung der Zugkräfte auf die außen- und innenliegenden Schrauben, siehe **Bild 6-5**. Damit ist die Lage der Zugkraftresultierenden im Bereich des Riegelzugflansches gerechtfertigt.



 $t_{EP}/d_{B} = 0,55$ 1000 Stahlgüte: S355 erreichte Tragfähigkei 900 IPE500 HEB300 Riegel: max Mu, 100%Fu,B Stütze: trp/da= 0,625 800 15mm 55% [KNm] 700  $t_{ep}/d_{p} = 0.6$ 600 ragfähigkeit  $t_{EP}/d_{B} = 0.75$ 500  $t_{EP}/d_{B} = 0.94$ 400 intr. 300 % : (not 200 M16 M20 M22 M24 M27 100 0 SK345 EEP SK311 EEP SK346 EEP SK347 EEP SK348 EEP Versuchsbezeichnung

**Bild 6-7:** Einfluss t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> auf ungestörte Schraubentragfähigkeit für Serie SK340\_EEP

**Bild 6-8:** Einfluss t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> auf ungestörte Schraubentragfähigkeit für Serie SK345\_EEP

In den Simulationen der Serie SK340\_EEP und SK345\_EEP wurde ergänzend untersucht, wie sich die Tragfähigkeit des Anschlusses bei konstanter Stirnplattendicke und alleiniger Vergrößerung des Schraubendurchmessers steigern lässt. Für diese Untersuchungen wurde ein Stützenprofil HEB300 gewählt, was wiederum zu einem Verhältnis  $t_{EP}/t_{cf} = 0,79$  führt, also eher ein "weiches" Stützenprofil darstellt. Die Ergebnisse hierzu sind in **Bild 6-7** und **Bild 6-8** gegeben. Dabei ist die maximal mögliche Momententragfähigkeit des Knotens bei ungestörtem Schraubentragverhalten der erreichten Knotentragfähigkeit gegenübergestellt. Mit abnehmendem  $t_{EP}/d_B$  - Verhältnis wird die Reduktion der Schraubenzugtragfähigkeit immer deutlicher. Die Störeinflüsse auf die Schraubenzugtragfähigkeit begründen sich anhand **Bild 6-9**. Mit kleiner werdendem  $t_{EP}/d_B$  - Verhältnis nehmen sowohl die Schraubenbiegung als auch die Abstützkräfte zu. Allerdings spielt hier auch das Verhältnis  $t_{EP}/t_{cf}$  eine Rolle, wie **Bild 6-10** zeigt.



**Bild 6-9:** Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für SK340\_EEP-SK343\_EEP

Desweiteren ist anhand der Untersuchungen in **Bild 6-7** und **Bild 6-8** zu erkennen, dass anscheinend der oben beschriebene Einfluss bei niedrigeren Riegelprofilen stärker ausgeprägt ist als bei höheren.

Um den abmindernden Einfluss kleiner werdender  $t_{EP}/d_B$  - Verhältnisse zu veranschaulichen und diesen für das Tragverhalten zu berücksichtigen ist in **Bild 6-10** der Zusammenhang zwischen der normierten Momententragfähigkeit des Knotens und des  $t_{EP}/d_B$  - Verhältnisses für unterschiedliche FE-Versuchsserien dargestellt. Die Momententragfähigkeit M<sub>referenz</sub> entspricht dabei der maximal möglichen Knotentragfähigkeit bei ungestörter Zugkrafttragfähigkeit der Schrauben. Gut zu erkennen ist, dass auch für  $t_{EP}/d_B$  - Verhältnisse gegen 1,0 eine Abminderung von ca. 20% der Knotentragfähigkeit vorliegt. Dies konnte bei Untersuchungen für bündige Stirnplatten-

verbindungen in Kapitel 5.2 so nicht beobachtet werden. Hier war für  $t_{EP}/d_B > 0,75$  fast keine Abminderung der Tragfähigkeit festzustellen.

Wie schon in Kapitel 5.2 aufgezeigt, ist der Einfluss von  $t_{EP}/d_B$  auch immer an das Verhältnis Stirnplattendicke zu Stützenflanschdicke gekoppelt. Dies gilt auch für überstehende Stirnplattenverbindungen und kann in **Bild 6-10** anhand der angegebenen  $t_{EP}/t_{ef}$  - Verhältnisse nachvollzogen werden.



**Bild 6-10:** Einfluss des Verhältnisses t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> auf die Momententragfähigkeit überstehender Stirnplatten

Die Reduktion der Knotenmomententragfähigkeit in Abhängigkeit des  $t_{EP}/d_B$  - Verhältnisses kann ausreichend genau als linearer Abminderungsfaktor angesetzt werden. Hierzu mehr in 7.4.2.

#### 6.2.3 Einfluss auf das Verformungsverhalten

Grundsätzlich verhält sich die überstehende Stirnplattenverbindung, hinsichtlich des Verformungsvermögens, bei Variation des  $t_{EP}/d_B$  - Verhältnisses ähnlich der bündigen Stirnplatte. In **Bild 6-11** und **Bild 6-12** sind die erreichten Rotationskapazitäten für die Serie SK380\_EEP und SK385\_EEP abgebildet und die überproportionale Zunahme der Rotation beim Unterschreiten eines bestimmten Wertes von  $t_{EP}/d_B$  ist auch hier offensichtlich. Dies wurde auch schon bei der Auswertung bündiger Stirnplattenverbindungen in **Bild 5-7** beobachtet. Vergleicht man die Serien SK380\_EEP und SK385\_EEP ist zudem der Einfluss der Stützenflanschdicke auf die Rotationskapazität zu erkennen. Der gedrungene Flansch bei Serie SK385\_EEP trägt bei größeren  $t_{EP}/d_B$  - Verhältnissen keine nennenswerte Verformung zur Rotationskapazität bei und deshalb ist die Rotationskapazität von SK387\_EEP und SK388\_EEP etwas geringer als von SK382\_EEP und SK383\_EEP. Für kleine  $t_{EP}/d_B$  - Verhältnisse wie bei SK385\_EEP konnten durch das gedrungene Stützenprofil kleinere Abstützkräfte im Vergleich zu SK380\_EEP beobachtet werden, was eine minimal größere Grenzmomententragfähigkeit (siehe **Bild 6-2** und **Bild 6-3**) und somit auch eine etwas größere Rotationskapazität bedingt.



*Bild 6-11:* Einfluss des Verhältnisses t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> auf die Rotationsfähigkeit für die Serie SK380 EEP

Bild 6-12: Einfluss des Verhältnisses tep/dB auf die Rotationsfähigkeit für die Serie SK385 EEP

Beim Auswerten der Serie SK340\_EEP und SK345\_EEP mit konstanter Stirnplattendicke und wachsendem Schraubendurchmesser ist die nichtlineare Zunahme der Rotationskapazität mit abnehmendem  $t_{EP}/d_B$  - Verhältnis analog. Auffallend ist beim Vergleich der Diagramme in **Bild 6-13** und **Bild 6-14** der Einfluss der Riegelhöhe. Das kleinere Riegelprofil IPE400 in **Bild 6-13** weist bei sonst gleichen Randbedingungen fast die doppelte Rotationskapazität auf wie der Riegel IPE500 in **Bild 6-14**. Das bestätigt die Erkennung, dass große Rotationskapazitäten mit relativ hohen Riegelprofilen deutlich schwerer zu realisieren sind.



Bild 6-13: Einfluss des Verhältnisses tep/dB auf die Rotationsfähigkeit für die Serie SK340\_EEP

*Bild 6-14:* Einfluss des Verhältnisses t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> auf die Rotationsfähigkeit für die Serie SK345\_EEP

Generell wirkt sich, wie auch bei den bündigen Stirnplatten, ein kleineres  $t_{EP}/d_B$  - Verhältnis günstig auf die Rotationskapazität aus. Allerding ist eine deutliche Steigerung der Rotationska-

pazität erst möglich, wenn wie in **Bild 6-15** veranschaulicht, die Stirnplatte so gewählt wird, dass  $t_{EP}/d_B < 0,60...0,70.$ 

Wird dagegen ein Verhältnis  $t_{EP}/d_B \sim 1,0$  gewählt, wie es z.B. im Berechnungsmodell nach DASt/DSTV [45], [51] als Mindestmaß vorgeschlagen wird, dann ist nur ein rein elastisches Verformungsverhalten anzutreffen welches eine sehr beschränkte Rotationskapazität bedingt.



Bild 6-15: Einfluss des Verhältnisses t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> auf die Rotationskapazität bei überstehenden Stirnplatten

# 6.3 Einfluss des Schraubenabstandes auf das Trag-und Verformungsverhalten

#### 6.3.1 Allgemeines

Analog Kapitel 5.3.1 wird hier der Einfluss des Schraubenabstandes für überstehende Stirnplattenverbindungen analysiert. Bedingt durch das symmetrisch aufgebaute FE-Modell wird sowohl der vertikale als auch der horizontale Schraubenabstand für alle Schrauben in gleichem Maße variiert. Das heißt für die vertikale Verschiebung der Schrauben, dass der Abstand der außenund innenliegenden Schrauben am Zugflansch nur synchron geändert werden kann. Gleichzeit ändert sich auch der Abstand der unteren Schrauben am Druckflansch um das gleiche Maß.

Beispielhaft stehen die Ergebnisse der Serie SK300\_EEP in **Bild 6-16** für den Einfluss des horizontalen Schraubenabstandes auf das Tragverhalten und die Ergebnisse der Serie SK301\_EEP präsentieren beispielhaft den Einfluss des vertikalen Schraubenabstandes. Es werden im Folgenden Parallelen zu den Erkenntnissen der bündigen Stirnplatten gesucht und analysiert, um Unterschiede bzw. Besonderheiten herauszuarbeiten.



**Bild 6-16:** Anschlusscharakteristik in Abhängigkeit des horizontalen Schraubenabstandes m bei überstehender Stirnplatte

Die Vergrößerung des horizontalen Abstandes m führt zu einer Reduktion der Grenzmomententragfähigkeit des Knotens und es ist auch eine deutliche Abnahme der plastischen Momententragfähigkeit zu beobachten, siehe **Bild 6-16**. Zudem nimmt die Anfangssteifigkeit mit größerem m kontinuierlich ab, wie dies auch bei den bündigen Stirnplatten der Fall ist. Wird der vertikale Abstand m<sub>2</sub> bzw. m<sub>x</sub> vergrößert, wie in **Bild 6-17**, unterscheiden sich die Auswirkung auf das Trag-und Verformungsverhalten zum einen im Vergleich zum Einfluss des horizontalen Abstandes m und zum anderen im Vergleich zu den bündigen Stirnplatten (**Bild 5-11**).



**Bild 6-17:** Anschlusscharakteristik in Abhängigkeit des vertikalen Schraubenabstandes m<sub>2</sub> bzw. m<sub>x</sub> bei überstehender Stirnplatte

Diese ersten Erkenntnisse werden im Folgenden detailliert und getrennt für horizontalen und vertikalen Schraubenabstand weiter untersucht.

#### 6.3.2 Einfluss des horizontalen Abstandes m auf das Tragverhalten

Analog den Untersuchungen in Kapitel 5.3.2 wurde auch für die Parameterstudie an überstehenden Stirnplatten der horizontale Abstand als Vielfaches des Schraubendurchmessers variiert. Der minimale Abstand wurde dabei ebenfalls mit  $m = 1,5d_B$  festgelegt und der maximale Abstand mit  $m = 4,5d_B$ . Anhand **Bild 6-18** ist gut zu erkennen, dass auch für überstehende Stirnplattenverbindungen die Zunahme des horizontalen Abstandes m generell eine Abnahme der Grenzmomententragfähigkeit des Knotens bedingt. Allerdings ist hier, im Gegensatz zu den bündigen Stirnplatten, zu beobachten, dass für das größte Riegelprofil die Reduktion ausgeprägter ausfällt. Für die bündigen Stirnplatten wurde in **Bild 5-13** und **Bild 5-14** zudem beobachtet, dass ein kleineres tEP/dB - Verhältnis auch eine größere Reduktion der Momententragfähigkeit zur Folge hat. Für die überstehende Stirnplattenverbindung scheint dies nicht der Fall zu sein wie die Ergebnisse für das Riegelprofil IPE500 in **Bild 6-18** zeigen.



**Bild 6-18:** Einfluss des horizontalen Schraubenabstandes m auf die Momententragfähigkeit überstehender Stirnplatten

Dies ist im Detail auch nochmal in **Bild 6-20** aufgezeigt. Hier ist klar zu erkennen, dass die dünnere Stirnplatte auch für große Abstände m keine signifikante Abnahme der Momententragfähigkeit aufweist. Dies ist durch ein "weicheres" Plattentragverhalten und eine damit verbundene Reduktion der Abstützkräfte zu erklären. In **Bild 6-21** sind für die Serie SK310\_EEP die Schraubenkräfte über die Zugkräfte am oberen Riegelflansch ("T-Stummeltragfähigkeit") aufgetragen. Dabei ist anhand des Diagrammes gut zu erkennen, dass die aufnehmbare Kraft der Zugzone für alle Variationen des Schraubenabstandes m nahezu identisch ist. Es ändern sich nur die Beträge aus Reduktion durch Biegung sowie den Abstützkräften.

Grundsätzlich liegt die Abnahme der Momententragfähigkeit für überstehende Stirnplatten, je nach horizontalem Schraubenabstand m, aber in ähnlichen Größenordnungen wie für bündige Stirnplatten, wie der Vergleich von **Bild 6-18** und **Bild 5-12** zeigt.

Der Einfluss des Schraubenabstandes m auf das Tragverhalten steht desweiteren in einer gewissen Abhängigkeit zur Stahlgüte. Hierzu ist in **Bild 6-19** die Momententragfähigkeit für gleiche Knotenkonfigurationen unterschiedlicher Stahlgüte über den horizontalen Schraubenabstand m aufgetragen. Dabei ist folgendes zu beobachten:

- Bei Stahlgüte S235 wird für die Schraubenabstände m = 1,5d<sub>B</sub> und m = 2,5d<sub>B</sub> dieselbe Tragfähigkeit erreicht. Mit weiterer Vergrößerung des Schraubenabstandes ist eine kontinuierliche Abnahme der Tragfähigkeit zu beobachten.
- Bei Stahlgüte S355 ist für den Schraubenabstand m = 2,5d<sub>B</sub> eine Zunahme der Tragfähigkeit im Vergleich zu m = 1,5d<sub>B</sub> festzustellen. Für m = 3,5d<sub>B</sub> ist die Tragfähigkeit wieder auf dem Niveau von m = 1,5d<sub>B</sub>. Erst mit m = 4,5d<sub>B</sub> stellt sich eine Reduktion der Tragfähigkeit ein.
- Bei Stahlgüte S460 ist von m =  $1,5d_B$  bis m =  $3,5d_B$  eine Zunahme der Tragfähigkeit zu beobachten. Erst für m =  $4,5d_B$  ist ein Abfallen der Tragfähigkeit zu verzeichnen.
- Bei Stahlgüte S690 nimmt die Tragfähigkeit ebenfalls von m = 1,5d<sub>B</sub> bis m = 3,5d<sub>B</sub> stetig zu. Für m = 4,5d<sub>B</sub> reduziert sich zwar die Tragfähigkeit wieder, aber sie ist immer noch auf einem höheren Niveau als für m = 1,5d<sub>B</sub>.



*Bild 6-19: Einfluss des Abstandes m für unterschiedliche Stahlgüten bei tEP/dB*=0,83



Um diese aufgelisteten unterschiedlichen Phänomene erklären zu können, sind in **Bild 6-22** bis **Bild 6-25** die Abstützkräfte sowie die Schraubenbiegung für die Stahlgüte S235 und S690 wie-

dergegeben. Dabei fällt für die niedrige Stahlgüte S235 auf, dass die maximal mögliche Schraubenzugkraft  $F_{T,B} \approx 1590$ kN auch für kleine Schraubenabstände m nicht erreicht wird. Hier liegt also eine grundsätzliche Reduktion der Schraubenzugkraft durch Schraubenbiegung bzw. zusätzliche Querkrafteffekte vor. Desweiteren ist für Variation des Schraubenabstandes in **Bild 6-22** zu erkennen, dass für einen sehr kleinen Abstand von m = 1,5d<sub>B</sub> die Reduktion der Schraubenzugkraft durch Überlagerung mit Biegebeanspruchung am geringsten ausfällt. Für m = 2,5d<sub>B</sub> erreichen die Abstützkräfte ein Minimum dafür nimmt Schraubenbiegung zu. Mit weiterer Zunahme des Schraubenabstandes wachsen die Abstützkräfte wieder an. In **Bild 6-23** wird anhand der Aufteilung der Abstützkräfte auf die Bereiche des Plattenüberstandes (Abstützkräfte außen) und des inneren, am Riegelzugflansch liegenden Plattenteils (Abstützkräfte innen) die Aussage zu **Bild 6-22** untermauert. Für größere Schraubenabstände m ist hier eine Zunahme der Abstützkräfte au der Außenkante der Stirnplatte für die innenliegenden Schrauben zu beobachten. Dies wird durch den Vergleich der Kontaktsituation zum Zeitpunkt des Schraubenversagens für SK350 EEP und SK353 EEP in **Bild 6-26** belegt.



*Bild 6-21:* Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für SK310\_EEP-SK313\_EEP

Diese Erkenntnis kann nicht zwangsläufig verallgemeinert werden, da sie auch an gegebene Randbedingungen wie die Verhältnisse  $t_{EP}/d_B$  und  $t_{EP}/t_{cf}$  geknüpft ist. Das weichere Verhalten des Stützenflansches und der Stirnplatte, bedingt durch die niedrigere Stahlgüte, verursacht in diesem Fall ein V-förmiges Klaffen bei dem sich die Stirnplatte an der vertikalen Außenkante im Bereich der Schrauben auf den Stützenflansch abstützt. Wird nun dieselbe Knotenkonfiguration mit hochfestem Stahl S690 untersucht und der Einfluss des Schraubenabstandes m auf die Schraubenbiegung und Abstützkräfte genauer analysiert ergeben sich die in **Bild 6-24** dargestellten Ergebnisse.



Bild 6-22: Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für Serie SK350\_EEP



**Bild 6-23:** Aufteilung der Abstützkräfte und Schraubenkräfte für Serie SK350\_EEP

Dabei ist im Gegensatz zur niedrigen Stahlgüte S235 festzuhalten, dass die maximal mögliche Schraubenzugkraft bei ungestörtem Tragverhalten von  $F_{T,B} \approx 1590$ kN nahezu erreicht wird. Für kleine Schraubenabstände m = 1,5d<sub>B</sub> und m = 2,5d<sub>B</sub> ist dabei die Abminderung durch Schraubenbiegung relativ gering, für größere Schraubenabstände ist doch eine nicht zu vernachlässigende Reduktion zu beobachten. Interessant für das Tragverhalten bei Stahlgüte S690 ist nun die Entwicklung der Abstützkräfte. Hier ist ein Rückgang mit zunehmendem Schraubenabstand m festzustellen. Dies wird im Detail auch anhand **Bild 6-25** belegt. Die Abstützkräfte im Bereich der innenliegenden Schrauben sind hier fast durchweg zu vernachlässigen und die Abstützkräfte im kragarmähnlichen Bereich bauen sich mit zunehmendem Schraubenabstand ab.



**Bild 6-24:** Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für Serie SK370\_EEP

**Bild 6-25:** Aufteilung der Abstützkräfte und Schraubenkräfte für Serie SK370\_EEP

Dies begründet sich mit dem viel steiferen Verhalten von Stirnplatte und Stützenflansch, damit verbunden natürlich auch mit deutlich kleineren Verformungen (siehe **Bild 6-28**) aber dafür

gleichmäßigeren Verformungen. Das bedeutet, dass die Klaffung zwischen Stirnplatte und Stützenflansch im Bereich des Riegelsteges erheblich kleiner ausfällt als für Stahlgüte S235 und dadurch auch die Kantenpressung der Stirnplatte auf den Stützenflansch geringer ausfällt, wie **Bild 6-26** veranschaulicht.



*Bild 6-26:* Kontaktsituation für unterschiedliche Schraubenabstände m und unterschiedliche Stahlgüten

Der Einfluss des horizontalen Schraubenabstandes m auf die Momententragfähigkeit des Knotens ist bei überstehenden Stirnplatten demnach etwas differenzierter zu betrachten als für bündige Stirnplatten. Speziell die unterschiedliche Entwicklung der Abstützkräfte im innenliegenden und vor allem im kragarmähnlichen Bereich der Stirnplatte erschwert hier eine pauschale Aussage. Bei bündigen Stirnplatten ist mit zunehmendem Schraubenabstand m eher ein Anwachsen der Abstützkräfte vorhanden. Trotzdem geht der dominierende Einfluss auf die Reduktion der Schraubenzugkraft hier aber von der sich vergrößernden Schraubenbiegung aus.

#### 6.3.3 Einfluss des horizontalen Abstandes m auf das Verformungsverhalten

Wie schon für bündige Stirnplatten in Kapitel 5.3.3 erläutert, hat die Vergrößerung des horizontalen Abstandes m zur Folge, dass die stützende Wirkung des Riegelsteges für die Stirnplatte abnimmt. Für überstehende Stirnplatten betrifft dies nur die innenliegenden Schrauben, da der kragarmähnliche Bereich der Stirnplatte keine stützende Wirkung des Riegelsteges erfährt. Der Einfluss des Schraubenabstandes m auf die Knotenrotation ist in **Bild 6-27** dargestellt und analog den bündigen Stirnplatten ist hier auch eine nennenswerte Steigerung der Rotationskapazität ab etwa m = 2,5d<sub>B</sub> erkennbar. Die Steigerung der Rotationskapazität durch Vergrößerung des Schraubenabstandes auf m = 4,5 d<sub>B</sub> erreicht Faktoren, die zwischen 4...6 liegen, siehe **Bild 6-27**.

Den Bezugswert stellt dabei die Rotationskapazität für  $m = 1,5d_B$  dar.

Analog den Untersuchungen für bündige Stirnplatten in Kapitel 5.3.3 ist hier auch darauf hinzuweisen, dass der tatsächliche Einfluss des Abstandes m auf das Verformungsverhalten immer an weitere Randbedingungen wie das Verhältnis  $t_{EP}/d_B$  oder auch die Stahlgüte geknüpft ist.



Bild 6-27: Einfluss des horizontalen Schraubenabstandes m auf die Rotationskapazität überstehender Stirnplatten

In **Bild 6-28** ist der kombinierte Einfluss Schraubenabstand m bei unterschiedlicher Stahlgüte exemplarisch aufgezeigt. Für alle Stahlgüten lässt sich durch Vergrößerung des Abstandes m, die Knotenduktilität deutlich steigern. Die Steigerungsraten fallen unterschiedlich aus, liegen aber in ähnlicher Größenordnung wie bei den bündigen Stirnplatten in Kapitel 5.3.3. **Bild 6-29** zeigt wie sich der Abstand m bei unterschiedlichen  $t_{EP}/d_B$  – Verhältnissen auf die Rotationskapazität auswirkt. Auch hier hat die Vergrößerung von m eine klare Steigerung der Rotationskapazität zur Folge.



80 ■ t EP=15 mm; M24 IPE 500 HEB 400 Riegel: +380% Stütze: 70 ■t EP=15 mm; M20 Stahlgüte: S355 t\_EP=20 mm; M24 n: M24 HV 10.9 60 +500% Knotenrotation [mrad] 50 m<sub>x</sub> = 2,0 d<sub>B</sub> 40 30 20 10 0 1,5 2.5 3,5 4,5 horizontaler Schraubenabstand m [n-fach d<sub>B</sub>]

**Bild 6-28:** Einfluss des Abstandes m auf die Rotationsfähigkeit für unterschiedliche Stahlgüten



#### 6.3.4 Einfluss des vertikalen Abstandes m<sub>2</sub> (m<sub>x</sub>) auf das Tragverhalten

Die Auswertung der Aufteilung der Schraubenkräfte auf die außen- und innenliegenden Schrauben in Kapitel 6.2.2 und Kapitel 6.3.2 hat eine relativ gleichmäßige Verteilung aufgezeigt. Damit dürfte bei der überstehenden Stirnplatte, im Vergleich zur bündigen Stirnplatte, die Veränderung des vertikalen Schraubenabstandes keine nennenswerten Änderungen der Momententragfähigkeit verursachen. Dieser Eindruck täuscht allerdings und wird durch **Bild 6-30** auch widerlegt. Die Veränderung (Vergrößerung) des vertikalen Schraubenabstandes m<sub>2</sub> bzw. m<sub>x</sub> bei überstehenden Stirnplatten führt sogar dazu, dass die Knotentragfähigkeit in einem stärkeren Maße als bei den bündigen Stirnplatten (siehe **Bild 5-24**) abfällt.



**Bild 6-30:** Einfluss des vertikalen Schraubenabstandes m<sub>2</sub> bzw. m<sub>x</sub> auf die Knotentragfähigkeit überstehender Stirnplatten

Anders als für den horizontalen Abstand zeigt sich bei Vergrößerung des vertikalen Abstandes für alle Stahlgüten eine stetige Abnahme der Knotentragfähigkeit, wie aus **Bild 6-31** und **Bild 6-32** hervorgeht.



**Bild 6-31:** Einfluss des Abstandes m2 auf die Knotentragfähigkeit verschiedener Stahlgüten

**Bild 6-32:** Einfluss des Abstandes m2 auf die Knotentragfähigkeit für verschiedene t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub>

Interessant ist worauf sich die Abnahme der Knotentragfähigkeit der unterschiedlichen Stahlgüten bei Vergrößerung des Abstandes m<sub>2</sub> bzw. m<sub>x</sub> begründet. Hierfür sind wieder für die niedrigste und höchste Stahlgüte die Effekte Schraubenbiegung und Abstützkräfte ausgewertet worden. Dabei ist in **Bild 6-33** für Stahlgüte S235 eine Zunahme des Einflusses aus Schraubenbiegung bzw. zusätzlicher Querkraft in der Schraube auszumachen. Die Abstützkräfte bleiben für alle m<sub>2</sub> bzw. m<sub>x</sub> - Werte in etwa gleich. Für Stahlgüte S690 in **Bild 6-34** ist dagegen der Effekt aus Schraubenbiegung für alle m<sub>2</sub> bzw. m<sub>x</sub> - Werte konstant, dafür wachsen die Abstützkräfte an und sind die Ursache für die Abnahme der Knotentragfähigkeit.

Vergleicht man die Diagramme in **Bild 6-22** und **Bild 6-24** mit **Bild 6-33** und **Bild 6-34** sind für den horizontalen Schraubenabstand m und den vertikalen Abstand m<sub>2</sub> bzw. m<sub>x</sub> entgegengesetzte Effekte für beide Stahlgüten S235 und S690 festzustellen, was Schraubenbiegung und Abstütz-kräfte betrifft.



*Bild 6-33:* Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für Serie SK351\_EEP

**Bild 6-34:** Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für Serie SK371\_EEP

Der Umfang der Parameterstudie für die überstehenden Stirnplatten ist zwar deutlich geringer als für die bündigen, trotzdem ist hinsichtlich des Einflusses des Schraubenabstandes auf die Tragfähigkeit eine klare Tendenz erkennbar, die in 7.4.5 als Grundlage für die Erarbeitung eines Abminderungsfaktors dienen kann.

#### 6.3.5 Einfluss des vertikalen Abstandes m<sub>2</sub> (m<sub>x</sub>) auf das Verformungsverhalten

Für die bündigen Stirnplatten hat die Vergrößerung des vertikalen Schraubenabstandes zum Riegelflansch durchweg eine positive Wirkung auf die Knotenduktilität gezeigt. Für überstehende Stirnplatten ist bei Vergrößerung vom m<sub>2</sub> bzw. m<sub>x</sub> ebenfalls ein für das Verformungsverhalten positiver Effekt zu beobachten, aber eben nicht generell. Weisen die in **Bild 6-35** untersuchten Knoten noch eine Steigerung der Rotation bei Zunahme von m<sub>2</sub> bzw. m<sub>x</sub> auf, so ist in **Bild 6-36** auch festzustellen, dass bei gewissen Randbedingungen kein nennenswerter Einfluss vorliegt.



Bild 6-35: Einfluss des horizontalen Schraubenabstandes m auf die Rotationskapazität überstehender Stirnplatten

Das betrifft in **Bild 6-36** alle Stahlgüten außer S235. Die Steigerungen der Rotationskapazität fallen hier bei S355 bis S690 minimal aus, gleichzeitig bedeutet die Vergrößerung allerdings deutliche Einbußen in der Tragfähigkeit wie aus **Bild 6-31** hervorgeht. Eine vergleichbare Charakteristik im Trag- und Verformungsverhalten weist auch die Serie SK301\_EEP auf, wie in **Bild 6-17** gut zu erkennen ist.

Damit ist bei überstehenden Stirnplatten der Parameter m<sub>2</sub> bzw. m<sub>x</sub> als Werkzeug zur Verbesserung der Knotenduktilität nur beschränkt geeignet bzw. an gewisse Restriktionen geknüpft.



**Bild 6-36:** Einfluss des Abstandes m<sub>2</sub> auf die Rotationsfähigkeit verschiedener Stahlgüten

**Bild 6-37:** Einfluss des Abstandes  $m_2$  auf die Rotationskapazität für  $t_{EP}/d_B = 0,625$ 

Nur für sehr kleine Verhältnisse  $t_{EP}/d_B$  und eine niedrige Stahlgüte konnte ein positiver Einfluss beobachtet werden wie **Bild 6-37** zeigt.

#### 6.3.6 Einfluss gleichzeitiger Veränderung der Abstände m und m<sub>2</sub> (m<sub>x</sub>) auf das Trag- und Verformungsverhalten

Für bündige Stirnplatten stellt sich das Verschieben der Schrauben diagonal nach außen als sehr effektives Mittel dar, um die Rotationskapazität im Vergleich zur einfachen Vergrößerung von m und m<sub>2</sub> nochmal deutlich zu steigern. In **Bild 6-38** und **Bild 6-39** ist nun der Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m<sub>2</sub> für überstehende Stirnplatten aufgezeigt. Gut zu erkennen ist die Zunahme der Rotationskapazität bei gleichzeitiger Abnahme der Tragfähigkeit. Diese Grundcharakteristik scheint unabhängig vom Verhältnis  $t_{EP}/d_B$  solange gilt  $t_{EP}/d_B < 1,0$ .



**Bild 6-38:** Einfluss der gleichzeitigen Vergröβerung von m und m2 für tEP/dB=0,83

*Bild 6-39:* Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m2 für t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub>=0,625

Anhand der in **Bild 6-40** und **Bild 6-41** dargestellten reduzierenden Effekte auf die Schraubenzugkraft, resultierend aus Schraubenbiegung und Abstützkräften, lässt sich das Tragverhalten der einzelnen Kurven detaillierter analysieren und begründen. Für das steifere Verhältnis  $t_{EP}/d_B$ =0,83 ist in **Bild 6-40** mit wachsendem Schraubenabstand eine stetige Zunahme des Effekts aus Schraubenbiegung abzulesen. Die Abstützkräfte bleiben dagegen nahezu konstant. Für das weiche Verhältnis  $t_{EP}/d_B$  = 0,625 sind die Abstützkräfte betragsmäßig etwas kleiner als für  $t_{EP}/d_B$  = 0,83 dafür die Einflüsse aus Schraubenbiegung etwas größer. Das ist, bedingt durch das verformungsfreudigere Verhalten auch plausibel. Für Kurve SK397\_EEP in **Bild 6-41** ist ein "horizontaler Ast" gegen Versuchsende auszumachen, hier nehmen die Abstützkräfte ab ohne dass die Schraubenzugkraft reduziert wird, was eine Zunahme der "Zugzonentragfähigkeit" zur Folge hat. Das deutet auf die Aktivierung lokaler Membrantrageffekte in der Stirnplatte hin. Bei allen anderen Knotentypen in **Bild 6-40** und **Bild 6-41** trägt demnach die Stirnplatte ausschließlich über reine Biegung ab.

Die Aktivierung des Membraneffekts bei SK397\_EEP macht sich auch hinsichtlich des Effekts auf die Schraubenbiegung bemerkbar und hat eine geringere Reduktion der Schraubenzugkraft, im Vergleich zu SK396\_EEP zur Folge.





**Bild 6-40:** Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für SK301-306-307\_EEP

Bild 6-41: Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für SK391-396-397\_EEP

Wird die gleichzeitige Vergrößerung des horizontalen und vertikalen Schraubenabstandes mit der reinen Vergrößerung des horizontalen Schraubenabstandes m verglichen, ist eine leichte Reduktion der Tragfähigkeit ersichtlich, siehe **Bild 6-42** und **Bild 6-43**. Die Größenordnung der Reduktion innerhalb einer Serie ist vergleichbar zu den Untersuchungen an bündigen Stirnplatten in Kapitel 5.3.6. Allerdings befindet sich die Tragfähigkeit in Bezug auf die maximal mögliche Tragfähigkeit bei ungestörter Schraubenzugtragfähigkeit auf deutlich niedrigerem Niveau im Vergleich zu den bündigen Stirnplatten.



**Bild 6-42:** Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m<sub>2</sub> für  $M_u$  bei  $t_{EP}/d_B=0,83$ 

**Bild 6-43:** Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m<sub>2</sub> für  $M_u$  bei  $t_{EP}/d_B=0,625$ 

Die Steigerung der Rotationskapazität fällt bei den überstehenden Stirnplatten dagegen etwas differenzierter aus. Für die das Verhältnis  $t_{EP}/d_B = 0,83$  in **Bild 6-44** ist für den FE-Versuch SK306\_EEP sogar eine geringere Knotenrotation zu beobachten als für den korrespondierenden Versuch mit nur einfacher Vergrößerung des Abstandes m. Die Serie mit Verhältnis  $t_{EP}/d_B = 0,625$  in **Bild 6-45** zeigt einen sehr ähnlichen Einfluss der diagonal verschobenen Schrauben wie er auch bei bündigen Stirnplatten in **Bild 5-35** zu erkennen war. Die gleichzeitige Vergrößerung von m und m<sub>2</sub> kann hier durchweg eine höhere Rotationskapazität aufweisen, als nur die einfache Vergrößerung von m.



**Bild 6-44:** Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m<sub>2</sub> für  $\Phi_u$  bei  $t_{EP}/d_B=0,83$ 

**Bild 6-45:** Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m<sub>2</sub> für  $\Phi_u$  bei  $t_{EP}/d_B=0,625$ 

Auch bei den überstehenden Stirnplattenverbindungen wurde, bedingt durch den Aufbau des FE-Modells, die untere Schraubenreihe diagonal nach oben mit verschoben. Dadurch steigt der Beitrag der unteren Schrauben zum Widerstandsmoment etwas an und die Abnahme der Knotentragfähigkeit fällt auch hier etwas abgeschwächter aus.

#### 6.4 Einfluss der Stahlgüte auf das Trag- und Verformungsverhalten

Der grundsätzliche Einfluss unterschiedlicher Stahlgüten wurde bereits in Kapitel 5.4 diskutiert. In Kapitel 6.3.2 bis 6.3.5 wurde im Rahmen der Untersuchungen zum Einfluss des Schraubenabstandes bei überstehenden Stirnplatten auch schon auf den Einfluss der Stahlgüte Bezug genommen.



**Bild 6-46:** Einfluss der Stahlgüte bei  $t_{EP}/d_B =$ 0,83 **Bild 6-47:** Einfluss der Stahlgüte bei  $t_{EP}/d_B =$ 0,625

Vergleicht man nun den Einfluss der Stahlgüte von überstehenden und bündigen Stirnplatten sind auch hier Unterschiede festzustellen. In **Bild 6-46** sind die Knotencharakteristika für S235 bis S690 bei einem Verhältnis  $t_{EP}/d_B = 0,83$  aufgezeigt in **Bild 6-47** bei einem Verhältnis  $t_{EP}/d_B = 0,625$ . Dabei ist klar zu erkennen, dass mit zunehmender Stahlgüte die Tragfähigkeit zunimmt und die Rotationskapazität abnimmt. Für eine vergleichbare Knotenkonfiguration bündiger Stirnplatten wie in **Bild 5-38** dargestellt, ist dagegen kein nennenswerter Unterschied der Tragfähigkeit zwischen S355 bis S690 auszumachen. Um den Abfall der Tragfähigkeit von S690

bis S235 erklären zu können, dienen **Bild 6-48** und **Bild 6-49**. Hier sind für alle untersuchten Stahlgüten die Effekte aus Schraubenbiegung und Abstützkräften erfasst. Mit Abnahme der Stahlgüte von S690 auf S355 ist aus den Diagrammen in **Bild 6-48** und **Bild 6-49** eine leichte Zunahme der Abstützkräfte abzulesen, während die Effekte aus Schraubenbiegung beinahe unverändert bleiben. Dies lässt sich wieder durch ein sich veränderndes Klaffungsverhalten zwischen Stirnplatte und Stützenflansch erklären. Werden Platte und Flansch etwas weicher, nimmt die V-förmige Klaffung zu und zusätzliche Kantenpressung entsteht, woraus die Beträge der Abstützkräfte resultieren. Für die Stahlgüte S235 wird nun die Stirnplatte und der Stützenflansch teilweise so weich, dass die Abstützkräfte zum Teil schon wieder rausplastizieren können und damit im Vergleich zu S355 wieder zurückgehen. Durch das duktilere Verhalten der Platte bekommt die Schraube bei S235 höhere Biegung und Querkraft.



*Bild 6-48:* Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für Serie SK351-301-361-371\_EEP

*Bild 6-49*: Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für Serie SK401-391-501-601\_EEP

Der Einfluss der Stahlgüte auf die Tragfähigkeit und Rotationskapazität überstehender Stirnplatte ist in **Bild 6-50** und **Bild 6-51** veranschaulicht. Eine höhere Stahlgüte vergrößert die Tragfähigkeit leicht, bedingt aber gleichzeitig eine deutliche Abnahme der Rotationskapazität.



45 t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub>= 0,83 40 m= 2,5d<sub>B</sub> 35 m<sub>x</sub>= 2,0d. 30 Knotenrotation [mrad] 25 -65% 20 15 10 5 S 355 S 460 S 235 S 690 0 SK351\_EEP SK361\_EEP SK301 EEP SK371 EEP Versuchsbezeichnung

**Bild 6-50:** Einfluss der Stahlgüte auf  $M_u$  bei  $t_{EP}/d_B = 0,83$ 



## 6.5 Vergleich zwischen bündigen und überstehenden Stirnplatten

Als größter Unterschied zwischen bündigen und überstehenden Stirnplatten wurde bereits die Entstehung und Größe der Abstützkräfte identifiziert. Dafür ist vor allem der kragarmähnliche Bereich bei überstehenden Stirnplatten verantwortlich. Im Folgenden soll anhand des Vergleichs der numerischen Ergebnisse der Unterschied für nachfolgende Parameter erörtert werden:

- Verhältnis t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub>
- horizontaler Schraubenabstand m
- vertikaler Schraubenabstand m2 bzw. mx
- Stahlgüte f<sub>y</sub>

In **Bild 6-52** und **Bild 6-53** zeigt sich, dass für bündige und überstehende Stirnplatten das Verhältnis  $t_{EP}/d_B$  sowohl für die Tragfähigkeit M<sub>u</sub> als auch für die Rotationskapazität  $\Phi_u$  nur geringe Unterschiede aufweist. Der Einfluss dieses Parameters ist für beide Knotentypen vergleichbar.



**Bild 6-52:** Vergleich des Einfluss tep/dB auf  $M_u$  **Bild 6-53:** Vergleich des Einfluss tep/dB auf  $\Phi_u$ 

In **Bild 6-54** und **Bild 6-55** ist zu erkennen, dass für bündige und überstehende Stirnplatten der horizontale Schraubenabstand m für die Grenzmomententragfähigkeit M<sub>u</sub> einen ähnlichen Einfluss hat, für die Rotationskapazität  $\Phi_u$  dagegen unterschiedlich ausfällt.



**Bild 6-54:** Vergleich des Einfluss von m auf  $M_u$  **Bild 6-55:** Vergleich des Einfluss von m auf  $\Phi_u$ 

Der vertikale Schraubenabstand m<sub>2</sub> beeinflusst für die überstehenden Stirnplatten, speziell die Größe der Abstützkräfte, was sich in **Bild 6-56** durch einen etwas stärkeren Einfluss von m<sub>2</sub> auf die Tragfähigkeit der überstehenden Stirnplatte auswirkt. Das bedingt auch, dass bei überstehenden Stirnplatten der positive Einfluss auf die Rotationskapazität  $\Phi_u$  geringer ausfällt als bei bündigen Stirnplatten, siehe **Bild 6-57**. Der Parameter m<sub>2</sub> hat demnach für beide Knotentypen einen unterschiedlichen Einfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten.



Als letzter Parameter wird der Einfluss der Stahlgüte verglichen. Hinsichtlich der Grenzmomententragfähigkeit M<sub>u</sub> ist in **Bild 6-58** zu beobachten, dass überstehende Stirnplatten bei der Verwendung hochfester Stähle mehr profitieren. Das liegt zum einen daran, dass hier mit zunehmender Stahlgüte die Effekte aus Schraubenbiegung zurückgehen und zum anderen die Abstützkräfte abnehmen. Für bündige Stirnplatten ist dagegen bei hoher Stahlgüte eher eine Zunahme der Abstützkräfte zu beobachten. In Bezug auf das Verformungsverhalten ist anhand **Bild 6-59** kein wesentlicher Unterschied beider Knotentypen erkennbar.



**Bild 6-58:** Vergleich des Einfluss von  $f_y$  auf  $M_u$  **Bild 6-59:** Vergleich des Einfluss von  $f_y$  auf  $\Phi_u$ 

Damit können für das zu erarbeitende Bemessungsmodell in Kapitel 7 die Parallelen beider Knotentypen genutzt werden und es kann versucht werden das Modell für bündige Stirnplatten zu entwickeln und anhand geringer Modifikationen oder Ergänzungen, auch für überstehende Stirnplatten anwendbar zu machen.

# 6.6 Schlussfolgerung der Ergebnisse

Die durchgeführten numerischen Untersuchungen zum Tragverhalten überstehender Stirnplatten mit 2 Schrauben in einer Reihe haben gezeigt, dass die doppelte Anzahl an Zugschrauben im Vergleich zu bündigen Stirnplatten mit 2 Schrauben in einer Reihe, nicht automatisch eine Verdopplung der zu Verfügung stehenden Zugkraft bedeutet. Damit wird auch der von Steurer [49] vorgestellte Ansatz zur Berechnung überstehender Stirnplattenverbindungen nach SIA/SZS [12], [13] vom Grundsatz her bestätigt, dass Abstützkräfte im Kragarm der überstehenden Stirnplatte eine Reduktion der ansetzbaren Zugkraft der äußeren Schraube notwendig machen. Nach SZS-Modell [13] sind die inneren Schrauben mit 100% ihres Zugkraftwiderstandes und die äußeren Schrauben mit 70% des Zugkraftwiderstandes zu berücksichtigen. Dabei wird für alle Anschlusstypen von einer einheitlichen Hebelkraft bzw. Abstützkraft in Höhe von 30% der Schraubenzugkräfte ausgegangen. Allerdings bezieht sich dieses Modell auf Stirnplattendicken t<sub>EP</sub>  $\geq$  1,0d<sub>B</sub>. Das bedeutet für den auf der Flanschinnenseite befindlichen Teil der Stirnplatte ein noch relativ verformungsarmes, nahezu elastisches Verhalten und für den kragarmähnlichen Bereich schon leichte plastische Verformungen, die eine Kantenpressung an der Oberkante der Stirnplatte ermöglichen.

Um nun analog den bündigen Stirnplatten ein vereinfachtes Bemessungsverfahren auch für überstehende Stirnplattenverbindungen anwendbar zu machen, sind die Einflussfaktoren für die Abstützkräfte zusätzlich zu berücksichtigen. Während bei den bündigen Stirnplattenverbindungen zum Zeitpunkt des letztendlichen Schraubenversagens die Abstützkräfte größtenteils wieder abgebaut sind und somit vereinfachend vernachlässigt werden können, ist dies für die überstehenden Stirnplatten nicht der Fall.

Zudem ist bei den überstehenden Stirnplatten zu beobachten gewesen, dass die Rotationskapazitäten nicht die ganz hohen Werte bündiger Stirnplatten erreichen. Allerdings werden die doch noch beachtlichen Rotationskapazitäten der überstehenden Stirnplatten auf deutlich höherem Tragniveau erreicht als für die vergleichbaren bündigen Stirnplatten. Da aber die Anforderungen an die erforderliche Knotenrotation in Zusammenhang mit der Knotentragfähigkeit stehen, dürften sich die beiden Effekte in gewisser Weise kompensieren.

# 7 Ableitung eines einfachen Modells zur Bestimmung der Knotentragfähigkeit

## 7.1 Allgemeines

Das vereinfachte Bemessungsmodell geschraubter Stirnplattenverbindungen geht von der Grundannahme aus, dass die Schraubentragfähigkeit maßgebend für die Anschlusstragfähigkeit ist. Das bedeutet, dass anhand eines Anwendungs- bzw. Gültigkeitsbereich sicherzustellen ist, dass tatsächlich die Schraube die schwächste Komponente am Anschluss darstellt. Nach dem ausführlichen Verfahren der Komponentenmethode in DIN EN 1993-1-8 [7] müssen zunächst alle Komponententragfähigkeiten berechnet werden und anschließend die kleinste maßgebende Komponente bestimmt werden, um dann die plastische Momententragfähigkeit des Anschlusses zu ermitteln. Da am Anschluss eine Vielzahl Komponenten vorliegen, ist die händische Durchführung dieser Prozedur recht aufwändig. Des Weiteren besteht die Problematik, dass z.B. durch das gewählte Stützenprofil planmäßig nicht die Stirnplatte auf Biegung als schwächste Komponente vorliegt. Nach Wahl einer neuen Stirnplatte müsste die Prozedur wiederholt werden, was zusätzlichen Arbeitsaufwand bedeutet. Diese wird durch das neue Vorgehen mittels "steuernder" geometrischer Kriterien vermieden.

Der Grundgedanke des zu entwickelnden Modells zur Bestimmung der Momententragfähigkeit geschraubter Stirnplattenanschlüsse beruht auf dem Ansatz Moment = Kraft × Hebelarm, d.h. die ansetzbare Schraubenzugkraft mit ihrem Hebelarm zu multiplizieren. Die Momententragfähigkeit an sich kann dann in drei Rechenschritten bestimmt werden. Zunächst wird die ungestörte Schraubenzugkraft nach Tabelle 3.4 in DIN EN 1993-1-8 [7] berechnet. Anschließend wird im zweiten Schritt ein Knotenkorrekturfaktor ermittelt, der die Randbedingungen am Knoten und deren abmindernde Effekte, wie Schraubenbiegung und Abstützkräfte, auf die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit berücksichtigt. Zum Schluss kann das Widerstandsmoment des Knotens über das Produkt von Schraubenzugkraft, Abminderungsfaktor und innerem Hebelarm berechnet werden.

Begleitend zum Widerstandsmodell wird auch noch die Überprüfung eines Anwendungsbereiches sowie die Einhaltung sogenannter Duktilitätskriterien vom Anwender abverlangt, hierzu mehr in Kapitel 8 und Kapitel 9.

# 7.2 Modell

Das mechanische Modell zur Bestimmung des Widerstandsmomentes des Knotens basiert auf der Annahme, dass die Zugkraftresultierende im Schwerpunkt der Schrauben angreift und die resultierende Druckkraft ihre Lage in der Schwerlinie des Druckflansches hat. Damit ist der innere Hebelarm klar definiert und anhand der geometrischen Verhältnisse einfach zu berechnen. Für überstehende Stirnplatten kann bei symmetrischer Anordnung der Zugschrauben zum Zugflansch des Riegels die Annahme getroffen werden, dass sich die Zugkraftresultierende in der Schwerlinie des Zugflansches befindet, siehe **Bild 7-1** Mitte.

Die typisierten Anschlüsse [45] gehen bei den vordefinierten überstehenden Anschlussvarianten ebenfalls von einer symmetrischen Anordnung der Schrauben aus und so wird sich im Folgenden ebenfalls darauf konzentriert. Zudem wurde für alle numerischen Untersuchungen eine symmetrische Schraubenanordnung gewählt, so dass zur Bewertung des Modells nur diese Ergebnisse vorliegen. Prinzipiell wäre es denkbar das Modell auch für eine unsymmetrische Anordnung der Schrauben zu erweitern.



 $F_{t,Rd}^* = F_{t,Rd} \cdot k_i$   $k_i$  - Knotenkorrekturfaktor

Bild 7-1: Mechanisches Modell zur Bestimmung der Knotentragfähigkeit

Damit sichergestellt ist, dass die Schraubenzugtragfähigkeit die Momententragfähigkeit maßgeblich bestimmt, ist das neue Modell an gewisse Anwendungsgrenzen gebunden. Einen wichtigen Beitrag hierfür stellt die Ableitung und Definition von Kriterien dar, die eine Art Anwendungsoder Gültigkeitsbereich, ähnlich der Hohlprofilregelungen in DIN EN 1993-1-8 [7], Tab. 7.1, vorgeben, um von Anfang an zu gewährleisten, dass Riegel und vor allem Stützenprofil so gewählt werden, dass keine der dortigen Komponenten für die Anschlusstragfähigkeit maßgebend werden. Zudem sind Schranken für die Stirnplattendicke in Abhängigkeit der Schraubengröße und –anordnung zu definieren, damit sichergestellt ist, dass die Stirnplatte und/oder der Stützenflansch auch ausreichend Verformungskapazität für eine vollplastische Bemessung besitzen, um also eine gezielte gleichzeitige Optimierung von Tragfähigkeit und Verformungsfähigkeit erlauben.

Zur Erfassung aller Effekte, die die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit beeinflussen, wird ein Knotenkorrekturfaktor eingeführt, der die Zugtragfähigkeit der Schraube je nach Randbedingungen am Knoten unterschiedlich abmindert.

Das Modell zur Berechnung der Knotenmomententragfähigkeit für reine Stahlknoten mittels vereinfachtem Verfahren wird zunächst für den Bruchzustand auf Mittelwertniveau entwickelt und folgt Gleichung (7.1).

$$M_{j,u} = F_{t,u} \cdot k_j \cdot z \tag{7.1}$$

Hierfür lässt sich anhand eines Vergleichs mit den Grenzmomententragfähigkeiten der FE-Berechnungen eine statistische Auswertung nach DIN EN 1990 [4] durchführen, siehe Kapitel 7.9.

Damit das vereinfachte Bemessungsverfahren parallel zum bestehenden Komponentenverfahren in DIN EN 1993-1-8 [7] anwendbar ist, muss das Berechnungsmodell auf "plastisches Niveau" mit Nennwerten der Festigkeit adaptiert werden, siehe Gleichung (7.2)

$$M_{j,pl,Rd} = F_{t,Rd} \cdot k_j \cdot \alpha \cdot z \tag{7.2}$$

Die plastische Momententragfähigkeit, bestimmt mit dem vereinfachten Bemessungsverfahren, sollte im Vergleich zu  $M_{j,pl,Rd,EC3}$  keine zu großen Streuungen aufweisen und tendenziell eher leicht auf der "sicheren Seite" liegen, um akzeptiert zu werden. Deshalb muss eventuell noch ein pauschaler Faktor  $\alpha$  eingeführt werden, um die plastischen Knotentragfähigkeiten des vereinfachten Verfahrens an die Werte nach der Komponentenmethode anzugleichen.

Für Verbundknoten sieht das mechanische Modell des vereinfachten Verfahrens eine Addition der beiden Zugkraftanteile aus Bewehrung und Stahlteil des Knotens, wie bisher, vor. Unterschied ist nur, dass der Traganteil des Stahlknotens nach Gleichung (7.2) bestimmt wird. Die "negative" Momententragfähigkeit für Verbundknoten bestimmt sich somit nach Gleichung (7.3) vgl. *Bild 7-1 rechts*.

$$M_{j,pl,Rd} = F_{t,Rd} \cdot k_j \cdot \alpha \cdot z_1 + F_{T,RFT,Rd} \cdot z_2$$
(7.3)

Mit Hilfe des neuen Modells lassen sich die Knotentragfähigkeiten sowohl auf plastischem Tragniveau, wie auch für den Bruchzustand, bestimmen. So kann für Versagensmodus 2 der Stirnplatte oder des Stützenflansches zukünftig auch die Grenzmomententragfähigkeit des Knotens bestimmt werden, was mit der Komponentenmethode bisher nicht möglich ist.

#### 7.3 Schraubenzugtragfähigkeit im Bruchzustand

Die Schraubenzugtragfähigkeit auf Bemessungsniveau bestimmt sich nach DIN EN 1993-1-8 [7], Tabelle 3.4 und ist in Gleichung (7.4) aufgeführt. Im Bruchzustand, ohne Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_{M2}$ , sollte für die Traglast des Zugstabes, vom mechanischen Verständnis her, Querschnittsfläche mal Zugfestigkeit gelten.

$$F_{t,Rd} = \frac{0.9 \cdot f_{uB} \cdot A_s}{\gamma_{M2}}$$
(7.4)

Im Entwurf zum Hintergrundbericht des Eurocode 3 von 1984 [46] wurde die charakteristische Widerstandsfunktion für Schrauben auf Zug auch noch nach Gleichung (7.5) geführt.

$$F_t = f_{uB} \cdot A_s$$
 (Stand Draft Document 1984) (7.5)

Allerdings führten weitere Auswertung im Hintergrundbericht des Eurocode 3 von 1988 [46], [47], die aber kurioser Weise zu einem Großteil auf unbekannten Schraubenzugfestigkeiten basieren dazu, dass die Widerstandsfunktion nach Gleichung (7.4) den zusätzlichen Faktor 0,9 erhielt, um auf Bemessungsniveau dem Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_{M2}$  für sprödes Versagen zu genügen.

Eigene Auswertungen [32] haben gezeigt, dass die Qualitätskontrollen der Schraubenhersteller greifen und mittlerweile die nominellen Zugfestigkeitswerte der Schrauben immer kleiner als die charakteristischen Werte (5%-Fraktilwerte) sind. Dies war laut Hintergrundbericht [46] damals nicht immer der Fall.

Für die Schraubenzugtragfähigkeit im Bruchzustand und damit zur Bestimmung der Grenzmomententragfähigkeit wird in dieser Arbeit die Gleichung (7.5) angewendet. Versuchs- wie auch FE-Ergebnisse haben gezeigt, dass bei bekanntem f<sub>uB</sub> der Schraube, dieses Modell die Wirklichkeit sehr gut wiederspiegelt.

Zur Bestimmung der plastischen Momententragfähigkeit des Knotens wird auf Gleichung (7.4) zurückgegriffen, um konform mit dem Vorgehen der Komponentenmethode in DIN EN 1993-1-8 [7] zu sein.
# 7.4 Knotenkorrekturfaktor für bündige Stirnplatten

# 7.4.1 Allgemeines

Bei sehr dicken Stirnplatten und relativ gedrungenen Stützenprofilen liegt ein rein elastisches Verhalten des Stirnbleches und des Stützenflansches vor. Dadurch dass die Bleche nahezu keine Verformung aufweisen, treten Effekte wie Schraubenbiegung oder Abstützkräfte nicht auf, was wiederum eine voll Ausnutzung der ungestörten Schraubenzugtragfähigkeit ermöglicht. Zudem ist die bisherige Philosophie der Praxis die Schrauben möglichst nahe an Steg und Flansch anzuordnen, was ein "steifes Verhalten" und damit die Ausnutzung der ungestörten Schraubenzugtragfähigkeit noch mehr begünstigt.

Da hier das angestrebte Ziel die Ausbildung duktiler bis hochduktiler Knoten ist und die Verformungskapazitäten der Stirnplatte und des Stützenflansches die Basis dieser duktilen Knotenverbindungen darstellen, ist die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit nicht mehr gegeben. In Abhängigkeit der Randbedingungen der Stirnplattenverbindung stellen sich durch die Verformung des Stirnbleches bzw. des Stützenflansches Effekte ein, die die maximal mögliche Zugtragfähigkeit der Schraube reduzieren. Durch die Verformung der Stirnplatte findet eine Verdrehung des Schraubenkopfes bzw. -mutter statt, welche eine zusätzliche Biegebeanspruchung der Schraube auslöst. Bei zunehmender Verformung der Stirnplatte stellt sich eine Membrantragwirkung des Bleches ein, dadurch hängt sich das Blech in die Schrauben und verursacht eine zusätzliche Querkraftbeanspruchung. Der dritte Effekt, der sich negativ auf die aufnehmbare Zugtragfähigkeit der Zugzone auswirkt, sind Hebelkräfte der sich abstützenden Kanten der Stirnplatte auf den Stützenflansch, wenn sich beide ähnlich verformen.

In Kapitel 5 wurde für bündige Stirnplatten der Einfluss der maßgebenden Parameter am Anschluss mit Hilfe numerischer Methoden untersucht. Anhand der dort gewonnenen Erkenntnisse des jeweiligen Einflusses der einzelnen Parameter auf das Tragverhalten des Knotens, genauer auf die aktivierbare maximale Zugtragfähigkeit der Schrauben, werden im Folgenden die Korrekturfaktoren für jeden Parameter erarbeitet. Dabei soll für jeden Parameter zunächst ein linearer Abminderungsfaktor bestimmt werden.

# 7.4.2 Parameter t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub>

Der Parameter t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> hat Einflusss auf die Verformung der Stirnplatte und damit auf den Effekt Schraubenbiegung und die Entwicklung von Membraneffekten in der Stirnplatte, die zu einer zusätzlichen Querkraftbeanspruchung der Schraube führen. Für das Verhältnis t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> wurden in Kapitel 5.2.2 nennenswerte Abminderungen der ungestörten Schraubentragfähigkeit ab t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> < 0,75...0,70 beobachtet. In **Bild 7-2** sind die Ergebnisse unterschiedlicher Knotenserien und deren relative Momententragfähigkeit in Abhängigkeit des Verhältnisses t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> gegeben. In Gleichung (7.6) ist der abgeleitete Reduktionsfaktor k<sub>j,1</sub> für den Einfluss des Verhältnisses t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> aufgeführt und in **Bild 7-2** entsprechend visualisiert.



Bild 7-2: Reduktionsfaktor für das Verhältnis t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub>

Der Reduktionsfaktor orientiert sich hierbei an der "oberen Grenze", das bedeutet Einflüsse aus Materialfestigkeit, Schraubenabstand oder Stützenflanschdicke sollen nicht mit einfließen, da diese separat erfasst werden. Gut zu erkennen ist außerdem, dass ein Verhältnis  $t_{EP}/d_B > 0,72$  keine nennenswerte Abminderung der Schraubenzugtragfähigkeit mehr zur Folge hat.

$$k_{j,1} = 0.65 + 0.35 \left( 1.4 \cdot \frac{t_{EP}}{d_B} \right) \text{ mit } k_{j,1} \le 1.0$$
 (7.6)

#### 7.4.3 Parameter t<sub>cf</sub>/d<sub>B</sub>

Der Parameter  $t_{cf}/d_B$  hat großen Einflusss auf die Verformung des Stützenflansches und damit auf die Art und Größe der Kantenpressung zwischen Stirnplatte und Stützenflansch. Nebenbei beeinflusst er natürlich auch die Schraubenbiegung, resultierend aus der auftretenden Stützenflanschverformung.

Für das Verhältnis  $t_{cf}/d_B$  wurden in Kapitel 5.5 nennenswerte Abminderungen der ungestörten Schraubentragfähigkeit ab  $t_{cf}/d_B < 0.83$  beobachtet. In **Bild 7-3** sind die Ergebnisse unterschied-

licher Knotenserien und deren relative Momententragfähigkeit in Abhängigkeit des Verhältnisses t<sub>cf</sub>/d<sub>B</sub> gegeben.



Bild 7-3: Reduktionsfaktor für das Verhältnis tcf/dB

Dabei bildet der Reduktionsfaktor  $k_{j,2}$  aus Gleichung (7.7), zur Berücksichtigung der Stützenflanschdicke, wieder eine "obere Schranke", da die Einflüsse aus anderen Parametern, wie schon erwähnt, eigenständig berücksichtigt werden. Deshalb liegen die Serien mit kleinem Verhältnis t<sub>EP</sub>/d<sub>B</sub> in **Bild 7-3** auch etwas unterhalb der Reduktionsfaktorgleichung.

$$k_{j,2} = 0.65 + 0.35 \left( 1.2 \cdot \frac{t_{cf}}{d_B} \right) \text{ mit } k_{j,2} \le 1.0$$
 (7.7)

Aus **Bild 7-3** ist zu entnehmen, dass Stützenflanschdicken ab einem Verhältnis  $t_{cf}/d_B > 0,83$  keine signifikante Abminderung der Schraubenzugkraft mehr bedingen.

#### 7.4.4 Parameter m

Der Parameter m, der horizontale Schraubenabstand, hat Einfluss auf die Verformung der Stirnplatte und damit auf den Effekt Schraubenbiegung und die Entwicklung von Membraneffekten in der Stirnplatte, die zu einer zusätzlichen Querkraftbeanspruchung der Schraube führen. Da sich mit zunehmender Vergrößerung des Abstandes m zwischen Riegelsteg und Schraube, i.d.R. auch der Randabstand n der Schraube ändert, verändert sich auch das Verhalten des Plattenüberstandes und damit die Entwicklung von Abstützkräften. In Kapitel 5.3.2 wurde dieses Phänomen aufgezeigt und auch darauf hingewiesen, dass die Steifigkeit der Platte und damit auch die Wahl der Stahlgüte in diesem Zusammenhang eine wesentliche Rolle spielt. Der kleinste geometrische Abstand zwischen Riegelsteg und Schraubenachse, bei gleichzeitiger Sicherstellung einer montagetechnisch noch einwandfreien Lösung, bewegt sich bei ca.  $m = 1,5d_B$ . Bei Vergrößerung dieses Abstandes erfährt die Schraubenzugtragfähigkeit eine allmähliche Abminderung, wie aus den Knotenserien in **Bild 7-4** hervorgeht. Der linearisierte Reduktionsfaktor aus Gleichung (7.8) trifft die tatsächliche Abnahme der Tragfähigkeit nicht ganz zufriedenstellend, da diese eher einen parabelförmigen Verlauf aufweist.



Bild 7-4: Reduktionsfaktor für den Parameter m

Für Anfangswert  $m = 1,5d_B$  und Endwert  $m = 4,5d_B$  des Untersuchungsbereichs passt der Reduktionsfaktor  $k_{j,3}$  relativ gut, für den Wertebereich dazwischen wird die Tragfähigkeit tendenziell unterschätzt.

$$k_{j,3} = 1,12 - 0,12 \cdot \left(\frac{m}{1,5d_B}\right) \text{ mit } k_{j,3} \le 1,0 \tag{7.8}$$

#### 7.4.5 Parameter m<sub>2</sub> bzw. m<sub>x</sub>

Der Parameter m<sub>2</sub> bzw. m<sub>x</sub>, der vertikale Schraubenabstand, hat Einflusss auf die Verformung der Stirnplatte und damit wiederum vor allem auf die Schraubenbiegung. Mit zunehmender Vergrößerung des Abstandes zwischen Riegelzugflansch und Schraubenachse nimmt der aussteifende Einfluss des Flansches auf die Stirnplatte ab und die Verformungsfreudigkeit des Stirnbleches zu. Hieraus resultiert eine zunehmende Verdrehung des Schraubenkopfes bzw. -mutter, die sich in zusätzlicher Biegebeanspruchung der Schraube bemerkbar macht. In Kapitel 5.3.4 wurde hierauf detailliert eingegangen. **Bild 7-5** ist zu entnehmen, dass ab einem Abstand m<sub>2</sub> > 2,0d<sub>B</sub> eine

Reduzierung der ungestörten Schraubenzugtragfähigkeit eintritt. Der linearisierte Reduktionsfaktor  $k_{j,4}$  aus Gleichung (7.9) ist für das "Grenzverhältnis"  $t_{EP}/d_B = 0,72$  aus Kapitel 7.4.2 ausgelegt. Knotenserien mit einem kleineren Verhältnis  $t_{EP}/d_B$  liegen deshalb leicht unter der Kurve des Reduktionsfaktors in **Bild 7-5**, größere Verhältnis  $t_{EP}/d_B$  eher oberhalb.



Bild 7-5: Reduktionsfaktor für den Parameter m2 bzw. mx

Grundsätzlich spiegelt der linearisierte Reduktionsfaktor aus Gleichung (7.9) den tatsächlichen Einfluss des vertikalen Schraubenabstandes auf das Tragverhalten gut wieder.

$$k_{j,4} = 1, 1 - 0, 1 \cdot \left(\frac{m_x}{2,0d_B}\right) \text{ mit } k_{j,4} \le 1,0$$
 (7.9)

#### 7.4.6 Parameter fy/fuB

Der Parameter  $f_y/f_{uB}$ , der das Verhältnis von Stahlgüte der Stirnplatte zur Schraubenfestigkeit darstellt, bestimmt zusammen mit dem Verhältnis tEP/dB den Abstand zwischen maximaler Schraubenzugtragfähigkeit und plastischem Widerstandsmoment des Stirnbleches. Als Referenzwert der Stahlgüte wurde S355 festgelegt und für Schrauben stellt die Güte 10.9 den Basiswert dar. Wird eine niedrigere Stahlgüte als S355 für die Stirnplatte verwendet ergibt sich ein Reduktionsfaktor und bei Einsatz höherfester Stähle ein leichter Erhöhungsfaktor, der allerdings auf maximal 1,05 gedeckelt ist, siehe Gleichung (7.10). In **Bild 7-6** ist der linearisierte Faktor zur Berücksichtigung des Parameters Stahlgüte veranschaulicht. Hier fällt auf, dass bei einem Verhältnis tEP/dB > 0,72 eine niedrigere Stahlgüte ein größeren Einfluss auf die zur Verfügung stehende Schraubenzugtragfähigkeit hat. Dies begründet sich, wie schon in **Bild 5-40** und **Bild 5-41**  aufgezeigt, mit der "sprunghaften" Zunahme der Schraubenbiegung durch das weichere Plattenverhalten.



Bild 7-6: Reduktions- bzw- Erhöhungsfaktor für das Verhältnis fy/fuB

Der untersuchte Wertebereich im Rahmen der numerischen Simulationen umfasst die Stahlgüte S235 bis S690 für das Stirnblech. Für Schrauben wurde fast ausschließlich die Festigkeit HV 10.9 betrachtet. Allerdings dürfte der Faktor auch für HV 8.8 problemlos anwendbar sein. Einige FE-Tastversuche wie die in **Bild 7-6** aufgezeigt Serie 4 haben dies bestätigt. Alle FE-Berechnungen der Serie 4 enthalten Schrauben der Güte 8.8 anstelle von 10.9.

Im Bauwesen ist davon auszugehen, dass vorwiegend die Schraubengüte 10.9 zum Einsatz kommen wird. Die Güte 8.8 ist zwar nach DIN EN 1993-1-8 [7] ebenfalls anwendbar, doch liegt der Hauptanwendungsbereich eher im Maschinenbau.

$$k_{j,5} = 0.9 + 0.28 \cdot \left(\frac{f_y}{f_{uB}}\right) \text{ mit } k_{j,5} \le 1.05$$
 (7.10)

#### 7.4.7 Zusammengesetzter Knotenkorrekturfaktor

In den vorangegangenen Kapiteln wurde jeder einzelne Knotenkorrekturfaktor  $k_{j,i}$  abgeleitet, begründet und anhand der FE-Ergebnisse verifiziert. Um nun alle Effekte am Knoten gleichzeitig berücksichtigen zu können, müssen die einzelnen Faktoren zu einem Gesamtfaktor zusammengeführt werden. Dazu wird ein Produkt aus allen Einzelfaktoren gebildet.

Der Knotenkorrekturfaktor  $k_j$  zur Berücksichtigung der abmindernden Effekte auf die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit setzt sich nun wie folgt zusammen:

$$k_{j} = k_{j,1} \cdot k_{j,2} \cdot k_{j,3} \cdot k_{j,4} \cdot k_{j,5}$$
(7.11)

Werden die in Kapitel 7.4.2 bis Kapitel 7.4.6 erarbeiteten linearen Terme für die Einzelfaktoren eingesetzt, ergibt sich folgende Formel für  $k_j$ :

$$\begin{aligned} \mathbf{k}_{j} &= \mathbf{k}_{j,1} \cdot \mathbf{k}_{j,2} \cdot \mathbf{k}_{j,3} \cdot \mathbf{k}_{j,4} \cdot \mathbf{k}_{j,5} \\ &= \left[ 0,65 + 0,35 \left( 1,4 \cdot \frac{\mathbf{t}_{\mathrm{EP}}}{\mathbf{d}_{\mathrm{B}}} \right) \right] \cdot \left[ 0,65 + 0,35 \left( 1,2 \cdot \frac{\mathbf{t}_{\mathrm{cf}}}{\mathbf{d}_{\mathrm{B}}} \right) \right] \\ &\cdot \left[ 1,12 - 0,12 \cdot \left( \frac{\mathbf{m}}{1,5\mathbf{d}_{\mathrm{B}}} \right) \right] \cdot \left[ 1,1 - 0,1 \cdot \left( \frac{\mathbf{m}_{\mathrm{x}}}{2,0\mathbf{d}_{\mathrm{B}}} \right) \right] \\ &\cdot \left[ 0,9 + 0,28 \cdot \left( \frac{\mathbf{f}_{\mathrm{y}}}{\mathbf{f}_{\mathrm{uB}}} \right) \right] \end{aligned}$$
(7.12)

Diese Formel ist das direkte Ergebnis der zusammengefassten einzelnen Einflüsse der 5 wichtigsten Parameter am geschraubten Stirnplattenanschluss auf das Tragverhalten.

Da für eine schnelle und praktikable Anwendung, die ein vereinfachtes Bemessungsverfahren mit sich bringen sollte, die Formel in Gleichung (7.12) zu umständlich ist, wird im nächsten Schritt eine ingenieurmäßige Vereinfachung angestrebt. Ziel ist es alle Parameter in einem einzigen Produkt zusammenzufassen und dabei trotzallem den Einfluss aller einzelnen Parameter zufriedenstellend zu berücksichtigen.

Da sich ein linearisierter Reduktionsfaktor in der oben durchgeführten Betrachtung für einzelne Parameter nicht über den gesamten Wertebereich als optimal herausgestellt hat, wird im Folgenden auf eine Exponentialfunktion zurückgegriffen. Alle einzelnen Parameter orientieren sich dabei wieder an den Erkenntnissen aus Kapitel 7.4.2 bis Kapitel 7.4.6:

Parameter $t_{cf}/d_B - [(t_{cf}/d_B)/0,83]$ mit $0,5 \le t_{cf}/d_B \le 1,2$ Parameter $m - [1,5d_B/m]$ mit $1,5 \le m/d_B \le 4,5$ Parameter $m_2$ bzw. $m_x - [2,0d_B/m_2]$ mit $1,5 \le m_2/d_B \le 4$	Parameter $t_{EP}/d_B - [(t_{EP}/d_B)/0,72]$	mit $0,5 \le t_{EP}/d_B \le 1,25$
Parameter m - $[1,5d_B/m]$ mit $1,5 \le m/d_B \le 4,5$ Parameter m <sub>2</sub> bzw. m <sub>x</sub> - $[2.0d_B/m_2]$ mit $1.5 \le m_2/d_B \le 4$	Parameter $t_{cf}/d_B - [(t_{cf}/d_B)/0,83]$	mit $0.5 \le t_{cf}/d_B \le 1.25$
Parameter m <sub>2</sub> bzw $m_x - [2 0 d_B/m_2]$ mit 1 5 < m <sub>2</sub> /d <sub>B</sub> < 4	Parameter $m - [1, 5d_B/m]$	mit $1,5 \le m/d_B \le 4,5$
	Parameter m <sub>2</sub> bzw. $m_x - [2,0d_B/m_2]$	mit $1,5 \le m_2/d_B \le 4,0$

• Parameter  $f_y/f_{uB} - [(f_y/355)(1000/f_{uB})]$ 

$$k_{j(FEP)}^{*} = \left[ \left( \frac{t_{EP}/d_B}{0.72} \right) \left( \frac{t_{cf}/d_B}{0.83} \right) \left( \frac{1.5d_B}{m} \right) \left( \frac{2.0d_B}{m_2} \right) \left( \frac{f_y \cdot 1000}{355 \cdot f_{uB}} \right) \right]^{0.25}$$
(7.13)

Wird Gleichung (7.13) ausmultipliziert ergibt sich folgender gekürzter Ausdruck für den Reduktionsfaktor kj:

$$k_{j(FEP)}^{*} = 1.95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_{y}}{m \cdot m_{x} \cdot f_{uB}}\right)^{0.25}$$
(7.14)

Werden die beiden Korrekturfaktoren  $k_j$  und  $k_j^*$  hinsichtlich der Streuungen verglichen ergeben sich nur kleine Unterschiede wir in **Bild 7-7** und **Bild 7-8** zu sehen ist. Bei Betrachtung der statistischen Kenngrößen schneidet der vereinfachte Knotenkorrekturfaktor  $k_j^*$  sogar fast mit den gleichen Werten ab, was Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient betrifft.



**Bild 7-7:** Vergleich der rechnerischen Traglast mit FE-Versuchsergebnis für  $k_j$  (ausführlich) **Bild 7-8:** Vergleich der rechnerischen Traglast mit FE-Versuchsergebnis für  $k_j^*$  (vereinfacht)

Mit dem Modellvergleich in **Bild 7-7** ist die Qualität des erarbeiteten Knotenkorrekturfaktors  $k_j$ im Vergleich zu den FE-Versuchsergebnissen demonstriert. Während der Faktor  $k_j$  anhand eines Produktes aus sogenannten Trendlinien für die Einzelparameter erarbeitet wurde, beruht der Faktor  $k_j^*$  auf einer empirischen Ableitung. Dass der Faktor  $k_j^*$  sehr gut die Einflüsse auf das Tragverhalten geschraubter Anschlüsse widerspiegelt ist durch den Modellvergleich in **Bild 7-8** bestätigt. Der Faktor kj bzw. kj\* wurden hier zunächst für bündige Stirnplatten entwickelt, deshalb der Index "FEP" für <u>Flush Endplate</u>.

Um die Zuverlässigkeit des rechnerischen Modells im Detail zu bewerten, erfolgt im nachfolgenden Kapitel 7.9 ein standardisiertes Auswerteverfahren nach DIN EN 1990 [4].

## 7.5 Knotenkorrekturfaktor für überstehende Stirnplatten

In Kapitel 6.5 wurde aufgezeigt, dass sich die Einflüsse der maßgebenden Parameter am Knoten für überstehende Stirnplatten denen der bündigen Stirnplatten sehr ähnlich sind. Damit wird hier die Annahme getroffen, dass die in Kapitel 7.4 erarbeiteten Reduktionsfaktoren auch für überstehende Stirnplattenverbindungen Gültigkeit haben. Damit das Bemessungsmodell des vereinfachten Verfahrens auch wirklich einfach und benutzerfreundlich gehalten wird, soll der zusammengesetzte Reduktionsfaktor kj\* aus Gleichung (7.14) auch für überstehenden Stirnplatten weiterverwendet. Allerdings müssen die abmindernden Effekte der dort höheren Abstützkräfte noch zusätzlich berücksichtigt werden. Die Abstützkräfte treten größtenteils am kragarmähnlichen Bereich der Stirnplatte auf, sollen aber der Einfachheit halber mit einem pauschalen Faktor  $\delta$  in den Reduktionsfaktor mit einfließen. Für überstehende Stirnplatten ergibt sich damit ein Knotenkorrekturfaktor nach Gleichung (7.15).

$$k_{j(EEP)}^{*} = \delta_{pf} \cdot 1,95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_{y}}{m \cdot m_{x} \cdot f_{uB}}\right)^{0,25}$$
(7.15)

mit:  $\delta_{pf}$  – Beiwert zur Berücksichtigung von Abstützkräften

Werden die in Gleichung (7.13) einfließenden Grenzverhältnisse bei überstehenden Stirnplatten eingehalten oder sogar überschritten, wird im Vergleich zu den bündigen Stirnplatten, die Knotentragfähigkeit bei ungestörter Schraubenzugtragfähigkeit trotzdem deutlich unterschritten. Die Auswertung in Kapitel 6.2 bis 6.5 hat dabei aufgezeigt, dass sich bedingt durch die vorherrschenden Abstützkräfte eine Abminderung der ungestörten Schraubenzugkraft um ca. 25% ergibt. Dies wird auch durch den Vergleich ausgewählter FE-Versuche in **Bild 7-9** veranschaulicht. Alle hier aufgezeigten Knotenkonfigurationen halten die Grenzkriterien nach Gleichung (7.13) gerade so ein und stehen damit exemplarisch für die komplette numerische Versuchsserie.

Während für bündige Stirnplatten bei Einhaltung der Grenzverhältnisse die maximale Knotentragfähigkeit für ungestörte Schraubenzugkraft gerade noch erreicht werden konnte, ist für überstehende Stirnplatten eine Reduktion zwischen 15% ....35% zu beobachten.



**Bild 7-9:** Erreichte Knotentragfähigkeiten im Vergleich zu max. Mu bei 100% F<sub>u,Bolt</sub>



**Bild 7-10:** Vergleich der rechnerischen Traglast mit FE-Versuchsergebnis für k<sub>j</sub>\* (EEP)

Aus **Bild 7-9** ergibt sich damit für den Reduktionsbeiwert zur Berücksichtigung der Abstützkräfte bei überstehenden Stirnplatten:

$$\delta_{\rm pf} = 0.75$$
 (7.16)

Wird nun  $\delta_{pf} = 0,75$  in Gleichung (7.15) eingesetzt und der so modifizierte Reduktionsfaktor  $k_j^*$  für überstehenden Stirnplatten auf die Berechnung der Momententragfähigkeit angewendet, ergibt sich der Modellvergleich nach **Bild 7-10**. Die Qualität des erarbeiteten Knotenkorrekturfaktors  $k_j^*(EEP)$  im Vergleich zu den FE-Versuchsergebnissen ist sehr zufriedenstellend, die Streuungen um die Winkelhalbierende sind klein. Bei Betrachtung der statistischen Kenngrößen, Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient, weist das Modell, inklusive des modifizierten Reduktionsfaktors für überstehende Stirnplatten, sehr akzeptable Werte auf, siehe **Bild 7-10**. Der Index "EEP" steht hier für <u>Extended Endp</u>late.

Um die Zuverlässigkeit des rechnerischen Modells im Detail zu bewerten, erfolgt im nachfolgenden Kapitel 7.9 auch für die überstehenden Stirnplatten ein standardisiertes Auswerteverfahren nach DIN EN 1990 [4].

## 7.6 Tragfähigkeit T-Stummel isoliert

Zur Absicherung und Überprüfung der allgemeinen Gültigkeit der erarbeiteten Knotenkorrekturfaktoren werden diese nachfolgend auch dahingehend untersucht, ob sie sich eignen die isolierte T-Stummeltragfähigkeit zu bestimmen. Zu unterscheiden sind hier nicht ausgesteifte und ausgesteifte T-Stummel. Nicht ausgesteifte T-Stummel entwickeln analog den überstehenden Stirnplatten nennenswerte Abstützkräfte wohingegen ausgesteifte T-Stummel zum Versagenszeitpunkt relativ geringe Abstützkräfte aufweisen. Somit ist für nicht ausgesteifte T-Stummel zur Bestimmung der Tragfähigkeit mittels vereinfachtem Verfahren der Reduktionsfaktor nach Gleichung (7.15) anzuwenden. Für ausgesteifte T-Stummel bestimmt sich die Tragfähigkeit dann unter Anwendung des Reduktionsfaktors nach Gleichung (7.14) in Kapitel 897.4. Werden die analytischen Traglasten der T-Stummel mit Versuchsergebnissen verglichen, ergibt sich auch hier eine gute Übereinstimmung. In **Bild 7-11** ist das Modell mit den Ergebnissen der T-Stummelversuche aus Trento [16] verglichen. Zu diesen Versuchen ist ein sehr detaillierter Versuchsbericht vorhanden und alle Geometrie- und Materialparameter sind bestens dokumentiert. Die Streuung fällt relativ klein aus. Ergänzend wurden diverse, in der Literatur [17] verfügbare, T-Stummelversuche zur weiteren Verifizierung herangezogen und der Modellvergleich hierzu ist in **Bild 7-12** aufgezeigt. Die größere Streuung resultiert überwiegend aus unscharf dokumentierten Versuchsrandbedingungen und -ergebnissen und damit aus möglichen fehlerbehafteten Eingangsgrößen. Zudem waren die T-Stummel in Trento durchweg mit 2 Zugschrauben ausgeführt, die T-Stummel in **Bild 7-12** dagegen hatten auch 4 Zugschrauben.



*Bild 7-11:* Vergleich der rechnerischen Traglast F<sub>T,u,T-Stub</sub> mit Trento Versuchen [16]

*Bild 7-12:* Vergleich der rechnerischen Traglast F<sub>T,u,T</sub>-stub mit diversen Versuchen [17]

Insgesamt kann aber festgestellt werden, dass die erarbeiteten Reduktionsfaktoren auch für die isolierte Betrachtung von T-Stummel sehr brauchbare Ergebnisse liefern.

# 7.7 Tragfähigkeit der Betonplatte/Bewehrung auf Zug

Für die Bestimmung der "negativen" Momententragfähigkeit von Verbundknoten ist ergänzend zur Tragfähigkeit des Stahlanschlusses die Tragfähigkeit der Bewehrung auf Zug zu addieren. Die Komponente Bewehrung auf Zug (RFT) ist in DIN EN 1994-1-1 [8], Kapitel 8.4.2.1 bereits erfasst und geregelt.

Die ultimative Tragfähigkeit der Bewehrung auf Zug bestimmt sich dabei nach Gleichung (7.17).

$$F_{T,u,RFT} = A_s \cdot f_{s,u} \tag{7.17}$$

Anhand von Daten aus Zugversuchen mit Stahlbetonzugelementen [16], [41], die den Betongurt des Verbundknotens wiederspiegelten, kann die Streuung des Modells zur Bestimmung der Zugtragfähigkeit der Bewehrung im Bruchzustand überprüft werden.

In **Bild 7-13** ist anhand der zur Verfügung stehenden Ergebnisse aus [16], [41] die Streuung für das mechanische Modell aus Gleichung (7.17) aufgezeigt. Das Modell für das "Zugband der Betonplatte" ist sehr präzise und weist nur sehr geringe Streuungen auf, die den Werten der Zugfestigkeit des Betonstahl und seines geometrischen Toleranzbereiches entsprechen.

Damit wird deutlich, dass bei Anwendung des vereinfachten Verfahrens der Traganteil der Bewehrung sehr genau prognostiziert werden kann, wogegen die Vorhersage der Tragfähigkeit des Stahlanschlusses auf Zug im Vergleich hierzu etwas größeren Streuungen unterliegt.



**Bild 7-13:** Vergleich der rechnerischen Traglast F<sub>T,u,RFT</sub> mit Versuchen

## 7.8 Überprüfung der Knotenkorrekturfaktoren auf plastischem Niveau

Zur Anwendung des vereinfachten Bemessungsverfahrens geschraubter Stirnplattenanschlüsse im Grenzzustand der Tragfähigkeit (GZT) bedarf es der Bestimmung der plastischen Momententragfähigkeit des Anschlusses M<sub>j,pl,Rd</sub> und nicht des Grenzmoments (Bruchmoments) M<sub>j,u</sub>. Das Modell auf Mittelwertniveau zur Bestimmung des Grenzmoments diente zum Abgleich mit Versuchs- und FE-Ergebnissen. Das Modell zur Bestimmung der plastischen Momententragfähigkeit des Knotens wird nun mit den Werten der plastischen Knotentragfähigkeit nach der Komponentenmethode in DIN EN 1993-1-8 [7] verglichen. Das vereinfachte Verfahren soll das bestehende ausführliche Verfahren der Komponentenmethode ergänzen und muss deshalb vergleichbare Ergebnisse liefern, um eine konfliktfreie parallele Einführung zu ermöglichen. Hierzu wird für alle in Kapitel 5 untersuchten bündigen Stirnplatten sowie für die in Kapitel 6 untersuchten überstehenden Stirnplatten die plastischen Momententragfähigkeit  $M_{j,pl,Rd,EC3}$  mit der plastischen Momententragfähigkeit  $M_{j,pl,Rd,kj*}$  nach Gleichung (7.2) verglichen.

Zunächst wird die plastische Tragfähigkeit für bündige Stirnplatten überprüft. Der Modellvergleich in **Bild 7-14** zeigt, dass mit dem vereinfachten Verfahren die plastische Momententragfähigkeit des ausführlichen Verfahrens nach der Komponentenmethode leicht überschätzt wird. Das resultiert aus der Tatsache, dass hier vor allem duktile Knoten mit Stirnplattenversagen im Versagensmodus 2 nahe Versagensmodus 1 untersucht wurden. Hier liefert das Verfahren der Komponentenmethode eher konservative Ergebnisse.

Zur Anpassung des vereinfachten Modells an DIN EN 1993-1-8 [7] muss, wie schon in Kapitel 7.2 angedeutet, ein zusätzlicher pauschaler Anpassungsfaktor  $\alpha$  eingeführt werden. Wird in Gleichung (7.2) der Wert  $\alpha = 0.9$  gesetzt, ergibt sich der Modellvergleich in **Bild 7-15**. Die Ergebnisse des vereinfachten Verfahrens überschätzen nun die Werte der Komponentenmethode weniger oft und wenn, dann auch nur noch leicht wie auch die statistischen Kenngrößen zeigen.



**Bild 7-14:** Vergleich von M<sub>j,pl,Rd,EC3</sub> und M<sub>j,pl,Rd,kj\*</sub> nach Gleichung (7.2)

**Bild 7-15:** Vergleich von  $M_{j,pl,Rd,EC3}$  und  $M_{j,pl,Rd,kj*}$  nach Gleichung (7.2) inkl.  $\alpha=0,9$ 

Die Überprüfung des Modells der plastischen Tragfähigkeit für überstehende Stirnplatten ist in **Bild 7-16** aufgezeigt. Zur Berechnung von M<sub>j,pl,Rd,kj\*</sub> für überstehende Stirnplatten wurde Gleichung (7.2) unter Berücksichtigung von Gleichung (7.15) angewandt. Werden hierfür die statistischen Kenngrößen wie Mittelwert und Standardabweichung verglichen, zeigt sich, dass das vereinfachte Modell in Bezug auf die Ergebnisse nach der Komponentenmethode gute Übereinstimmung liefert und hier auf einen zusätzlichen Anpassungsfaktor  $\alpha$  verzichtet werden könnte. Fairerweise muss an dieser Stelle erwähnt werden, dass sich der Großteil der FE-Simulationen für überstehende Stirnplatten in einem Bereich mit tEP/dB > 0,72 und tcf/dB > 0,83 bewegt hat. Damit liegt hier für viele überstehende Stirnplatten Versagensmodus 2, aber mit deutlicherem Abstand zu Versagensmodus 1 vor, als das für die bündigen Stirnplatten der Fall war.

Hier fallen die Ergebnisse der Komponentenmethode "weniger konservativ" aus und deshalb passt der Modellvergleich in **Bild 7-16** relativ gut.



**Bild 7-16:** Vergleich von  $M_{j,pl,Rd,EC3}$  und  $M_{j,pl,Rd,kj*}$  nach Gleichung (7.2) für EEP



Würden allerdings mehr dünnere Stirnplatten bzw. Stützenprofile in den Stichprobenumfang mit aufgenommen, wäre auch hier der Anpassungsfaktor  $\alpha = 0.9$  gerechtfertigt und belegbar. Wird dieser auf den aus der numerischen Untersuchung zur Verfügung stehenden Stichprobenumfang angewendet, ergibt sich der Modellvergleich nach **Bild 7-17**.

Für die Bestimmung der Momententragfähigkeit auf plastischem Bemessungsniveau ergibt sich für das vereinfachte Verfahren die angepasste Gleichung (7.2) zu Gleichung (7.18):

$$M_{j,pl,Rd} = 0.9 \cdot k_j^* \cdot F_{t,Rd} \cdot z$$
(7.18)

Für Verbundknoten ist entsprechend Gleichung (7.3) anzupassen.

## 7.9 Statistische Auswertung nach DIN EN 1990

#### 7.9.1 Allgemeines

Anhand der in DIN EN 1990 Anhang D.8 [4] zur Verfügung stehenden standardisierten Vorgehensweise zur Überprüfung der Gültigkeit des entwickelten Bemessungsmodells wird kontrolliert, ob ausreichende Korrelation zwischen den theoretischen Werten und den Versuchsergebnissen besteht. Dabei werden Vorinformationen, wie aus der Literatur vorliegende Variationskoeffizienten der Basisvariablen, angewendet.

Zudem werden für das Auswerteverfahren folgende Annahmen getroffen:

- Widerstandsfunktion ist eine Funktion von unabhängigen Variablen
- Ausreichende Anzahl Versuche (experimentell und numerisch) liegt vor
- Alle relevanten Größen sind gemessene Werte

- Es gibt keine Korrelation der Variablen innerhalb der Widerstandfunktion
- Alle Variablen genügen einer Normal-Verteilung oder einer Log-Normal-Verteilung

Ziel ist es, unter Berücksichtigung der Streuung aller Einflussgrößen, festzustellen, ob Fehler beim Versuch oder in der Widerstandsfunktion vorliegen. Da sowohl die Baustoffeigenschaften als auch die geometrischen Kenngrößen am Anschluss Streuungen unterliegen, sind Abweichungen von der Winkelhalbierenden, wie zum Beispiel in **Bild 7-8**, vorprogrammiert. Diese sollten sich aber in einem gewissen Rahmen bewegen und werden deshalb untersucht. Bei Verwendung numerischer Versuchsergebnisse anstelle von experimentellen Ergebnissen muss die Unschärfe des FE-Modells, also die Modellungenauigkeit an sich, bedacht werden. Dafür ist die Vorhersage für die geometrischen und baustofftechnischen Kenngrößen im FE-Modell "nahezu perfekt". Bei der Auswertung experimenteller Ergebnisse, speziell bei fremden Ergebnissen, führen dagegen unvorhersehbare Streuungen, die nicht über die Basisvariablen erfasst sind, sowie teilweise unzureichend dokumentierte Ergebnisse bzw. Versagensmechanismen zu deutlicheren Abweichungen. Große Streuungen resultieren dann am Ende in höheren erforderlichen Teilsicherheitsbeiwerten als Ergebnisgröße des Auswerteverfahrens.

Allerdings muss bei der Auswertung eine Differenzierung des Zuverlässigkeitsniveaus vorgenommen werden. So gilt für die plastische Tragfähigkeit unter ständiger Bemessungssituation ein anderes Niveau als für die Bruchtragfähigkeit unter außergewöhnlicher Bemessungssituation.

#### 7.9.2 Auswertung bündiger Stirnplatten (numerisch)

Das Widerstandsmodell des vereinfachten Bemessungsverfahrens für bündige Stirnplatten auf Mittelwertniveau in Gleichung (7.19) wird für 164 FE-Berechnungen ausgewertet.

$$M_{j,u} = k_j^* \cdot F_{t,u} \cdot z \tag{7.19}$$

mit:

$$\begin{split} k_{j \, (FEP)}^{*} &= 1,95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_{y}}{m \cdot m_{x} \cdot f_{uB}}\right)^{0,25} & \text{Knotenkorrekturfaktor} \\ F_{t,u} &= A_{s} \cdot f_{uB,mean} & \text{ungestörte ultimative Schraubenzugtragfähigkeit} \\ z & \text{innerer Hebelarm} \end{split}$$

Die Variationskoeffizienten des rechnerischen Widerstandsmodells sind in **Tabelle 7-1** aufgeführt. Die Variationskoeffizienten der Dicke der gewalzten Bleche (Stirnplatte, Stützenflansch) beruhen auf dem JCSS Probabilistic Model Code Part 3.10 [27]. Für die Streckgrenze der Stirnplatten wurde der JCSS Probabilistic Model Code Part 3.02 [26] herangezogen. Für die Variation der Zugfestigkeit hochfester Schrauben wurde in der Literatur nur eine Quelle [30] gefunden. Deshalb wurde sich hier dahingehend beholfen, dass auch auf die Erkenntnisse des JCSS [26] für die Zugfestigkeit bei normalfestem Stahl in Kombination mit eigener Auswertung [32] an einem Stichprobenumfang von ca. 100 HV – Schrauben zurückgegriffen wurde. Alle drei unterschiedlichen Quellen lieferten für den Variationskoeffizienten der Zugfestigkeit ähnliche Werte. Der Variationskoeffizient des Schraubenabstandes bzw. der Lage der Schraubenlöcher wurde nach den Toleranzmaßen in DIN EN 1090 Tabelle D.1.8 [3] abgeschätzt.

 Tabelle 7-1: Variationskoeffizienten der Basisvariablen Vxi für das Widerstandsmodell

d <sub>B</sub>	t <sub>EP</sub>	t <sub>cf</sub>	m	m <sub>x</sub>	$f_{y,EP}$	$f_{uB}$
JCSS PMC Part 3.10			EN 1090 Tab. D.1.8		JCSS PMC Part 3.02	
0,03	0,03	0,03	0,05	0,05	0,07	0,04

Die einzelnen partiellen Ableitungen nach den Basisvariablen aus Gleichung (7.19) sind in **Tabelle 7-2** aufgelistet. Sie stellen eine Art Wichtung für die Variationskoeffizienten der Basisvariablen in der Auswertung dar.

*Tabelle* 7-2: Ableitungen nach den Basisvariablen V<sub>xi</sub> für das Widerstandsmodell

d <sub>B</sub>	t <sub>EP</sub>	t <sub>cf</sub>	m	m <sub>x</sub>	$f_{y, EP}$	$f_{uB}$
$\partial g_{rt}/\partial d_B$	$\partial g_{rt} / \partial t_{EP}$	$\partial g_{rt} / \partial t_{cf}$	∂g <sub>rt</sub> /∂m	$\partial g_{rt} / \partial m_x$	$\partial g_{rt} / \partial f_y$	$\partial g_{rt} / \partial f_{uB}$
2	0,25	0,25	-0,25	-0,25	-0,25	0,75

Die Ergebnisse der statistischen Auswertung für bündige Stirnplatten zeigen eine sehr gute Übereinstimmung des neuen Widerstandsmodells aus Gleichung (7.19) mit den FE-Versuchen.

Der Mittelwertkorrekturfaktor b sowie der Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_R^*$  liegen sehr nahe bei 1,0.

numerische Untersuchungen nach	[37] Tabelle 2-1
theoretisches Widerstandsmodel nach Gleichung	Gl. (7.19)
Anzahl der Versuche	n=164
Mittelwertkorrekturfaktor b	
$b = \frac{\sum M_{FE,i} \cdot M_{t,i}}{\sum M_{t,i}^2}$	1,034
Variationskoeffizienten V $_\delta$ der Streugrößen $\delta$	
$\delta_i = \frac{M_{FE,i}}{b \cdot M_{t,i}}$	-
$\Delta_i = ln(\delta_i)$	-
$\bar{\Delta} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} \Delta_i$	0,020
$s_{\Delta}^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\Delta_i - \bar{\Delta})^2$	0,008
$V_{\delta}^2 = \exp(s_{\Delta}^2) - 1$	0,088
Charakteristische Werte $P_{Rk}$ der Widerstandsfunktion	
$V_{rt}^2 = \frac{1}{g_{rt}^2(\underline{X}_m)} \times \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial g_{rt}}{\partial X_i} \cdot \sigma_i\right)^2$	0,005
$V_r^2 = V_\delta^2 + V_{rt}^2$	0,013
$Q_{rt} = \sqrt{ln(V_{rt}^2 + 1)}$	0,072
$Q_{\delta}\sqrt{ln(V_{\delta}^2+1)}$	0,087
$Q = \sqrt{\ln(V_r^2 + 1)}$	0,113
$\alpha_{rt} = \frac{Q_{rt}}{Q}$	0,638
$lpha_{\delta}=rac{Q_{\delta}}{Q}$	0,772
$P_{Rk} = b \cdot g_R(\underline{X}_m) \cdot exp(-k_{\infty}\alpha_{rt}Q_{rt} - k_n\alpha_{\delta}Q_{\delta} - 0.5Q^2)$	0,853 $\cdot b_{gr}(\underline{X}_m)$
Bemessungswert P <sub>Rd</sub> der Widerstandsfunktion	
$P_{Rd} = b \cdot g_R(\underline{X}_m) \cdot exp(-k_{d,\infty}\alpha_{rt}Q_{rt} - k_{d,n}\alpha_{\delta}Q_{\delta} - 0.5Q^2)$	0,727 $\cdot b_{gr}(\underline{X}_m)$
$\gamma_R = \frac{P_{Rk}}{P_{Rd}} \qquad \left(\gamma_R^* = \frac{P_{tRk}}{P_{Rd}}\right)$	1,172 (1,038)
$k_n = V_x$ bekannt – 5% – Fraktile (n)	1,640
$k_{d,n}  V_x \text{ bekannt } (n)$	3,040

Tabelle 7	7-3:	Ergebnisse	der Auswertung	nach DIN	EN 1990	für bündige	Stirnplatten
		0					· · · · · · · · · · · · · · · · · · ·

Zur Veranschaulichung der erarbeiteten charakteristischen Werte und Bemessungswerte der Widerstandsfunktion aus **Tabelle 7-3** sind in **Bild 7-18** die unterschiedlichen Niveaus visualisiert.



**Bild 7-18:** Vergleich von  $M_{j,u,FE}$  und  $M_{j,u,kj*}$  für bündige Stirnplatten

Zu bedenken ist, dass die Grundgleichungen für die Bestimmung des charakteristischen Wertes der Widerstandsfunktion  $P_{Rk}$  und des Bemessungswertes  $P_{Rd}$  den Zielwert des Zuverlässigkeitsindex  $\beta = 3,8$  und den Schätzwert des Wichtungsfaktors  $\alpha_R = 0,8$  enthalten.

Je nach geforderter Schadensfolgeklasse in Tabelle B.1 in DIN EN 1990 [4] kann der entsprechende Sicherheitsindex aus Tabelle B.2 für die Zuverlässigkeitsklassen auch abweichend von  $\beta = 3,8$  festgelegt werden. Die statistische Auswertung ist dann anzupassen und wird für kleinere  $\beta$  - Werte kleine  $\gamma_R$  - Werte fordern und für größere  $\beta$  - Werte entsprechend größere  $\gamma_R$  – Werte.

#### 7.9.3 Auswertung überstehender Stirnplatten (numerisch)

Das Widerstandsmodell des vereinfachten Bemessungsverfahrens für überstehende Stirnplatten auf Mittelwertniveau in Gleichung (7.20) wird für 68 FE-Versuche ausgewertet.

$$M_{j,u} = \delta_{pf} \cdot k_j^* \cdot F_{t,u} \cdot z \tag{7.20}$$

mit:

$$\begin{split} &\delta_{pf} = 0,75 & \text{Reduktions betwert für Abstützkräfte} \\ &k_{j\,(FEP)}^{*} = 1,95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_{y}}{m \cdot m_{x} \cdot f_{uB}}\right)^{0,25} & \text{Knotenkorrekturfaktor} \\ &F_{t,u} = A_{s} \cdot f_{uB,mean} & \text{ungestörte ultimative Schraubenzugtragfähigkeit} \\ &z & \text{innerer Hebelarm} \end{split}$$

Der Unterschied zu den bündigen Stirnplatten ist im Widerstandsmodell in Gleichung (7.20) allein der pauschale Reduktionsbeiwert zur Berücksichtigung der Abstützkräfte.

numerische Untersuchungen nach	[37] Tabelle 3-1
theoretisches Widerstandsmodel nach Gleichung	Gl. (7.20)
Anzahl der Versuche	n=68
Mittelwertkorrekturfaktor b	
$b = \frac{\sum M_{FE,i} \cdot M_{t,i}}{\sum M_{t,i}^2}$	1,007
Variationskoeffizienten V $_\delta$ der Streugrößen $\delta$	
$\delta_i = rac{M_{FE,i}}{b \cdot M_{t,i}}$	-
$\Delta_i = ln(\delta_i)$	-
$\bar{\Delta} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} \Delta_i$	0,011
$s_{\Delta}^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\Delta_i - \overline{\Delta})^2$	0,005
$V_{\delta}^2 = \exp(s_{\Delta}^2) - 1$	0,068
Charakteristische Werte $P_{Rk}$ der Widerstandsfunktion	
$V_{rt}^{2} = \frac{1}{g_{rt}^{2}(\underline{X}_{m})} \times \sum_{i=1}^{n} \left(\frac{\partial g_{rt}}{\partial X_{i}} \cdot \sigma_{i}\right)^{2}$	0,005
$V_r^2 = V_\delta^2 + V_{rt}^2$	0,010
$Q_{rt} = \sqrt{ln(V_{rt}^2 + 1)}$	0,072
$Q_{\delta}\sqrt{ln(V_{\delta}^2+1)}$	0,068
$Q = \sqrt{\ln(V_r^2 + 1)}$	0,099
$\alpha_{rt} = \frac{Q_{rt}}{Q}$	0,729
$\alpha_{\delta} = \frac{Q_{\delta}}{Q}$	0,686
$P_{Rk} = b \cdot g_R(\underline{X}_m) \cdot exp(-k_{\infty}\alpha_{rt}Q_{rt} - k_n\alpha_{\delta}Q_{\delta} - 0.5Q^2)$	0,850 $b_{gr}(\underline{X}_m)$
Bemessungswert P <sub>Rd</sub> der Widerstandsfunktion	
$P_{Rd} = b \cdot g_R(\underline{X}_m) \cdot exp(-k_{d,\infty}\alpha_{rt}Q_{rt} - k_{d,n}\alpha_{\delta}Q_{\delta} - 0.5Q^2)$	0,734· $b_{gr}(\underline{X}_m)$
$\gamma_R = \frac{P_{Rk}}{P_{Rd}} \qquad \left(\gamma_R^* = \frac{P_{tRk}}{P_{Rd}}\right)$	1,159 (1,025)
$k_n = V_x$ bekannt – 5% – Fraktile (n)	1,681
$k_{d,n}$ $V_x$ bekannt (n)	3,257

Tabelle 7-4: Ergebnisse der Auswertung nach DIN EN 1990 für überstehende Stirnplatten

Die Variationskoeffizienten des rechnerischen Widerstandsmodells entsprechen den Werten der bündigen Stirnplatten und die **Tabelle 7-1** und **Tabelle 7-2** gilt hier ebenfalls.

Auch die Ergebnisse der statistischen Auswertung für überstehende Stirnplatten zeigen eine sehr gute Übereinstimmung des neuen Widerstandsmodells aus Gleichung (7.20) mit den FE-Versuchen. Der Mittelwertkorrekturfaktor b sowie der Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_R^*$  sind hier noch geringfügig kleiner als für die Auswertung der bündigen Platten.



Bild 7-19: Vergleich von M<sub>j,u,FE</sub> und M<sub>j,u,kj\*</sub> für überstehende Stirnplatten

**Bild 7-19** zeigt anschaulich die Grenzen für die charakteristischen Werte und die Bemessungswerte der Widerstandsfunktion für überstehende Stirnplatten.

#### 7.9.4 Auswertung T-Stummelversuche (experimentell)

Die Ergebnisse der T-Stummelversuche aus Trento [16], die im Rahmen des gemeinsamen RFCS-Forschungsvorhabens Robustness [31] durchgeführt wurden, dienen als Grundlage für die Auswertung des Widerstandsmodells an isolierten T-Stummeln. Die Untersuchung enthält Stirnplatten T-Stummel und Stützenflansch T-Stummel und umfasst einen Stichprobenumfang von n = 56. Dabei stellt  $F_{t,u}$  die T-Stummeltragfähigkeit in Gleichung (7.21) dar.

$$F_{T,u} = \delta_{pf} \cdot k_i^* \cdot F_{t,u} \tag{7.21}$$

mit:

$$\begin{split} \delta_{pf} &= 0,75 & \text{Reduktions betwert für Abstützkräfte (ohne Steife)} \\ k_{j\,(FEP)}^{*} &= 1,95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_{y}}{m \cdot m_{x} \cdot f_{uB}}\right)^{0,25} & \text{Knotenkorrekturfaktor} \\ F_{t,u} &= A_{s} \cdot f_{uB,mean} & \text{ungestörte ultimative Schraubenzugtragfähigkeit} \end{split}$$

Die Variationskoeffizienten des rechnerischen Widerstandsmodells entsprechen wieder den Werten der bündigen Stirnplatten und die **Tabelle 7-1** und **Tabelle 7-2** gelten hier ebenfalls.

numerische Untersuchungen nach	[16] Tabelle 3-3 & 3-4
theoretisches Widerstandsmodel nach Gleichung	Gl. (7.21)
Anzahl der Versuche	n=56
Mittelwertkorrekturfaktor b	
$b = \frac{\sum M_{FE,i} \cdot M_{t,i}}{\sum M_{t,i}^2}$	1,030
Variationskoeffizienten V $_{\delta}$ der Streugrößen $\delta$	
$\delta_i = \frac{M_{FE,i}}{b \cdot M_{t,i}}$	-
$\Delta_i = ln(\delta_i)$	-
$\bar{\Delta} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} \Delta_i$	0,060
$s_{\Delta}^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\Delta_i - \bar{\Delta})^2$	0,009
$V_{\delta}^2 = \exp(s_{\Delta}^2) - 1$	0,097
Charakteristische Werte $P_{Rk}$ der Widerstandsfunktion	
$V_{rt}^{2} = \frac{1}{g_{rt}^{2}(\underline{X}_{m})} \times \sum_{i=1}^{n} \left(\frac{\partial g_{rt}}{\partial X_{i}} \cdot \sigma_{i}\right)^{2}$	0,005
$V_r^2 = V_\delta^2 + V_{rt}^2$	0,015
$Q_{rt} = \sqrt{ln(V_{rt}^2 + 1)}$	0,072
$Q_{\delta}\sqrt{ln(V_{\delta}^2+1)}$	0,097
$Q = \sqrt{\ln(V_r^2 + 1)}$	0,121
$\alpha_{rt} = \frac{Q_{rt}}{Q}$	0,598
$\alpha_{\delta} = \frac{Q_{\delta}}{Q}$	0,803
$P_{Rk} = b \cdot g_R(\underline{X}_m) \cdot exp(-k_{\infty}\alpha_{rt}Q_{rt} - k_n\alpha_{\delta}Q_{\delta} - 0.5Q^2)$	0,835 $b_{gr}(\underline{X}_m)$
Bemessungswert P <sub>Rd</sub> der Widerstandsfunktion	
$P_{Rd} = b \cdot g_R(\underline{X}_m) \cdot exp(-k_{d,\infty}\alpha_{rt}Q_{rt} - k_{d,n}\alpha_{\delta}Q_{\delta} - 0.5Q^2)$	0,694· $b_{gr}(\underline{X}_m)$
$\gamma_R = \frac{P_{Rk}}{P_{Rd}} \qquad \left(\gamma_R^* = \frac{P_{tRk}}{P_{Rd}}\right)$	1,203 (1,065)
$k_n = V_x$ bekannt – 5% – Fraktile (n)	1,697
$k_{d,n}$ $V_x$ bekannt (n)	3,291

Tabelle 7-5: Erg	ebnisse der Ausv	vertung nach DIN	EN 1990 für T-Stummel
------------------	------------------	------------------	-----------------------

Die Ergebnisse der Auswertung für isolierte T-Stummel zeigen, dass das Widerstandsmodell auch sehr gut mit experimentellen Ergebnissen übereinstimmt.



Bild 7-20: Vergleich von F<sub>T,u,Test</sub> und F<sub>T,u,kj\*</sub> für ausgesteifte und nicht ausgesteifte T-Stummel

**Bild 7-20** zeigt auch hier wieder anschaulich die Grenzen für die charakteristischen Werte und die Bemessungswerte der Widerstandsfunktion für die T-Stummeltragfähigkeiten.

#### 7.9.5 Auswertung Verbundknotenversuche (experimentell)

Zur Überprüfung der Anwendbarkeit des vereinfachten Verfahrens auf Verbundknoten unter negativer Momentenbelastung werden eigene Versuche und Versuche an Verbundknoten von Schäfer herangezogen. Der Stichprobenumfang ist mit n = 12 Versuchen zwar sehr beschränkt, aber eine Tendenz kann damit trotz allem aufgezeigt werden. Das Widerstandsmodell für Verbundknoten ist in Gleichung (7.22) gegeben und in **Tabelle 7-6** ausgewertet. Der Variationskoeffizient für die Bewehrung wurde nach [26] Part 3.03 angesetzt.

$$M_{j,u} = \delta_{pf} \cdot k_j^* \cdot F_{t,u} \cdot z_1 + F_{T,u,RFT} \cdot z_2$$
(7.22)

mit:

$$\begin{split} \delta_{pf} &= 0,75 & \text{Reduktions beiwert für Abstützkräfte} \\ k_{j\,(FEP)}^{*} &= 1,95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_{y}}{m \cdot m_{x} \cdot f_{uB}}\right)^{0,25} & \text{Knotenkorrekturfaktor} \\ F_{t,u} &= A_{s} \cdot f_{uB,mean} & \text{ungestörte ultimative Schraubenzugtragfähigkeit} \\ z_{1} & \text{innerer Hebelarm obere Schraube} \\ F_{T,u,RFT} &= A_{s,RFT} \cdot f_{s,u} & \text{ultimative Bewehrungszugtragfähigkeit} \\ z_{2} & \text{innerer Hebelarm Bewehrung} \end{split}$$

nummerische Untersuchungen nach	Siehe Rölle [39], Kapitel 5
theoretisches Widerstandsmodel nach Gleichung	Gl. (7.22)
Anzahl der Versuche	n=12
Mittelwertkorrekturfaktor b	
$b = \frac{\sum M_{FE,i} \cdot M_{t,i}}{\sum M_{t,i}^2}$	1,057
Variationskoeffizienten V $_\delta$ der Streugrößen $\delta$	
$\delta_i = \frac{M_{FE,i}}{b \cdot M_{t,i}}$	-
$\Delta_i = ln(\delta_i)$	-
$\bar{\Delta} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} \Delta_i$	-0,045
$s_{\Delta}^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\Delta_i - \bar{\Delta})^2$	0,008
$V_{\delta}^2 = \exp(s_{\Delta}^2) - 1$	0,091
Charakteristische Werte $P_{Rk}$ der Widerstandsfunktion	
$V_{rt}^2 = \frac{1}{g_{rt}^2(\underline{X}_m)} \times \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial g_{rt}}{\partial X_i} \cdot \sigma_i\right)^2$	0,007
$V_r^2 = V_\delta^2 + V_{rt}^2$	0,015
$Q_{rt} = \sqrt{\ln(V_{rt}^2 + 1)}$	0,081
$Q_{\delta}\sqrt{ln(V_{\delta}^2+1)}$	0,091
$Q = \sqrt{\ln(V_r^2 + 1)}$	0,121
$\alpha_{rt} = \frac{Q_{rt}}{Q}$	0,665
$lpha_{\delta} = rac{Q_{\delta}}{Q}$	0,750
$P_{Rk} = b \cdot g_R(\underline{X}_m) \cdot exp(-k_{\infty}\alpha_{rt}Q_{rt} - k_n\alpha_{\delta}Q_{\delta} - 0.5Q^2)$	0,852 $\cdot b_{gr}(\underline{X}_m)$
Bemessungswert P <sub>Rd</sub> der Widerstandsfunktion	
$P_{Rd} = b \cdot g_R(\underline{X}_m) \cdot e_{xp} \left( -k_{d,\infty} \alpha_{rt} Q_{rt} - k_{d,n} \alpha_{\delta} Q_{\delta} - 0.5Q^2 \right)$	0,700· $b_{gr}(\underline{X}_m)$
$\gamma_R = \frac{P_{Rk}}{P_{Rd}} \qquad \left(\gamma_R^* = \frac{P_{tRk}}{P_{Rd}}\right)$	1,218 (1,055)
$k_n = V_x$ bekannt – 5% – Fraktile (n)	1,753
$k_{d,n}$ $V_x$ bekannt (n)	3,543

Tabelle 7-6: Ergebnisse der Auswertung nach DIN EN 1990 für Verbundknoten

Die Ergebnisse der Auswertung für Verbundknoten zeigen, dass das Widerstandsmodell auch gut mit den ausgewählten am Institut durchgeführten experimentellen Ergebnissen überein-

stimmt. Die in der Literatur verfügbaren Verbundknotenversuche sind größtenteils nicht ausreichend dokumentiert, um alle Parameter verfügbar zu haben, die zur Nachrechnung mit dem Widerstandsmodell notwendig sind.



Bild 7-21: Vergleich von M<sub>j,u,Test</sub> und M<sub>j,u,kj\*</sub> für Verbundknoten

**Bild 7-21** zeigt auch hier wieder anschaulich die Grenzen für die charakteristischen Werte und die Bemessungswerte der Widerstandsfunktion für Verbundknoten.

Prinzipielle Grundvoraussetzung für die Gültigkeit des in Gleichung (7.22) vorgeschlagenen vereinfachten Bemessungsansatzes für Verbundknoten ist eine entsprechende Verformbarkeit der Zugzone des reinen Stahlknotens aber auch des Zugbandes in der Betonplatte. Nur so lassen sich beide Komponenten auch gleichmäßig aktivieren.

## 7.10 Zusammenfassung

Es wurde ein vereinfachtes Bemessungsverfahrens entwickelt, das in wenigen Schritten die Bestimmung der Knotentragfähigkeit anhand der Schraubenzugtragfähigkeit und eines sogenannten Knotenkorrekturfaktors ermöglicht. Dieser Knotenkorrekturfaktor wurde zunächst auf Grundlage von über 200 FE-Versuchen, anhand mechanischer Erkenntnisse, abgeleitet. Anschließend wurde der Knotenkorrekturfaktor mit Hilfe "ingenieurmäßiger" Überlegungen in eine anwendungsfreundliche Formulierung gebracht. Es wurde dabei zwischen bündigen und überstehenden Stirnplatten unterschieden. Der eigentliche Knotenkorrekturfaktor gilt für bündige Stirnplatten und bei überstehenden Stirnplatten ist noch ein zusätzlicher Anpassungsfaktor für Abstützkräfte hinzuzufügen. Zudem hat der Knotenkorrekturfaktor auch Gültigkeit für die Anwendung bei isolierten T-Stummeln und bei Verbundknoten.

Die in Kapitel 7.9.2 bis 7.9.5 vorgestellten Ergebnisse der statistischen Analyse nach DIN EN 1990 [4] zeigen die hohe Qualität des doch recht einfach handhabbaren Knotenkorrek-

turfaktors. Dieser recht simple Faktor erfasst alle Effekte am Anschluss, die sich "negativ" auf die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit auswirken, wie Schraubenbiegung, Scherbeanspruchung der Schraube oder Abstützkräfte. Gleichzeitig ermöglicht er aber auch, dass sich für nachgiebige Anschlüsse im Versagensmodus 2-1, d.h. Modus 2 sehr nahe an Modus 1, sehr realistische Grenzmomententragfähigkeiten berechnen lassen, da Verfestigungseffekte und der Membrantrageffekt mit erfasst werden. Für das Widerstandsmodell des T-Stummels nach der Komponentenmethode in DIN EN 1993-1-8 [7] können nur Verfestigungseffekte für die maximale Biegetragwirkung der Stirnplatte bzw. des Stützenflansches erfasst werden, nicht aber der Membrantrageffekt.

Das vereinfachte Bemessungsverfahren geschraubter Stirnplattenanschlüsse liefert für die plastische Momententragfähigkeit M<sub>j,pl,Rd</sub> sehr zufriedenstellende Ergebnisse und die Abweichungen zu den vergleichbaren Werten nach dem Komponentenverfahren in DIN EN 1993-1-8 [7] bewegen sich in einem akzeptablen Rahmen. Ein paralleles Anwenden beider Verfahren ist damit problemlos möglich.

Das vereinfachte Bemessungsverfahren eignet sich damit auch als Werkzeug zur Plausibilitätskontrolle bei Einsatz kommerzieller Software für die Knotenbemessung. Bei Anwendung verformbarer teiltragfähiger Knoten hat der praktische Anwender bisher nicht die Möglichkeit einer "Überschlagsrechnung" und muss gezwungener Maßen dem Programm "blind vertrauen" oder das ausführliche Verfahren handschriftlich anwenden, wozu i.d.R. die Zeit fehlt. Voraussetzung ist, dass die Zugzone, respektive Stirnplatte oder Stützenflansch im Versagensmodus 2 maßgebend für die Knotentragfähigkeit ist.

Die durchgeführte statistische Auswertung bestätigte die Gültigkeit des Widerstandsmodells für das vereinfachte Bemessungsverfahren und demonstrierte zudem seine hohe Genauigkeit. Dem Anwender steht somit ein Verfahren zur Verfügung, das folgende Vorteile bietet:

- Einfache und schnelle Bestimmung der plastischen Momententragfähigkeit für Stahl- und Verbundknoten mit guter Übereinstimmung im Vergleich zum ausführlichen Verfahren der Komponentenmethode nach DIN EN 1993-1-8 [7]
- Einfache schnelle und genaue Bestimmung der Grenzmomententragfähigkeit für Stahlund Verbundknoten (unter dem Aspekt der Robustheit)
- Der Knotenkorrekturfaktor beinhaltet alle wichtigen Parameter am Knoten und er ist so aufgebaut, dass alle Parameter entsprechend ihrer mechanischen Wirkungsweise auf Tragfähigkeit und Verformungsfähigkeit angeordnet sind. Dem Anwender erschließen sich damit die "Stellschrauben" zur Umsetzung gewünschter Modifikationen intuitiv

Ergänzend und erklärend sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass die hier durchgeführte genormte statistische Auswertung nach DIN EN 1990 [4] zum eigentlichen Ziel hat, ein zuverlässiges Widerstandsmodell für die ständige Bemessungssituation zu erarbeiten. Die hier durchgeführten Auswertungen für die "Bruchtragfähigkeit" des Knotens sollen allerdings im Zusammenhang mit außergewöhnlichen Bemessungssituationen angewendet werden. Insofern sind die anzustrebenden Zielwerte des Zuverlässigkeitsindex  $\beta$  und auch des Wichtungsfaktors  $\alpha_{R}$  eigentlich auf einem anderen (niedrigeren) Niveau. Dies als Hinweis für die Bewertung der  $\gamma$ -Werte in **Tabelle 7-3** bis **Tabelle 7-6**. Würden die Eingangsgrößen der Widerstandsmodelle des Auswerteverfahrens hinsichtlich anzustrebender Zielwerte des Zuverlässigkeitsindex  $\beta$  modifiziert, müssten sich für die außergewöhnliche Bemessungssituation kleinere  $\gamma$ -Werte ergeben.

Andererseits muss bedacht werden, dass die Lastseite, speziell für die außergewöhnlichen Einwirkungsszenarien erhebliche Unschärfen aufweist. Diese ist hier aber außen vor.

# 8 Anwendungs- bzw. Gültigkeitsbereich des Modells

# 8.1 Allgemeines

Der Anwendungs- bzw. Gültigkeitsbereichs muss ausschließen, dass eine andere Komponente als die Zugzone des Stirnbleches oder des Stützenflansches für das Anschlussversagen maßgebend wird. Es muss sichergestellt sein, dass der jeweilige T-Stummel im Versagensmodus 2 die kleineste Komponente am Anschluss ist.

# 8.2 Kriterien für Riegelprofil und Anschluss

Es werden folgende Annahmen für den Stahlknoten vorausgesetzt:

- $M_{j,pl,Rd} < 0,7 M_{b,pl,Rd}$
- nur eine Schraubenreihe innerhalb des Riegelflansches
- bei überstehenden Stirnplatten nur eine Schraubenreihe außerhalb
- nur 2 Schrauben in einer Reihe
- $t_{fc} \ge 0,9 t_{EP}$

Unter diesen Voraussetzungen müssen die Komponenten Riegelflansch auf Zug (BFT) und Riegelflansch auf Druck (BFC) hinsichtlich ihres Einflusses auf das Anschlussversagen nicht weiter betrachtet werden.

Des Weiteren wird auch die Komponente Riegelsteg auf Zug (BWT) vom Versagen ausgeschlossen, auch wenn nach der Komponentenmethode für sehr kleine Abstände m, die Tragfähigkeit von BWT theoretisch relevant werden könnte. Die numerischen Untersuchungen mit kleinen Abständen zwischen Steg und Schraube haben allerdings gezeigt, dass nicht der Riegelsteg, sondern immer die Schrauben maßgebend waren. Lokale Überbeanspruchen des Steges werden durch Plastizieren umgelagert und es wird somit eine größere Steghöhe, als durch die Komponentenmethode angesetzt, aktiviert.

Die zu erarbeitenden geometrischen Kriterien betreffen damit nur noch das Stützenprofil und müssen dafür zu sorgen, dass die Stützenkomponenten eine höhere Tragfähigkeit als der maßgebende T-Stummel im Versagensmodus 2 und somit letztendlich die Schrauben aufweisen.

Für Verbundknoten muss die zusätzliche Bewehrungszugkraft, speziell für die Untersuchung der Stützendruckkomponente, berücksichtigt werden.

# 8.3 Kriterien für das Stützenprofil

## 8.3.1 Stützenprofil auf Druck

Bei zu schlanken Stützenstegen kann ein Versagen durch Ausbeulen des Steges, wie in **Bild 8-1** veranschaulicht, auftreten. Um dies zu verhindern, muss die Bedingungen nach Gleichungen (8.1) gelten. Die Tragfähigkeit des Stützensteges auf Druck muss in jedem Fall größer sein als die maximal mögliche Schraubenzugtragfähigkeit.

$$F_{CWC} > F_{T} \tag{8.1}$$

Da die Bestimmung der Tragfähigkeit des Stützensteges auf Druck (Fcwc) von zu vielen Parameter beeinflusst wird, hätte ein Gleichsetzen der Formel für Fcwc mit der Schraubentragfähigkeit FT einen unübersichtlichen "Formelwulst" ergeben und deshalb wurde an dieser Stelle darauf verzichtet.



Bild 8-1: Versagen des Stützensteges auf Druck [50]

Stattdessen wurde anhand von ca. 550 unterschiedlichster Anschlusskonfigurationen bündiger Stirnplatten, die einen repräsentativen Ausschnitt der gesamten Palette der Walzprofile widerspiegeln sollen, ein empirisches Grenzkriterium entwickelt. Für die Eingangsgrößen des Kriteriums liegen folgende physikalische Beziehungen vor:

- $h_c \rightarrow Einfluss auf Knicklänge$
- $d_B \rightarrow Einfluss$  auf Höhe der Druckkraft
- $t_{wc} \rightarrow Einfluss$  auf Tragfähigkeit des Knickstabes
- $f_{y,c} \rightarrow Einfluss$  auf Tragfähigkeit des Knickstabes
- $f_{uB} \rightarrow Einfluss$  auf Höhe der Druckkraft

Für bündige Stirnplatten gilt zur Sicherstellung von Fcwc>FT demnach folgendes Kriterium:

$$\frac{\sqrt{h_{c}} \cdot d_{B}}{t_{wc}^{2}} \cdot \sqrt[3]{\frac{355}{f_{y,c}}} \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{1000}} \le 7,0$$
(8.2)

Für überstehende Stirnplattenverbindungen wurden zusätzlich weitere ca. 550 Anschlusskonfigurationen, die auch hier einen repräsentativen Ausschnitt der gesamten Palette der Walzprofile widerspiegeln sollen, untersucht. Da in diesem Fall, bedingt durch die zusätzlichen Schrauben des Kragarmes, die Zugkraft größer ist, muss für überstehende Stirnplatten das Kriterium aus Gleichung (8.2) angepasst werden. Für überstehende Stirnplatten gilt zur Sicherstellung von  $F_{CWC} > F_{T}$  somit folgendes Kriterium:

$$\frac{\sqrt{h_{c}} \cdot 2 \cdot d_{B}}{t_{wc}^{2}} \cdot \sqrt[3]{\frac{355}{f_{y,c}}} \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{1000}} \le 10,0$$
(8.3)

Wird für die knapp 550 Anschlusskonfigurationen das Verhältnis von Tragfähigkeit des Stützensteges auf Druck und der Zugtragfähigkeit der Schraube über den Wert, der sich aus dem Grenzkriterium aus Gleichung (8.2) ergibt, aufgetragen, so erhält man die Verteilung in **Bild 8-2**. Es ist zu erkennen, dass das Grenzkriterium sehr gut passt, da zum einen kein Verhältniswert  $F_{CWC}/F_T < 1,0$  unterhalb von 7,0 auftritt und zum anderen für Kriterienwerte > 7,0 das Versagen CWC maßgebend wird. Zudem ist auffällig, dass die drei unterschiedlichen Walzprofiltypen, die für die Stütze verwendet wurden, sich hinsichtlich ihres Schlankheitsgrades deutlich unterscheiden und damit jeweils eigenständige Punktewolken bilden. So sind bei bündigen Stirnplatten fast ausschließlich HEA-Profile gefährdet, das Kriterium zu verletzen. Diese liegen in einer Größenordnung von kleiner 5%.



**Bild 8-2:** Verhältniswert F<sub>CWC</sub>/F<sub>T</sub> aufgetragen über Grenzkriterium für bündige Stirnplatten

Bei der Überprüfung des Grenzkriteriums für überstehende Stirnplatten in **Bild 8-3** ist zu erkennen, dass auch hier das Kriterium ziemlich gut passt auch wenn es ein paar Verletzungen gibt.

Verletzungen des Grenzkriteriums, bei denen das Tragfähigkeitsverhältnis kleiner 1,0 ist, obwohl der Grenzwert von 10,0 noch nicht überschritten wurde, betreffen überwiegend HEB-Profile mit gleichzeitigem Verhältnis von  $t_{cf}/t_{EP} \ll 1,0$ . Diese würden nach Kapitel 8.1 ohnehin ausgeschlossen. Verletzungen des Grenzkriteriums, bei denen das Tragfähigkeitsverhältnis größer 1,0 ist, obwohl der Grenzwert von 10,0 überschritten wurde, betreffen überwiegend HEA-Profile mit gleichzeitig hoher Stahlgüte  $\geq$  S460.

Beide Situationen treten allerdings nur bei sehr ungünstig konfigurierten Anschlüssen auf und werden deshalb als akzeptabel eingestuft.



Bild 8-3: Verhältniswert Fcwc/FT aufgetragen über Grenzkriterium für überstehende Stirnplatten

Das Kriterium aus Gleichung (8.2) und (8.3) basiert zwar auf keinem direkten mechanischen Modell und ist nicht dimensionsecht, dafür ist die Prognosequalität im Vergleich zu dem mechanisch sauberen Kriterium deutlich besser und wird daher für das Nachweisformat in Kapitel 10 verwendet.

Für die in Kapitel 5 und Kapitel 6 numerisch untersuchten bündigen und überstehenden Stirnplattenverbindungen ergeben sich die nachfolgenden Verteilungen für das Grenzkriterium bei Druck, siehe **Bild 8-4** und **Bild 8-5**.



**Bild 8-4:** Grenzkriterium CWC für bündige Stirnplatten aus Kapitel 5



Dabei ist gut zu erkennen, dass bei "wohldimensionierten" teiltragfähigen Anschlüssen mit Ziel einer verformungsfreundlichen Zugzone das Versagen CWC nicht maßgebend werden sollte.

Für Verbundknoten gilt das Grenzkriterium überstehender Stirnplatten, solange die Zugkraft der Bewehrung nicht größer ist als die korrespondierende Schraubenzugkraft des Überstandes. Fällt die Zugkraft der Bewehrung deutlich größer als die der äußeren Schrauben wäre das Kriterium entsprechend anzupassen oder die Tragfähigkeit der Stützensteg auf Druck separat nachzuweisen.

## 8.4 Kriterien für das Stützenprofil auf Zug

Für das Stützenprofil gilt es auch zu überprüfen, dass die in der Zugzone aktivierbare Tragfähigkeit des Stegbereiches F<sub>CWT</sub> ein größeres Tragvermögen aufweist als der zur Verfügung stehende Schraubenwiderstand F<sub>T</sub>.



Bild 8-6: Versagen des Stützensteges auf Zug

Für die Zugzone der Stütze gilt:

 $F_{CWT} > F_{T}$ 

(8.4)

Werden die jeweiligen Ausdrücke des Widerstandsmodells für die Komponententragfähigkeit nach DIN EN 1993-1-8 [7] in Gleichung (8.4) eingesetzt, ergibt sich folgende Formulierung:

$$\frac{l_{eff} \cdot t_{wc} \cdot f_{y,c}}{\gamma_{M0}} > \frac{2 \cdot 0.9 \cdot \left(\frac{0.88 d_B}{2}\right)^2 \cdot \pi \cdot f_{uB}}{\gamma_{M2}}$$
(8.5)

Die aktivierbare Höhe des Stützensteges bestimmt sich aus der effektiven Länge des Stützenflansch-T-Stummels, siehe **Bild 8-6**. Als Grenzwert wird hier  $l_{eff,cp}$  für sehr nah am Stützensteg angeordnete Schrauben m = 1,5d<sub>B</sub> angenommen. Wird  $l_{eff} = 2*\Pi*(1,5d_B)$  in Gleichung (8.5) eingesetzt und die Gleichung nach twc aufgelöst, erhält man folgenden Ausdruck.

$$t_{wc} > 0.092 \cdot d_B \cdot \frac{f_{uB}}{f_{y,c}}$$
 (8.6)

Dieses Grenzkriterium gilt für bündige wie auch für überstehende Stirnplatten, da sich die doppelte Anzahl Zugschrauben mit der zweifachen effektiven Länge kürzt. Die Annahme begründet sich mit dem konservativen Ansatz der effektiven Länge l<sub>eff</sub> und einem daraus resultierenden Verzicht einer Gruppenbetrachtung der Fließlinienmuster am Stützenflansch.

Wird für die knapp 550 Anschlusskonfigurationen das Verhältnis von Tragfähigkeit Stützensteg auf Zug und Zugtragfähigkeit der Schraube über den Wert, der sich aus dem Grenzkriterium aus Gleichung (8.6) ergibt, aufgetragen, so erhält man die Verteilung in **Bild 8-7**.

Diese Verteilung zeigt, dass der Stützensteg auf Zug so gut wie nicht maßgebend wird. Zudem gibt es einige Anschlusskonfigurationen, die das Kriterium unterschreiten, aber eigentlich ausreichend Tragfähigkeit der Komponente CWT aufweisen. Hier handelt es sich um HEA-Profile mit gleichzeitig sehr ungünstigem Verhältnis von  $t_{cf}/t_{EP} \ll 1,0$ . Diese würden nach Kapitel 8.1 ohnehin ausgeschlossen.



Bild 8-7: Verhältniswert F<sub>CWT</sub>/F<sub>T</sub> aufgetragen über Grenzkriterium für bündige Stirnplatten

Für die Auswertung der überstehenden Stirnplatten in **Bild 8-8** ergibt sich ein analoges Bild zu den bündigen Stirnplatten.



Bild 8-8: Verhältniswert F<sub>CWT</sub>/F<sub>T</sub> aufgetragen über Grenzkriterium für überstehende Stirnplatten

Für die In Kapitel 5 und Kapitel 6 numerisch untersuchten bündigen und überstehenden Stirnplattenverbindungen ergeben sich die nachfolgenden Verteilungen für das Grenzkriterium bei Zug, siehe **Bild 8-9** und **Bild 8-10**.



**Bild 8-9:** Grenzkriterium CWT für bündige Stirnplatten aus Kapitel 5

*Bild 8-10:* Grenzkriterium CWT für überstehende Stirnplatten aus Kapitel 6

Auch hier ist zu erkennen, dass bei "wohldimensionierten" teiltragfähigen Anschlüssen mit Ziel einer verformungsfreundlichen Zugzone (Stirnplatte bzw. Stützenflansch) das Versagen CWT in aller Regel nicht maßgebend wird.

Für Verbundknoten ist das Grenzkriterium der Zugzone uneingeschränkt anwendbar, da die Bewehrungszugkraft nicht mit der Zugzone des Stützenprofils in Verbindung steht.

# 8.5 Kriterien für das Stützenprofil auf Schub

Das Versagen des Stützenstegs auf Schubbeanspruchung tritt nur bei einseitigen oder beidseitig stark unterschiedlich beanspruchten Anschlusssituationen auf.

Für das Stützenprofil gilt es somit als drittes und letztes zu überprüfen, dass die Tragfähigkeit der Schubzone des Steges Fcws, wie in **Bild 8-11** veranschaulicht, ein größeres Tragvermögen aufweist als der zur Verfügung stehende Schraubenwiderstand F<sub>T</sub>.



Bild 8-11: Versagen des Stützensteges auf Schub [50]

Es gilt für die Schubzone:

$$F_{CWS} > F_{T} \tag{8.7}$$

Werden die jeweiligen Ausdrücke der Komponententragfähigkeiten nach DIN EN 1993-1-8 [7] in das Widerstandsmodell in Gleichung (8.7) eingesetzt, ergibt sich folgende Gleichung für bündige Stirnplatten:

$$\frac{0.9 \cdot 1.5 \cdot h_{c} \cdot t_{wc} \cdot f_{y,c}}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}} > \frac{2 \cdot 0.9 \cdot \left(\frac{0.88d_{B}}{2}\right)^{2} \cdot \pi \cdot f_{uB}}{\gamma_{M2}}$$
(8.8)

Die ansetzbare Schubfläche A<sub>vc</sub> nach DIN EN 1993-1-1 [6], Kapitel 6.2.6 [] wird durch den Ausdruck 1,5\*t<sub>wc</sub>\*h<sub>c</sub> ersetzt. Für HEA und HEB Profile bis Höhe ca.  $h_c = 400$  mm passt diese Vereinfachung sehr gut. Für die gedrungenen HEM-Profile wird die Schubfläche zwar überschätzt, hier wird das Stützenprofil aber auch nicht maßgebend.

Wird Gleichung (8.8) nach twc aufgelöst, ergibt sich für bündige Stirnplatten:

$$t_{wc} > 1,12 \cdot \frac{d_B^2 \cdot f_{uB}}{h_c \cdot f_{y,c}}$$

$$(8.9)$$

Bei überstehenden Stirnplatten ist die doppelte Anzahl Zugschrauben in Gleichung (8.8) zu berücksichtigen und damit ändert sich der Vorfaktor des Kriteriums für überstehende Stirnplatten zu:

$$t_{wc} > 1.67 \cdot \frac{d_B^2 \cdot f_{uB}}{h_c \cdot f_{y,c}}$$

$$(8.10)$$

Wird für die knapp 550 Anschlusskonfigurationen das Verhältnis von Tragfähigkeit des Stützensteges auf Schub und der Zugtragfähigkeit der Schraube über den Wert, der sich aus dem Grenzkriterium für bündige Stirnplatten aus Gleichung (8.9) ergibt, aufgetragen, ist die Verteilung **Bild 8-12** zu entnehmen. Es ist zu erkennen, dass auch das Grenzkriterium für Schub relativ gut passt.



Bild 8-12: Verhältniswert F<sub>CWS</sub>/F<sub>T</sub> aufgetragen über Grenzkriterium für bündige Stirnplatten

Es tritt kein Verhältniswert  $F_{CWS}/F_T < 1,0$  für Kriterienwerte > 1,12 auf. Allerdings gibt es einige Verhältniswerte  $F_{CWS}/F_T > 1,0$  für Kriterienwerte < 1,12, d. h. hier wird auf der sicheren Seite die Tragfähigkeit auf Schub unterschätzt. Diese Werte betreffen HEA-Profile mit gleichzeitig sehr ungünstigem Verhältnis von t<sub>cf</sub>/t<sub>EP</sub> << 1,0. Diese würden nach Kapitel 8.1 ohnehin ausgeschlossen.

Für die Auswertung der überstehenden Stirnplatten in **Bild 8-13** ergibt sich eine analoge Verteilung zu den bündigen Stirnplatten. Auch hier tritt kein Verhältniswert  $F_{CWS}/F_T < 1,0$  für Kriterienwerte > 1,67 auf. Es gibt aber auch hier einige Verhältniswert  $F_{CWS}/F_T > 1,0$  bei Kriterienwerten < 1,67, d. h. es wird ebenfalls auf der sicheren Seite die Tragfähigkeit auf Schub unterschätzt. Werden diese Punkte genauer betrachtet zeigt sich auch hier, dass es sich um HEA-Profile mit gleichzeitig sehr ungünstigem Verhältnis von t<sub>cf</sub>/t<sub>EP</sub> << 1,0 handelt.


**Bild 8-13:** Verhältniswert F<sub>CWS</sub>/F<sub>T</sub> aufgetragen über Grenzkriterium für überstehende Stirnplatten

Für die in Kapitel 5 und Kapitel 6 numerisch untersuchten bündigen und überstehenden Stirnplattenverbindungen ergeben sich die nachfolgenden Verteilungen für das Grenzkriterium bei Schub, siehe **Bild 8-14** und **Bild 8-15**. Für die Schubkomponente ist wie auch schon für die Druck- und Zugkomponente der Stütze zu beobachten, dass bei "wohldimensionierten" teiltragfähigen Anschlüssen mit Ziel einer verformungsfreundlichen Zugzone (Stirnplatte bzw. Stützenflansch) das Versagen CWS i.d.R. nicht maßgebend wird.



**Bild 8-14:** Grenzkriterium CWS für bündige Stirnplatten aus Kapitel 5

*Bild* 8-15: Grenzkriterium CWS für überstehende Stirnplatten aus Kapitel 6

Im Verbundbau werden die Randknoten meist als reine Stahlknoten ausgeführt und damit gilt das hier erarbeitete Grenzkriterium auch dort.

## 8.6 Schlussfolgerung

Der Anwendungs- bzw. Gültigkeitsbereich für das vereinfachte Bemessungsverfahren geschraubter Stirnplattenanschlüsse wird durch drei Kriterien sichergestellt. Dabei ist zwischen bündigen und überstehenden Stirnplatten zu unterscheiden. Das Schubkriterium wird i.d.R. nur bei einseitigen Anschlüssen relevant.

Das Kriterium für die Druckzone der Stütze wurde unter einem ingenieurmäßigen Ansatz empirisch ermittelt, um es so einfach wie möglich zu halten. Die Kriterien für die Zug- und Schubzone der Stütze sind dagegen physikalisch abgeleitet worden und berücksichtigen die jeweiligen Komponententragfähigkeiten nach DIN EN 1993-1-8 [7].

#### Bündige Stirnplatten

Ausschluss Stützensteg auf Druck nach Gleichung (8.2):

$$\frac{\sqrt{h_{c}} \cdot d_{B}}{t_{wc}^{2}} \cdot \sqrt[3]{\frac{355}{f_{y,c}}} \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{1000}} \le 7,0$$

Ausschluss Stützensteg auf Zug nach Gleichung (8.6):

$$t_{wc} > 0,092 \cdot d_B \cdot \frac{f_{uB}}{f_{y,c}}$$

Ausschluss Stützensteg auf Schub nach Gleichung (8.9):

$$t_{wc} > 1,12 \cdot \frac{d_B^2 \cdot f_{uB}}{h_c \cdot f_{y,c}}$$

#### • Überstehende Stirnplatten

Ausschluss Stützensteg auf Druck nach Gleichung (8.3):

$$\frac{\sqrt{h_{c}} \cdot 2 \cdot d_{B}}{t_{wc}^{2}} \cdot \sqrt[3]{\frac{355}{f_{y,c}}} \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{1000}} \le 10,0$$

Ausschluss Stützensteg auf Zug nach Gleichung (8.6):

$$t_{wc} > 0.092 \cdot d_B \cdot \frac{f_{uB}}{f_{y,c}}$$

Ausschluss Stützensteg auf Schub nach Gleichung (8.10):

$$t_{wc} > 1,67 \cdot \frac{d_B^2 \cdot f_{uB}}{h_c \cdot f_{y,c}}$$

Zudem sind die in Kapitel 8.1 aufgezählten Randbedingungen einzuhalten.

- $M_{j,pl,Rd} < 0,7 M_{b,pl,Rd}$
- nur eine Schraubenreihe innerhalb des Riegelflansches
- bei überstehenden Stirnplatten nur eine Schraubenreihe außerhalb
- nur 2 Schrauben in einer Reihe
- $t_{fc} \ge 0.9 t_{EP}$

Damit sind für Mittelknoten zwei und für Randknoten drei Kriterien der Stützenstegdicke zu prüfen. Die Kriterien selbst sind einfach gehalten und damit anwenderfreundlich. Anhand der Anordnung der Parameter in den jeweiligen Kriterien (Nenner oder Zähler) sollte sich dem Anwender, bei Nichteinhaltung eines Kriteriums, auch die zu bedienenden Stellschrauben logisch erschließen.

#### • Verbundknoten

Das Kriterium der Stützendruckkomponente ist analog den überstehenden Stirnplatten, solange die Bewehrungszugkraft nicht größer als die Tragfähigkeit der beiden Schrauben im Kragarm ist.

Das Kriterium der Stützenzugzone für bündige Stahlknoten gilt auch für Verbundknoten.

Das Kriterium der Stützenschubzone für bündige Stahlknoten gilt auch für Verbundknoten.

## 9 Ableitung von Duktilitätskriterien

#### 9.1 Allgemeines

Das entwickelte vereinfachte Bemessungsverfahren für geschraubte Stirnplattenanschlüsse im Stahl- und Verbundbau ist gültig, solange die Zugzone des Anschlusses für das Versagen maßgebend ist. Gleichzeitig muss für die Zugzone des Stahlanschlusses und die dort definierte Komponente des T-Stummels der Versagensmodus 2 oder 3 versagensbestimmend sein, um letztendliches Schraubenversagen zu gewährleisten. Damit sichergestellt ist, dass die T-Stummelkomponente des Anschlusses definitiv maßgebend für die Knotentragfähigkeit ist, sorgt der in Kapitel 8 erarbeitete Anwendungs- bzw. Gültigkeitsbereich des Verfahrens. Zur Einschränkung des Versagensmodus der T-Stummelkomponente sollen Duktilitätskriterien dienen. Versagensmodus 3 wäre für die Anwendbarkeit des Verfahrens unproblematisch, steht aber im Konflikt mit dem angestrebten Ziel duktiler Knoten für vollplastische Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit oder hochduktiler Knoten unter dem Aspekt robuster Rahmentragwerke bei außergewöhnlichen Bemessungsszenarien. Hierfür gilt es eine Art "obere Schranke" abzuleiten, die den gewünschten Versagensmodus 2, mit entsprechendem Abstand von Modus 3 abgrenzt und somit für ausreichend Duktilität sorgt.

Um ein reines Versagen des Bleches, also ein Durchstanzen auszuschließen, ist eine Mindestblechdicke oder -flanschdicke erforderlich. Damit wir auch verhindert, dass der " reine Versagensmodus 1" als minimale T-Stummeltragfähigkeit F<sub>T,u,min</sub> eintreten kann. Da bei Versagen des Bleches nicht mehr die Schraubenzugtragfähigkeit maßgebend für die T-Stummeltragfähigkeit ist, passt das Widerstandsmodell für diesen Versagensmechanismus nicht und "Modus 1" ist deshalb kategorisch auszuschließen. Zudem hat sich in eigenen Versuchen herausgestellt, dass bei sehr dünnen Stirnblechen mit Durchstanzversagen, also Modus 1 mit kreisförmigem Fließmuster zwar eine gute Duktilität erzielt wird, aber auch relativ kleine Tragfähigkeiten und sehr geringer Anfangssteifigkeiten. Dies ist baupraktisch, wegen den bereits im Gebrauchszustand großen Verformungen, ungeeignet. Hohe Duktilität des Knotens kann aber auch im Versagensmodus 2 erzielt werden. So ist Versagensmodus 1 weder unter dem Gesichtspunkt wirtschaftlicher Rahmenstrukturen noch unter dem Gesichtspunkt redundanter und damit robuster Rahmenstrukturen erstrebenswert.

In **Bild 9-1** ist für den Parameter Stirnplattendicke t<sub>EP</sub> der Grundgedanke der Einführung einer oberen und unteren Schranke zur Sicherstellung des tatsächlichen Versagensmodus 2 anschaulich aufgezeigt. Für einen vernünftig konstruierten Stahlknoten wird in aller Regel das Stirnblech

immer dünner sein als der Stützenflansch und damit auch maßgebend für den Durchstanznachweis. Der Durchstanznachweis und damit die untere Schranke ist somit nur von den Parametern Stirnplattendicke tEP, Schraubendurchmesser dB und Zugfestigkeit fu des Bleches abhängig.



Bild 9-1: Angestrebter Zielbereich für das T-Stummelversagen

Zur Abgrenzung gegen Versagensmodus 3 des T-Stummel, reines Schraubenversagen, und damit zur Gewährleistung ausreichender Duktilität, um Schnittgrößenumlagerungen im System zu ermöglichen, müssen deutlich mehr Parameter berücksichtigt werden. In die obere Schranke als Kriterium für ein Mindestmaß an Duktilität fließen alle Parameter ein, die auch im Knotenkorrekturfaktor aus Gleichung (7.13) enthalten sind. Somit wird das bisher bestehende Duktilitätskriterium in DIN EN 1993-1-8 [7], Kapitel 6.4 um die Schraubenposition erweitert.

### 9.2 Durchstanzkriterium

Die abzuleitende "untere Schranke" für die Stirnblechdicke soll ein Durchstanzen des Bleches ausschließen. Als Bedingung hierfür muss gelten, dass die Durchstanztragfähigkeit des Bleches größer als die Schraubenzugtragfähigkeit ist. Die Schraubentragfähigkeit auf charakteristischem Niveau bestimmt sich nach Gleichung (7.5).



Bild 9-2: Durchstanzversagen des Stirnbleches

Der Durchstanznachweis nach DIN EN 1993-1-8 [6], Tabelle 3.4 kann für das Stirnblech auf charakteristischem Niveau nach Gleichung (9.1) ausgedrückt werden.

$$B_{R,k} = \pi \cdot d_m \cdot t_{EP} \cdot \frac{f_{u,EP}}{\sqrt{3}}$$
(9.1)

Wird für die Grenzzustandsgleichung die Schraubenzugtragfähigkeit dem Durchstanzwiderstand gleichgesetzt, ergibt sich Gleichung (9.2)

$$A_{s} \cdot f_{u,B} \leq \pi \cdot d_{m} \cdot t_{EP} \cdot \frac{f_{u,EP}}{\sqrt{3}}$$
(9.2)

Im nächsten Schritt werden sowohl der Schraubengewindedurchmesser  $A_s$  als auch der Durchmesser der Unterlegscheibe  $d_m$  in Abhängigkeit des Schraubendurchmessers  $d_B$  ausgedrückt. Durch Substituieren ergibt sich Gleichung (9.3):

$$\left(\frac{0.88 \cdot d_{\rm B}}{2}\right)^2 \cdot \pi \cdot f_{\rm uB} \le \pi \cdot (1.8 \cdot d_{\rm B}) \cdot t_{\rm EP} \cdot \frac{f_{\rm u,EP}}{\sqrt{3}} \tag{9.3}$$

Wird nun Gleichung (9.3) gekürzt und nach t<sub>EP</sub> umgestellt, erhält man ein Grenzkriterium für eine minimal zulässige Stirnblechdicke, die sogenannte "untere Schranke":

#### Grenzkriterium für minimale Stirnplattendicke:

$$t_{EP} \ge 0.186 \cdot d_{B} \cdot \frac{f_{uB}}{f_{u,EP}}$$
(9.4)

Mit Gleichung (9.4) ist ein Kriterium zur Sicherstellung des Verbleibs im Versagensmodus 2 hergeleitet. Damit ist letztendliches Schraubenversagen des Knotens gewährleistet und der Durchstanznachweis indirekt erfüllt.

#### 9.3 Duktilitätskriterium für den nicht ausgesteiften T-Stummel

Für den nicht ausgesteiften T-Stummel, der am Knoten dem T-Stummel des Stützenflansches entspricht, ist in DIN EN 1993-1-8 [7] Kapitel 6.4 bereits ein Kriterium zur Sicherstellung ausreichender Duktilität geschraubter Anschlüsse bei vollplastischer Bemessung enthalten. Dieses wurde von Jaspart [25] hergeleitet und beschreibt die zulässig Blechdicke von Stirnplatte oder Stützenflansch nach Gleichung (9.5).

$$t \le 0.36 \cdot d_{B} \sqrt{\cdot \frac{f_{uB}}{f_{u,EP}}}$$
(9.5)

Es beruht auf Vorarbeiten von Zoetemeijer [54] und beschreibt den Übergang des T-Stummels von Versagensmodus 2 hin zu Versagensmodus 1. Zudem basiert das Kriterium auf gewissen Annahmen zu Randbedingungen wie den Randabstand der Schrauben, die in Jaspart [24], [25] zu finden sind.

Das hier zu erarbeitende Duktilitätskriterium, die "obere Schranke", soll den verformungsarmen Modus 3 ausgrenzen und damit ein Versagensmodus 2 mit ausreichend Abstand zu Modus 3 definieren. Der Ansatz differiert somit von der Idee von Zoetemeijer [54],[55] und Jaspart [25].

Im Folgenden soll nun auf Basis eines mechanischen Modells, in dem der T-Stummel aus **Bild 9-3** als zweidimensionaler Ersatzstab, wie in **Bild 9-4** idealisiert wird, hergeleitet werden. Der Steg und die Schraube stellen dabei Einspannungen des Bleches dar und der Ersatzstab wird daher zwischen Schraubenachse und Steg idealisiert.





Bild 9-3: Kenngrößen des nicht ausgesteiften B T-Stummel

Bild 9-4: Ersatzstab des nicht ausgesteiften T-Stummels

Für den Ersatzstab in **Bild 9-4** gelten nun folgende Gesetzte der Mechanik nach Elastizitätstheorie:

1. Moment

$$M_{i} = \frac{6 \cdot EI}{m^{2}} \cdot w_{i} \equiv \frac{l_{eff} \cdot t^{2}}{4} \cdot f_{y} \cdot 1,18$$
(9.6)

2. Querkraft

$$Q_{i} = \frac{12 \cdot EI}{m^{3}} \cdot w_{i} \equiv A_{s} \cdot f_{uB} = \left(\frac{0.88 \cdot d_{B}}{2}\right)^{2} \cdot \pi \cdot f_{uB}$$
(9.7)

mit:

$$EI = \frac{210000 \cdot l_{eff} \cdot t^3}{12}$$
(9.8)

Die Streckgrenze des Bleches wird dabei mit dem Überfestigkeitsfaktor  $f_{y,m}/f_{y,k} \sim 1,18$  beaufschlagt. Der Faktor ergibt sich aus den Zahlenwerten 420/355=1,18. Der Wert für  $f_{y,m}$  beruht auf JCSS [26].

Wird nun Gleichung (9.8) in Gleichung (9.6) und (9.7) eingesetzt, anschließend Gleichung (9.6) und (9.7) nach wi umgestellt und dann gleichgesetzt, ergibt sich der nachfolgende Ausdruck in Gleichung (9.9). Bedingung sei hier zusätzlich, dass die Momententragfähigkeit des Bleches immer kleiner der Schraubenzugtragfähigkeit ist.

$$\frac{m^2 \cdot f_y \cdot 1,18}{210000 \cdot 2 \cdot t} \le \frac{m^3 \cdot 0,1936 \cdot d_B^2 \cdot \pi \cdot f_{uB}}{210000 \cdot l_{eff} \cdot t^3}$$
(9.9)

Im nächsten Schritt wird nun nach der Blechdicke t aufgelöst:

$$t^{2} \leq \frac{m \cdot 0.3281 \cdot d_{B}^{2} \cdot \pi \cdot f_{uB}}{l_{eff} \cdot f_{y}}$$

$$(9.10)$$

Analog dem Ansatz von Jaspart [25] wird für die effektive Länge des T-Stummels  $l_{eff} = 2 \Pi m$  als maßgebendes "Fließmuster" vorausgesetzt. Damit ergibt sich für die maximal zulässige Stirnplattendicke, um gerade noch ein verformungsfreundliches, also duktiles Verhalten zu erreichen Gleichung (9.11):

$$t \le 0.4 \cdot d_B \sqrt{\frac{f_{uB}}{f_y}} \tag{9.11}$$

Da die gewählte maßgebende effektive Länge des T-Stummels ein Vielfaches des Schraubenabstandes m darstellt, kürzt sich dieser raus. So fehlt in dieser Gleichung nun der Abstand der Schraube zum Steg als "Entwurfsparameter" der Blechdicke. Je weiter die Schraube vom Steg entfernt ist, desto weicher wird das Verhalten des T-Stummels was wiederum ein leicht dickeres Blech zulassen würde. Numerische Untersuchungen haben gezeigt, dass der Referenzabstand m der Schraube, der mit Gleichung (9.11) korrespondiert bei etwa m = 2,5 d<sub>B</sub> liegt. Wird nun Gleichung (9.11) um den Parameter des Schraubenabstandes ergänzt, folgt Gleichung (9.12).

$$t \le 0.4 \cdot d_{B} \sqrt{\frac{f_{uB} \cdot m}{f_{y} \cdot 2.5 d_{B}}}$$
(9.12)

Zur Überprüfung dieses Ansatzes für den Schraubenabstand werden mittels numerischer Berechnung 4 verschiedene Abstände mit 4 dazugehörigen Blechdicken untersucht. Die maximal zulässigen Blechdicken sind dabei in **Tabelle 9-1** aufgeführt. In der numerischen Berechnung wurden im FE-Modell die Blechdicken an gängige bzw. realistische Größen angepasst. Diese sind in der entsprechenden Zeile unterhalb angegeben.

 Abstand m
 m=1,5d<sub>B</sub>
 m=2,5d<sub>B</sub>
 m=3,5d<sub>B</sub>
 m=4,5d<sub>B</sub>

 max t
 t=9,5 mm
 t=12,2 mm
 t=14,4 mm
 t=16,4 mm

 t gewählt
 t=10 mm
 t=12 mm
 t=15 mm
 t=18 mm

**Tabelle 9-1**: Blechdicken t nach Gleichung (9.12) bei  $f_y = 400 \text{ N/mm}^2$  und  $f_{uB} = 930 \text{ N/mm}^2$ 

Dass der bisher im Duktilitätskriterium der Gleichung (9.5) fehlende Parameter Schraubenabstand sehr wohl Einfluss auf die zulässige Blechdicke hat, ist an den Ergebnissen in **Bild 9-5** schön zu erkennen. Alle 4 Kurven haben ein ausgeprägtes plastisches Verhalten und ermöglichen damit am Knoten nennenswerte Verdrehungen. Nur der T-Stummel mit m =  $1,5d_B$  und t = 10mm verhält sich etwas steifer, aber das ist bedingt durch den kaum vorhandenen Abstand zwischen Schraubenkopf und Ausrundungsradius und dem "Aufrunden" der Blechdicke.



Bild 9-5: Überprüfung der Gleichung (9.12) auf ausreichend Duktilität für Konfiguration 2

Durch die Einführung eines zusätzlichen Terms zur Berücksichtigung des Schraubenabstandes m werden deutlich mehr Spielräume zur Gestaltung der Blechdicke geschaffen. Dies zeigt die Bandbreite der Blechdicken in **Tabelle 9-1** und **Tabelle 9-2**.

Abstand m	m=1,5d <sub>B</sub>	m=2,5d <sub>B</sub>	m=3,5d <sub>B</sub>	m=4,5d <sub>B</sub>
max t	t=12,2 mm	t=15,8 mm	t=18,7 mm	t=21,2 mm
t gewählt	t=12 mm	t=15 mm	t=18 mm	t=22 mm

*Tabelle 9-2*: Blechdicken t nach Gleichung (9.12) bei  $f_y = 300 \text{ N/mm}^2$  und  $f_{uB} = 1130 \text{ N/mm}^2$ 



Bild 9-6: Überprüfung der Gleichung (9.12) auf ausreichend Duktilität für Konfiguration 1

Die Untersuchungen haben gezeigt, dass der Term zur Berücksichtigung des Schraubenabstandes min Gleichung (9.12) sehr gut die Trag- und Verformungsverhältnisse am nicht ausgesteiften T-Stummel widerspiegelt.

#### 9.4 Duktilitätskriterium für den ausgesteiften T-Stummel

Der ausgesteifte T-Stummel, der am Knoten die Stirnplatte repräsentiert, verhält sich bedingt durch die aussteifende Wirkung des Riegelflansches generell steifer als der unversteifte T-Stummel. Das vom Grundsatz her unterschiedliche Trag- und Verformungsverhalten des ausgesteiften T-Stummels wurde in Kapitel 4.2 bis 4.5 beleuchtet und spielt für die Erarbeitung eines Duktilitätskriteriums ebenfalls wieder eine wichtige Rolle.

Im Gegensatz zum nicht ausgesteiften T-Stummel, der "problemlos" als Ersatzstab idealisiert werden kann, liegt für den versteiften T-Stummel ein plattenartiges Tragverhalten vor. Das Fließlinienmuster muss sich demnach von dem des nicht ausgesteiften T-Stummels unterscheiden. Die erarbeiteten Fließlinienmuster für den nicht ausgesteiften T-Stummel stammen von Zoetemeijer [54], basieren auf der Grundlage des Prinzips der virtuellen Arbeit und visualisieren das plastische Versagensverhalten des Bleches. Später wurde von Bijlaard et al. [18] eine Fließlinienmuster T-Stummel von Stirnplatten, also ausgesteiften T-Stummel von Stirnplatten, also ausgesteiften T-Stummel von Stirnplatten.

Stummeln weiterentwickelt. Diese Fließlinienkonfiguration dient nach Steurer [49] vorwiegend der Vereinfachung und Anpassung an das T-Stummel-Modell des Stützenflansches und ist zur Ermittlung des tatsächlichen Tragwiderstandes des ausgesteiften Blechs oder zur Bestimmung dessen Verformungen ungeeignet.

Ziel ist es im Folgenden den Tragmechanismus der Stirnplatte so einfach wie möglich aber trotzdem noch ausreichend genau abzubilden, um den Übergang von Versagensmodus 2 zu Modus 3 mathematisch ausdrücken zu können. Darauf aufbauend soll ein benutzerfreundliches Duktilitätskriterium, welches alle Kenngrößen in **Bild 9-7** berücksichtigt, abgeleitet werden.

Dazu wird das Tragverhalten der Platte durch zwei Tragstreifen, wie in **Bild 9-8** veranschaulicht, idealisiert. Es wird also davon ausgegangen, dass beide Streifen eine anteilige Belastung, entsprechend ihrer Steifigkeiten, zur Riegelsteg und Riegelflansch hin abtragen.





Bild 9-7: Kenngrößen des ausgesteiften T-Stummel

Bild 9-8: Idealisierte Tragstreifen des ausgesteiften T-Stummels

Folgende Vereinfachungen und Annahmen werden für das Tragmodell des ausgesteiften T-Stummel getroffen:

- als mechanisches Modell dient der Trägerrost in Bild 9-9
- die Drillsteifigkeit der Platte wird vernachlässigt
- die Summe der Fließlinienlängen muss deutlich größer sein als für den nicht ausgesteiften T-Stummel. Somit muss die fiktive Breite beider Ersatzstäbe in Bild 9-9 die Ersatzstabbreite des nicht ausgesteiften T-Stummels klar übertreffen.



Bild 9-9: Modell des Trägerrostes für den ausgesteiften T-Stummel

Für die Ersatzstäbe des Trägerrosts in **Bild 9-9** gelten folgende Gesetzte der Mechanik nach Elastizitätstheorie:

1. Moment

$$M_{i} = \frac{6 \cdot EI}{m^{2}} \cdot w_{i} + \frac{6 \cdot EI}{m_{2}^{2}} \cdot w_{i} \equiv \frac{\sum l_{eff} \cdot t^{2}}{4} \cdot f_{y} \cdot 1,18$$
(9.13)

2. Querkraft

$$Q_{i} = \frac{12 \cdot EI}{m^{3}} \cdot w_{i} + \frac{12 \cdot EI}{m_{2}^{3}} \cdot w_{i} \equiv A_{s} \cdot f_{uB} = \left(\frac{0.88 \cdot d_{B}}{2}\right)^{2} \cdot \pi \cdot f_{uB} \qquad (9.14)$$

mit:

$$EI = \frac{210000 \cdot \sum l_{eff} \cdot t^3}{12}$$
(9.15)

Die Streckgrenze des Bleches wird dabei wieder mit dem Überfestigkeitsfaktor  $f_{y,m}/f_{y,k} \sim 1,18$  beaufschlagt. Der Faktor ergibt sich aus 420/355=1,18.

Wird nun Gleichung (9.15) in Gleichung (9.13) und (9.14) eingesetzt, anschließend Gleichung (9.13) und (9.14) nach w<sub>i</sub> umgestellt und dann gleichgesetzt, ergibt sich der nachfolgende Ausdruck in Gleichung (9.16). Bedingung sei hier zusätzlich, dass die Tragfähigkeit des Bleches bei Ausbildung einer vollständigen Fließgelenkkette immer kleiner als die Schraubenzugtragfähigkeit ist.

$$\frac{f_{y} \cdot 1,18}{210000 \cdot 2 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{m^{2}} + \frac{1}{m_{2}^{2}}\right)} \leq \frac{0,1936 \cdot d_{B}^{2} \cdot \pi \cdot f_{uB}}{210000 \cdot \sum l_{eff} \cdot t^{3} \cdot \left(\frac{1}{m^{3}} + \frac{1}{m_{2}^{3}}\right)}$$
(9.16)

Im nächsten Schritt wird nun nach der Blechdicke t aufgelöst:

$$t^{2} \leq \frac{0.3281 \cdot d_{B}^{2} \cdot \pi \cdot f_{uB} \cdot \left(\frac{1}{m^{2}} + \frac{1}{m_{2}^{2}}\right)}{\sum l_{eff} \cdot f_{y} \cdot \left(\frac{1}{m^{3}} + \frac{1}{m_{2}^{3}}\right)}$$
(9.17)

und die Wurzel gezogen:

$$t \le 1,031 \cdot d_{B} \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{f_{y}}} \cdot \sqrt{\frac{\left(\frac{1}{m^{2}} + \frac{1}{m_{2}^{2}}\right)}{\sum l_{eff} \cdot \left(\frac{1}{m^{3}} + \frac{1}{m_{2}^{3}}\right)}}$$
(9.18)

Anschließend ist eine Grenzgröße für die Summe der Fließlinienlängen einzusetzen. Dazu ist ein möglich realistisches Fließmuster, das den tatsächlichen Versagenszustand adäquat wiederspiegelt zu finden. Wie schon angesprochen sind die Fließlinienlängen aus DIN EN 1993-1-8 [7], Tabelle 6.5 und 6.6 hierfür ungeeignet. In der Literatur sind diverse Ansätze für Fließlinienmuster zu finden, die nachfolgend kurz diskutiert werden.





Bild 9-10: Fließlinienmuster der Stirnplatte nach Packer & Morris [37]

Bild 9-11: Fließlinienmuster der Stirnplatte nach Hendrick [21]

Packer und Morris [37] entwickelten ein Muster der Fließlinien (**Bild 9-10**) im Bereich innerhalb des Riegels, das bis zur Hälfte der Trägerhöhe reichte. Allerdings konnten ihre Versuche diese Annahme nicht ganz bestätigen. Hendrick et al. [21] schlagen für bündige Stirnplatten das Fließmuster in **Bild 9-11** vor, wobei sich die unbekannte Größe s anhand dem Minimum der virtuellen Arbeit ermittelt. pr in **Bild 9-13** entspricht dabei m<sub>2</sub> und für s ergeben sich i.d.R. Werte in der Größenordnung 1,5 ...2,0·m<sub>2</sub>. Damit reicht das Muster der Fließlinien in diesem Modell nicht so tief, in Bezug auf die Trägerhöhe, wie bei Packer & Morris.

Das Modell von Horne & Morris [23] ist vergleichbar mit dem Modell von Packer & Morris [37] wobei hier noch ein eine untere horizontale Fließlinie eingeführt wurde, siehe **Bild 9-12**.





Bild 9-12: Fließlinienmuster der Stirnplatte nach Horne & Morris [23]aus [49]

Bild 9-13: Fließlinienmuster der Stirnplatte nach Bijlaard et al. [18] aus [49]

Hierauf aufbauend entwickelten Bijlaard et al. [18] ein verfeinertes Fließlinienmodell als Grundlage für die Erarbeitung des Eurocodes 3, das in **Bild 9-13** gezeigt ist. Auffallend ist bei allen 4 Modellen, dass rund um die Schraube kein Fließmechanismus berücksichtigt wird. Für das Trägerrostmodell in **Bild 9-9** stellt die Schraube eine Einspannung des Stirnbleches dar und das Blech soll oder muss in diesem Bereich ebenfalls fließen um den gewünschten Mechanismus zu erhalten. So sind die Ansätze dieser Modelle noch unbefriedigend und es muss ein Modell gefunden werden das den Bereich der Schraube besser abdeckt.

Nachdem nun Fließlinienmodelle vorgestellt wurden, die auf Grundlage des Prinzips der virtuellen Arbeit basieren, sollen im Folgenden die tatsächlichen Fließmuster des Stirnbleches auf Basis von Versuchsauswertungen aufgezeigt werden. Da es hier vom Grundsatz her um dünne Stirnplatten geht, sollte das Fließmuster auch mit dünneren Stirnplatten korrespondieren. Bernuzzi et al. [17] beobachteten in ihren Versuchen das sich die Fließlinien nach **Bild 9-14** einstellten. Dabei spiegelt dieses Muster die Entstehung der Fließlinien wieder. Das Fließmuster in **Bild 9-15** von Adegoke [14] stellt dagegen den abgeschlossenen Fließmechanismus am Stirnblech für dünne Platten dar. Beide Autoren berücksichtigen in ihrem Modell der Fließmuster, dass sich rund um die Schrauben noch eine zusätzliche kreisförmige Fließlinie einstellt.





**Bild 9-14:** Beobachtete Fließlinienmuster im Versuch nach Bernuzzi et al. [17]

**Bild 9-15:** Beobachtete Fließlinienmuster im Versuch nach Adegoke [14]

In eigenen Versuchen konnte gezeigt werden, dass die in **Bild 9-14** und **Bild 9-15** vorgestellten Modelle der Fließlinien relativ gut reproduzierbar waren. Für sehr weiche Bleche wie in **Bild 9-16** zeigten die eigenen Versuche (siehe Kapitel 5 und Kapitel 6) eine sehr gute Übereinstimmung des abgeschlossenen Fließmusters mit dem Muster in **Bild 9-15**. Bei etwas steiferem Verhalten des Stirnbleches, wie in **Bild 9-17**, wurde eher ein Fließmuster das dem Muster bei Entstehung der Fließlinien in **Bild 9-14** entspricht, beobachtet



**Bild 9-16:** Beobachtete Fließlinienmuster im Versuch für dünnes Stirnblech in S235



**Bild 9-17:** Beobachtete Fließlinienmuster im Versuch für dünnes Stirnblech in S355

Ziel des Duktilitätskriteriums ist es, Plastizieren des Bleches zu ermöglichen, um nennenswerte Verformung des Knotens zu erlauben. Ein abgeschlossenes Fließlinienmuster muss dabei nicht zwangsläufig erreicht werden. Demnach muss die negative Fließlinie, die im Bereich des Riegelstegs verläuft, nicht zwangsläufig bis zum freien Rand des Bleches reichen.

Um das Verhalten der Stirnplatte als Teil des Knotens und im Unterschied dazu als isolierter T-Stummel aufzuzeigen, sind in **Bild 9-18** die mittels Laserscanner aufgezeichneten Höhenlinien verformter ausgesteifter T-Stummelversuche [16] dargestellt. Da am isolierten T-Stummel gegenüber der Steife ein freier Rand vorliegt, verhält sich die Lagerungssituation des Stirnbleches etwas anders als am Gesamtknoten. Somit können die Fließmuster am T-Stummel, gerade für die gekrümmte Fließlinie etwas anders ausfallen. In **Bild 9-18** ist allerdings zu erkennen, dass das Fließmuster der ausgesteiften T-Stummel sehr große Ähnlichkeit mit den Fließmustern der Stirnbleche am Knoten aufweist.

Auffallend ist der durchgängig steile Gradient der Höhenlinien im Beriech der Eckeinspannung, d.h. im Bereich zwischen Steife und Steg. Hier stellt sich eine kontinuierliche Krümmung des Stirnbleches ein das bedeutet von der Schraube ausgehend würden theoretisch viele Fließlinien aufgefächert in den Eckbereich laufen.



Bild 9-18: Fließlinienmuster der ausgesteiften T-Stummelversuche in Trento [16]

Weichert [52] hat in seiner Dissertation einen Algorithmus zur Berechnung von Fließlinien in Platten erarbeitet und dort als Beispiel auch die Stirnplatte bzw. den ausgesteiften Stützenflansch aufgeführt. Die numerische Lösung seines Programms FLX ermittelte die in **Bild 9-19** aufgezeigten Fließlinien für die Traglast des Bleches. Gut zu erkennen ist hier, dass der Algorithmus für den Eckbereich, zwischen Steg und Steife, die angesprochenen aufgefächerten Fließlinien aufzeigt. Der Umriss des Fließmuster in **Bild 9-19** zeigt zu den Mustern der Versuche in **Bild 9-15** oder **Bild 9-17** eine gute Übereinstimmung. Insofern kann davon ausgegangen werden, dass das Programm FLX gut verifiziert ist. Weichert hat mit seinem Programm deutlich höhere Traglasten des T-Stummels als nach DIN EN 1993-1-8 [7] aufgezeigt. Da für sein Programm auch das Prinzip der virtuellen Arbeit die Grundlage der Fließlinienberechnung darstellt, wird die Annahme bestätigt, dass die tatsächliche Fließlinienlänge ausgesteifter T-Stummel bisher zu konservativ angesetzt wird.



Bild 9-19: Fließlinienmuster mittels numerischem Algorithmus [52]

Da die Fließlinienfächer von ihrer tatsächlichen Länge schwer erfasst werden können und sich zudem ein zu kompliziertes Modell der Fließlinien ergeben würde, sind im nächsten Schritt Vereinfachungen einzuführen. Das neue Modell der Fließlinien hat dabei allein die Erarbeitung eines Duktilitätskriteriums für ausgesteifte Stirnbleche zum Ziel und soll an dieser Stelle nicht das Konzept der Fließlinien in DIN EN 1993-1-8 [7], Kapitel 6.2.6.4 und 6.2.6.5 zur Bestimmung der plastischen Momententragfähigkeit M<sub>j,pl,Rd</sub> in Frage stellen. Obgleich die hieraufgeführten Erkenntnisse durchaus anregen zukünftig gewisse Anpassungen vorzunehmen.

In **Bild 9-20** und **Bild 9-21** sind an FE-Modellen die plastischen Dehnungen aufgetragen, um zum einen noch eine weitere Bestätigung der Fließmuster zu präsentieren und zum anderen, um die Idee der Überleitung in ein einfacheres Modell vorzunehmen.

Die Anzahl der Fließlinien von der Schraube ausgehend in die Ecke Steg/Steife sollen wieder auf eine Linie reduziert werden, um das beobachtete Fließlinienmuster in ein fiktives Modell, wie in **Bild 9-20** und **Bild 9-21** aufgezeigt, zu überführen.



**Bild 9-20:** Überführung der gefächerten Fließlinien in ein einfaches Modell (m sehr klein)



**Bild 9-21:** Überführung der gefächerten Fließlinien in ein einfaches Modell (m normal)

Das hat den Hintergrund, dass die einzelnen Fließlinienlängen anhand der geometrischen Randbedingungen einfach zu bestimmen sein sollen. Die Fließlinienlänge soll dabei wie schon angesprochen den Beginn des Fließens bzw. den Zeitpunkt kurz nach Beginn des Fließens im Blech repräsentieren.

Werden die einzelnen Fließlinien nun am Stirnblech idealisiert abgebildet, ergeben sich sechs einzelne Fließlinien, wobei zwei eine identische Länge besitzen und unter Nummer 3 in **Bild 9-22** zusammengefasst sind. Werden die geometrischen Maße den Fließlinien allgemeingültig zugewiesen, können sich die in **Bild 9-23** bemaßten Längen entsprechend definiert werden.



# Bild 9-22: Abgeleitetes Fließlinienmodell des<br/>Stirnbleches für das DuktilitätskriteriumBild 9-23: Einzellängen der fünf Teilfließlinien<br/>aus Bild 9-22

Damit ergibt sich für das Gesamtmaß leff folgende Größe:

$$l_{eff} = m + n + 2 \cdot m_2 + 2 \cdot \sqrt{m^2 + m_2^2} + n + \pi \cdot 1,8 \cdot d_B$$

$$= m + 2 \cdot n + 2 \cdot m_2 + 2 \cdot \sqrt{m^2 + m_2^2} + n + \pi \cdot 1,8 \cdot d_B$$
(9.19)

Dabei wird die Fließlinie im Bereich der Schraube als Umfang der Unterlegscheibe angesetzt und entspricht  $d_m = 1,8 \, d_B$ . Der in Gleichung (9.18) einzusetzende Wert für die Fließlinienlänge wird nun für einen Referenzwert der Schraubenposition bestimmt. Dieser liegt bei m = 2,5d<sub>B</sub>, analog Gleichung (9.12) für den nicht ausgesteiften T-Stummel, und m = 2,0 d<sub>B</sub>. Für den Randabstand n wird die Annahme n = 1,5 d<sub>B</sub> getroffen.

Damit ergibt sich für leff ein Vielfaches des Schraubendurchmessers.

$$l_{eff} = 2,5d_{B} + 2 \cdot 1,5d_{B} + 2 \cdot 2,0d_{B} + 2 \cdot \sqrt{(2,5d_{B})^{2} + (2,0d_{B})^{2}} + \pi \cdot 1,8 \cdot d_{B}$$

$$= 21,55 \cdot d_{B}$$
(9.20)

Wird  $l_{eff} = 21,55 d_B$  sowie m = 2,5d<sub>B</sub> und m = 2,0d<sub>B</sub> in die Gleichung (9.18) eingesetzt, ergibt sich der nachfolgende Ausdruck für die Grenzdicke t.

$$t \le 1,031 \cdot d_{B} \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{f_{y}}} \cdot \sqrt{\frac{\left(\frac{1}{(2,5d_{B})^{2}} + \frac{1}{(2,0d_{B})^{2}}\right)}{21,55d_{B} \cdot \left(\frac{1}{(2,5d_{B})^{3}} + \frac{1}{(2,0d_{B})^{3}}\right)}}$$
(9.21)

Der Schraubendurchmesser d<sub>B</sub> kann komplett gekürzt werden und somit erhält man für den Ausdruck unter der großen Wurzel:

$$t \le 1,031 \cdot d_{B} \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{f_{y}}} \cdot \sqrt{\frac{\left(\frac{1}{6,25} + \frac{1}{4}\right)}{21,55 \cdot \left(\frac{1}{15,625} + \frac{1}{8}\right)}}$$

und vollständig aufgelöst der Term für die Grenzdicke des Stirnbleches zu:

$$t \le 0.33 \cdot d_{\rm B} \cdot \sqrt{\frac{f_{\rm uB}}{f_{\rm y}}} \tag{9.22}$$

Es fehlt in dieser Gleichung, analog der Herleitung für den nicht ausgesteiften T-Stummel in Gleichung (9.11), die Position der Schraube. Es muss noch ein Term für den Abstand der Schraube zum Steg und zum Flansch als zusätzlicher "Entwurfsparameter" der Blechdicke eingeführt werden. Je weiter die Schraube vom Steg bzw. vom Flansch entfernt ist, desto weicher wird das Verhalten des ausgesteiften T-Stummels was wiederum ein leicht dickeres Blech zulassen würde. Zudem muss als Zwangsbedingung gelten, dass für große Abstände von m<sub>2</sub>, wenn also der Einfluss der Steife fast zu vernachlässigen ist, annähernd die gleiche Grenzdicke wie für Gleichung (9.12) berechnet wird. Deshalb ist die Gewichtung des Terms zur Berücksichtigung des Abstandes m<sub>2</sub> als Ergänzung in Gleichung (9.22) anders vorzunehmen als die Gewichtung des Terms für m. Die Referenzwerte für m und m<sub>2</sub> sind oben benannt und es ergibt sich für das Duktilitätskriterium des Stirnbleches unter Berücksichtigung der Schraubenposition:

$$t \le 0.33 \cdot d_{B} \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{f_{y}}} \cdot \sqrt{\left(\frac{m}{2.5d_{B}}\right)} \cdot \sqrt{\frac{m_{2}}{2.0d_{B}}}$$
(9.23)

Um die Logik der neuen Fließlinie aufzuzeigen ist folgender Vergleich aufgezogen. Die maßgebende Fließlinie nach EC3 bestimmt sich für die innere Schraubenreihe des ausgesteiften Bleches aus dem Maximum von  $2\Pi m$  oder  $\alpha m$ , wobei der Grenzwert bei  $\alpha = 7...8$  liegt, also nur minimal größer als  $2\Pi$  ist.

Für den ausgesteiften T-Stummel würde sich für das Duktilitätskriterium demnach fast dieselbe Fließlinienlänge wie für den nicht ausgesteiften T-Stummel ergeben. Da sich der ausgesteifte T-Stummel aber deutlich steifer verhält, führt die Verwendung der Längen nach EC3 zu unrealistischen Grenzdicken des Stirnbleches. Vergleicht man Tragfähigkeit von nicht ausgesteiften und ausgesteiften T-Stummelversuchen [16] für gleiche Verformungen, die kurz nach Beginn des Plastizierens liegen, so kann eine deutliche Differenztragfähigkeit zwischen nicht ausgesteiften und ausgesteiften T-Stummeln festgestellt werden. Dieser Vergleich ist in **Bild 9-24** und **Bild 9-25** aufgezeigt. Wird nun der Differenzbetrag in Relation zur Tragfähigkeit des nicht ausgesteiften T-Stummels gesetzt, so ergeben sich Unterschiede zwischen 35-65%. Da für die im Vergleich aufgeführten T-Stummel, bis auf die Steife, alle anderen Parameter identisch sind, kann die Schlussfolgerung gezogen werden, dass die Steigerung der Tragfähigkeit durch eine steifenbedingte Vergrößerung der Fließlinienlänge zustande kommt. Die Unterschiede von ca. 35% im Versuch ergeben sich für T-Stummelkonfigurationen, deren Plattendicke im Bereich des Duktilitätskriteriums nach Gleichung (9.11) liegt. Die Größeren Unterschiede wurden für Blechdicken, die deutlich kleiner waren als durch das Duktilitätskriterium gefordert, festgestellt.



**Bild 9-24:** Vergleich T-Stummel ausgesteifter & nicht ausgesteifter Stützenflansch

*Bild 9-25:* Vergleich T-Stummel ausgesteifte & nicht ausgesteifte Stirnplatte

Wird die maßgebende Fließlinienlänge des nicht ausgesteiften T-Stummel  $l_{eff, cp} = 2\Pi m$  mit m = 2,5d<sub>B</sub> mit der neu entwickelten Fließlinienlänge für ausgesteifte Stirnbleche nach Gleichung (9.20) verglichen, ergibt sich folgendes Verhältnis:

$$\frac{l_{eff,ausgesteift}}{l_{eff,nicht ausgesteift}} = \frac{21,55d_{B}}{2 \cdot \pi \cdot 2,5d_{B}} = 1,37$$
(9.24)

Dieser Wert korrespondiert relativ gut mit den in den T-Stummelversuchen in **Bild 9-25** festgestellten Unterschieden ausgesteifter und nicht ausgesteifter T-Stummel mit einer Blechdicke in der Größenordnung von Gleichung (9.11) bzw. (9.12).

Zur Überprüfung des neu entwickelten Duktilitätskriteriums ausgesteifter Stirnbleche nach Gleichung (9.23), das auch die Position der Schraube berücksichtig, werden die Grenzblechdicken mittels numerischer Berechnung für verschiedene Abstände stichprobenartig untersucht. Die rechnerisch ermittelten maximal zulässigen Blechdicken der Beispiele sind dabei in **Tabelle 9-4** und **Tabelle 9-3** aufgeführt. In der numerischen Berechnung wurden die Blechdicken auf die nächste ganze Zahl auf- bzw. abgerundet.

Abstand	m=1,5d <sub>B</sub>	m=2,5d <sub>B</sub>	m=3,5d <sub>B</sub>	m=4,5d <sub>в</sub>
m <sub>2</sub> = <b>2,0d</b> <sub>B</sub>	t=7,80 mm	t=10,06 mm	t=11,91 mm	t=13,50 mm
m <sub>2</sub> = <b>3,0d</b> <sub>B</sub>	t=8,63 mm	t=11,14 mm	t=13,18 mm	t=14,94 mm
m <sub>2</sub> =4,0d <sub>B</sub>	t=9,27 mm	t=11,97 mm	t=14,16 mm	t=16,06 mm

*Tabelle 9-3*: Blechdicken t nach Gleichung (9.23) bei  $f_y = 400 \text{ N/mm}^2$  und  $f_{uB} = 930 \text{ N/mm}^2$ 

In **Bild 9-26** sind die Ergebnisse der Nachrechnung für die in **Tabelle 9-3** bestimmten Blechdicken gegeben. Dabei ist für alle Blechdicken am ausgesteiften T-Stummel ein ausgeprägter plastischer Bereich vorhanden, so dass davon ausgegangene werden kann, dass ausreichend Duktilität zur Schnittgrößenumlagerung bei vollplastischer Bemessung vorliegt.



Bild 9-26: Überprüfung der Gleichung (9.23) auf ausreichend Duktilität für Konfiguration 1

Für die zweite T-Stummelkonfiguration sind die Ergebnisse der numerischen Nachrechnung in **Bild 9-27** aufgezeigt. Hier wurden die in **Tabelle 9-4** ermittelten Blechdicken überprüft und es zeigt sich auch hier, dass alle T-Stummel ausreichend Duktilität mobilisieren können.

Durch die zusätzlichen Terme zur Berücksichtigung der Schraubenabstände im neuen Duktilitätskriterium ermöglicht sich dem Anwender eine viele größere Breite an Blechdicken, die eingesetzt werden können. So wird in den allermeisten Fällen die Schraubenposition so zu wählen sein, dass auf eine Standardlieferdicke des Bleches zurückgegriffen werden kann.

Abstand	m=1,5d <sub>B</sub>	m=2,5d <sub>B</sub>	m=3,5d <sub>₿</sub>	m=4,5d <sub>в</sub>
m <sub>2</sub> = <b>2,0d</b> <sub>B</sub>	t=9,92 mm	t=12,81 mm	t=15,16 mm	t=17,19 mm
m <sub>2</sub> = <b>3,0d</b> <sub>B</sub>	t=10,98 mm	t=14,18 mm	t=16,77 mm	t=19,02 mm
m <sub>2</sub> =4,0d <sub>B</sub>	t=11,80 mm	t=15,23 mm	t=18,02 mm	t=20,44 mm

*Tabelle 9-4*: Blechdicken t nach Gleichung (9.23) bei  $f_y = 300 \text{ N/mm}^2$  und  $f_{uB} = 1130 \text{ N/mm}^2$ 

Umgekehrt ermöglicht die Variation der Schraubenposition bei definierter Blechdicke den Grad der Duktilität des Anschlusses in einem großen Bereich zu variieren.



Bild 9-27: Überprüfung der Gleichung (9.23) auf ausreichend Duktilität für Konfiguration 2

## 9.5 Erforderliche Rotationsfähigkeiten

Für unverschiebliche Rahmensysteme lassen sich die erforderlichen Rotationsfähigkeiten ausreichend genau auch am Einfeldträger mit Momentenfedern an beiden Enden durchführen. Um nun eine Grenzbetrachtung an einem Einfeldträger vorzunehmen, wird der Knoten zum einen als biegesteif und volltragfähig eingestuft, zum anderen als gelenkig.

Für den 1. Grenzzustand biegesteif und volltragfähig ergibt sich nach **Bild 9-28** folgende Bedingung:

$$M_{j,1} = \frac{q \cdot l^2}{12}$$
 und  $\Phi_{j,1} = 0$ 

Für den 2. Grenzzustand, voll gelenkig, gilt:

$$M_{j,1} = 0 \qquad und \qquad \Phi_{j,1} = \frac{q \cdot l^3}{24 \cdot EI_h}$$

Dieser Zusammenhang gilt für eine rein elastische Schnittgrößenverteilung und unter rein elastischem Materialverhalten des Riegelprofils.



Bild 9-28: Linearisierter Zusammenhang zwischen Anschlussmoment und Knotenverdrehung

Da die erforderliche Rotationsfähigkeit im Gebrauchszustand bestimmt werden sollte, also ohne  $\gamma$ -Faktoren auf der Einwirkungsseite und Materialseite und die Riegelausnutzung im Gebrauchszustand durchweg kleiner als die elastische Riegeltragfähigkeit ist, ist die Bedingung in Gleichung (9.25) in aller Regel erfüllt.

$$\Phi_{j} = \int_{0}^{i} \kappa(x) dx = \frac{q \cdot l^{3}}{24 \cdot EI_{b}}$$
(9.25)

Somit lässt sich für die unverschieblichen Rahmen eine gute Abschätzung der maximal erforderlichen Knotenrotation auf der sicheren Seite durchführen, indem die Knotenverdrehung für den jeweiligen Einspanngrad anhand des Strahlensatzes und **Bild 9-28** bestimmt wird. Die erforderliche Rotationskapazität wird dabei meist um ca. 10..15% überschätzt wie Auswertungen in Kuhlmann/Rölle [32] gezeigt haben.

So lassen sich bei unverschieblichen Rahmentragwerken für unterschiedliche Schlankheitsgrade der Riegel, die zugehörigen Anschlussverdrehungen aller in Kapitel 5 und Kapitel 6 untersuchten Knoten berechnen. Damit ist die Grundlage geschaffen, die erforderliche Rotationskapazität mit der vorhandenen Rotationskapazität abzugleichen. Eine Übersicht der erforderlichen Rotationskapazitäten aller Knoten in Abhängigkeit des jeweiligen Schlankheitsgrades des Riegels ist im Anhang [37] aufgeführt.

#### 9.6 Beurteilung und Absicherung der Duktilitätskriterien

Zur Beurteilung der entwickelten Duktilitätskriterien wird abschließend eine sicherheitstheoretische Betrachtung durchgeführt. Ein aufwändiger Rotationsnachweis für den Knoten soll vermieden werden, da sonst das vereinfachte kurze Berechnungsverfahren darunter leiden würde. Um einen gesonderten Rotationsnachweis zu umgehen, muss überprüft werden, dass bei Einhaltung der Duktilitätskriterien ein ausreichender Sicherheitsabstand zwischen vorhandener und erforderlicher Rotationskapazität vorliegt. Dazu wird die in den numerischen Untersuchungen ermittelte vorhandene Rotationskapazität jedes Knotens mit den in Kapitel 9.5 angesprochenen erforderlichen Rotationskapazitäten, bei 100% Systemausnutzung verglichen. Es werden verschiedene Riegelschlankheiten zwischen 1/15 - 1/25 betrachtet. Steenhuis et al. [48] greifen in ihrem Beitrag zum Sicherheitskonzept von Anschlüssen einen Vorschlag von Kemp & Dekker [29] auf, die für einen duktilen Versagensmodus einen Teilsicherheitsbeiwert für die Rotationskapazität von  $\gamma_{Rot}$  = 2,0 vorschlagen. Kühnemund [36] führte hierzu ebenfalls eine Betrachtung durch.

Dabei beruht der Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_{Rot} = 2,0$  auf einer probabilistischen Auswertung einer Systemgleichung des nachgiebig eingespannten Trägers und weicht somit von semiprobabilistischen Konzepten nach DIN EN 1990 [4] etwas ab. Für Werte  $\gamma_{Rot} \rightarrow 2,0$  konnte in den Auswertung [48]eine erhöhte Versagenswahrscheinlichkeit des Knotens durch "geometrischer Unverträglichkeiten" nahezu ausgeschlossen werden.

Etwas abweichend zu der Untersuchung von Steenhuis et al. [48] wird in dieser Arbeit der Vergleich der erforderlichen und vorhandenen Rotationskapazität auf charakteristischem Niveau für die Einwirkungsseite und auf Mittelwertniveau auf der Widerstandseite durchgeführt. Dies begründet sich auf der Widerstandsseite mit der Möglichkeit, die Überfestigkeitseffekte berücksichtigen zu können und damit eventuelle Ergebnisse auf der unsicheren Seite für nominelle Materialkennwerte auszuschließen. Auf der Einwirkungsseite entsprechen die charakteristischen Werte in etwa den 95% Fraktilwerten, enthalten also bereits ein gewisses Maß an "Sicherheit". Vorangegangene Untersuchungen [32] haben die Plausibilität dieses Ansatzes bestätigt, da bei Verwendung der Gleichung (9.25) zur Bestimmung der erforderlichen Rotationskapazität eine zusätzliche Sicherheit (10-15%, wie beschrieben) eingebaut ist. Am Ende spiegelt der Sicherheitsbeiwert  $\gamma_{Rot} = 2,0$  eher einen "globalen Sicherheitsbeiwert" wieder, der immer noch höher ausfällt als für den Grenzzustand der Tragfähigkeit mit  $\gamma_q * \gamma_{M2} = 1,5*1,25 = 1,875$ .

Für die Auswertung der Knoten wird das Verhältnis  $\Phi_{vorhanden}/\Phi_{erforderlich} \ge 2,0$  als Grenzkriterium festgelegt. Knoten, deren Werte der Blechdicke das Duktilitätskriterium aus Gleichung (9.23) verletzten, sollten demnach  $\Phi_{vorhanden}/\Phi_{erforderlich} < 2,0$  aufweisen. Für Knoten, die das Duktilitätskriterium erfüllen sollte dann im Gegenzug  $\Phi_{vorhanden}/\Phi_{erforderlich} \ge 2,0$  gewährleistet sein.

Nachfolgend sind die Ergebnisse der Auswertung zunächst für bündige Stirnplatten dargestellt. Dabei ist auch der Vergleich zum aktuell bestehenden Duktilitätskriterium in Kapitel 6.4 der DIN EN 1993-1-8 [7] aufgezeigt. Für eine Riegelschlankheit von l/h = 20 ist in **Bild 9-29** zu erkennen, dass sehr viele Werte, die das aktuelle Duktilitätskriterium verletzen, trotzdem ausreichend Duktilität aufweisen. In **Bild 9-30** sind die Ergebnisse des neuen Kriteriums aus Gleichung (9.23) gegeben und es ist eine deutliche Verbesserung zu erkennen, obgleich auch hier noch einigen Knoten, trotz Verletzung des Kriteriums, ausreichend Duktilität bescheinigt wird.



*Bild 9-29: Qualität des aktuellen Duktilitätskriteriums nach Kapitel 6.4 [7] für l/h* =20

*Bild 9-30: Qualität des neu entwickelten Duktilitätskriteriums für l/h* =20

Für einen größeren Schlankheitsgrad von l/h = 25 ergibt sich nach **Bild 9-31** und **Bild 9-32** ein analoges Bild der Ergebnisverteilung.



*Bild 9-31: Qualität des aktuellen Duktilitätskriteriums nach Kapitel 6.4 [7] für l/h* =25

*Bild 9-32: Qualität des neu entwickelten Duktilitätskriteriums für l/h* =25

Wie schon erwähnt stammen die Werte der vorhandenen Rotationskapazität aus den numerischen Untersuchen des Kapitel 5. Für die erforderliche Rotationskapazität wurde unterstellt, dass das der Riegel im GZT gerade M<sub>pl,b,Rd</sub> erreicht und für die korrespondierende Einwirkung q wurde nach Gleichung (9.25) die erforderliche Rotationskapazität bestimmt.

Für die überstehenden Stirnplatten werden ebenfalls die vorhandenen Rotationskapazitäten aus den numerischen Berechnungen in Kapitel 6 mit den erforderlichen Rotationskapazitäten nach Gleichung (9.25) gegenübergestellt.

Auch hier zeigt sich, dass das aktuell bestehende Duktilitätskriterium unbefriedigende, eher konservative Ergebnisse liefert, wie die Grafiken in **Bild 9-33** und **Bild 9-35** zeigen.



**Bild 9-33:** Qualität des aktuellen Duktilitätskriteriums nach Kapitel 6.4 [7] für l/h =20 (EEP)



*Bild 9-34: Qualität des neu entwickelten Duktilitätskriteriums für l/h* =20 (*EEP*)

Das neue Duktilitätskriterium schneidet auch für überstehende Stirnplatten deutlich besser ab, wie **Bild 9-34** und **Bild 9-36** veranschaulichen. Allerdings ergeben sich hier für drei ungünstig gewählte Anschlusskonfigurationen Werte auf der unsicheren Seite. Dies ist noch zu überprüfen.

Im Gegenzug ist aber nur noch für sehr wenige Knotenkonfigurationen eine Unterschätzung der Duktilität festzustellen.



Bild 9-35: Qualität des aktuellen Duktilitätskriteriums nach Kapitel 6.4 [7] für l/h =25 (EEP)



*Bild 9-36: Qualität des neu entwickelten Duktilitätskriteriums für l/h =25 (EEP)* 

Die Verbesserung der Zuverlässigkeit des neu entwickelten Duktilitätskriteriums beruht überwiegend auf der Berücksichtigung der Schraubenposition. Die Schraubenposition hat großen Einfluss auf die Verformungsfreundlichkeit des Bleches, ist aber im aktuell gültigen Kriterium der DIN EN 1993-1-8 [7] nicht berücksichtigt.

## 10 Vereinfachtes Bemessungsverfahren mit Beispiel

### 10.1 Allgemeines

Das vereinfachte Bemessungsverfahren geschraubter Stirnplattenanschlüsse kann und soll parallel zum ausführlichen Verfahren der Komponentenmethode nach DIN EN 1993-1-8 [7] bestehen. Es darf angewendet werden, wenn die geometrischen Abmessungen der Stütze innerhalb des Anwendungs- bzw. Gültigkeitsbereiches liegen. Neben den für das Stützenprofil geltenden Kriterien sind zudem folgende Punkte einzuhalten:

- (1) es gilt  $M_{j,pl,Rd} < 0,7 M_{b,pl,Rd}$
- (2) nur eine Schraubenreihe innerhalb des Riegelflansches
- (3) bei überstehenden Stirnplatten nur eine Schraubenreihe im Überstand
- (4) nur 2 Schrauben in einer Reihe
- (5)  $t_{fc} \ge 0.9 t_{EP}$

Das Verfahren läuft in drei Schritten ab: Abprüfen des Gültigkeitsbereiches, Bestimmung der zulässigen Stirnplattendicke und anschließend Berechnung der Momententragfähigkeit des Knotens. Die geometrischen Eingangskenngrößen der unterschiedlichen Nachweisformeln des Verfahrens sind in **Bild 10-1** definiert.



Bild 10-1: Geometrische Kenngrößen am geschraubten Anschluss

In seiner jetzigen Form ist das vereinfachte Verfahren für die gängigen Walzprofile (IPE, HEA, HEB, HEM) verifiziert und gültig. Geschweißte Profile sind bisher nicht zur Anwendung angedacht.

## 10.2 Anwendung bei bündigen Stirnplatten

Das Vorgehen für bündige Stirnplatten soll als "Standardfall" definiert sein und für überstehende Stirnplatten bzw. Verbundknoten werden anschließend nur die Unterschiede hervorgehoben.

#### 1. Überprüfung der Einhaltung des Gültigkeitsbereiches

Gültigkeitsbereich des Stützenprofils	
Druck	$\frac{\sqrt{h_c} \cdot d_B}{t_{wc}^2} \cdot \sqrt[3]{\frac{355}{f_{y,c}}} \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{1000}} < 7,0$
Zug	$t_{wc} > 0,092 \cdot d_B \cdot \frac{f_{uB}}{f_{y,c}}$
Schub	$t_{wc} > 1,12 \cdot \frac{d_B^2 \cdot f_{uB}}{h_c \cdot f_{y,c}}$

#### 2. Bestimmung der zulässigen Bandbreite der Stirnplattendicke

Duktilitätskriterien der Stirnplatte	
untere Grenze (Durchstanzen)	$t_{EP} \ge 0,186 \cdot d_{B} \cdot \frac{f_{uB}}{f_{u,EP}}$
obere Grenze (Duktilität)	$t_{EP} \le 0.33 \cdot d_{B} \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{f_{y}}} \cdot \sqrt{\left(\frac{m}{2.5d_{B}}\right) \cdot \sqrt{\frac{m_{2}}{2.0d_{B}}}}$
für 0,9 t <sub>EP</sub> ≤ tcf ≤ t <sub>EP</sub>	$t_{cf} \le 0.4 \cdot d_B \sqrt{\frac{f_{uB} \cdot m}{f_y \cdot 2.5d_B}}$

3. Berechnung der plastischen Momententragfähigkeit des Kotens

Widerstandsmodell der Momententragfähigkeit des Knotens (bündig)		
Plastische Knotentragfähigkeit	$M_{j,pl,Rd} = 0.9 \cdot F_{t,Rd} \cdot k_j \cdot z$	
Knotenkorrekturfaktor	$k_{j (FEP)} = 1,95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_y}{m \cdot m_2 \cdot f_{uB}}\right)^{0,25} \le 1,0$	
Schraubenzugtragfähigkeit	$F_{t,Rd} = \frac{0.9 \cdot f_{uB} \cdot A_s}{\gamma_{M2}}$	

## 10.3 Anwendung bei überstehenden Stirnplatten

Für überstehende Stirnplatten unterscheiden sich die Schritte 1 und 3 von denen für bündige Stirnplatten. Die Bestimmung der Bandbreite der Stirnplatte erfolgt analog.

#### 1. Überprüfung der Einhaltung des Gültigkeitsbereiches

Gültigkeitsbereich des Stützenprofils		
Druck	$\frac{\sqrt{h_c} \cdot 2 \cdot d_B}{t_{wc}^2} \cdot \sqrt[3]{\frac{355}{f_{y,c}}} \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{1000}} \le 10,0$	
Zug	$t_{wc} > 0,092 \cdot d_B \cdot \frac{f_{uB}}{f_{y,c}}$	
Schub	$t_{wc} > 1,67 \cdot \frac{d_B^2 \cdot f_{uB}}{h_c \cdot f_{y,c}}$	

#### 3. Berechnung der plastischen Momententragfähigkeit des Kotens

Widerstandsmodell der Momententragfähigkeit des Knotens (überstehend)		
Plastische Knotentragfähigkeit	$M_{j,pl,Rd} = 0.9 \cdot F_{t,Rd} \cdot k_j^* \cdot z$	
Knotenkorrekturfaktor	$k_{j(\text{EEP})}^{*} = 0.75 \cdot 1.95 \cdot \left(\frac{t_{\text{EP}} \cdot t_{\text{cf}} \cdot f_{y}}{m \cdot m_{x} \cdot f_{uB}}\right)^{0.25} \le 1.0$	
Schraubenzugtragfähigkeit	$F_{t,Rd} = \frac{0.9 \cdot f_{uB} \cdot A_s}{\gamma_{M2}}$	

Wobei hier der innere Hebelarm z vom Schwerpunkt des Druckriegelflansches zum Schwerpunkt des Zugriegelflansches definiert ist.

Der Herleitung der Knotenkorrekturfaktoren liegt folgender Parameterbereich zugrunde:

- $0.5 \le t_{EP}/d_B \le 1.25$
- $0,5 \le t_{\rm cf}/d_{\rm B} \le 1,25$
- $1,5 \le m/d_B \le 4,5$
- $1,5 \le m_2/d_B \le 4,0$

## 10.4 Anwendung bei Verbundknoten

Für Verbundknoten wird vorausgesetzt, dass der Stahlknoten als bündiger Anschluss ausgeführt wird. Anschließend ist zu überprüfen, ob die Zugtragfähigkeit der Bewehrung im Bereich der mittragenden Breite größer als die theoretische Zugtragfähigkeit einer gedachten Schraubenreihe des Überstandes ausfällt. Ist das nicht der Fall, behalten die Formel des Anwednungsbereiches für überstehende Stirnplatten Gültigkeit. Andernfalls ist die Komponente Stützensteg auf Druck separat nachzuweisen.

Die Bestimmung der Bandbreite der Stirnplatte erfolgt analog dem Schritt 2 für bündige Stirnplatten.

Damit ergibt sich für Verbundknoten ausschließlich ein geänderter Schritt 3, also angepasste Formeln für das Widerstandsmodell des Knotens.

3. Berechnung der plastisch	hen Momententragfähigkeit des Verbundkotens
-----------------------------	---

Widerstandsmodell der Momententragfähigkeit des Verbundknotens		
Plastische Knotentragfähigkeit	$M_{j,pl,Rd} = 0.9 \cdot F_{t,Rd} \cdot k_j \cdot z_1 + F_{T,RFT,Rd} \cdot z_2$	
Knotenkorrekturfaktor	$k_{j (EEP)}^{*} = 0.75 \cdot 1.95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_{y}}{m \cdot m_{x} \cdot f_{uB}}\right)^{0.25} \le 1.0$	
Schraubenzugtragfähigkeit	$F_{t,Rd} = \frac{0.9 \cdot f_{uB} \cdot A_s}{\gamma_{M2}}$	
Zugtragfähigkeit Bewehrung	$F_{T,RFT,Rd} = \frac{f_{sk} \cdot A_s}{\gamma_s}$	

Wobei hier der innere Hebelarm  $z_2$  vom Schwerpunkt des Druckriegelflansches zum Schwerpunkt der Bewehrung definiert ist.

## 10.5 Anwendungsbeispiel

Im Folgenden wird beispielhaft an einem bündigen Stirnplattenanschluss das vereinfachte Verfahren durchgeführt. Dazu wird der in *Bild 10-2* dargestellte Anschluss betrachtet. Die verwendete Stahlgüte für Riegel, Stütze und Stirnplatte beträgt S 355 und es kommen Schrauben M24 der Stahlgüte 10.9 zum Einsatz.



#### Bild 10-2: Beispiel eines Stirnplattenanschlusses

In einem ersten Schritt wird in Abhängigkeit der Schraubengröße eine Bandbreite an möglichen Stirnblechdicken für den Anschluss bemessen.

1. Überprüfung der Einhaltung des Gültigkeitsbereiches

Gültigkeitsbereich des Stützenprofils

 Implicient des Stützenprofils

 
$$t_{wc} \ge \sqrt{\frac{\sqrt{h_c} * d_B}{7,0} * \sqrt[3]{355}} * \sqrt{\frac{f_{ub}}{1000}}$$

 Druck

  $t_{wc} = 11 mm > \sqrt{\frac{\sqrt{300*24}}{7,0} * \sqrt[3]{355}} * \sqrt{\frac{1000}{1000}} = 7,71 mm$ 

 Zug

  $t_{wc} > 0,092 \cdot d_B \cdot \frac{f_{uB}}{f_{y,c}}$ 
 $t_{wc} = 11 mm > 0,092 * 24 * \frac{1000}{355} = 6,22 mm$ 

 Schub

  $t_{wc} > 1,12 \cdot \frac{d_B^2 \cdot f_{uB}}{h_c \cdot f_{y,c}}$ 
 $t_{wc} = 11 mm > 1,12 * \frac{24^2 * 1000}{300 * 355} = 6,06 mm$ 

#### 2. Bestimmung der zulässigen Bandbreite der Stirnplattendicke

Duktilitätskriterien der Stirnplatte		
untere Grenze (Durchstanzen)	$t_{EP} \ge 0,186 \cdot d_B \cdot \frac{f_{uB}}{f_{u,EP}}$	
	$t_{EP} \ge 0,186 * 24 * \frac{1000}{470} = 9,50 \ mm$	
obere Grenze (Duktilität)	$t_{\rm EP} \le 0.33 \cdot d_{\rm B} \cdot \sqrt{\frac{f_{\rm uB}}{f_{\rm y}}} \cdot \sqrt{\left(\frac{m}{2.5d_{\rm B}}\right) \cdot \sqrt{\frac{m_2}{2.0d_{\rm B}}}}$	
	$t_{EP} \le 0.33 * 24 * \sqrt{\frac{1000}{355}} * \sqrt{\left(\frac{68.1}{2.5 * 24}\right) * \sqrt{\frac{67.2}{2 * 24}}} = 15.40  mm$	

Somit kann für den Anschluss eine Stirnplatte mit der Dicke  $t_{EP}$  zwischen 9,5 mm und 15,4 mm gewählt werden. Es wird eine Stirnplatte mit  $t_{EP}$  = 15 mm gewählt.

Schließlich kann die Berechnung der plastischen Momententragfähigkeit des Knotens erfolgen.

3. Berechnung der plastischen Momententragfähigkeit des Kotens

Widerstandsmodell der Momententragfähigkeit des Knotens (bündig)		
Knotenkorrekturfaktor	$k_{j (FEP)} = 1.95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_y}{m \cdot m_2 \cdot f_{uB}}\right)^{0.25}$ $= 1.95 * \left(\frac{15 * 19 * 355}{68.1 * 67.2 * 1000}\right)^{0.25} = 0.7519 \le 1.0$	
Schraubenzugtragfähigkeit	$F_{t,Rd} = \frac{0.9 \cdot f_{uB} \cdot A_s}{\gamma_{M2}} = \frac{0.9 * 1000 * 2 * 353}{1.25} = 508,32  kN$	
Plastische Knotentragfähigkeit	$M_{j,pl,Rd} = 0.9 \cdot F_{t,Rd} \cdot k_j \cdot z$ = 0.9 * 508.32 * 0.7083 * 391.8 = 134.85 kNm	

#### 10.6 Bestimmung der Sekantensteifigkeit des Anschlusses

#### 10.6.1 Allgemeines

Für die Idealisierung des nachgiebigen teiltragfähigen Knoten in einer Stabwerksberechnung benötig der Anwender neben der plastischen Momententragfähigkeit auch die Steifigkeit des Anschlusses. So lässt sich der Knoten als bilineare Feder in das Stabwerksprogramm implementieren. Die Bestimmung der Sekantensteifigkeit nach dem ausführlichen Verfahren der Komponentenmethode in Kapitel 6.3 der DIN EN 1993-1-8 [7] erfolgt über die Modifizierung der Anfangssteifigkeit. Dieses Vorgehen wäre hier zu aufwendig und dem vereinfachten Verfahren abträglich. Deshalb wurde mit der zur Verfügung stehenden Datenbasis aus Kapitel 5 und Kapitel 6 eine einfache empirische Formumlierung, jeweils für bündige und überstehende Stirnplatten, zur "Abschätzung" der Knotensteifigkeit hergeleitet.

#### 10.6.2 Bestimmung der Steifigkeit bündiger Stirnplattenanschlüsse

Die Sekantensteifigkeit des Knotens bündiger Stirnplatten kann mittels Gleichung (10.1) schnell und einfach abgeschätzt werden. Dabei fließen, bis auf die Stahlgüte, alle für die Verformungsfreundlichkeit relevanten Parameter in die Gleichung mit ein. Alle Eingangsparameter sind in mm einzusetzen.

$$S_{j} = \frac{t_{cf} \cdot t_{EP} \cdot h_{b}}{7 \cdot \left(\frac{m}{4,5d_{B}}\right) \cdot \left(\frac{m_{2}}{2,0d_{B}}\right)^{0,25}}$$
(10.1)

Zur Überprüfung der Qualität und Zuverlässigkeit von Gleichung (10.1) ist in **Bild 10-3** der Vergleich zwischen Formelergebnis und numerischem Ergebnis aufgetragen.



Bild 10-3: Vergleich von S<sub>j,FE</sub> und S<sub>j,Formel</sub> für bündige Stirnplatten

Die statistischen Kenngrößen bewegen sich in einem zufriedenstellenden Rahmen und die Formel kann durchaus als mehr als nur eine "Abschätzung" der Steifigkeit angesehen werden.

Da speziell für unverschiebliche Rahmen die Steifigkeit bei der Systemberechnung nach Fließgelenktheorie eine untergeordnete Rolle spielt und die Anschlüsse theoretisch auch als starr plastisch idealisiert werden könnten, ist die hier erreichte Genauigkeit der Formel mehr als ausreichend.

#### 10.6.3 Bestimmung der Steifigkeit überstehender Stirnplattenanschlüsse

Die Sekantensteifigkeit des Knotens überstehender Stirnplatten kann mittels Gleichung (10.2) schnell und einfach berechnet werden. Dabei fließen auch hier, bis auf die Stahlgüte, alle für die Verformungsfreundlichkeit relevanten Parameter in die Gleichung mit ein. Die Gewichtung fällt im Vergleich zu den bündigen Stirnplatten allerdings etwas anders aus. Alle Eingangswerte sind auch hier in mm einzusetzen.

$$S_{j} = \frac{t_{cf} \cdot t_{EP} \cdot h_{b}}{3.1 \cdot \left(\frac{m}{4.5d_{B}}\right)^{0.5} \cdot \left(\frac{m_{2}}{2.0d_{B}}\right)^{0.5}}$$
(10.2)

Zur Überprüfung der Qualität und Zuverlässigkeit von Gleichung (10.2) für überstehende Stirnplatten ist in **Bild 10-4** wieder der Vergleich zwischen Formelergebnis und numerischem Ergebnis aufgetragen. Auch hier bescheinigen die statistischen Kenngrößen eine annehmbare Streuung.



Bild 10-4: Vergleich von S<sub>j,FE</sub> und S<sub>j,Formel</sub> für überstehende Stirnplatten

Somit kann die für die bilineare Feder benötigte Knotensteifigkeit in einem Schritt bestimmt werden und es sind zudem keine aufwendigen Hilfswerte zu bestimmen.

## 11 Zusammenfassung

## 11.1 Allgemeines

Für geschraubte Stirnplattenanschlüsse ist ein vereinfachtes Bemessungsverfahren erarbeitet worden mit dessen Hilfe die plastische Momententragfähigkeit bündiger und überstehender Stirnplattenverbindungen sowie von Verbundknoten berechnet werden kann. Die Momententragfähigkeit ermittelt sich dabei aus der abgeminderten Schraubenzugtragfähigkeit multipliziert mit dem inneren Hebelarm. Für Verbundknoten ist der Anteil der Bewehrung auf Zug entsprechend zu addieren. Die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit wird durch das duktile Verhalten des Stirnbleches bzw. des Stützenflansches negativ beeinflusst, da sich durch die Schraubenkopfverdrehung zusätzliche Schraubenbiegung einstellt. Zusätzlich kann bei bündigen Stirnplatten das gemeinsame Klaffen des Stirnbleches und des Stützenflansches Abstützkräfte hervorrufen. Bei überstehenden Stirnplatten verursacht der Kragarm grundsätzlich Abstützkräfte. Hierfür wurde ein Knotenkorrekturfaktor entwickelt, der die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit entsprechend der vorherrschenden Randbedingungen am Knoten abmindert.

Abgeleitete geometrische Kriterien sichern den Anwendungsbereich ab und sorgen für ein duktiles Verhalten der Knoten. Bei Einhaltung des geforderten Duktilitätskriteriums erfüllen die Knoten die Voraussetzung für eine Bemessung des Rahmensystems nach der Fließgelenktheorie.

Das Widerstandsmodell des vereinfachten Bemessungsverfahrens wurde mittels statistischem Auswerteverfahren nach DIN EN 1990 [4] überprüft und zudem an das ausführliche Verfahren der Komponentenmethode angeglichen. Eine Anwendung des vereinfachten Verfahrens als Vereinfachung des bestehenden und bauaufsichtlich eingeführten Verfahren in Kapitel 6.2 der DIN EN 1993-1-8 [7] ist damit problemlos möglich.

Dem praktischen Anwender wird zusätzlich eine anwendungsfreundliche Formel zur Bestimmung der Knotensteifigkeit zur Verfügung gestellt. So kann in wenigen Schritten die Knotencharakteristik mittels bilinearer Feder in ein Stabwerkprogramm implementiert werden und anstelle idealisiert gelenkiger Knotenpunkte der Stützen-Riegel-Verbindungen können teiltragfähige Verbindungen berücksichtigt werden.

Der Tragwerksplaner hat damit in der Phase der Entwurfsstatik zwei Möglichkeiten. Entweder er verzichtet in diesem Stadium der Planung auf die Berücksichtigung der Teiltragfähigkeit der Knoten und idealisiert die Knoten gelenkig. Durch die Einhaltung des Duktilitätskriteriums ist

ausreichend Rotationskapazität garantiert. So können Tragreserven des Systems für Umplanungen oder Umnutzungen in der Ausführungsphase vorgehalten werden.

Oder die Teiltragfähigkeit wird schon in der Phase der Entwurfsstatik als Maßnahme zur Querschnittsoptimierung der Riegel eingesetzt. In beiden Fällen sind die geometrischen Randbedingungen des Knotens durch die Vorgaben der Kriterien des Anwendungsbereichs und der Duktilitätskriterien in relativ enge Grenzen gefasst. Diese "harten" Randbedingungen der Knotengeometrie sind der ausführenden Stahlbaufirma als bindend vorzugeben. Die teiltragfähigen Anschlüsse nach DIN EN 1993-1-8 [7] setzen somit voraus, dass der planende Ingenieur neben der Stabstatik auch gleichzeitig immer ein Stück "Detailstatik" erbringt, da sich sonst ein iterativer Prozess der Tragwerksdimensionierung ergibt. Dank der Einfachheit und Bedienungsfreundlichkeit des vereinfachten Verfahrens für geschraubte Stirnplattenanschlüsse entsteht dem in der Praxis tätigen Ingenieur in seiner täglichen Arbeit allerdings kaum ein Mehraufwand.

### 11.2 Ausblick

Die Grundlagen, die mit der Entwicklung des vereinfachten Bemessungsverfahrens gelegt wurden könnten zukünftig noch für ein weiteres praxistypisches Alltagsproblem genutzt werden. So werden im Industriebau häufig idealisiert gelenkige Anschlüsse neben dem Querkraftabtrag auch für zusätzliche Normalkraftbeanspruchungen vorgesehen. Meist ist hier der Normalkraftanteil auch noch deutlich größer als der Querkraftanteil, was wiederum dazu führt, dass eine halbe Stirnplatte für die Unterbringung der Schrauben nicht mehr ausreicht und eine bündige Stirnplatte gewählt werden muss. Damit liegt eine ungewollte Einspannung des eigentlich gelenkig gerechneten Knotens vor und eine "Überlastung" aus der nicht planmäßigen Biegebeanspruchung ist zu überprüfen.

Denkbar ist den in Kapitel 7 entwickelten Knotenkorrekturfaktor für reine Zugbeanspruchung des Knotens auf plastischem Niveau anzupassen und anschließend das vereinfachte Verfahren auf eine zusätzliche Momenten-Normalkraft-Interaktion zu erweitern. Bisher gelten die Regelungen in DIN EN 1993-1-8 [7] sowohl für die Momententragfähigkeit als auch für die Rotationskapazität des Anschlusses nur, wenn für die einwirkende Normalkraft gilt - N<sub>Ed</sub> < 5% N<sub>pl,Rd</sub>. Eine planmäßige Momenten-Normalkraft-Interaktion war nach DIN 18800 [2] nur über eine elastische Kräfteaufteilung auf die Schrauben möglich und daran hat sich in DIN EN 1993-1-8 [7] nichts geändert.

Ein weiterer Aspekt betrifft das Thema Robustheit und die Forderung der DIN EN 1990 [4], Tragsysteme mit möglichst hoher Redundanz zu entwerfen. In dieser Hinsicht gilt es die in Kapitel 9.2 und 9.3 entwickelten Duktilitätskriterien noch strikter zu gestalten, um hochduktile Kno-
ten zu erhalten. Mittels hochduktiler teiltragfähiger Knoten könnte die Forderung in DIN EN 1990 [4] und DIN EN 1991-1-7 [5] nach Sicherheitsvorkehrung gegen lokale Schädigungen mit dem Vorhalten Alternativer Lastpfade durch Spannbandwirkung erfüllt werden. Die bereits angesprochene Weiterentwicklung des Knotenkorrekturfaktors für reine Zugbeanspruchung könnte auch dazu genutzt werden die Grenzzugtragfähigkeit (Bruchtragfähigkeit) des Knotens zu bestimmen. Damit stünde dem Anwender eine Formulierung zur Dimensionierung des Zugbandes zur Verfügung, mit der die Verankerung und Durchleitung der Spannbandwirkung in den Knoten sichergestellt werden kann.

Die verformbaren teiltragfähigen Knoten vereinen Vorteile der gelenkigen und biegesteifen Knoten, haben bisher aber noch ein eher "stiefmütterliches" Dasein, da das bisherige ausführliche Bemessungsverfahren und das teilweise notwendige iterative Vorgehen in Bezug auf die Stabstatik "abschreckend" wirken.

Das vorgeschlagene vereinfachte Bemessungsverfahren hilft hoffentlich der vorhandenen Skepsis bei vielen Praktikern, in Bezug auf diesen Knotentyp, entgegenzutreten und die Vorzüge, die die Knoten mit sich bringen, in den Vordergrund zu rücken.

## 12 Literatur

- [1] DIN 4766-1, (1981): Herstellverfahren der Rauheit von Oberflächen; Erreichbare gemittelte Rauhtiefe Rz nach DIN 4768 Teil 1. 1981
- [2] DIN 18800 (2008): Stahlbauten Teil 1. Bemessung und Konstruktion. November 2008
- [3] DIN EN 1090-2 (2008): Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken. Dezember 2008
- [4] DIN EN 1990 (2010): Eurocode 0 Grundlagen der Tragwerksplanung. Dezember 2010
- [5] DIN EN 1991-1-7 (2010): Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke Teil 1-7: Allgemeine Einwirkungen – Außergewöhnliche Einwirkungen. Dezember 2010
- [6] DIN EN 1993-1-1 (2010): Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten -Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau; Dezember 2010
- [7] DIN EN 1993-1-8 (2010): Eurocode 3 Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 1.8: Bemessung von Anschlüssen, Dezember 2010
- [8] DIN EN 1994-1-1 (2010): Eurocode 4 Eurocode 4: Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Anwendungsregeln für den Hochbau, Dezember 2010
- [9] DIN EN 10002 (2001), Metallische Werkstoffe Zugversuch Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. Dezember 2001
- [10] VDI 2230 (2003): VDI-Richtline Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen - Zylindrische Einschraubenverbindungen, Teil 1. Verein Deutscher Ingenieure. Düsseldorf, 2003
- [11] Revised Annex J (1994): Eurocode 3 Part 1.1 Revised Annex J: Joints and Building Frames, European Committee for Standardization, Document CEN/TC 250/SC3-N419E, Brussels.
- [12] SIA 161 (1990): Stahlbauten. SIA-Norm, Ausgabe 1990, Schweizerischer Ingenieur-und Architektenverein, Zürich, 1990
- [13] SZS (1983). C9.1 *Stahlbaupraxis. Stirnplattenverbindungen mit hochfesten Schrauben.* Verlag Schweizerische Zentralstelle für Stahlbau, 8034 Zürich, 1983
- [14] Adegoke, I.O. (2007): *The Ductility of Thin, Partial-Strength, Extended Endplate Steel Beam-To-Column Connections*, Unpublished PhD thesis, University of Witwatersrand, Johannesburg.
- [15] ANSYS (2011): Benutzerhandbuch. ANSYS Mechanical Solution Release 13.0, 2011
- [16] Baldassino, N.; Zandonini, R. (2007): Experimental tests on steel and concrete beam-tocolumn joint components. Robustness-Report-Trento-002. Contract-No. RFS-CR-04046. 2007
- [17] Bernuzzi, C., Zandonini, R. & Zanon, P. (1991): *Rotational Behaviour of End Plate Connections*, Costruzioni Metalliche, n.2, 3-32.
- [18] Bijlaard F. S. K., Nethercot D. A., Stark J. W. B., Tschemmernegg F., Zoetemeijer P. (1989): *Structural Properties of Semi-Rigid Joints in Steel Frames*, IABSE Periodica, No.2, Survey report No. S-42/89, Basel 1989

- [19] COST C1.d. (1999): Recent advances in the field of structural steel joints and their representation in the building frame analysis and design process. In: COST C1 report edited by Jaspart JP. Bruxelles, Luxembourg: European Commission, 1999.
- [20] Hartmann S. (2007): Kontaktanalyse dünnwandiger Strukturen bei großen Deformationen Ph.D. thesis, Bericht Nr. 49 (2007), Institut für Baustatik und Baudynamik der Universität Stuttgart, 2007
- [21] Hendrick, D., Kukreti, A. and Murray, T. (1985), Unification of Flush End-Plate Design Procedures, Research Report FSEL/MBMA 85-01, Fears Structural Engineering Laboratory, University of Oklahoma, Norman, OK
- [22] HOIER, A. (2007): Modellierung eines geschraubten Stahlknotenanschlusses mit Finiten Elementen. Diplomarbeit, Universität Stuttgart, Mitteilung des Instituts für Konstruktion und Entwurf Nr. 2007-8X, 2007
- [23] Horne, M.R., and Morris, L.J. (1982), *Plastic Design of Low-Rise Frames*, MIT Press, Cambridge, MA
- [24] Jaspart, J.-P (1991): Étude de la semi-rigidité des noeuds poutre-colonne et son influence sur la résistance et la stabilité des ossatures en acier. Ph. D. Thesis M.S:M. Department Université de Liège, Januar 1991.
- [25] Jaspart J.P. (1997): Recent advances in the field of steel joints Column bases and further configurations for Beam-to Column Joints and Beam Splices, Thesis Université de Liège, Liège 1997.
- [26] JCSS (2001): *Probabilistic Model Code: Part 3.02 Resistance Models Structural Steel.* Joint Commit-tee on Structural Safety, 2001.
- [27] JCSS (2001): Probabilistic Model Code: Part 3.10 Resistance Models Dimensions. Joint Commit-tee on Structural Safety, 2001.
- [28] Jenkins, W.M., Tong, C.S., & Prescott, A.T. (1986): *Moment Transmitting Endplate Connections in Steel Construction, and a Proposed Basis for Flush Endplate Design*, The Structural Engineer, Vol. 64A, (5), May, pp 121-132.
- [29] Kemp, A.R., Dekker, N.W., and Trinchero, P., (1995): Differences in Inelastic Properties of Steel and Composite Beams, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 34, No. 2, pp. 187-206.
- [30] Kulak G.L., Fisher J.W., Struik J.H.A.: *Guide to design criteria for bolted and riveted joints, second edition*, published by the American Institute of Steel Construction, J. Wiley & Sons, New York, 1987.
- [31] Kuhlmann, U.; Rölle, L.; Jaspart, J.-P.; Demonceau J.-F.; Vassart, O., Weynand, K.; Ziller, C.; Busse, E.; Lendering, M.; Zandonini, R.; Baldassino, N. (2008): *Robust structures by joint ductility*. RFCS Publishable Report Contract-No. RFS-CR-04046, 2008
- [32] Kuhlmann, U.; Rölle, L. (2008): Duktilitätskriterien für typisierte Stirnplattenverbindungen, Schlussbericht, DASt-Forschungsvorhaben im Auftrag der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen "Otto von Guericke" (AiF), AiF-Vorhaben Nr. 14627, Dezember 2008
- [33] Kuhlmann, U., Rölle, L. (2007): Robust structures by joint ductility. Contract-No. RFS-CR-04046, unveröffentlichter Versuchsbericht der Stahlknotenversuche, Uni Stuttgart, 2007
- [34] Kuhlmann, U., Schäfer, M. (2003): Forschungsbericht zum Thema: Innovative verschiebliche Verbundrahmen mit teiltragfähigen Verbundknoten. Forschungsprojekt P505, gefördert durch die Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. (FOSTA), Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2003.

- [35] Kuhlmann, U.; Seitz M. (2003): Effiziente Nachweisführung beulgefährdeter Querschnitte mit Längssteifen", Schlussbericht, Forschungsvorhaben im Auftrag der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Nr. P552, 2003
- [36] Kühnemund, F. (2003): Zum Rotationsnachweis nachgiebiger Knoten im Stahlbau. Dissertation, Institut f
  ür Konstruktion und Entwurf, Universit
  ät Stuttgart, Mitteilungen Nr. 2003-1, 2003
- [37] Packer, J.A. and Morris, L.J., (1977): A Limit State Design Method for the Known Region of Bolted Beam-Column Connections, The Structural Engineer, 55 (10), 446-458.
- [38] Rölle, L. (2011): Numerische Simulationen des Trag- und Verformungsverhaltens von geschraubten Stahlknoten zur Ableitung eines vereinfachten Bemessungsverfahrens und von Duktilität – Übersicht der Parameterstudien. Interner Forschungsbericht, Universität Stuttgart, Mitteilung des Instituts für Konstruktion und Entwurf Nr.2011-40X, 2011
- [39] Rölle, L. (2013): Das Trag- und Verformungsverhalten geschraubter Stahl- und Verbundknoten bei vollplastischer Bemessung und in außergewöhnlichen Bemessungssituationen. Dissertation, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, Stuttgart, 2013
- [40] Roik, K.; Hanswille, G. (1990): Zum Einfluss der Messlänge auf die experimentelle Bestimmung der statischen Streckgrenze. Bauingenieur 65 (1990). S. 547-550. 1990
- [41] Schäfer, M. (2005): Zum Rotationsnachweis teiltragfähiger Verbundknoten in verschieblichen Verbundrahmen. Dissertation. Universität Stuttgart, Mitteilung des Instituts für Konstruktion und Entwurf Nr.2005-1, 2005
- [42] Schaumann, P., Kleineidam, P., Seidel, M. (2001): Zur Modellierung von zugbeanspruchten Schraubenverbindungen, Stahlbau 70 (2001), S. 73-84, Institut f
  ür Stahlbau, Universit
  ät Hannover, Hannover, 2001
- [43] Scheer, J.; Maier W.; Rohde, M. (1987): Basisversuche zur statischen Streckgrenze. Stahlbau 56 (1987) S.79 - 84. 1987
- [44] Schrammel S. (2010): Untersuchung zur Verwendung von Schalenelementen für Strukturen im Flugzeugbau (Nr. 10/1). Diplomarbeit. Institut für Baustatik und Baudynamik, Universität Stuttgart. 2010
- [45] Sedlacek, G., Weynand, K, Klinghammer, R., Hüller, V. (2002): *Typisierte Anschlüsse im Stahlhochbau*. Deutscher Stahlbau-Verband DSTV Stahlbau Verlag- und Service GmbH. Auflage 2 (Band 2), November 2002.
- [46] Snijder H.H., Ungemann D., Stark J.W.B., Sedlacek G., Bijlaard F.S.K., Herment-Halswick A. (1988): Evaluation of test results on bolted connections in order to obtain strength functions and suitable model factor, Part A: Results, BI-88-087, TNO 1988, Background document to Eurocode 3 doc. 601, 602, 603
- [47] Snijder H.H., Ungemann D., Stark J.W.B., Sedlacek G., Bijlaard F.S.K., Herment-Halswick A. (1988): Evaluation of test results on bolted connections in order to obtain strength functions and suitable model factor, Part B: Evaluation, BI-88-087, TNO 1988, Background document to Eurocode 3 doc. 601, 602, 603
- [48] Steenhuis, C.; Snijder, H.; van Herwijnen, F. (2000): *Review of deformation capacity of joints related to structural reliability*. In: Baniotopoulos, C.; Wald, F. (eds.): The Paramount Role of Joints into the Reliable Response of Structures. NATO Science Series, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, Boston, London.
- [49] Steurer, A. (1999): Tragverhalten und Rotationsvermögen geschraubter Stirnplattenverbindungen. IBK Bericht Nr. 247, Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zürich Birkenhäuser Verlag, Basel, Dezember 1999.

- [50] Tschemmernegg, F., Rubin, D. (1998): Application of the component method to composite joints. COST C1 Control of the semi-rigid behaviour of civil engineering structural connections. Proceedings of the International Conference Liège, 1998a.
- [51] Typisierte Verbindungen im Stahlbau (1978). Stahlbau Verlagsgesellschaft mbH, Köln, 2. Auflage, 1978
- [52] Weichert, J. (2006): Ein computer-orientierter Algorithmus für die Traglastberechnung von Platten mittels der Fleiβlinientheorie. Dissertation. Lehrstuhl Statik und Dynamik der BTU Cottbus. 2006
- [53] Zhao, G. (2008): Duktilitätskriterien für typisierte Stirnplattenverbindungen. Diplomarbeit, Universität Stuttgart, Mitteilung des Instituts für Konstruktion und Entwurf Nr. 2008-57X, 2008
- [54] Zoetemeijer, P., (1974): A Design Method for the Tension Side of Statically Loaded, Bolted Beam-to-Column Connections, Heron, 20 (1), Delft University, pp. 1-59.
- [55] Zoetemeijer P. (1983): Summary of the Research on Bolted Beam-to-Column Connections (period 1978 1983), Rep. No. 6-85-M, Steven Laboratory, Delft, 1983.

DASt-Richtlinien (deutscherstahlbau.de)

Forschungsberichte (deutscherstahlbau.de)