

# **Tragverhalten dünnwandiger Bauteile aus perforierten Blechen**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines  
DOKTOR-INGENIEURS  
von der Fakultät für  
Bauingenieur-, Geo, und Umweltwissenschaften  
der Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH)

genehmigte

DISSERTATION

von

Dipl.-Ing. Thomas Misiek  
aus Esslingen

Tag der mündlichen Prüfung:	29.10.2008
Hauptreferent:	Prof. Dr.-Ing. Helmut Saal
Korreferent:	Prof. Dr.-Ing. Jörg Lange

Karlsruhe 2008



## Kurzfassung

In dieser Arbeit wird das Tragverhalten dünnwandiger Bauteile aus perforierten Blechen untersucht und daraus ein Bemessungsverfahren für voll- oder teilperforierte Trapez- und Wellprofile entwickelt.

Ausgehend von grundsätzlichen Betrachtungen zum Tragverhalten werden die erforderlichen, den Einfluss der Perforation erfassenden drei Parameter definiert und für unterschiedliche Lochraster ermittelt.

Durch Einbau dieser Parameter in die Berechnungsverfahren für die Ermittlung der Tragfähigkeit dünnwandiger stabilitätsgefährdeter Bauteile unter Druck- und Schubbeanspruchung werden diese für die Anwendung auf vollperforierte Bauteile erweitert. Numerische Untersuchungen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode erlauben eine Verifikation dieses theoretisch abgeleiteten Berechnungsverfahrens.

Für teilperforierte Bleche wird mittels Methode der Übertragungsmatrizen ein Ansatz zur Berechnung der Beulwerte dünnwandiger stabilitätsgefährdeter Bauteile unter Druckbeanspruchung abgeleitet. Ausgehend von diesen Beulwerten kann über ein einfaches Verfahren, das den Anteil der Perforation an der Querschnittsfläche erfasst, die Tragfähigkeit dieser Felder ermittelt werden. Auch dieses Berechnungsverfahren wird mittels numerischer Untersuchungen verifiziert.

In umfangreichen numerischen und experimentellen Untersuchungen zum Stegkrüppeln wird sowohl für voll- als auch für teilperforierte Trapezprofile gezeigt, dass der Einfluss der Perforation durch Abminderung der nach DIN 18807-1 oder DIN 18807-6 ermittelten Tragfähigkeit mit einem Faktor  $C_p$  für vollperforierte Stege oder  $C_{tp}$  für teilperforierte Stege ermittelt werden kann. Für diese wird in der vorliegenden Arbeit ein Berechnungsverfahren vorgestellt.

Die nach dem Übergang von der Betrachtung von Einzelflächen zu ganzen Bauteilen mögliche Nachrechnung der Ergebnisse von Versuchen an Trapez- und Wellprofilen die seit etwa 1980 an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine durchgeführt wurden zeigt die gute Korrelation zwischen den Berechnungsverfahren und den Versuchsergebnissen.



## Abstract

The present report deals with the load-bearing behaviour of thin-walled structural elements made of perforated sheets and with the development of a design procedure for fully or partially perforated trapezoidal or corrugated sheeting.

Starting with the basic aspects of the load-bearing behaviour, the three parameters required for capturing the influence of the perforation are defined and determined for different perforation patterns.

By introducing these parameters into the design procedures for the calculation of the load-bearing capacity of thin-walled structural elements being at risk of buckling failure, the use of these procedures is expanded to fully perforated structural elements. Numerical investigations with the finite-elements-method allow the verification of these theoretically derived calculation procedures.

Using the method of field transfer matrices, an approach for the calculation of the buckling coefficients of partially perforated sheets under compression loading is introduced. Based on these buckling coefficients, a simplified approach for the calculation of the load-bearing capacity of these sheets is derived, allowing for the fraction of perforation of the cross section. This approach is verified by numerical calculations, too.

Based on comprehensive numerical and experimental investigations on web crippling, it can be shown for fully and partially perforated trapezoidal profiles, that the influence of the perforation can be captured by multiplying the capacities according to DIN 18807-1 and DIN 18807-6 with a factor  $C_p$  for fully perforated profiles and  $C_{tp}$  for partially perforated profiles. A calculation procedure for these factors is introduced.

The recalculations of experimental tests with trapezoidal and corrugated sheeting which were performed since the 1980s at the Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine show the good correlation between the calculation procedure and the test results.



## Résumé

Dans le cadre de ce travail, le comportement sous de différentes sollicitations d'éléments de construction à parois minces en tôles perforées a été étudié.

Un procédé de dimensionnement pour des tôles trapézoïdales (plaques nervurées) et/ou ondulées, perforées entièrement ou partiellement a été développé à partir des résultats obtenus. Les trois paramètres nécessaires, qui prennent en compte l'influence de la perforation ont été définis à partir de considérations théoriques sur le comportement sous charge de ces éléments puis déterminées pour différentes dimensions de trames de perforation.

Ces paramètres ont été implantés dans les procédés de calcul de résistances d'éléments de construction à parois minces instables sollicités en compression et en cisaillement, élargissant ainsi leur champ d'application aux tôles perforées entièrement. Ce procédé de calcul établi théoriquement a été vérifié à partir d'analyse numériques basant sur la théorie des éléments finis.

Pour des champs perforés partiellement, une hypothèse de calcul des valeurs de voilement d'éléments de construction à parois minces instables sollicités en compression. A partir de ces valeurs de voilement, une méthode de calcul simple, qui tient compte de la proportion de la perforation par rapport à la surface de section permet de déterminer la résistance de ces champs. Cette méthode a également été vérifiée à partir d'études numériques.

A partir de vastes études numériques et expérimentales sur l'écrasement de l'âme, on montre aussi bien pour des tôles trapézoïdales perforées entièrement que partiellement, que l'influence de la perforation peut être prise en considération en réduisant la résistance déterminée à partir des normes DIN 18807-1 ou DIN 18807-6 avec un facteur  $C_p$  pour des âmes perforées entièrement et avec un facteur  $C_{tp}$  pour des âmes perforées partiellement. Une méthode de calcul de ces facteurs est présentée dans ce travail.

La prise en compte d'éléments de construction entiers et non de surfaces partielles permet la comparaison des valeurs calculées avec les résultats d'essais sur des tôles trapézoïdales ou ondulées réalisées depuis 1980 à la Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine. Celle ci a montré une bonne corrélation entre les méthodes de calcul et les résultats d'essais.



---

## Inhaltsverzeichnis

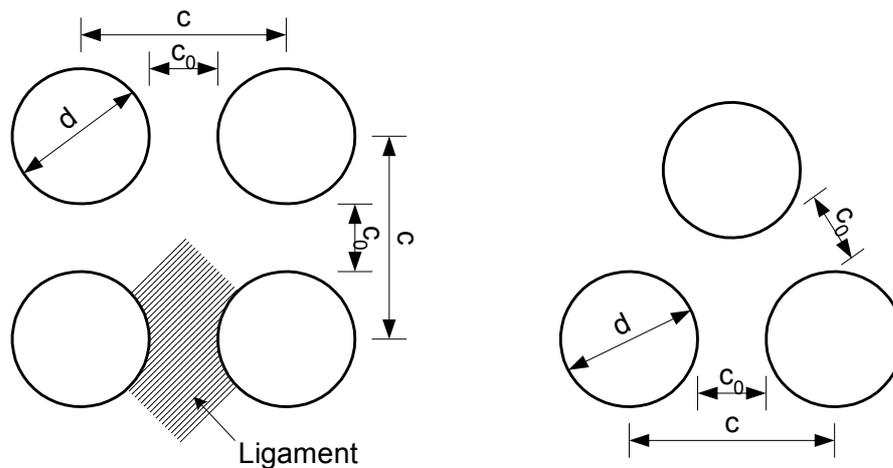
1	Einleitung	1
2	Biege- und Dehnsteifigkeit	3
2.1	Phänomenologie	3
2.2	Stand der Technik	10
2.3	Numerische Untersuchungen	11
2.3.1	Theoretische Grundlagen	11
2.3.2	Modellierung und Berechnung	13
2.3.3	Ergebnisse	15
3	Tragfähigkeit bei einachsiger Druckbeanspruchung	27
3.1	Konstante einachsige Druckbeanspruchung	27
3.1.1	Theoretische Ableitung der idealen Beulspannung	27
3.1.2	Numerische Ermittlung der idealen Beulspannung	31
3.1.3	Grenzbeulspannung und wirksame Breite	35
3.1.4	Numerische Ermittlung der Grenzbeulspannung und wirksamen Breite	36
3.2	Biegebeanspruchte Stege	42
3.2.1	Theoretische Ableitung der idealen Beulspannung	42
3.2.2	Grenzbeulspannung und wirksame Breite	45
3.2.3	Vereinfachtes Verfahren	45
4	Schub- und Querkraftbeanspruchung	49
4.1	Schubbeulen	49
4.1.1	Theoretische Ableitung der idealen Schubbeulspannung	49
4.1.2	Numerische Ermittlung der idealen Schubbeulspannung	51
4.1.3	Grenzs Schubspannung	55
4.1.4	Numerische Ermittlung der Grenzs Schubspannung	55
4.2	Stegkrüppeln	61
4.2.1	Theoretische Ableitung der aufnehmbaren Auflagerkräfte	61
4.2.2	Versuche	63
5	Teilweise perforierte Bleche	67
5.1	Druckbeanspruchung und biegebeanspruchte Stege	67
5.1.1	Vorbemerkungen	67
5.1.2	Ideale Beulspannung - Berechnungsverfahren	68
5.1.3	Einfluss der Breite der Teilperforation	73
5.1.4	Einfluss der Lage der Perforation	84
5.1.5	Numerische Ermittlung der idealen Beulspannung	88
5.1.6	Praktische Ermittlung der Beulwerte	94
5.1.7	Grenzbeulspannung	95

---

5.1.8	Numerische Ermittlung der Grenzbeulspannung	97
5.1.9	Wirksame Breiten im Steg (vereinfachtes Verfahren)	98
5.2	Schub- und Querkraftbeanspruchung	100
5.2.1	Schubbeulen	100
5.2.2	Stegkrüppeln	100
6	Versteifte Bleche	107
6.1	Sicken im Druckgurt	107
6.1.1	Modell des elastisch gebetteten Druckstabes	107
6.1.2	Die kritische Normalkraft bei vollperforierten Gurten	108
6.1.3	Die kritische Normalkraft bei teilperforierten Gurten	110
6.1.4	Rahmentragwirkung von Gurt und Steg	110
6.1.5	Traglast der Sicke	112
6.1.6	Vergleichsberechnungen	113
6.2	Stegversätze	118
6.2.1	Vorbemerkungen	118
6.2.2	Biegebeanspruchte Stege	118
6.2.3	Traglast des Versatzes	120
6.2.4	Normalkraftbeanspruchte Stege	120
6.2.5	Schubbeulen	120
6.2.6	Stegkrüppeln	120
6.2.7	Interaktion von Sicken im Druckgurt und Stegversätzen	121
7	Querschnittsberechnung	123
7.1	Vorbemerkungen	123
7.2	Grundlagen	123
7.3	Querschnittstragfähigkeit: Allgemeines Vorgehen	124
7.4	Querschnittstragfähigkeit bei Trapezprofilen	124
7.5	Querschnittstragfähigkeit bei Wellprofilen	137
8	Zusammenfassung	145
9	Unterlagen	147
10	Normen	149
Anhang A: Numerische Untersuchungen		151
Anhang B: Versuche		195
Anhang C: Übertragungsmatrizen		227
Anhang D: Bemessungsverfahren		235

## Abkürzungen und Bezeichnungen

a	Plattenbreite [mm]
b	Plattenlänge [mm]
$\alpha = a/b$	Seitenverhältnis
t	Plattendicke [mm]
E, G	Elastizitätsmodul, Schubmodul [N/mm <sup>2</sup> ]
$\nu$	Querdehnzahl
I	Flächenmoment 2. Grades
$I_T$	Torsionsflächenmoment 2. Grades
$D_{ij}$	Dehnsteifigkeit
$K_{ij}$	Biegesteifigkeit
i, j	Indizes für die Richtung der Steifigkeiten
d	Lochdurchmesser [mm]
c	Lochabstand
$c_0 = c - d$	minimale Ligamentbreite



**Abbildung 1.1: Geometrie der Perforation**

$c_p$	rechnerische Ligamentbreite
$t_p$	effektive Plattendicke
$E_p$	effektiver Elastizitätsmodul
$\nu_p$	effektive Querkontraktionszahl
$K_{ij,p}$	effektive Biegesteifigkeit
$D_{ij,p}$	effektive Dehnsteifigkeit
$k_{ij} = K_{ij,p}/K_{ij}$	bezogene effektive Biegesteifigkeit
$d_{ij} = D_{ij,p}/D_{ij}$	bezogene effektive Dehnsteifigkeit
$\zeta = (k_{44} + \nu(k_{12} - k_{44}))/k_{11}$	Steifigkeitsziffer
$k_{maxt}$	$k_{ij}$ für $t \rightarrow \infty$

$k_{mint}$	$k_{ij}$ für $t \rightarrow 0$
$\Gamma$	Interpolationsfunktion zwischen $k_{max,t}$ und $k_{mint}$
$\sigma_e$	Eulerspannung
$m$	Beulwellenzahl in Belastungsrichtung
$k_\sigma, k_\tau$	Beulwerte
$k_{\sigma,p}, k_{\tau,p}$	Beulwerte der perforierten Platte
$\sigma_{ki}, \tau_{ki}$	ideale Beulspannung
$\psi = \sigma_1/\sigma_2$	Randspannungsverhältnis
$\lambda$	Plattenschlankheit allgemein
$b_{eff}, s_{efi}$	wirksame Breiten

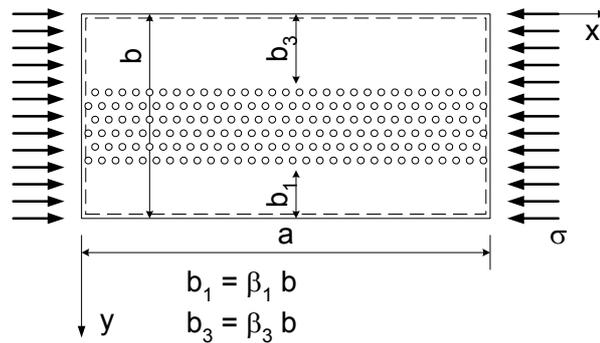


Abbildung 1.2: Teilperforiertes Feld

$b_i$	Breite des unperforierten ( $i = 1, 3$ ) oder perforierten Bereichs ( $i = 2$ ) eines teilperforierten Feldes
$\beta_i = b_i/b$	bezogene Breite
$B, B^*, Y$	Hilfsfunktionen

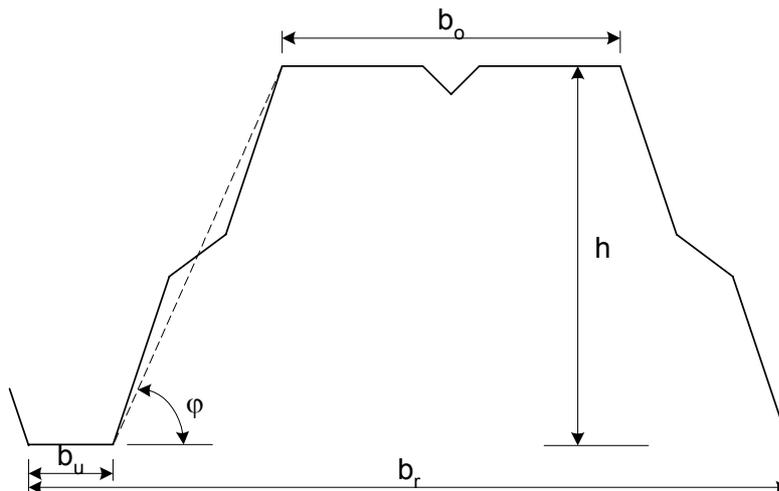


Abbildung 1.3: Geometrie eines Trapezprofils

$b_B$	Auflagerbreite
$R_B$	Zwischenauflegerkraft
$R_A$	Endauflegerkraft

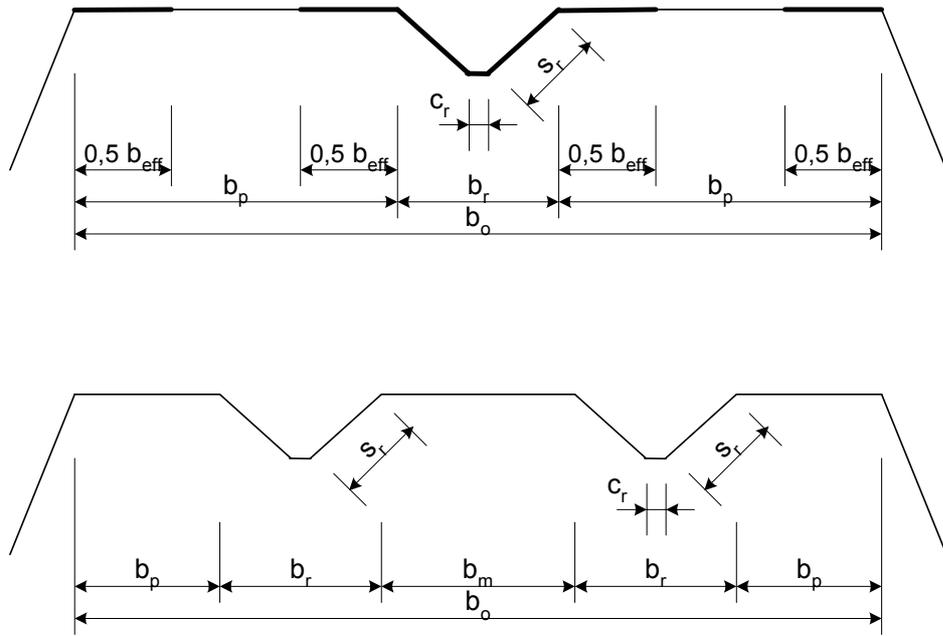


Abbildung 1.4: Trapezprofil: Obergurtgeometrie

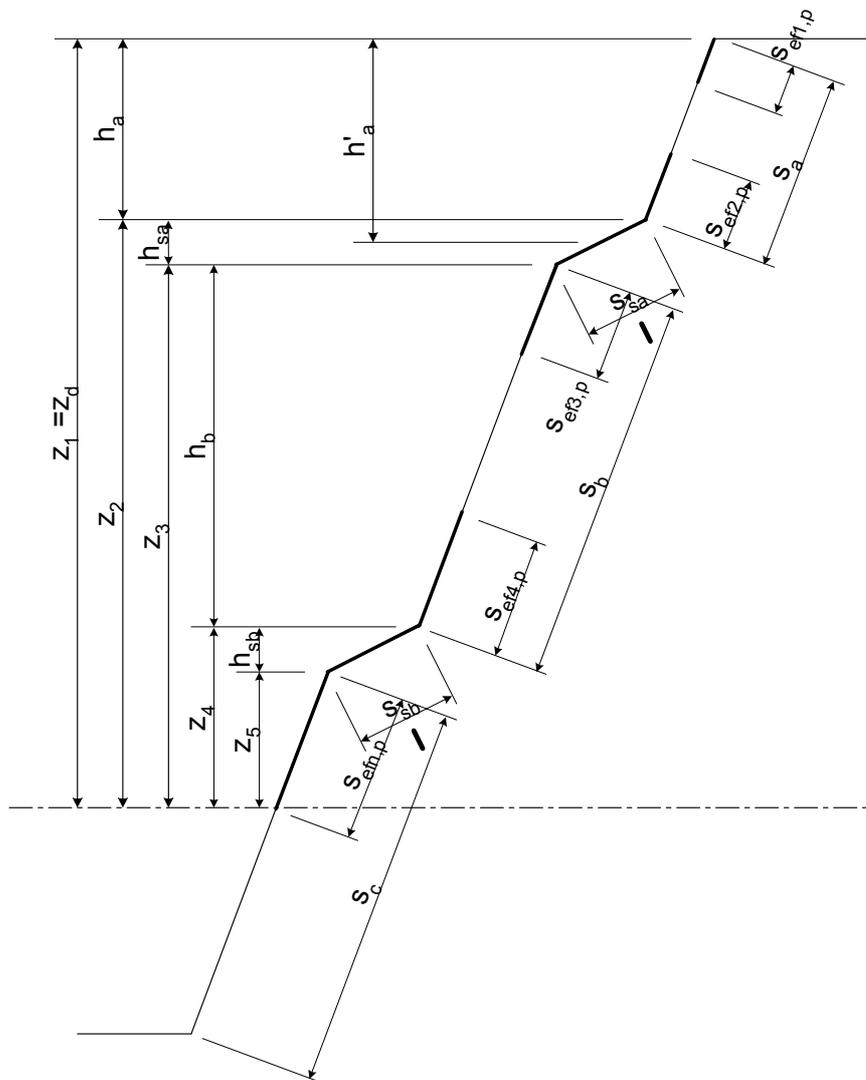


Abbildung 1.5: Trapezprofil: Steggeometrie

---

## 1 Einleitung

Trapezprofile werden aus Schallschutzgründen mit vollständig oder mit teilweise perforierten Blechen ausgeführt. Eine rechnerische Ermittlung der Beanspruchbarkeit nach DIN 18807-1 kann mangels bauaufsichtlich eingeführter und allgemein anerkannter Berechnungsansätze nicht erfolgen. Der Verwendbarkeitsnachweis ist daher durch Versuche nach DIN 18807-2 zu führen.

Bei dünnwandigen Bauteilen wie Trapezprofilen ist es aus wirtschaftlichen Erwägungen heraus erforderlich, das überkritische Tragverhalten der Plattenstreifen mit zu berücksichtigen: Nach dem Ausbeulen der druckbeanspruchten Platte bei Erreichen der kritischen Beulspannung stehen noch Traglastreserven zur Verfügung, die genutzt werden können. Die ersten theoretischen Berechnungsansätze zur Erfassung dieses überkritischen Tragverhaltens einer Platte gehen auf Theodore von Kármán zurück (1932). Diese wurden von Georg Winter in den folgenden Jahrzehnten an der Universität Cornell auf Grundlage von Versuchen an dünnwandigen Bauteilen, vorwiegend jedoch Kaltprofilen, empirisch angepasst. Schon 1946 konnte daher durch die AISI die „Specification for the Design of Light Gage Steel Structural Members“ veröffentlicht werden.

Die Forderung nach höherer Tragfähigkeit an die dünnwandigen Bauteile führte zu weiteren Entwicklungen in den Bereichen Geometrie und Werkstoffe, die durch diese Regelungen nicht mehr erfasst wurden. Dies führte in den 1970ern insbesondere in Skandinavien zu verstärkter Forschungsaktivität, insbesondere auf dem Gebiet der Trapezprofile. Stellvertretend sei auf die umfangreichen Untersuchungen von Rolf Baehre hingewiesen. Die Ergebnisse mündeten 1979 in der schwedischen Norm StBK-N5 „Tunnplatsnorm 79“, die Vorbild und Vorläufer für viele in den folgenden Jahren in Europa veröffentlichte nationale (z.B. Normenreihe DIN 18807, ab 1987) und internationale (ECCS-Empfehlungen, ab 1977/1980) Regelwerke wurde. Keines dieser vorgenannten Regelwerke berücksichtigte jedoch voll- oder teilperforierte Bauteile.

Neuere Regelwerke wie z.B. DIN EN 1993-1-3 geben Ansätze zur Bestimmung von Abminderungsfaktoren für die Dehn- und Biegesteifigkeit als Grundlage für einen rechnerischen Nachweis des Gesamtprofils an. Grundlage dieser Gleichungen sind numerische und analytische Untersuchungen von Schardt und Bollinger [1] sowie Schardt und Strehl [2]. Diese Gleichungen gelten jedoch wegen der bei der Herleitung unterstellten Isotropie nur für dreieckige Lochraster. Diese Beschränkung war in prEN 1993-1-3 entfallen. Da eine Begründung für eine Verallgemeinerung fehlte, wurde die Beschränkung dort aber wieder eingeführt. Wie der Verfasser zeigen konnte enthält die Gleichung zur Ermittlung der effektiven Blechdicke biegebeanspruchter Bauteile einen Fehler in der Formulierung. Darüber hinaus berücksichtigen die vorliegenden Untersuchungen das lokale Stabilitätsverhalten (Beulen von Teilfeldern) der dünnwandigen Bauteile nicht.

Entsprechende Berechnungsansätze sind auch für andere Bereiche des Bauens mit dünnwandigen gelochten Blechen erforderlich. So kommen gelochte Bleche auch dort zum Einsatz, wo durch die Lochung der Wärmeübergang in der Blechebene zur Energieeinsparung vermindert werden soll..

Ziel ist es, die vorliegenden Untersuchungen über das Tragverhalten von dünnwandigen Bauteilen aus perforierten Blechen im Hinblick auf das lokale Stabilitätsverhalten weiterzuführen und auf andere Lochraster zu erweitern, so dass die Berechnung perforierter oder teilperforierter Profile in Anlehnung an DIN 18807 geführt werden kann.

Dazu soll im Vergleich mit bereits vorhandenen Versuchsergebnissen gezeigt werden, dass auf Grundlage dieser erweiterten und weitergeführten Ansätze der rechnerische Nachweis für dünnwandige, perforierte, in ihrer Ebene durch Normalspannungen und/oder Schubspannungen beanspruchte Bleche in Abhängigkeit vom Lochraster und gegebenenfalls dessen Orientierung zuverlässig geführt werden kann.

Entsprechend dem vorgesehenen Anwendungsbereich der Ergebnisse beschränken sich die Untersuchungen auf Lochraster mit einer Anordnung als gleichseitiges Dreieck und als Quadrat, d.h. die Lochabstände sind in den jeweiligen Hauptrichtungen gleich.

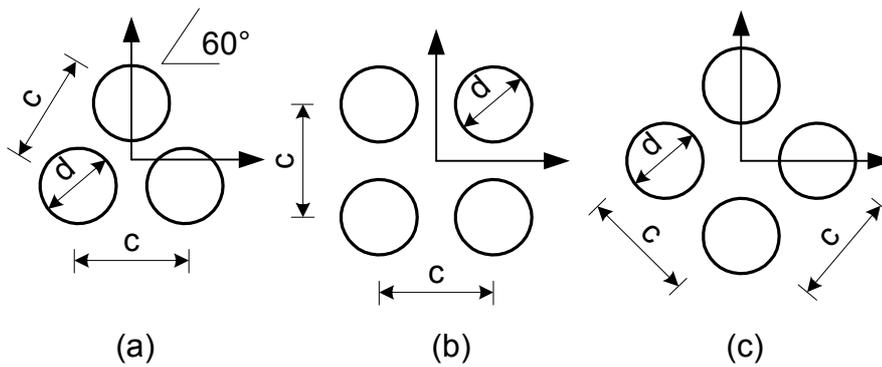
Hierzu werden in Kapitel 2 die Ergebnisse von Untersuchungen zur Biege- und Dehnsteifigkeit perforierter Bleche vorgestellt. Kapitel 3 bis 6 stellen Untersuchungen zum Stabilitätsverhalten perforierter Bleche vor, die durch die Diskussion theoretischer Modelle sowie Versuchsergebnisse ergänzt werden. In Kapitel 7 werden die Ergebnisse zu einem als Ergänzung zu DIN 18807-1 und DIN 18807-6 gedachten Bemessungsverfahren zusammengefasst.

## 2 Biege- und Dehnsteifigkeit

### 2.1 Phänomenologie

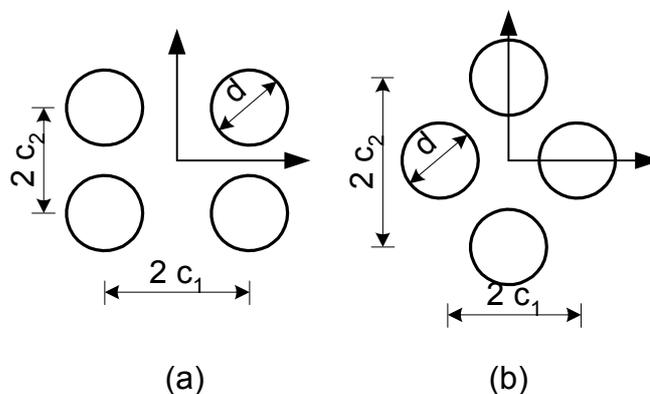
Die mechanische Modellierung des Trag- und Verformungsverhaltens perforierter Bleche mit Belastung in der Blechebene oder rechtwinklig dazu erfolgt in der Regel in Form eines Kontinuums mit effektiven, d.h. gegenüber dem unperforierten Blech meist reduzierten mechanischen Eigenschaften. Dies kann beispielsweise über die effektive Blechdicke, einen effektiven Elastizitätsmodul und eine effektive Querkontraktionszahl oder über effektive Biege- und Dehnsteifigkeiten erfolgen. Hierbei hat die Perforation meist eine Reduzierung der Werte zur Folge. Eine Ausnahme hiervon ergibt sich nur für die Querkontraktionszahl, die auch zunehmen kann. Die Ermittlung dieser effektiven mechanischen Eigenschaften erfolgt entweder an einem mechanischen Ersatzsystem (z.B. einem Trägerrost oder einem biegesteifen Stabwerk) oder mittels numerischer Berechnungen an einfachen, sich über das perforierte Blech periodisch wiederholenden Grundelementen. Um eine Einschätzung der unterschiedlichen Vorgehensweisen zu ermöglichen, sind vorab einige grundsätzliche Fragen zum Trag- und Verformungsverhalten perforierter Bleche zu klären. Hierzu ist zunächst eine Klassifizierung des perforierten Bleches hinsichtlich des (als sich periodisch wiederholend vorausgesetzten) Lochrasters und dessen Orientierung zur Hauptbelastungsrichtung erforderlich. Ausgehend von der Lage der Mittelpunkte der Löcher zueinander stehen zwei Klassifizierungssysteme zur Verfügung: Zum einen die Einteilung in dreieckige und rechteckige, speziell quadratische Lochraster (Abbildung 2.1), zum anderen die Einteilung in rechteckige und rhombische Lochraster (Abbildung 2.2). Obwohl erstgenanntes System weit geläufiger ist, berücksichtigt es dennoch nicht alle möglichen Fälle einer periodischen Lochanordnung.

Bei einer Einteilung in dreieckige oder quadratische Lochraster ergibt sich durch Verbindung der Lochzentren entweder ein gleichseitiges Dreieck mit Innenwinkel  $60^\circ$  oder ein Quadrat. Das Lochraster ist also durch den Lochdurchmesser  $d$  und den Abstand der Lochzentren  $c$  definiert. Dreieckige Lochraster sind hinsichtlich ihrer mechanischen Eigenschaften als isotrop anzunehmen; die Ausrichtung des Lochrasters zur Belastungsrichtung spielt keine Rolle. Beim quadratischen Lochraster ist aufgrund der Orthotropie die Orientierung zu berücksichtigen. Die geläufigsten Orientierungen sind hierbei die Ausrichtung der Lochreihen parallel und rechtwinklig zu einer Hauptrichtung oder unter  $45^\circ$  zu einer Hauptrichtung.



**Abbildung 2.1:** Geläufiges Klassifizierungssystem für Lochraster: Dreieckiges Lochraster (a) sowie quadratische Lochraster (b) und (c)

Die zweite Möglichkeit, perforierte Bleche in rechteckige oder rhombische Lochraster einzuteilen, wird von Meijers in [17] vorgestellt. Sie geht zuerst von der Hauptbelastungsrichtung aus. Bei rechteckigen Lochrastern sind in diesem Fall die Lochreihen parallel und rechtwinklig zur Hauptbelastungsrichtung angeordnet. Die Abstände der Lochreihen in der Hauptrichtung sowie rechtwinklig dazu müssen jedoch nicht gleich groß sein. Bei rhombischem Lochraster sind die ebenfalls parallel und rechtwinklig zur Hauptrichtung ausgerichteten Lochreihen zur jeweils benachbarten Lochreihe um eine halbe Periode verschoben. Sowohl das um  $45^\circ$  gegenüber der Hauptbelastungsrichtung ausgerichtete als auch das dreieckige Lochraster sind in diesem Fall zur Gruppe der rhombischen Lochraster zu rechnen. Zur Beschreibung dieser Lochraster sind die drei Parameter  $c_1$ ,  $c_2$  und  $d$  erforderlich.



**Abbildung 2.2:** Klassifizierungssystem nach Meijers: Rechteckiges Lochraster (a) sowie rhombisches Lochraster (b)

Für die im Rahmen dieser Untersuchungen betrachteten perforierten Bleche ist jedoch das erstgenannte Klassifizierungssystem als ausreichend anzusehen da nur Lochraster mit  $c_1 = c_2 = c$  untersucht werden, so dass im Folgenden nur von dreieckigen, unter  $0^\circ$  ausgerichteten quadratischen und unter  $45^\circ$  ausgerichteten quadratischen Lochrastern die Rede sein wird.

Zur Ermittlung effektiver Querschnittswerte, Steifigkeiten oder fiktiver Werkstoffeigenschaften ist neben der Anordnung der Löcher auch die Beanspruchungszustand zu berücksichtigen. Für in ihrer Ebene als Scheibe beanspruchte perforierte Bleche ergeben sich beispielsweise andere

effektive Werkstoffeigenschaften als für rechtwinklig zu ihrer Ebene als Platte belastete Bleche. Dies ergibt sich aus dem Verhalten der einzelnen Ligamente, die bei Biegebeanspruchung des Kontinuums infolge der Drillmomente auch Torsion erfahren. Torsion der Ligamente spielt hingegen bei scheibenbeanspruchten perforierten Blechen keine Rolle. Hieraus folgt wiederum, dass für die Ableitung effektiver mechanischer Eigenschaften für in ihrer Ebene belastete perforierte Bleche die Eingangsparameter  $d$  und  $c$  ausreichend sind, für rechtwinklig zu ihrer Ebene belastete perforierte Bleche jedoch auch die Blechdicke  $t$  zu berücksichtigen ist. Beispielsweise gilt für die effektive Dehnsteifigkeit eines perforierten Bleches

$$D_{ij,p} = f(c, d) \quad \text{Gl. 2.1}$$

und für die Biegesteifigkeit

$$K_{ij,p} = f(c, d, t) \quad \text{Gl. 2.2}$$

Die Anzahl der Parameter lässt sich durch Bezug auf den Lochabstand  $c$  um jeweils einen reduzieren, d.h. die effektive Dehnsteifigkeit eines perforierten Bleches ist eine Funktion der Form

$$D_{ij,p} = f\left(\frac{d}{c}\right) \quad \text{Gl. 2.3}$$

oder in bezogener Form

$$d_{ij,p} = \frac{D_{ij,p}}{D_{ij}} = g\left(\frac{d}{c}\right) \quad \text{Gl. 2.4}$$

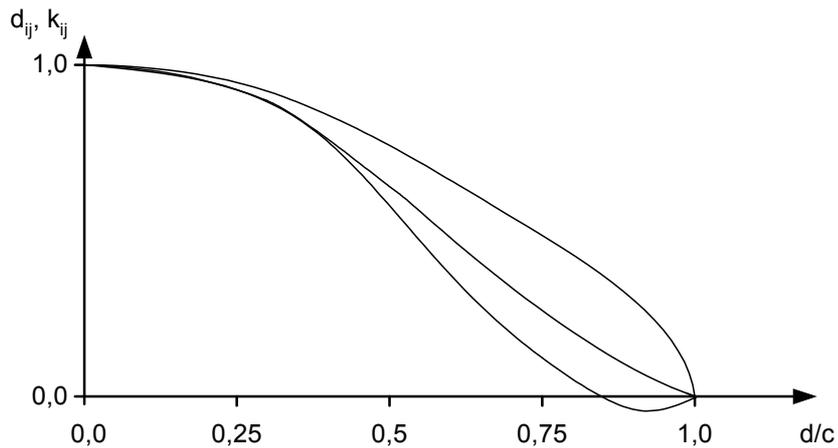
und die effektive Biegesteifigkeit der Form

$$K_{ij,p} = f\left(\frac{d}{c}, \frac{t}{c}\right) \quad \text{Gl. 2.5}$$

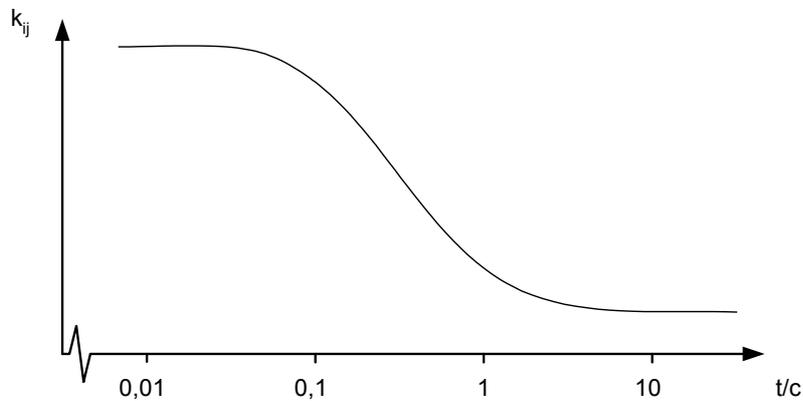
oder

$$k_{ij,p} = \frac{K_{ij,p}}{K_{ij}} = g\left(\frac{d}{c}, \frac{t}{c}\right) \quad \text{Gl. 2.6}$$

Eine weitere Reduzierung der Parameter ist – obwohl sie z.T. in veröffentlichten Arbeiten zur effektiven Biegesteifigkeit durchgeführt wird – nicht möglich. Voruntersuchungen ergaben die in den nachfolgenden Abbildungen schematisch dargestellte Abhängigkeit der effektiven Dehnsteifigkeit vom Parameter  $d/c$  und der effektiven Biegesteifigkeit von den beiden Parametern  $t/c$  und  $d/c$ .



**Abbildung 2.3:** Einfluss des Verhältnisses  $d/c$  auf die bezogene effektive Dehnsteifigkeit oder Biegesteifigkeit (drei schematische Verläufe, der genaue Verlauf hängt vom jeweiligen Parameter  $d_{ij}$  und  $k_{ij}$  ab)



**Abbildung 2.4:** Einfluss des Verhältnisses  $t/c$  auf die bezogene effektive Biegesteifigkeit  $k_{ij}$  bei konstantem Verhältnis  $d/c$  (schematisch)

Der Einfluss der Blechdicke auf die effektive Biegesteifigkeit wird verständlich, wenn man das Verhältnis der Torsionssteifigkeit zur Biegesteifigkeit des Rechteckquerschnittes mit der Höhe  $t$  und der Breite  $c_0$  und über dem Verhältnis  $t/c_0$  betrachtet. Bei Ableitung der effektiven Biegesteifigkeit aus dem Ersatzsystem eines Trägerrostes beschreibt der Parameter  $t/c$  oder  $t/c_0$  die Querschnittswerte der einzelnen die Segmente abbildenden Balken und deren Biege- und Torsionssteifigkeit, vgl. Abbildung 2.5.

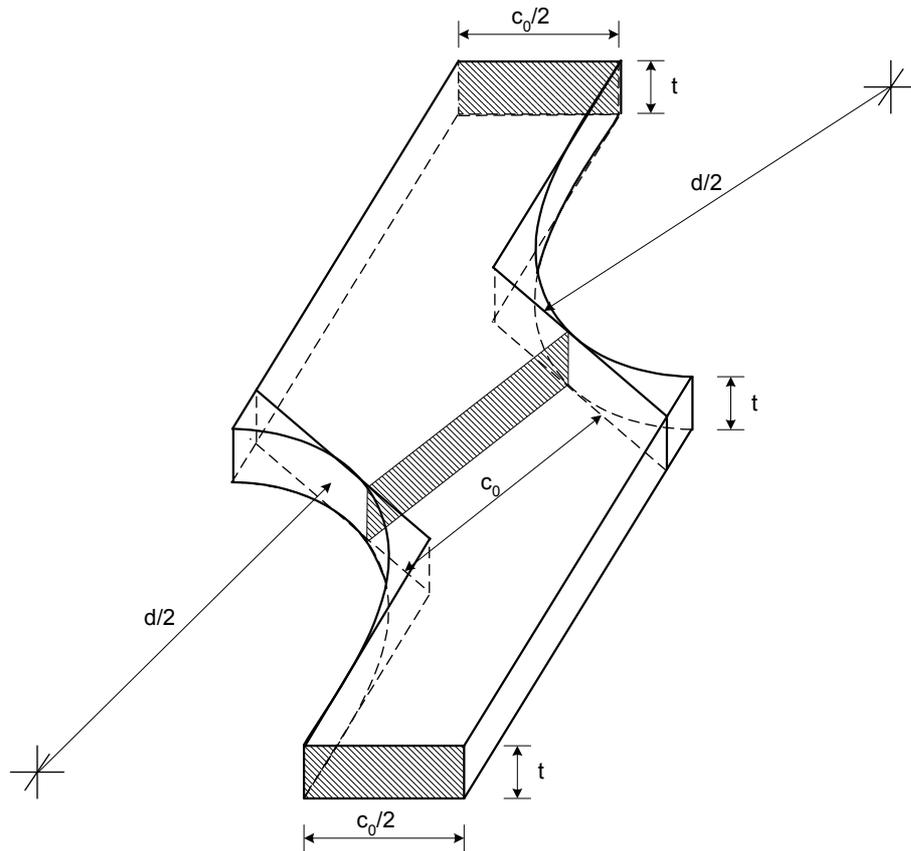


Abbildung 2.5: Querschnittsabmessungen  $c_0$  und  $t$  der die Segmente abbildenden Balken bei einem Gitterrost als Ersatzsystem (hier: dreieckiges Lochraster)

Für  $t/c_0 \leq 1$  ergibt sich dieses Verhältnis zu

$$\frac{G \cdot I_T}{E \cdot I} = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)} \cdot \frac{\alpha \cdot c_0 \cdot t^3}{c_0 \cdot t^3} = \frac{12}{2 \cdot (1 + \nu)} \cdot \alpha . \quad \text{Gl. 2.7}$$

Das Verhältnis ist praktisch nur von der Torsionssteifigkeitskonstanten  $\alpha$  abhängig, die wiederum vom Verhältnis der Seitenlängen  $t$  und  $c_0$  des betrachteten Rechteckquerschnittes abhängt. Näherungsweise lässt sich  $\alpha$  für  $t/c_0 \leq 1$  wie folgt bestimmen:

$$\alpha \approx \left( \frac{1}{3} - \frac{t}{5 \cdot c_0} \right), \quad \text{Gl. 2.8}$$

so dass sich mit  $\nu = 0,3$  für  $t/c_0 \leq 1$  das Verhältnis der Steifigkeiten zu

$$\frac{G \cdot I_T}{E \cdot I} = \frac{12}{2 \cdot (1 + \nu)} \cdot \alpha \approx 4,6 \cdot \left( \frac{1}{3} - \frac{t}{5 \cdot c_0} \right) \quad \text{Gl. 2.9}$$

ergibt. Für  $t/c_0 \geq 1$  ergibt sich dieses zu

$$\frac{G \cdot I_T}{E \cdot I} = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)} \cdot \frac{\alpha \cdot c_0^3 \cdot t}{c_0 \cdot t^3} = \frac{12}{2 \cdot (1 + \nu)} \cdot \alpha \cdot \left( \frac{c_0}{t} \right)^2 \approx 4,6 \cdot \alpha \cdot \left( \frac{c_0}{t} \right)^2 \quad \text{Gl. 2.10}$$

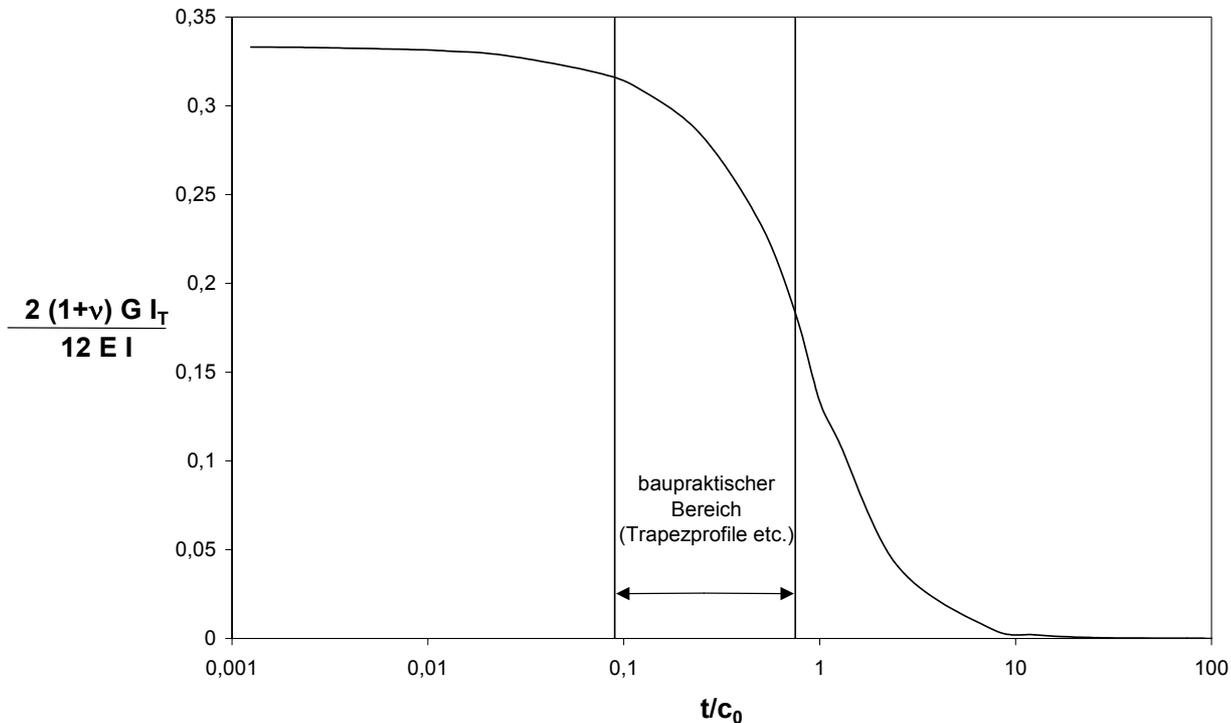
Für  $t/c_0 \geq 1$  lautet die Näherung für  $\alpha$

$$\alpha \approx \left( \frac{1}{3} - \frac{c_0}{5 \cdot t} \right) \quad \text{Gl. 2.11}$$

Mit dieser erhält man

$$\frac{G \cdot I_T}{E \cdot I} = \frac{12}{2 \cdot (1 + \nu)} \cdot \alpha \cdot \left( \frac{c_0}{t} \right)^2 \approx 4,6 \cdot \left( \frac{1}{3} - \frac{c_0}{5 \cdot t} \right) \cdot \left( \frac{c_0}{t} \right)^2. \quad \text{Gl. 2.12}$$

Aufgetragen über  $t/c_0$  (Abbildung 2.6) ergibt sich ein Verlauf, der affin zum Verlauf der effektiven Plattensteifigkeit für ein konstantes Verhältnis  $d/c$  ist.



**Abbildung 2.6:** Verhältnis der Torsions- zur Biegesteifigkeit in Abhängigkeit von den Abmessungen des Ligamentbalkens

Die voranstehenden Gleichungen sowie der in Abbildung 2.4 dargestellte Verlauf lassen sich mechanisch wie folgt interpretieren: Für kleine Verhältnisse  $t/c_0$ , also dünne Bauteile mit geringer Biegesteifigkeit, jedoch aufgrund der großen Breite großen Torsionswiderstandes ergibt sich die effektive Biegesteifigkeit rein aus der infolge der Lochung auf  $c_0$  reduzierten effektiven Querschnittsbreite. Es kommt zu keiner oder nur einer geringen Verdrillung der Ligamente. Mit zunehmendem Verhältnis  $t/c_0$  nimmt die Torsionssteifigkeit ab. Damit nimmt der Einfluss der Tordierung der Ligamente auf die effektive Biegesteifigkeit zu. Infolge der Tordierung fällt die effektive Biegesteifigkeit rasch ab. Mit dem weiteren Anstieg des Verhältnisses  $t/c_0$  nimmt die Torsionssteifigkeit wieder zu. Diese Zunahme kann den weiteren Abfall der Biegesteifigkeit insoweit kompensieren, dass sich die effektive Biegesteifigkeit auf einem niedrigeren Niveau einstellt.

Eine Vernachlässigung des Parameters  $t/c$  oder  $t/c_0$  setzt also drillsteife Ligamentbalken im Ersatzsystem voraus. Eine Vernachlässigung des Parameters  $d/c$  führt hingegen dazu, dass die Länge der Balken des als Ersatzsystem herangezogenen Trägerrosts nicht berücksichtigt wird, sondern nur das Verhältnis von Torsionssteifigkeit zu Biegesteifigkeit.

Im Zusammenhang mit der Dehnsteifigkeit lässt sich das Modell eines biegesteifen Stabwerkes heranziehen, um das für unterschiedliche Lochraster stark voneinander abweichende Verhalten in der Scheibenebenen rechtwinklig zur Belastungsrichtung zu erklären. Erfasst man dieses Verhalten durch eine effektive Querkontraktionszahl, erkennt man, dass diese bei einem dreieckigem Lochraster sowie bei einem unter  $45^\circ$  zur Belastungsrichtung mit zunehmendem Verhältnis  $d/c$  ansteigt, bei einem unter  $0^\circ$  zur Belastungsrichtung ausgerichteten Lochraster hingegen abfällt (Abbildung 2.7).

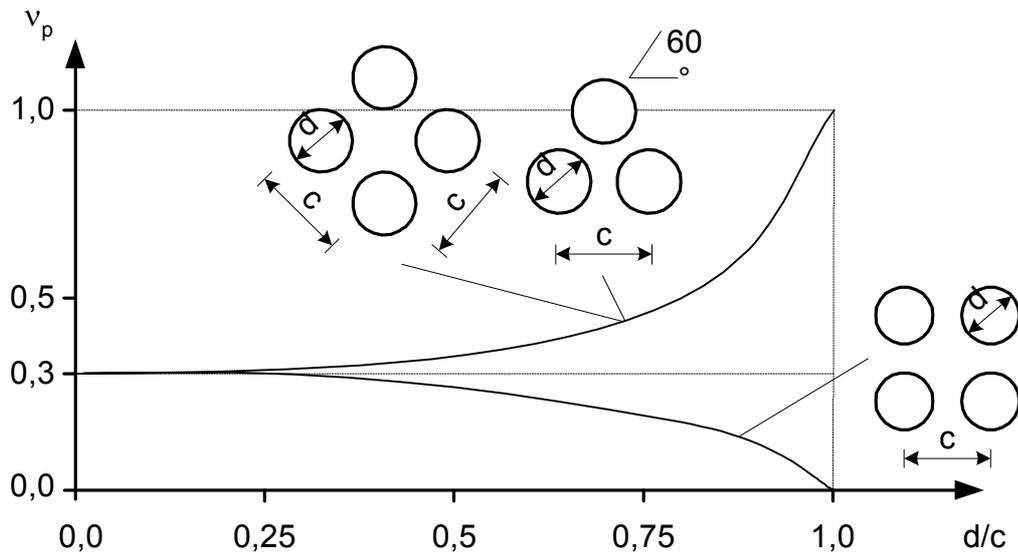


Abbildung 2.7: Schematischer Verlauf der effektiven Querdehnzahl

Die unter einem Winkel von  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  (dreieckige Lochraster) oder  $45^\circ$  ( $45^\circ$  zur Belastungsrichtung ausgerichtete quadratische Lochraster) zur Belastungsrichtung ausgerichteten Ligamentstäbe erfahren infolge der Belastung eine Ausrichtung in Belastungsrichtung, die aufgrund der mit zunehmendem Verhältnis  $d/c$  abnehmenden Steifigkeit der Knotenpunkte zunimmt.

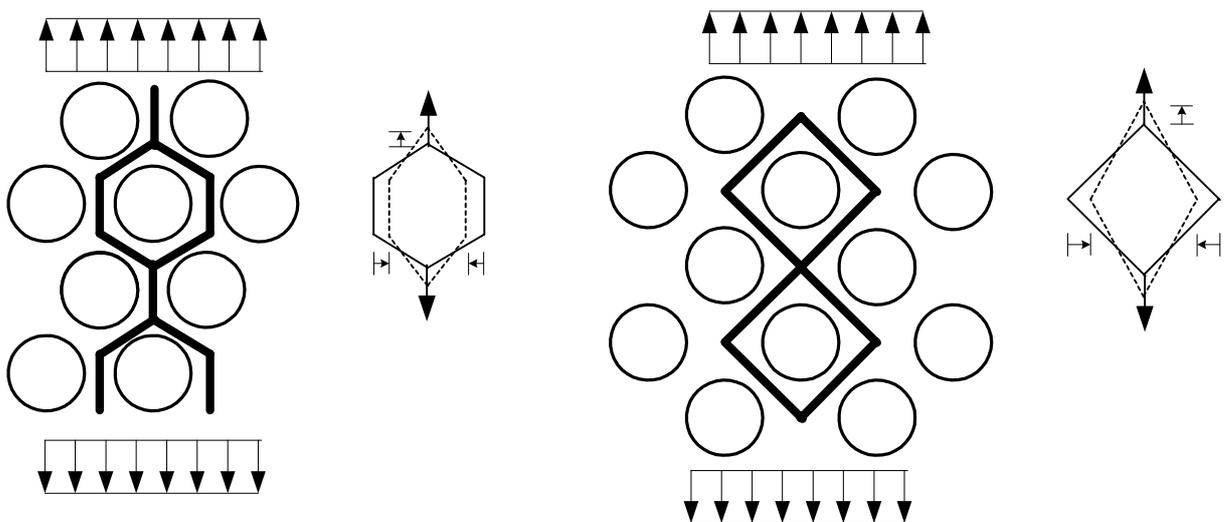
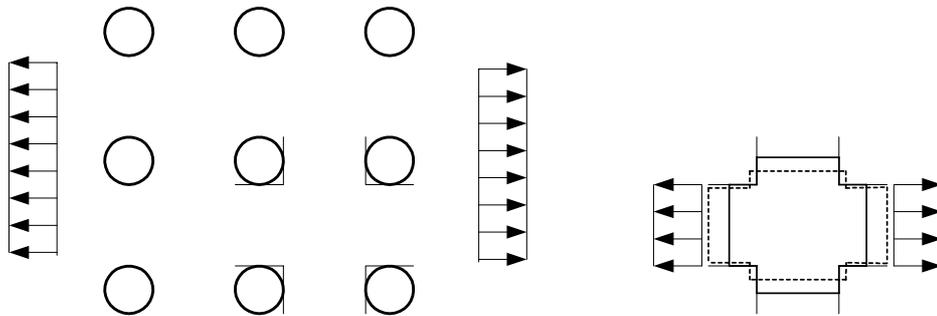
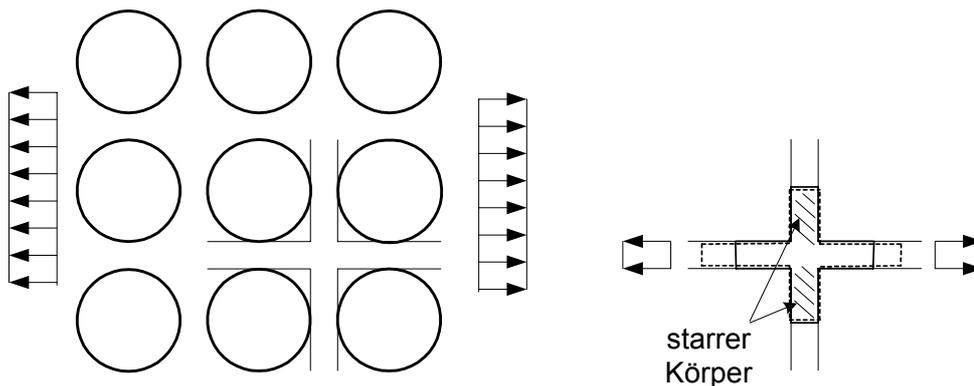


Abbildung 2.8: Querverformungen bei dreieckigen und unter  $45^\circ$  zur Belastungsrichtung ausgerichteten quadratischen Lochrastern.

Bei unter  $0^\circ$  zur Belastungsrichtung ausgerichteten quadratischen Lochrastern kommt es hingegen in den rechtwinklig zur Belastungsrichtung ausgerichteten Ligamentstäben zu immer geringeren Verformungen, so dass diese im Verhältnis zu den Längsverformungen des in Belastungsrichtung ausgerichteten Ligamentstäben zu vernachlässigen sind (Abbildung 2.9). Die Ligamentstäben quer zur Belastungsrichtung verschieben sich als starrer Körper. Das Verhältnis  $v_p$  aus den Verformungen geht daher gegen Null.

(a) kleines  $d/c$ (b) großes  $d/c$ 

**Abbildung 2.9:** Querverformungen bei unter  $0^\circ$  zur Belastungsrichtung ausgerichteten quadratischen Lochrastern bei unterschiedlichem Verhältnis  $d/c$ .

## 2.2 Stand der Technik

Auf Ersatzsystemen basierende Arbeiten zum Einfluss der Perforation auf die Verformungen und die im weiteren nicht betrachteten Spannungen stammen vorwiegend aus dem Bereich des Druckbehälter- und Wärmetauscherbaus ([3] bis [16]). Bei diesen sogenannten Rohrböden handelt es sich um verhältnismäßig dicke Bauteile, das Verhältnis  $t/c$  der Blechdicke zum Lochabstand ist in der Regel sehr groß ( $> 3,0$ ). Der Einfluss der Perforation wird über eine effektive Querkontraktionszahl und einen effektiven Elastizitätsmodul erfasst. In der Regel handelt es sich um Arbeiten zur effektiven Biegesteifigkeit, in denen die reduzierte Steifigkeit über einen reduzierten Elastizitätsmodul erfasst wird. Lediglich [5] behandelt die effektive Dehnsteifigkeit. Die Ergebnisse werden in Form von Gleichungen aufbereitet. Die aufgrund des Anwendungsbereiches getroffenen Vereinfachungen in den Ableitungen dieser Gleichungen führen jedoch dazu, dass diese für den Abmessungsbereich dünnwandiger Bauteile keine sinnvollen Ergebnisse liefern. Dar-

über hinaus zeigen die in den genannten Arbeiten ebenfalls dokumentierten Vergleiche dieser Gleichungen miteinander große Unterschiede. Mit Hilfe semiempirischer Korrekturterme werden die ebenfalls dokumentierten Abweichungen von an Rohrböden gemessenen Durchbiegungen ausgeglichen. Die allgemeine Anwendbarkeit dieser Gleichungen und der Korrekturterme, insbesondere die Anwendbarkeit in Verbindung mit dünnwandigen, stabilitätsgefährdeten Bauteilen ist jedoch fraglich.

Eine weitere Arbeit zur Steifigkeit perforierter Bleche, ist die oben bereits zitierte Arbeit von Meijers [17]. In dieser werden effektive Dehn- und Schubsteifigkeiten perforierter Bleche ermittelt. Die ermittelten Steifigkeiten wurden graphisch aufbereitet, da die zugrundeliegenden Gleichungen sich einer allgemeinen Anwendung verschließen.

Die in [1] vorgestellten Näherungsfunktionen für die effektive Biege- und Dehnsteifigkeit perforierter Bleche mit dreieckigem Lochraster wurden numerisch ermittelt. Der Einfluss des Verhältnisses der Blechdicke zum Lochabstand auf die Biegesteifigkeit wurde vernachlässigt, jedoch ergeben die angegebenen Näherungsfunktionen für dünnwandige Bauteile sinnvolle Werte.

## 2.3 Numerische Untersuchungen

### 2.3.1 Theoretische Grundlagen

Die den Untersuchungen zur Bestimmung der effektiven Platten- und Scheibensteifigkeiten zugrundeliegenden theoretischen Modelle werden im Folgenden der Übersichtlichkeit halber zusammengestellt. Für die orthotropen Platten ergibt sich nach [24] folgende Steifigkeitsmatrix:

$$\begin{bmatrix} m_{11} \\ m_{22} \\ m_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{11,p} & K_{12,p} & 0 \\ K_{12,p} & K_{22,p} & 0 \\ 0 & 0 & K_{44,p} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} -\kappa_{11} \\ -\kappa_{22} \\ -2 \cdot \kappa_{12} \end{bmatrix} \quad \text{GI. 2.13}$$

wobei gilt

$$K_{11,p} = \frac{E_1}{1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}} \cdot \frac{t^3}{12} = k_{11} \cdot K_{11} = k_{11} \cdot \frac{E}{1 - \nu^2} \cdot \frac{t^3}{12} \quad \text{GI. 2.14}$$

$$K_{22,p} = \frac{E_2}{1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}} \cdot \frac{t^3}{12} = k_{22} \cdot K_{22} = k_{22} \cdot \frac{E}{1 - \nu^2} \cdot \frac{t^3}{12} \quad \text{GI. 2.15}$$

$$K_{12,p} = \frac{\nu_{12} \cdot E_2}{1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}} \cdot \frac{t^3}{12} = k_{12} \cdot K_{12} = k_{12} \cdot \frac{\nu \cdot E}{1 - \nu^2} \cdot \frac{t^3}{12} \quad \text{GI. 2.16}$$

und

$$K_{44,p} = G_{12} \cdot \frac{t^3}{12} = k_{44} \cdot K_{44} = k_{44} \cdot G \cdot \frac{t^3}{12} = k_{44} \cdot \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)} \cdot \frac{t^3}{12} \quad \text{GI. 2.17}$$

Im vorliegenden Fall mit gleichen Lochabständen (gleiche Abstände zwischen benachbarten Löchern beim dreieckigen Lochraster und gleiche Abstände in Hauptrichtung bei quadratischen Lochrastern) gilt außerdem

$$K_{11,p} = K_{22,p} \quad \text{GI. 2.18}$$

und

$$\nu_{12} = \nu_{21} \quad \text{Gl. 2.19}$$

Zwischen den Steifigkeiten der beiden quadratischen Lochraster bestehen – da das eine Lochraster durch Drehung des Hauptachsensystems um  $45^\circ$  aus dem anderen hervorgeht – nachfolgende Beziehungen:

$$K_{11,p}^{45^\circ} = \frac{1}{4} \cdot K_{11,p}^0 + \frac{1}{4} \cdot K_{22,p}^0 + \frac{1}{2} \cdot K_{12,p}^0 + K_{44,p}^0 \quad \text{Gl. 2.20}$$

$$K_{22,p}^{45^\circ} = \frac{1}{4} \cdot K_{11,p}^0 + \frac{1}{4} \cdot K_{22,p}^0 + \frac{1}{2} \cdot K_{12,p}^0 + K_{44,p}^0 \quad \text{Gl. 2.21}$$

$$K_{12,p}^{45^\circ} = \frac{1}{4} \cdot K_{11,p}^0 + \frac{1}{4} \cdot K_{22,p}^0 + \frac{1}{2} \cdot K_{12,p}^0 - K_{44,p}^0 \quad \text{Gl. 2.22}$$

$$K_{44,p}^{45^\circ} = \frac{1}{4} \cdot K_{11,p}^0 + \frac{1}{4} \cdot K_{22,p}^0 + \frac{1}{2} \cdot K_{12,p}^0 \quad \text{Gl. 2.23}$$

Hieraus ergibt sich, dass theoretisch nicht alle effektiven Biegesteifigkeiten durch eine Strukturbeziehung ermittelt werden müssen, sondern sich die Steifigkeiten des um  $45^\circ$  gedrehten Lochrasters aus einer Transformation ergeben. Auf diese Möglichkeit wurde jedoch verzichtet, um über den Vergleich der numerisch ermittelten bezogenen effektiven Biegesteifigkeiten mit den aus der Drehung des Hauptachsensystems ermittelten Werten eine ungefähre Abschätzung der Genauigkeit des Verfahrens zu erhalten. Die Steifigkeiten isotroper Platten ändern sich durch diese Drehung des Koordinatensystems nicht, so dass auch hier eine Abschätzung der Genauigkeit des Verfahrens möglich ist.

Für die Scheibensteifigkeit gilt

$$\begin{bmatrix} n_{11} \\ n_{22} \\ n_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{11,p} & D_{12,p} & 0 \\ D_{12,p} & D_{22,p} & 0 \\ 0 & 0 & D_{44,p} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} -\varepsilon_{11} \\ -\varepsilon_{22} \\ -2 \cdot \varepsilon_{12} \end{bmatrix} \quad \text{Gl. 2.24}$$

mit

$$D_{11,p} = \frac{E_1}{1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}} \cdot t = d_{11} \cdot D_{11} = d_{11} \cdot \frac{E}{1 - \nu^2} \cdot t \quad \text{Gl. 2.25}$$

$$D_{22,p} = \frac{E_2}{1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}} \cdot t = d_{22} \cdot D_{22} = d_{22} \cdot \frac{E}{1 - \nu^2} \cdot t \quad \text{Gl. 2.26}$$

$$D_{12,p} = \frac{\nu_{21} \cdot E_1}{1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}} \cdot t = d_{12} \cdot D_{12} = d_{12} \cdot \frac{\nu \cdot E}{1 - \nu^2} \cdot t \quad \text{Gl. 2.27}$$

und

$$D_{44,p} = G_{12} \cdot t = d_{44} \cdot D_{44} = d_{44} \cdot G \cdot t = d_{44} \cdot \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)} \cdot t \quad \text{Gl. 2.28}$$

Aufgrund der gleichen Lochabstände in beide Hauptachsenrichtungen gilt wiederum

$$D_{11,p} = D_{22,p} \quad \text{Gl. 2.29}$$

Auch die Beziehungen für die Rotation des Koordinatensystems um die Normale zur Plattenebene gelten analog, wobei anstelle der Biegesteifigkeiten die entsprechenden Dehnsteifigkeiten einzusetzen sind. Auch hier sind theoretisch die effektiven Dehnsteifigkeiten des um  $45^\circ$  gedreh-

ten Lochrasters rechnerisch ermittelbar, worauf jedoch aus den oben angeführten Gründen ebenfalls verzichtet wurde.

Eine Berechnung effektiver Blechdicken oder Elastizitätsmoduli wurde nicht durchgeführt, jedoch lässt sich aus den bezogenen effektiven Dehnsteifigkeiten  $d_{11}$  und  $d_{12}$  eine effektive Querdehnzahl in der Form

$$\nu_p = \nu \cdot \frac{d_{12}}{d_{11}} \quad \text{Gl. 2.30}$$

bestimmen, die bei Auftragung über  $d/c$  eine anschauliche Darstellung des Tragverhaltens (vgl. auch Abbildung 2.7) ermöglicht, so dass dieser Wert ermittelt wurde.

### 2.3.2 Modellierung und Berechnung

Die Ermittlung der effektiven Steifigkeiten erfolgt in Anlehnung an [1] an periodisch wiederkehrenden Grundelementen. In Ergänzung dazu werden zum einen auch quadratische Lochraster berücksichtigt, zum anderen werden, um eine vollständige Belegung der Steifigkeitsmatrix zu ermöglichen, auch die Steifigkeiten  $K_{12,p}$  und  $K_{44,p}$  ermittelt. Es wird davon ausgegangen, dass Scheiben- und Plattenbeanspruchung entkoppelt sind.

Zur Evaluierung der Ergebnisse wurde für ausgewählte Fälle auch die Biegesteifigkeit aus der Durchbiegung des Grundelementes und aus der Durchbiegung und Endtangentenverdrehung eines perforierten Blechstreifens ermittelt. Die Ergebnisse dieser mit unterschiedlichen Verfahren ermittelten  $K_p/K$ -Verhältnisse sind in Abbildung 2.10 dargestellt. Es zeigt sich hierbei eine gute Übereinstimmung der ermittelten bezogenen Steifigkeiten  $k_{11}$ .

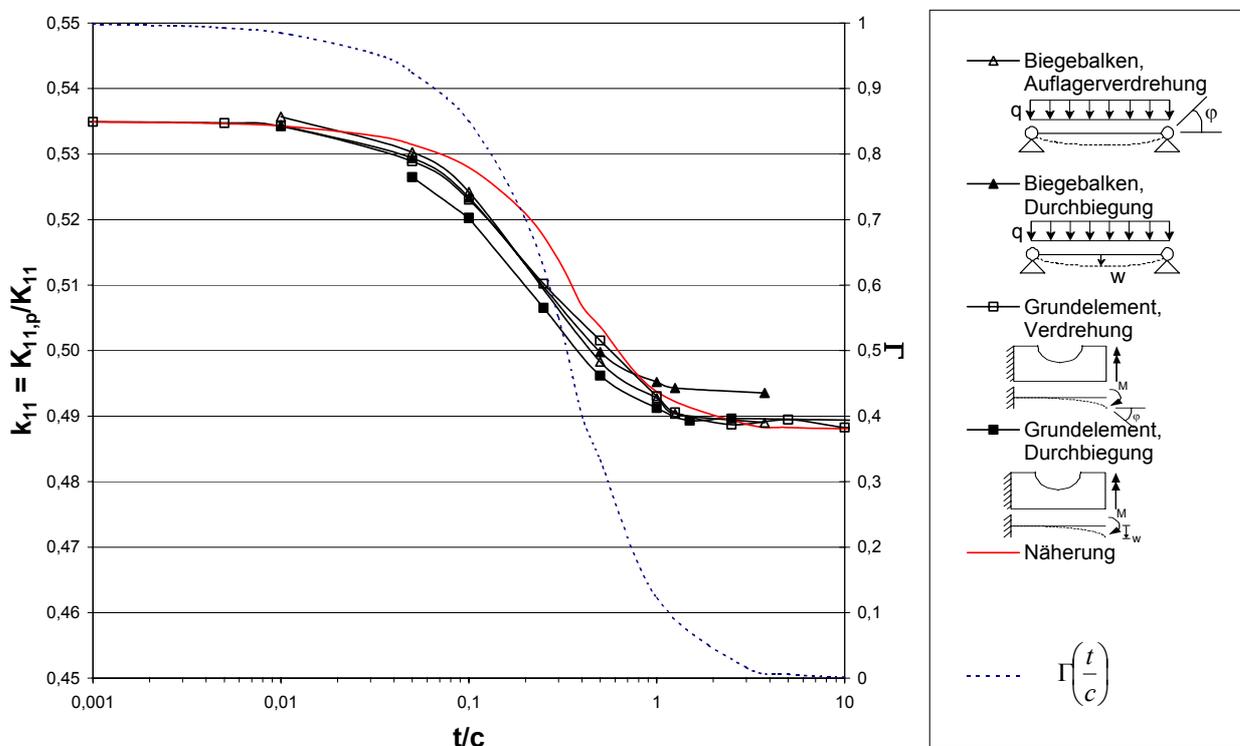


Abbildung 2.10: Beispiel zur Ermittlung der effektiven Biegesteifigkeit  $K_{11}$  (quadratisches Raster,  $0^\circ$ ,  $d/c = 0,6$ )

Aus Abbildung 2.10 ist auch zu entnehmen, wie vorgegangen wurde, um für konstantes  $d/c$  nicht mehrere Werte  $k_{ij} = K_{ij,p}/K_{ij}$  für unterschiedliche Verhältnisse  $t/c$  oder  $t/c_0$  ermitteln zu müssen. Der Verlauf der Funktion  $k_{ij} = K_{ij,p}/K_{ij}$  für konstantes  $d/c$  wird über die das Verhältnis der Torsions- zur Biegesteifigkeit beschreibenden Geometriefunktion  $\Gamma$  angenähert. So müssen nur noch effektive Biegesteifigkeiten für ein sehr kleines und ein sehr großes Verhältnis  $t/c$  oder  $t/c_0$  ermittelt werden, zwischen denen mittels der Geometriefunktion interpoliert wird. Die bezogenen Biegesteifigkeiten, zwischen denen zu interpolieren ist, werden als  $k_{ij,\min t}$  und  $k_{ij,\max t}$  bezeichnet. Es gilt dann:

$$k_{ij}\left(\frac{d}{c}, \frac{t}{c}\right) = \left[ k_{ij}\left(\frac{d}{c}\right) \right]_{\max t} + \left\{ \left[ k_{ij}\left(\frac{d}{c}\right) \right]_{\min t} - \left[ k_{ij}\left(\frac{d}{c}\right) \right]_{\max t} \right\} \cdot \Gamma\left(\frac{t}{c}\right) \quad \text{Gl. 2.31}$$

mit der Geometriefunktion  $\Gamma$

$$\Gamma\left(\frac{t}{c}\right) = \begin{cases} 3 \cdot \left( \frac{1}{3} - \frac{t}{5 \cdot c_0} \right) & \text{für } \frac{t}{c_0} \leq 1 \\ 3 \cdot \left( \frac{1}{3} - \frac{c_0}{5 \cdot t} \right) \cdot \left( \frac{c_0}{t} \right)^2 & \text{für } \frac{t}{c_0} > 1 \end{cases} \quad \text{Gl. 2.32}$$

Diese Interpolation in Abhängigkeit von  $t/c$  ist zur Bestimmung der tatsächlichen effektiven Biegesteifigkeit  $k_{ij}$  eines perforierten Blechs unbedingt erforderlich und wird für die Bestimmung der Werte, in deren Bestimmungsgleichungen die effektive Biegesteifigkeit  $K_{ij}$  oder deren bezogener Wert  $k_{ij}$  eingeht, vorausgesetzt. Gegenüber Gl. 2.9 und Gl. 2.12 wird der Einfluss des Werkstoffes vernachlässigt, d.h. es werden nur die Abmessungen der Ligamente berücksichtigt. Für die effektive Dehnsteifigkeiten  $D_{ij}$  existiert nur eine Abhängigkeit von  $d/c$ , nicht jedoch von  $t/c$  oder  $t/c_0$ , so dass derartige Interpolationen nicht erforderlich sind. Die Werte für  $k_{ij,\min t}$ ,  $k_{ij,\max t}$  und  $d_{ij}$  sind in den nachfolgenden Abbildungen aufgetragen.

2.3.3 Ergebnisse

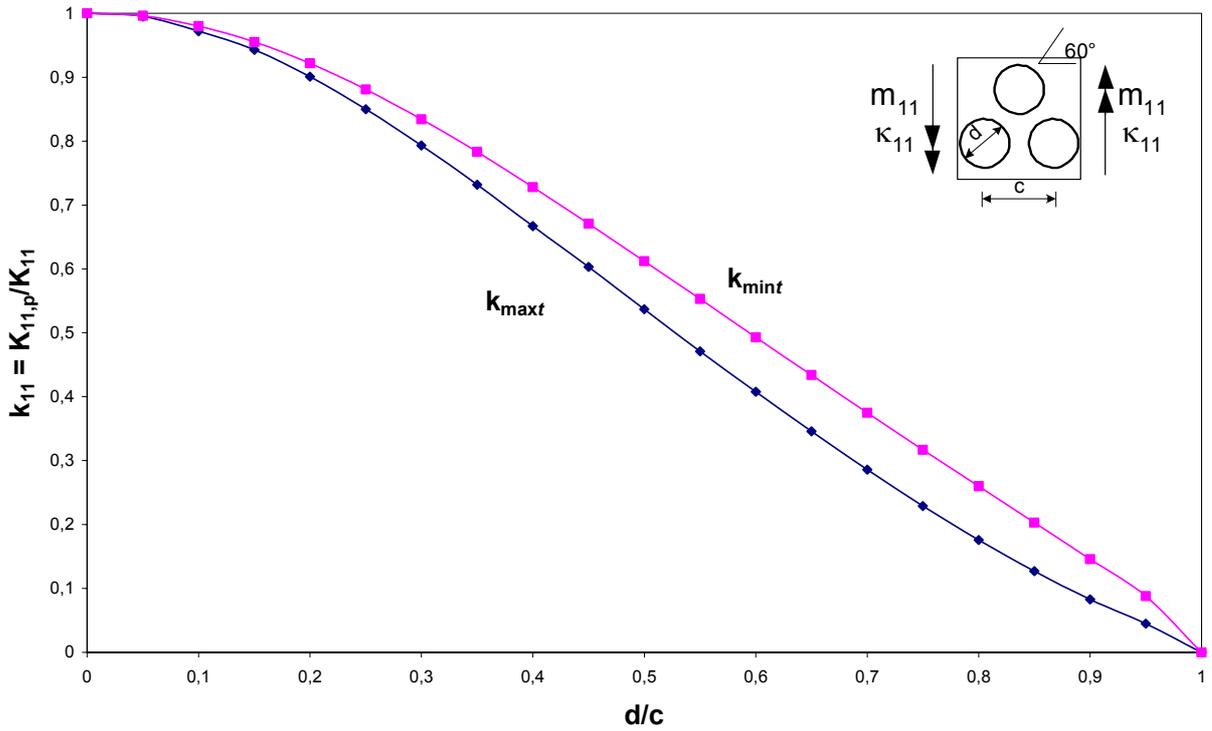


Abbildung 2.11: Bezogene effektive Biegesteifigkeiten  $k_{11,min}$  und  $k_{11,max}$  für dreieckige Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

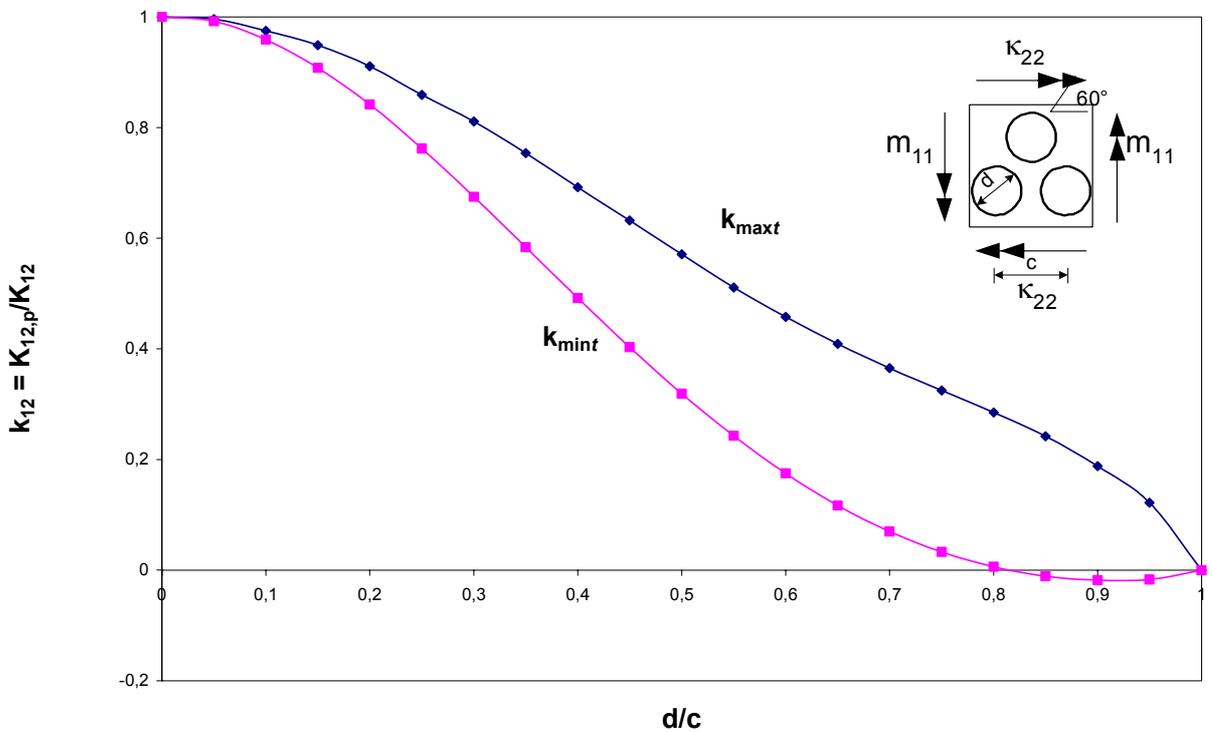


Abbildung 2.12: Bezogene effektive Biegesteifigkeiten  $k_{12,min}$  und  $k_{12,max}$  für dreieckige Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

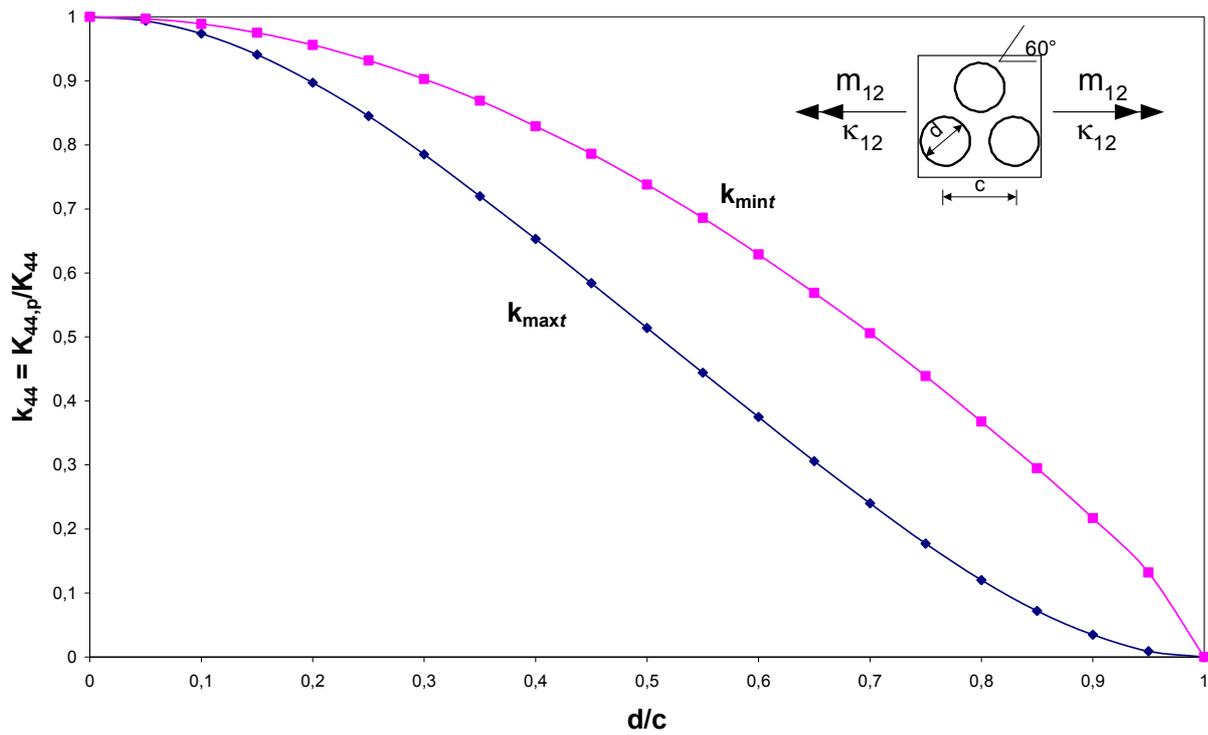


Abbildung 2.13: Bezogene effektive Biegesteifigkeiten  $k_{44,min}$  und  $k_{44,max}$  für dreieckige Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

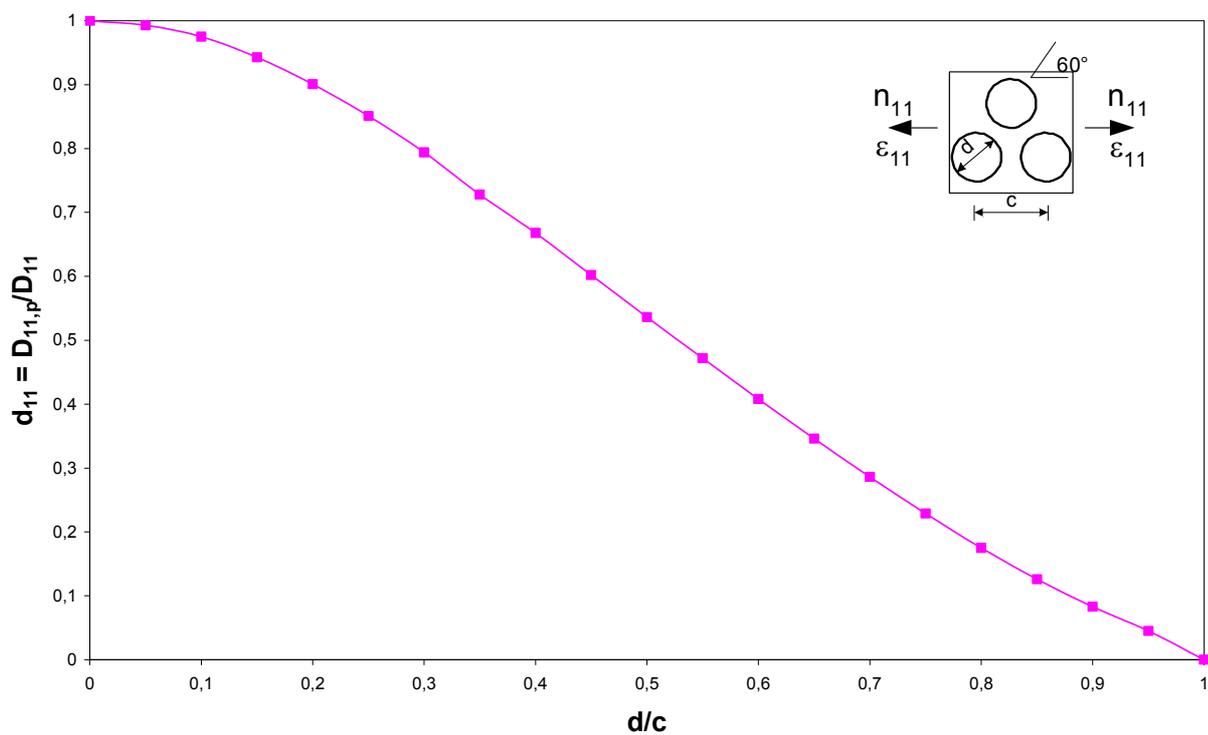


Abbildung 2.14: Bezogene effektive Dehnsteifigkeit  $d_{11}$  für dreieckige Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

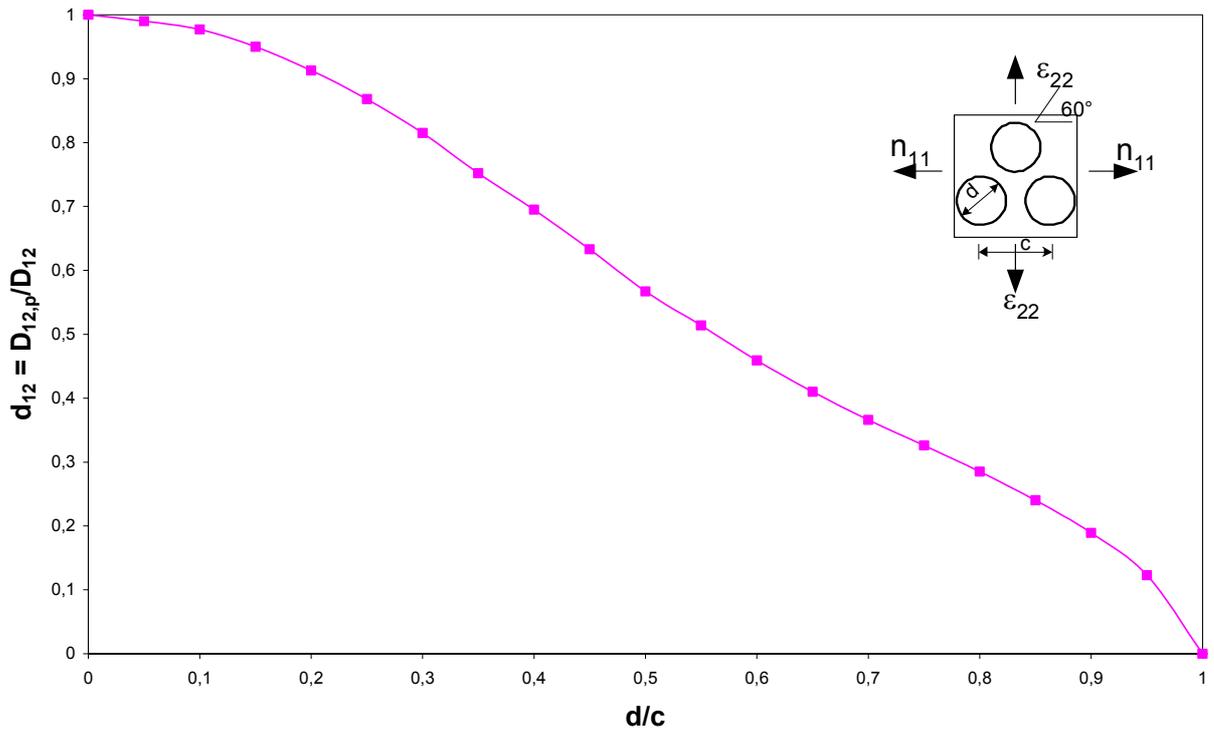


Abbildung 2.15: Bezogene effektive Dehnsteifigkeit  $d_{12}$  für dreieckige Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

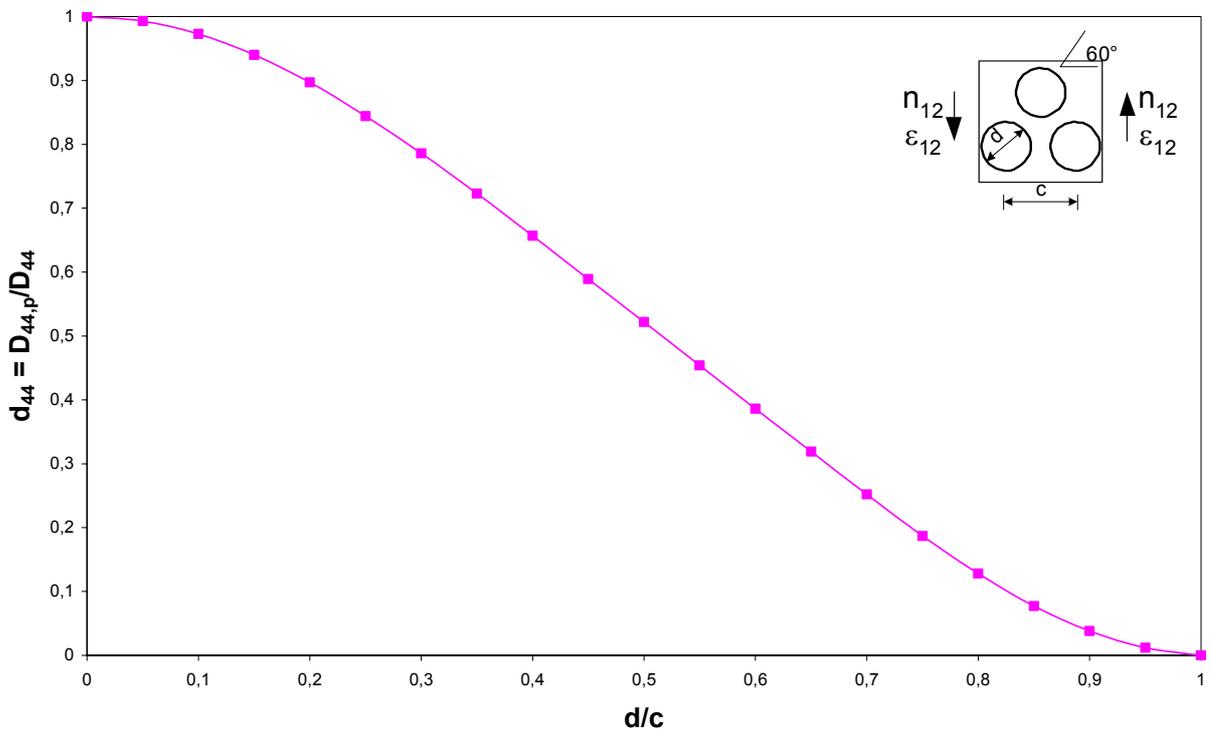


Abbildung 2.16: Bezogene effektive Dehnsteifigkeit  $d_{44}$  für dreieckige Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

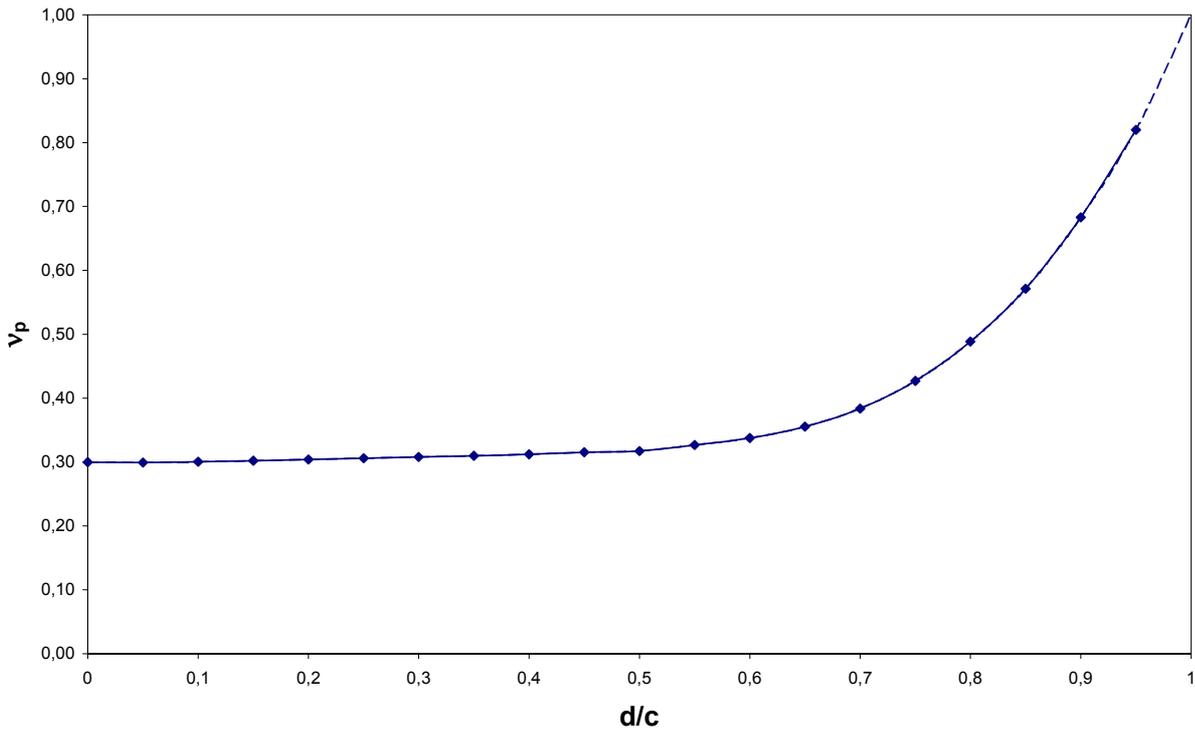


Abbildung 2.17: Effektive Querdehnzahl  $\nu_p$  für dreieckige Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

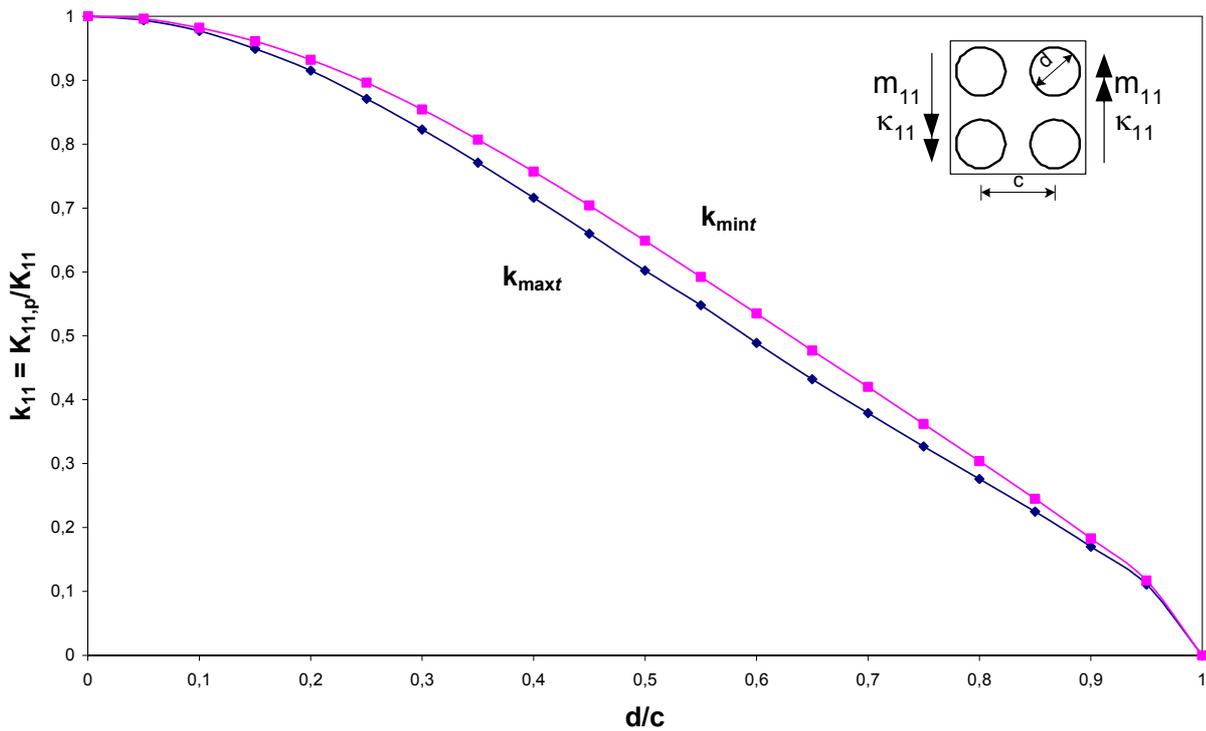


Abbildung 2.18: Bezogene effektive Biegesteifigkeiten  $k_{11,\text{mint}}$  und  $k_{11,\text{maxt}}$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

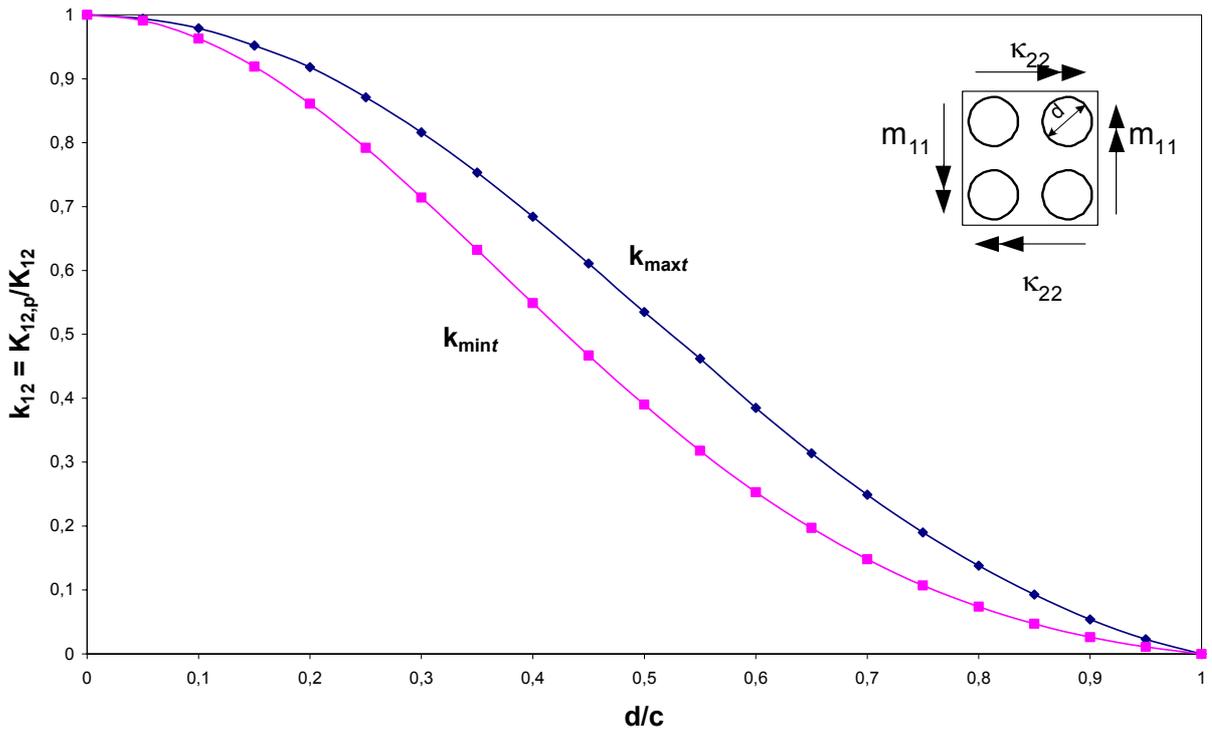


Abbildung 2.19: Bezogene effektive Biegesteifigkeiten  $k_{12,min}$  und  $k_{12,max}$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

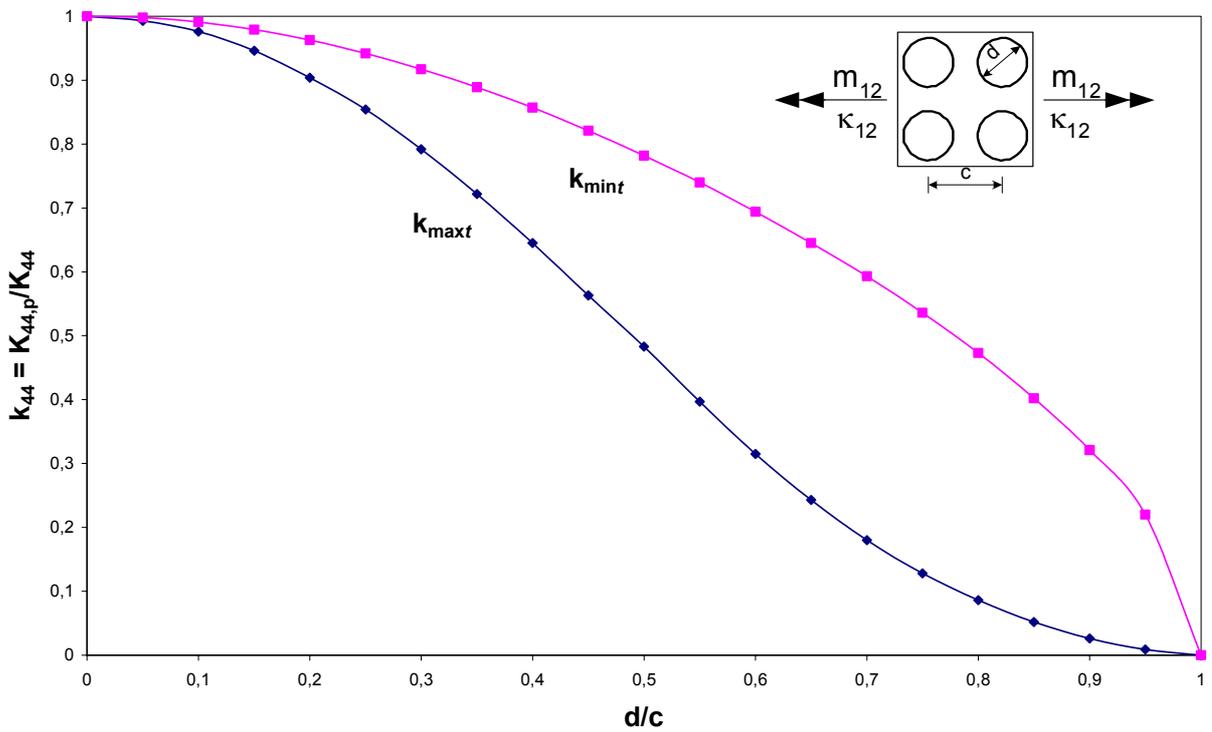


Abbildung 2.20: Bezogene effektive Biegesteifigkeiten  $k_{44,min}$  und  $k_{44,max}$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

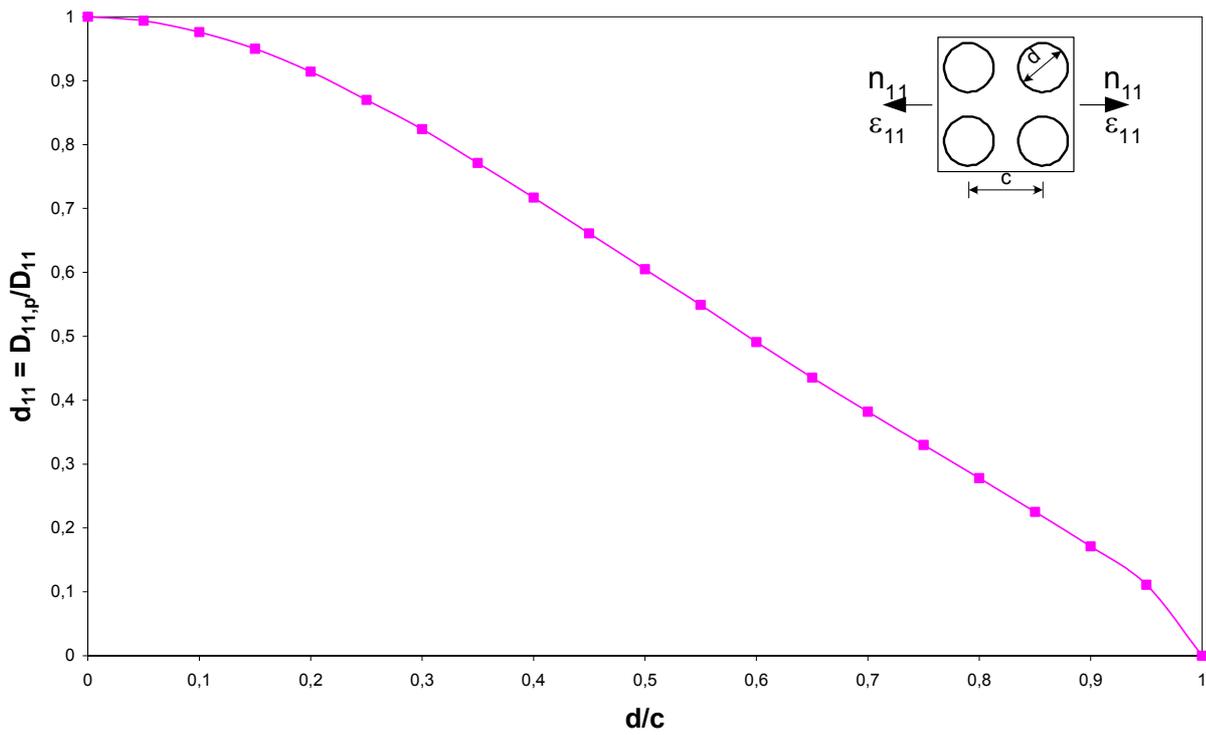


Abbildung 2.21: Bezogene effektive Dehnsteifigkeit  $d_{11}$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

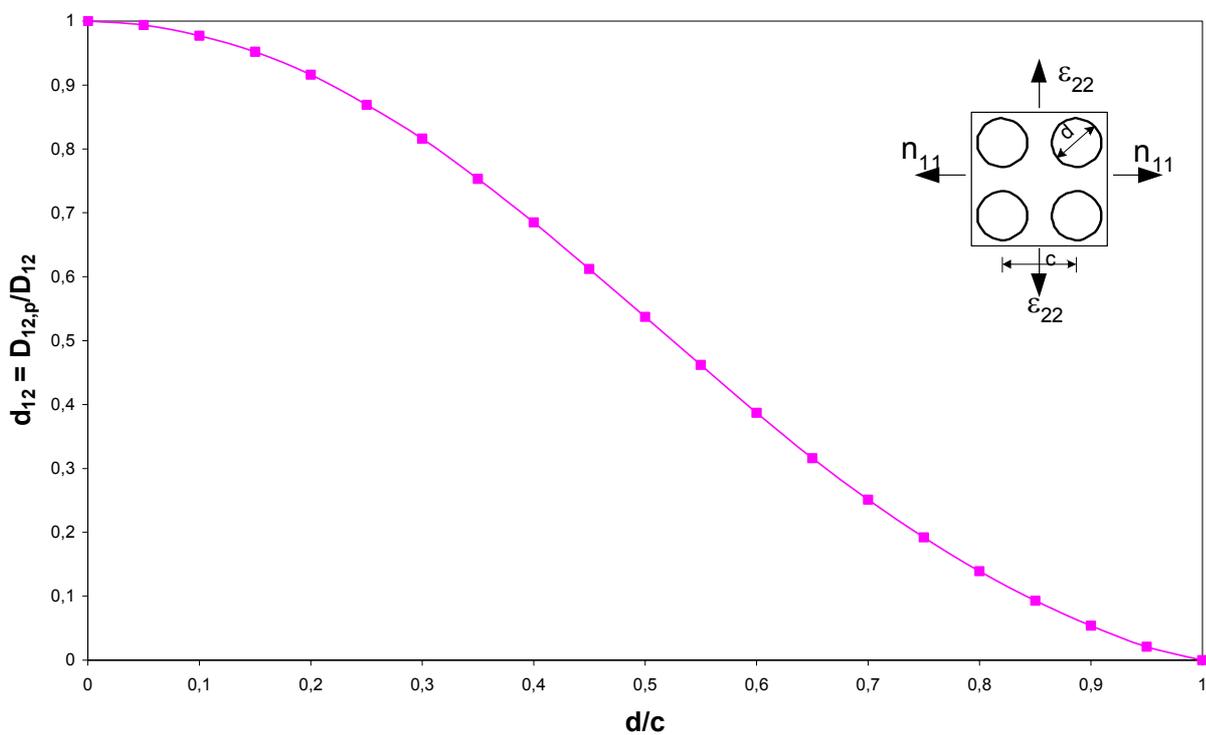


Abbildung 2.22: Bezogene effektive Dehnsteifigkeit  $d_{12}$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

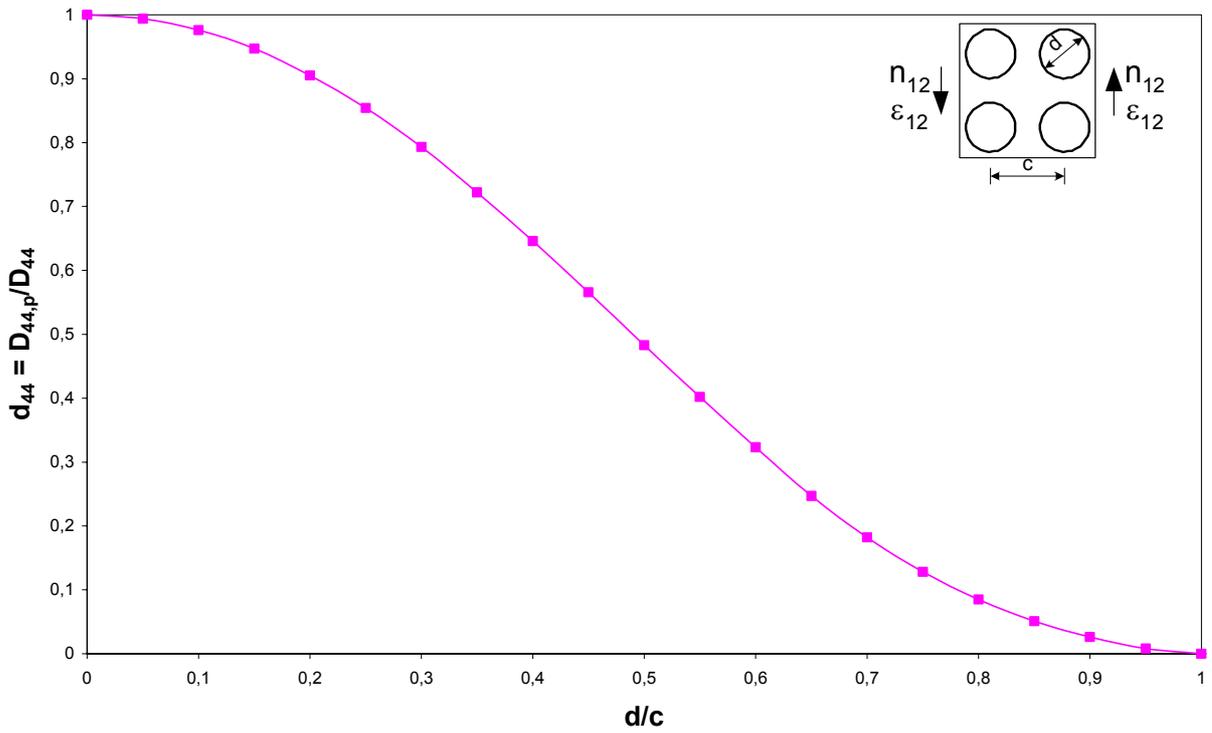


Abbildung 2.23: Bezogene effektive Dehnsteifigkeit  $d_{44}$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

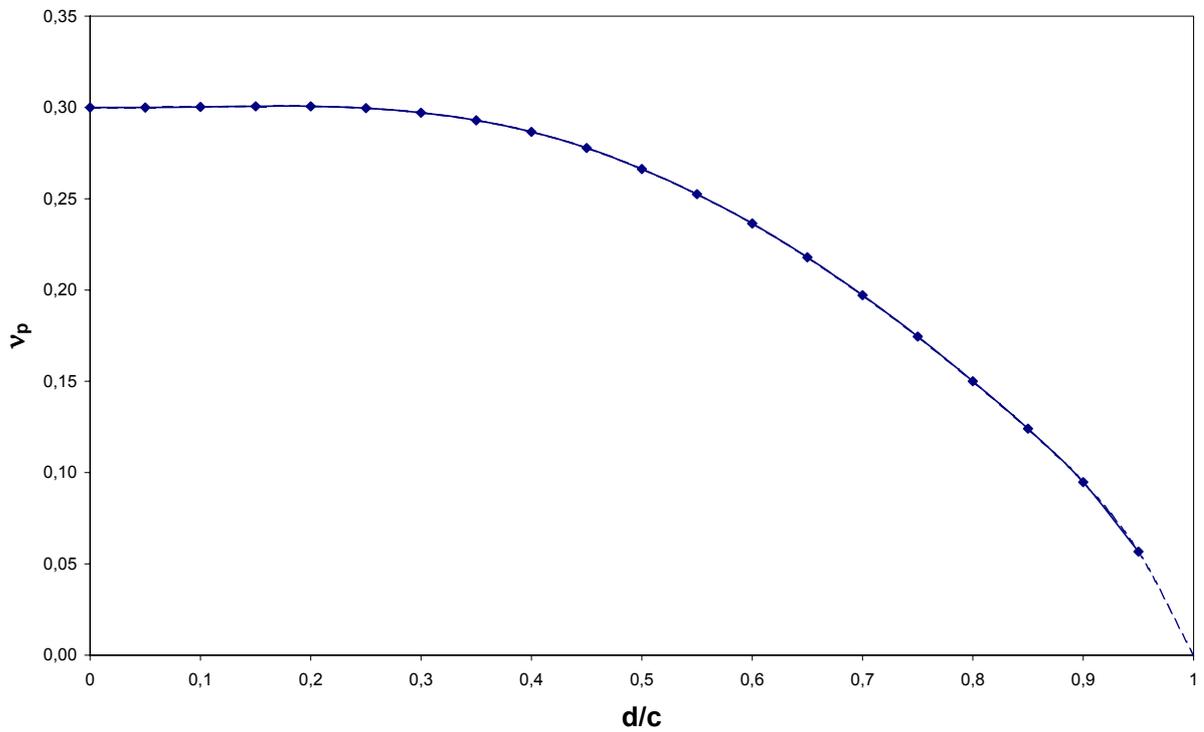


Abbildung 2.24: Effektive Querdehnzahl  $\nu_p$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

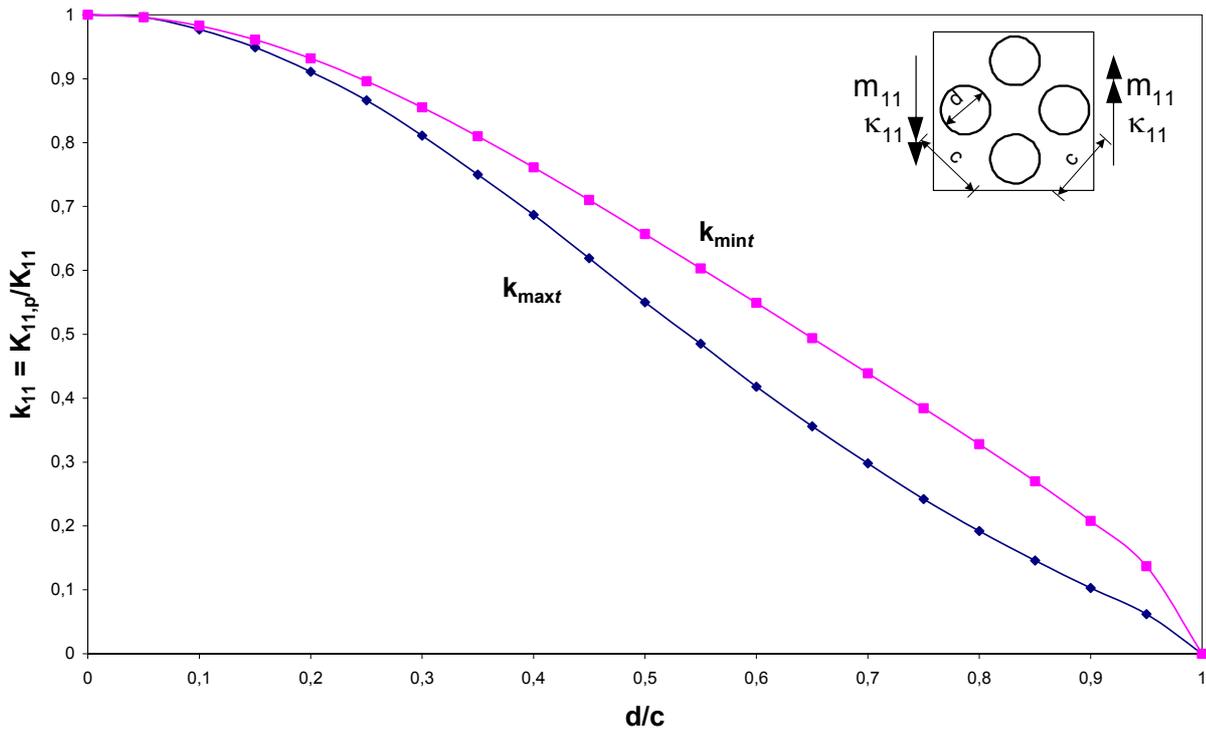


Abbildung 2.25: Bezogene effektive Biegesteifigkeiten  $k_{11,minf}$  und  $k_{11,maxf}$  für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

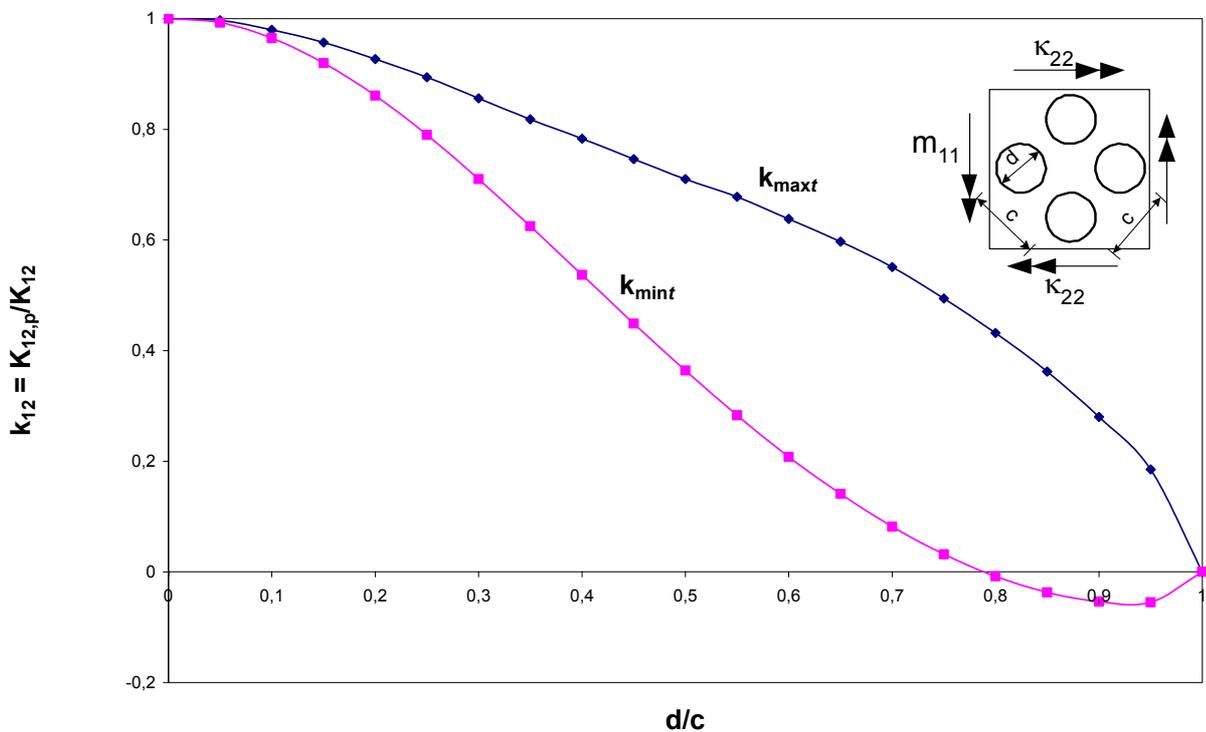


Abbildung 2.26: Bezogene effektive Biegesteifigkeiten  $k_{12,minf}$  und  $k_{12,maxf}$  für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

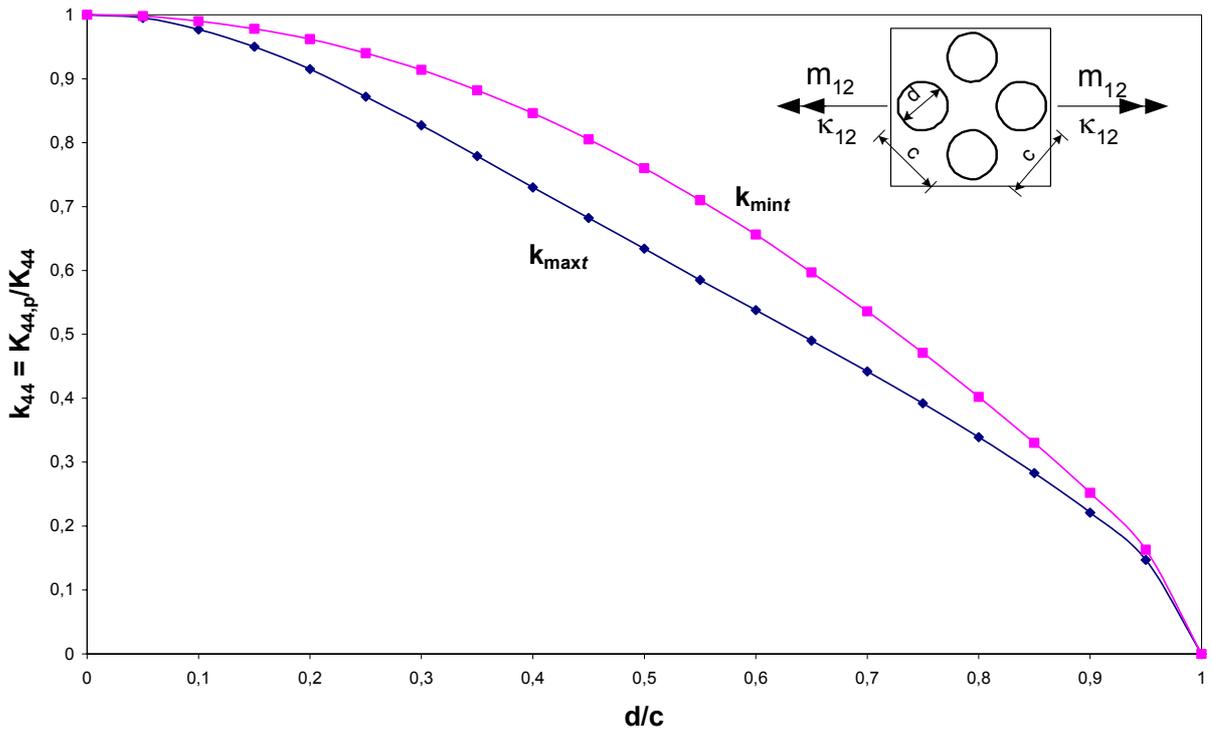


Abbildung 2.27: Bezogene effektive Biegesteifigkeiten  $k_{44,min}$  und  $k_{44,max}$  für unter 45° angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

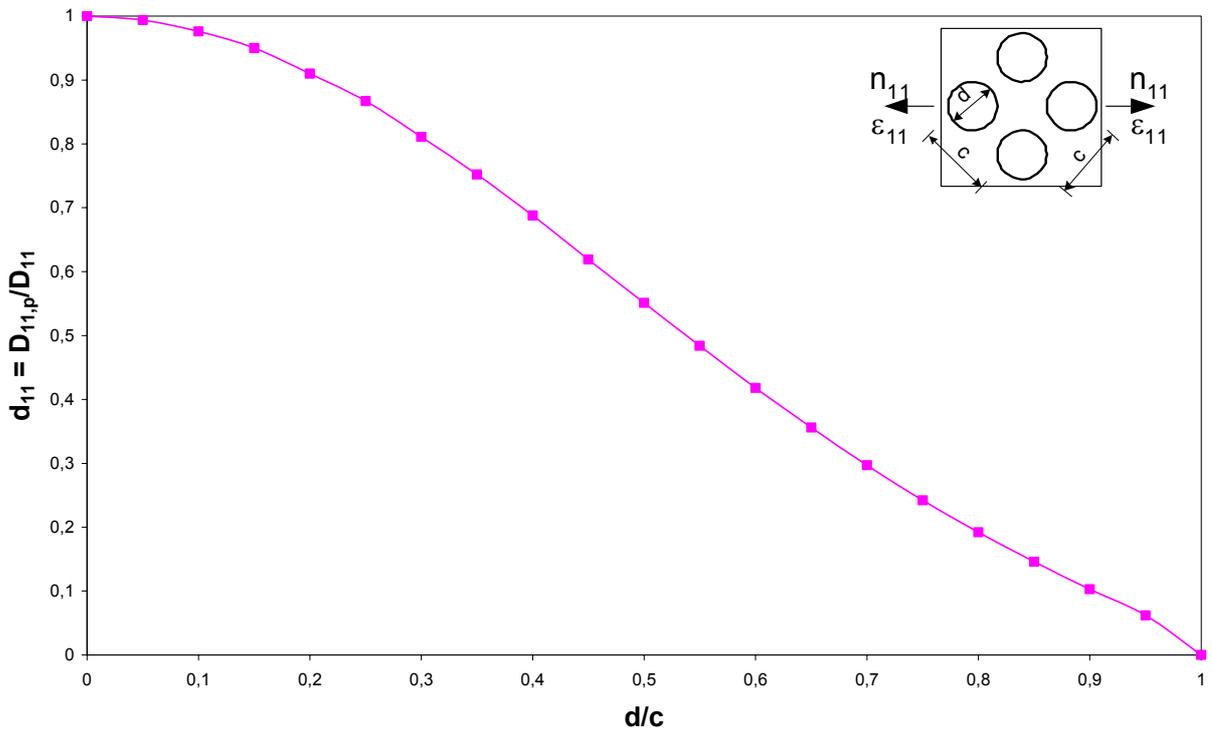


Abbildung 2.28: Bezogene effektive Dehnsteifigkeit  $d_{11}$  für unter 45° angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

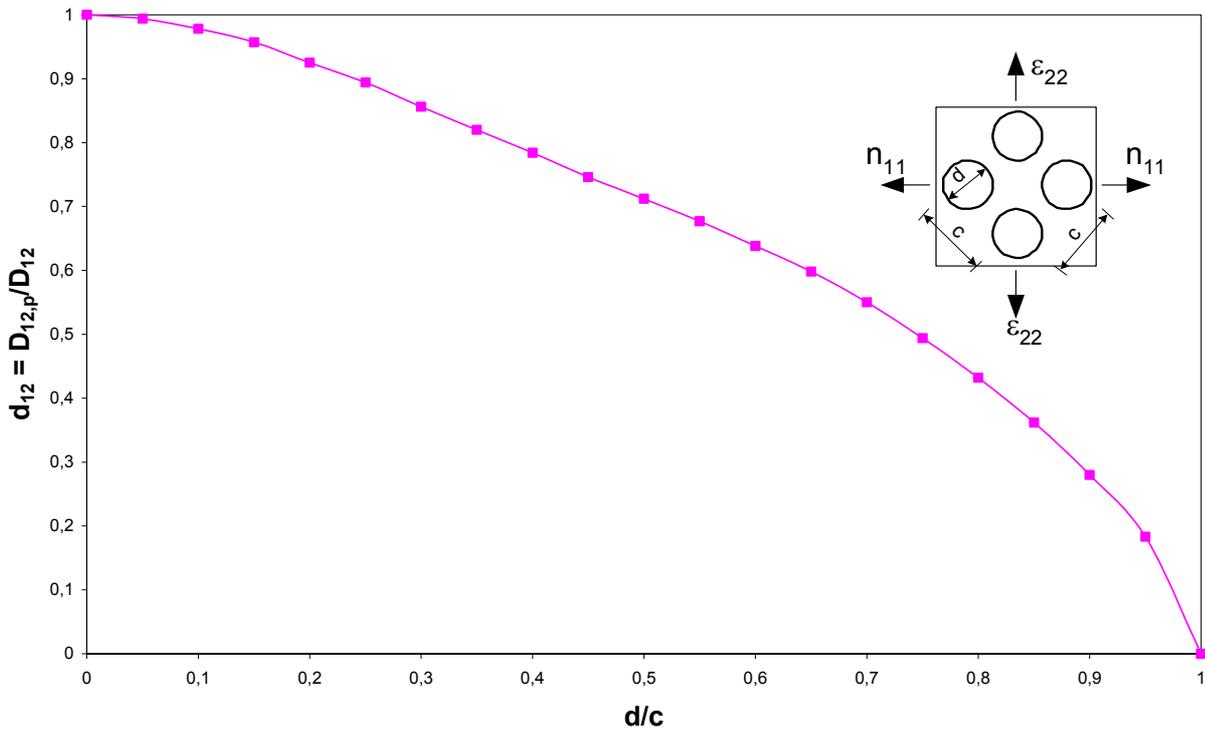


Abbildung 2.29: Bezogene effektive Dehnsteifigkeit  $d_{12}$  für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

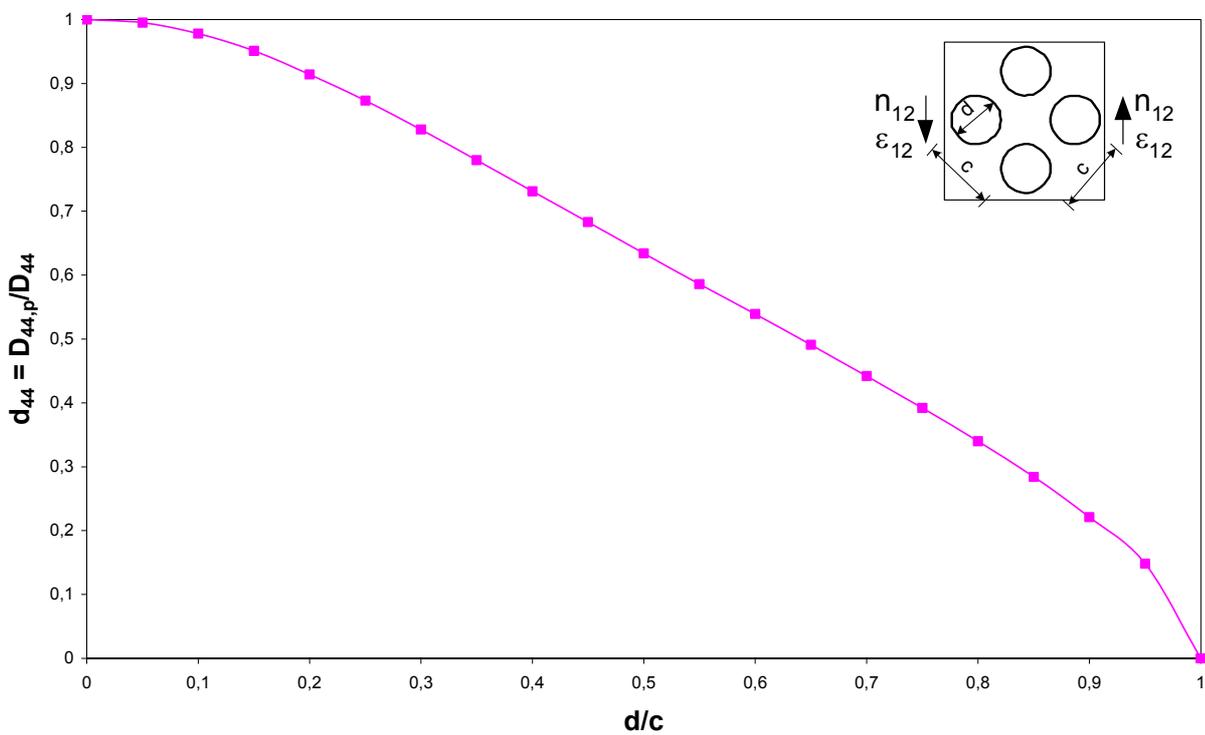
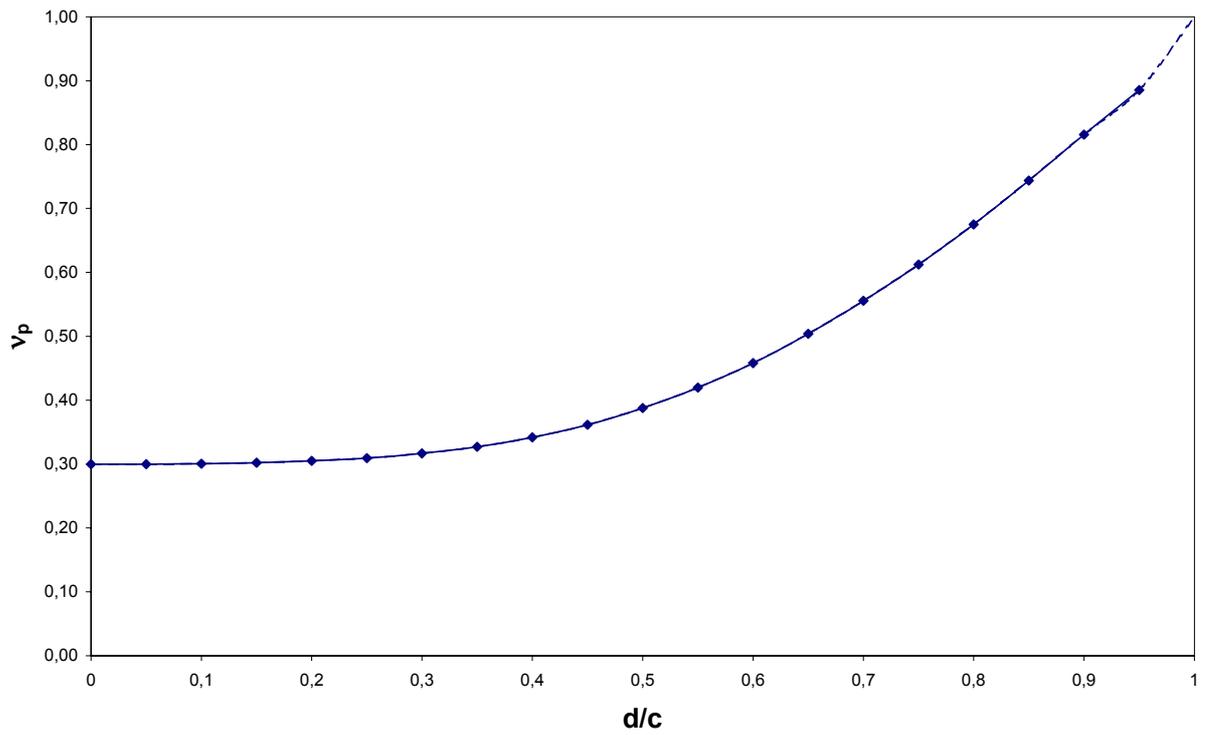


Abbildung 2.30: Bezogene effektive Dehnsteifigkeit  $d_{44}$  für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$



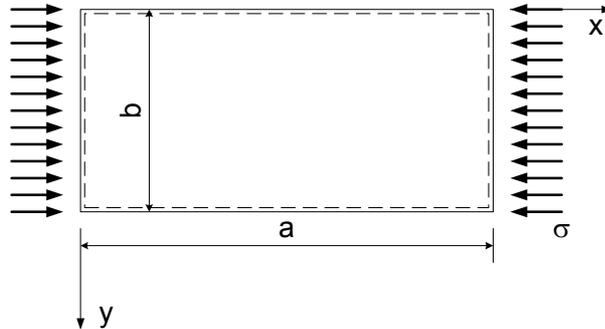
**Abbildung 2.31: Effektive Querdehnzahl  $\nu_p$  für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$**



### 3 Tragfähigkeit bei einachsiger Druckbeanspruchung

#### 3.1 Konstante einachsige Druckbeanspruchung

##### 3.1.1 Theoretische Ableitung der idealen Beulspannung



**Abbildung 3.1: Platte unter konstanter Druckbeanspruchung**

Die ideale Beulspannung homogener orthotroper Rechteckplatten unter konstanter einachsiger Druckbeanspruchung (Abbildung 3.1) lässt sich mit folgenden Gleichungen berechnen: Die ideale Beulspannung ergibt sich nach [21] in Abhängigkeit von den Steifigkeiten  $K_{11}$  und  $K_{22}$  zu

$$\sigma_{ki} = k_{\sigma} \cdot \frac{\pi^2}{b^2} \cdot \frac{\sqrt{K_{11} \cdot K_{22}}}{t}, \quad \text{Gl. 3.1}$$

wobei sich der Beulwert zu

$$k_{\sigma} = \left( \frac{m^2}{\bar{\alpha}^2} + q \cdot \frac{\bar{\alpha}^2}{m^2} \right) + p \cdot \zeta \quad \text{Gl. 3.2}$$

mit dem korrigierten Seitenverhältnis

$$\bar{\alpha} = \alpha \cdot \sqrt[4]{\frac{K_{22}}{K_{11}}} = \frac{a}{b} \cdot \sqrt[4]{\frac{K_{22}}{K_{11}}} \quad \text{Gl. 3.3}$$

und der Steifigkeitsziffer

$$\zeta = \frac{K_{12} + 2 \cdot K_{44}}{\sqrt{K_{11} \cdot K_{22}}} \quad \text{Gl. 3.4}$$

ergibt. Für die umlaufende gelenkige Lagerung gilt nach [21]  $p = 2,0$  und  $q = 1,0$ .

Mit der in dem vorangegangenen Kapitel eingeführten Nomenklatur und mit der für die untersuchten Lochraster geltenden Voraussetzung  $K_{11} = K_{22}$  erhält man

$$\bar{\alpha} = \alpha \quad \text{Gl. 3.5}$$

und

$$\zeta = \frac{K_{12} + 2 \cdot K_{44}}{K_{11}} = \frac{k_{44} + 0,3 \cdot (k_{12} - k_{44})}{k_{11}} \quad \text{Gl. 3.6}$$

Der Verlauf von  $\zeta$  ist in Abbildung 3.2 bis Abbildung 3.4 in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$  für die drei untersuchten Lochraster aufgetragen, wobei  $\zeta$  mit  $k_{ij}$  für  $t \rightarrow 0$  ( $k_{\min}$ ) und für  $t \rightarrow \infty$  ( $k_{\max}$ ) berechnet wurde (vgl. Abschnitt 2.3.2).

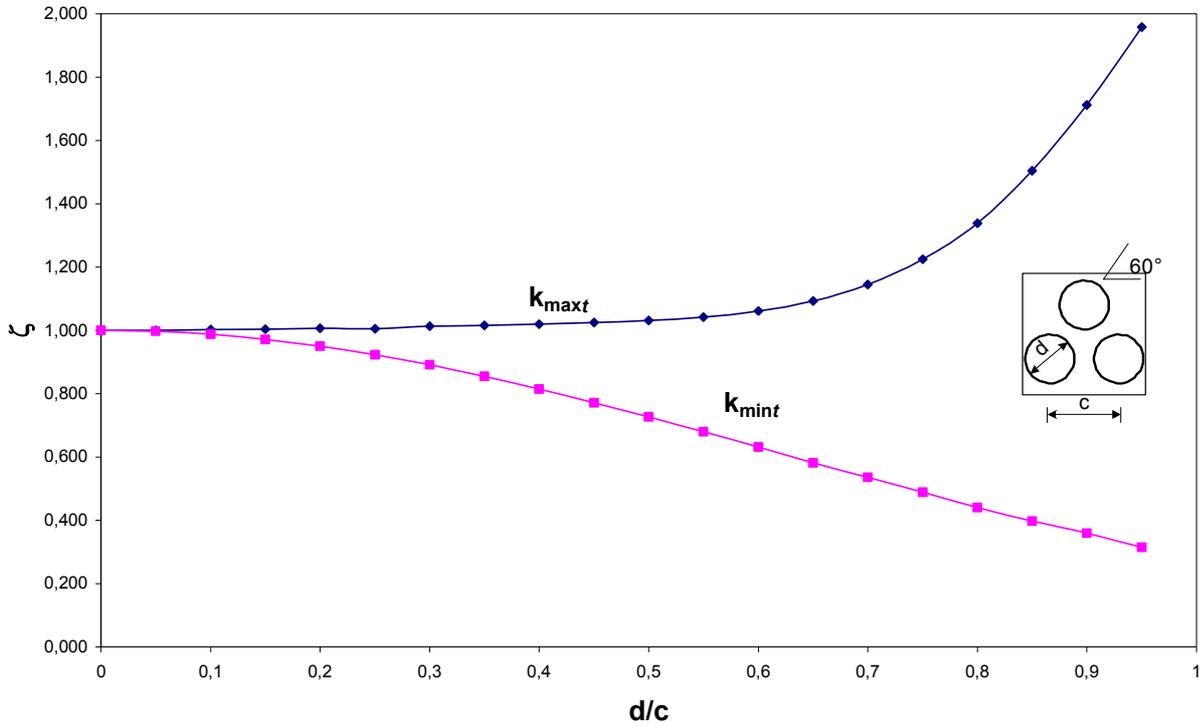


Abbildung 3.2: Steifigkeitsziffer  $\zeta$  für dreieckige Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

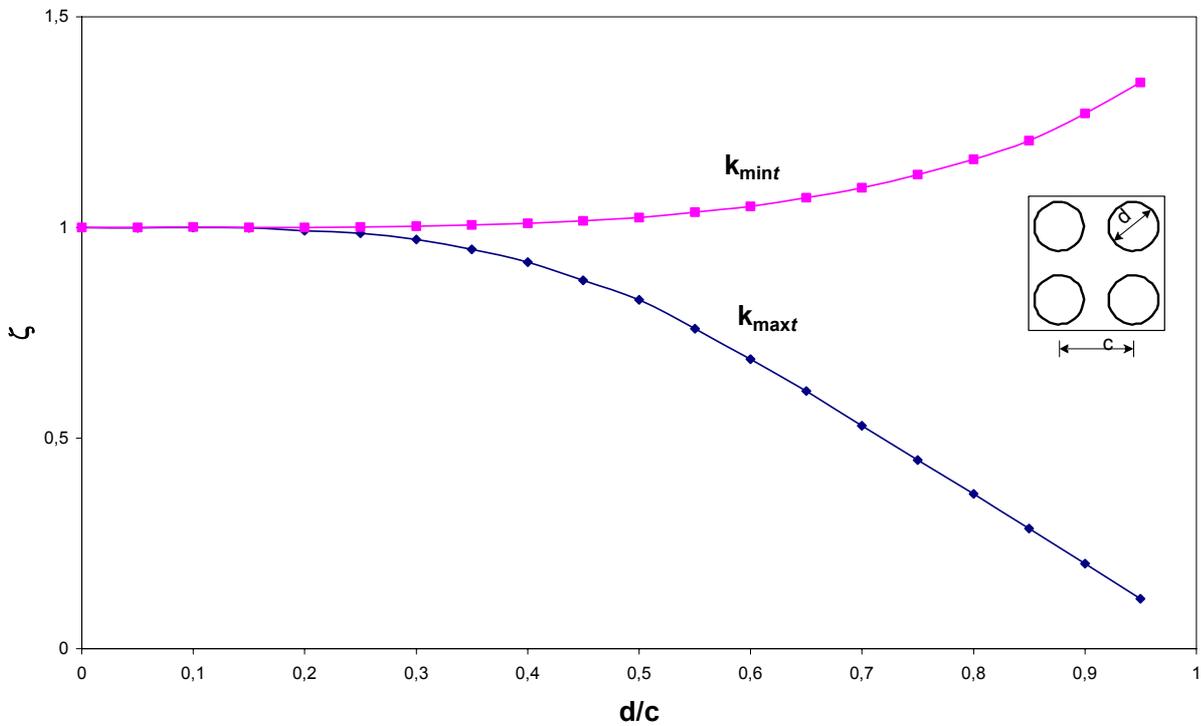
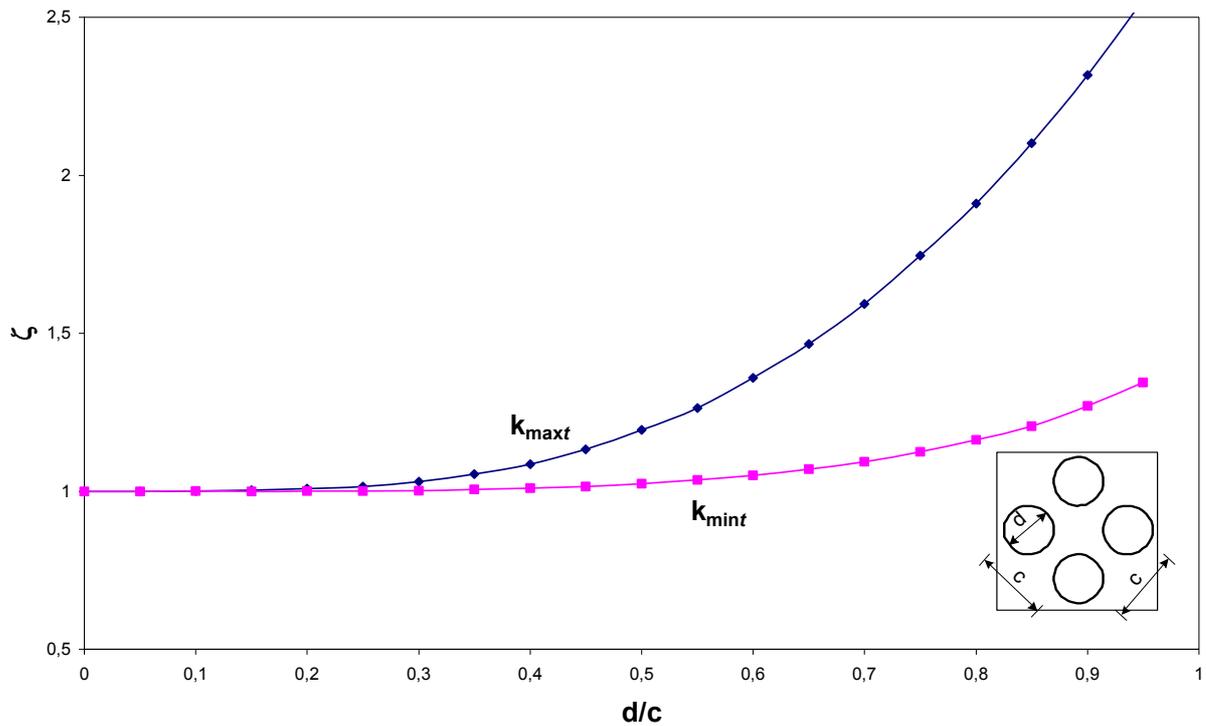


Abbildung 3.3: Steifigkeitsziffer  $\zeta$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$



**Abbildung 3.4:** Steifigkeitsziffer  $\zeta$  für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$

Mit dem Minimalwert von Gl. 3.2 erhält man für die ideale Beulspannung der allseitig gelenkig gelagerten druckbeanspruchten Platte

$$\sigma_{ki,p} = k_{\sigma,p} \cdot \sigma_e \quad \text{Gl. 3.7}$$

mit dem Minimum des effektiven Beulwerts

$$k_{\sigma,p} = 2 \cdot (k_{11} + k_{44} + 0,3 \cdot (k_{12} - k_{44})) \quad \text{Gl. 3.8}$$

Dieser effektive Beulwert bezieht sich auf die Eulerspannung  $\sigma_e$  der unperforierten Platte. Der Beulwert  $\sigma_e$  bezogen auf die perforierte Platte ergibt sich nach Division durch  $k_{11}$ , wobei dann

$$\sigma_{e,p} = k_{11} \cdot \sigma_e \quad \text{Gl. 3.9}$$

anzusetzen wäre. Das gewählte Verfahren des Bezugs auf die unperforierte Platte dient also lediglich der Vereinfachung der Anwendung, da alle die Abminderung infolge der Perforation betreffenden Parameter im effektiven Beulwert zusammengefasst sind. Diese Vereinfachung ist jedoch nur für den Fall einer Platte unter konstanter einachsiger Druckbeanspruchung möglich. Der effektive Beulwert lässt sich für die drei behandelten Lochraster direkt über  $d/c$  auftragen. Auch er ist durch Interpolation mittels der Funktion  $\Gamma$  über  $t/c$  zwischen den Werten  $k_{\sigma,p,\text{mint}}$  und  $k_{\sigma,p,\text{maxt}}$  zu ermitteln (vgl. Gl. 2.31 und Gl. 2.32). Diese Werte sind in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$  nachfolgend aufgetragen.

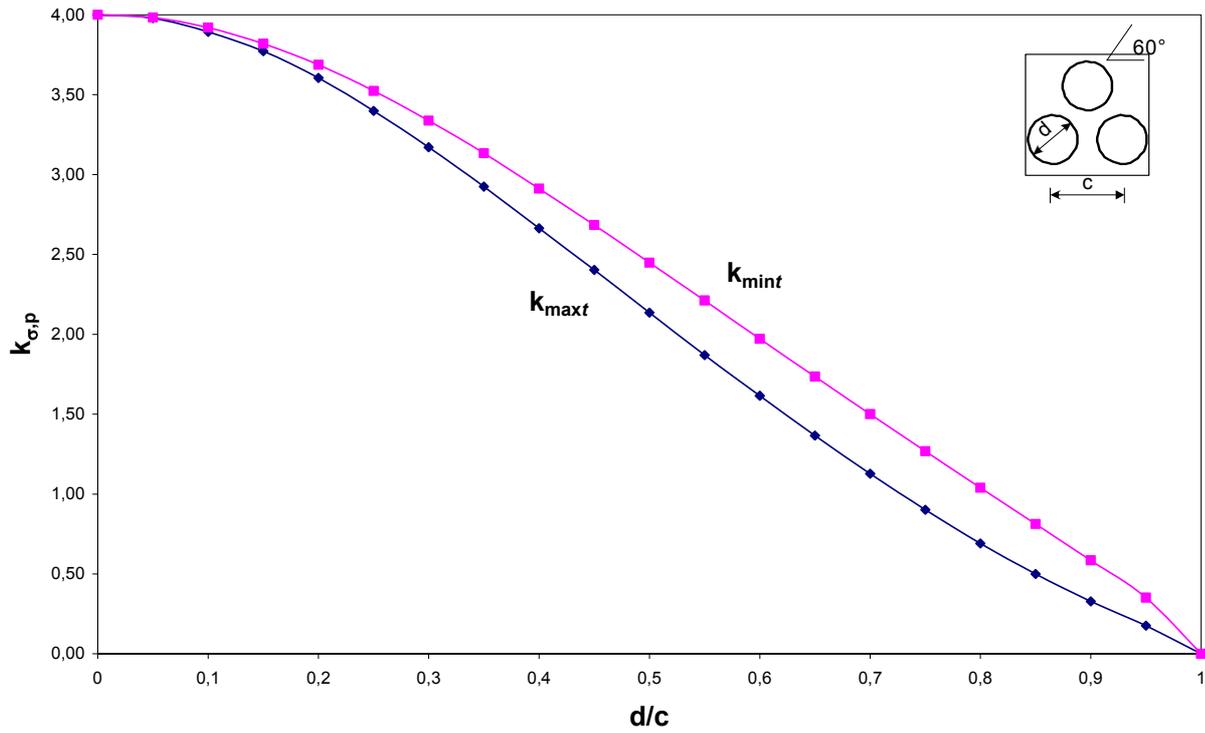


Abbildung 3.5: Effektive Beulwerte  $k_{\sigma,p,min}$  und  $k_{\sigma,p,max}$  für dreieckige Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$ .

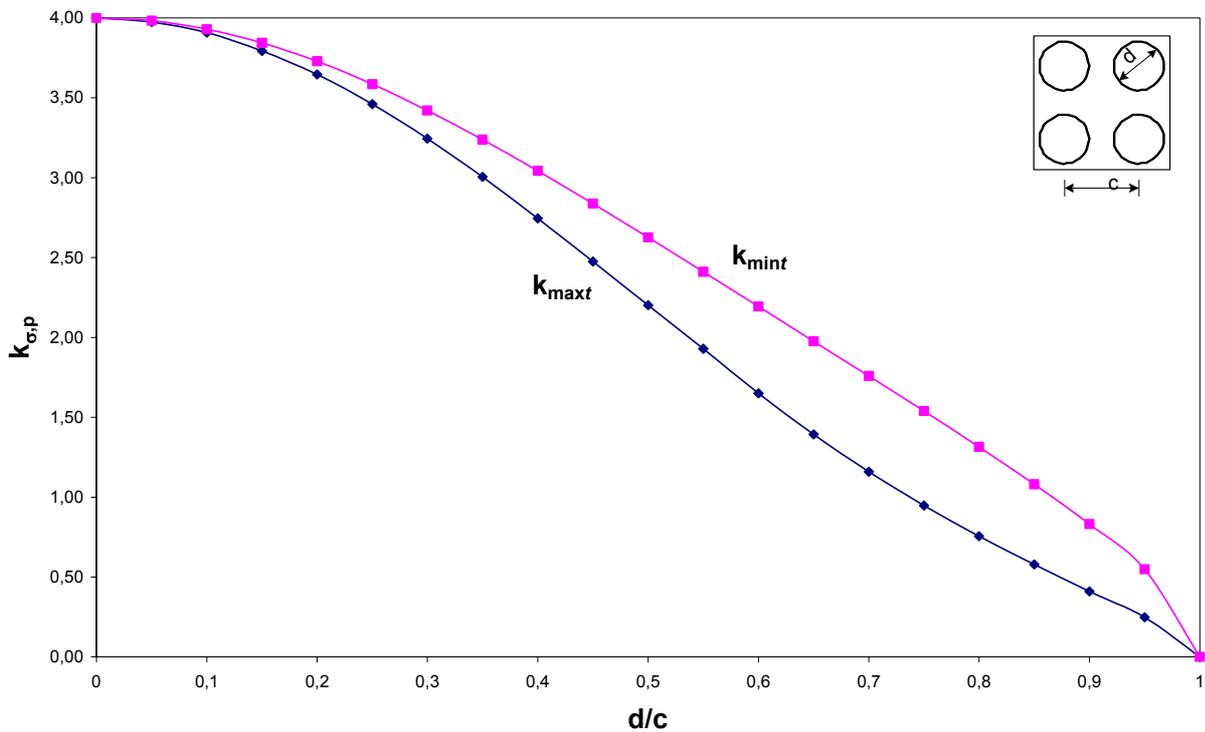
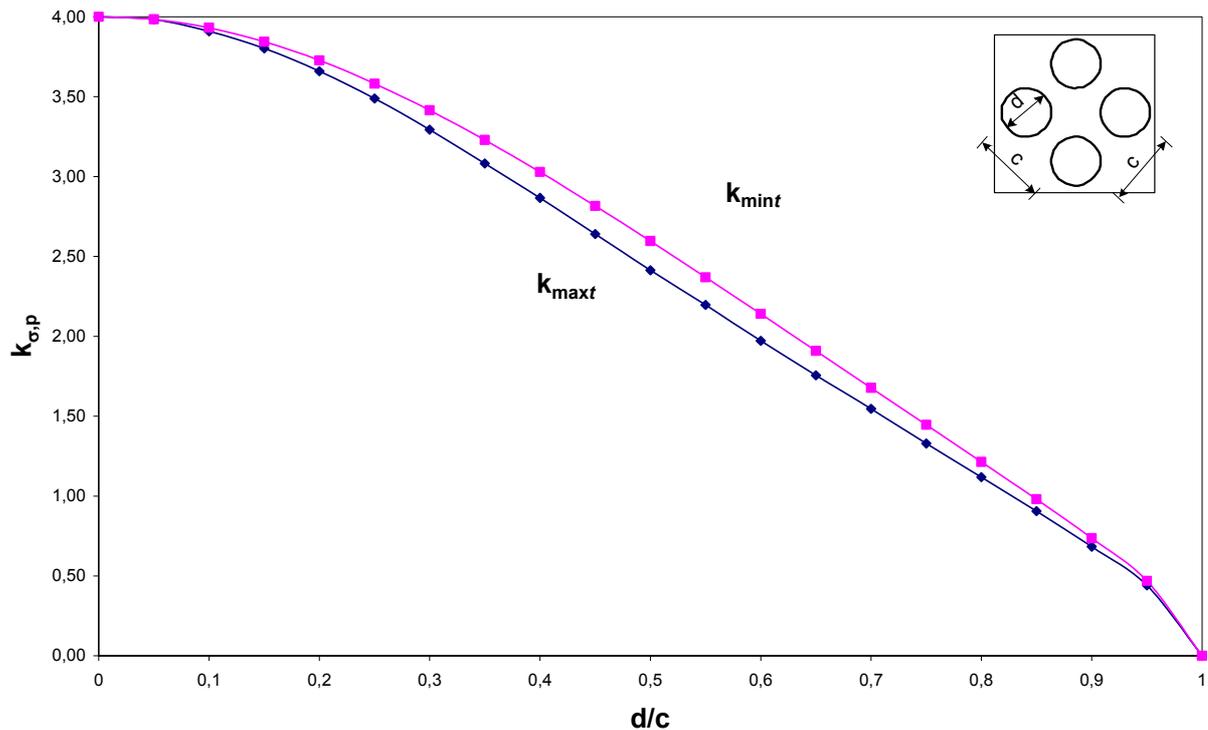


Abbildung 3.6: Effektive Beulwerte  $k_{\sigma,p,min}$  und  $k_{\sigma,p,max}$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$ .



**Abbildung 3.7:** Effektive Beulwerte  $k_{\sigma,p,min}$  und  $k_{\sigma,p,max}$  für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/c$ .

Für die als isotrop anzusehenden Bleche mit dreieckigem Lochraster ergibt sich der effektive Beulwert auch direkt über die Beziehung

$$k_{\sigma,p} = k_{\sigma} \cdot k_{11} = 4 \cdot k_{11} \quad \text{Gl. 3.10}$$

Wie man erkennen kann, entspricht der Verlauf von  $k_{\sigma,p,min}$  und  $k_{\sigma,p,max}$  über  $d/c$  für dreieckige Lochraster dem in Abbildung 2.11 dargestellten Verlauf von  $k_{11,min}$  und  $k_{11,max}$ . Der Ansatz der Isotropie für dreieckige Lochraster wird also auch auf diese Weise bestätigt.

### 3.1.2 Numerische Ermittlung der idealen Beulspannung

Zur Überprüfung der vorangehenden theoretischen Betrachtungen zur Bestimmung der idealen Beulspannung wurden numerische Untersuchungen (FEM) an Platten mit den drei betrachteten Lochrastern durchgeführt (vgl. Anhang A). Abbildung 3.8 bis Abbildung 3.10 zeigen die Abhängigkeit der in den numerischen Untersuchungen ermittelten idealen Beulspannungen  $\sigma_{ki,FEM}$  von der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten Grenzbeulspannung  $\sigma_{ki,calc}$ . Ergänzend ist jeweils das Verhältnis  $\sigma_{ki,FEM} / \sigma_{ki,calc}$  über  $\sigma_{ki,calc}$  aufgetragen worden (Abbildung 3.11 bis Abbildung 3.13).

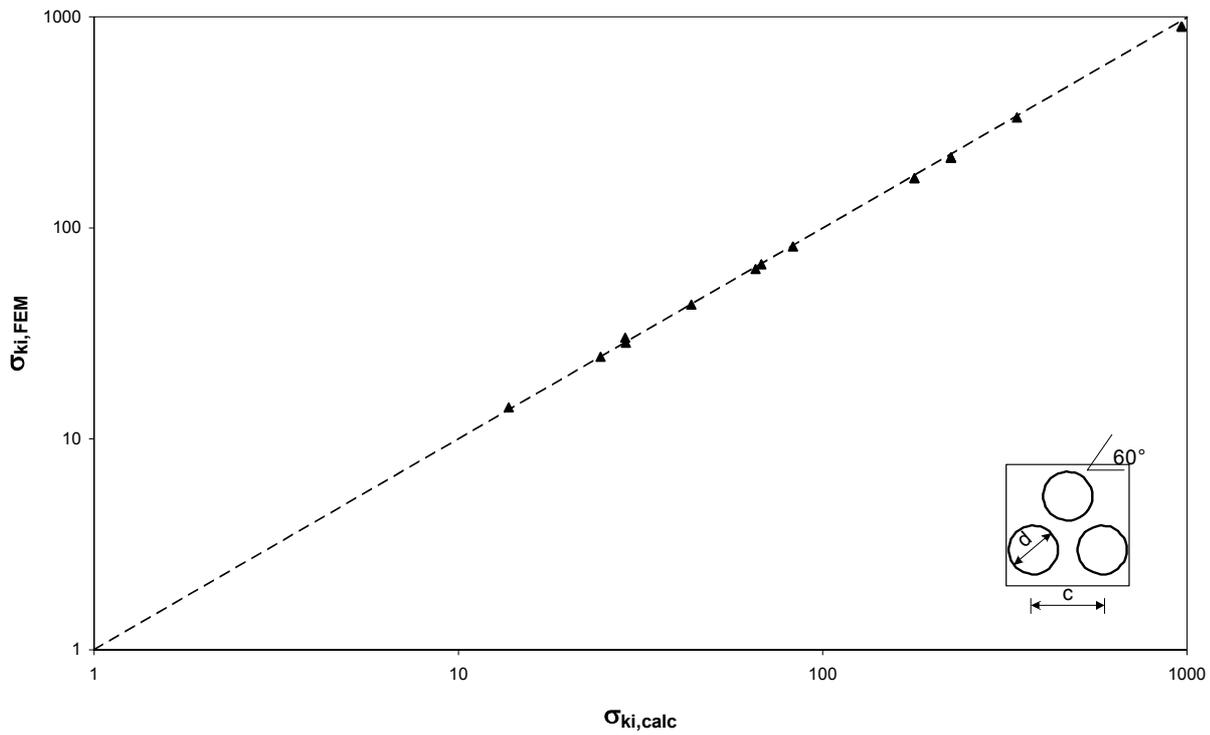


Abbildung 3.8: Vergleich der numerisch ermittelten idealen Beulspannung  $\sigma_{ki,FEM}$  mit der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten idealen Beulspannung  $\sigma_{ki,calc}$  für dreieckige Lochraster

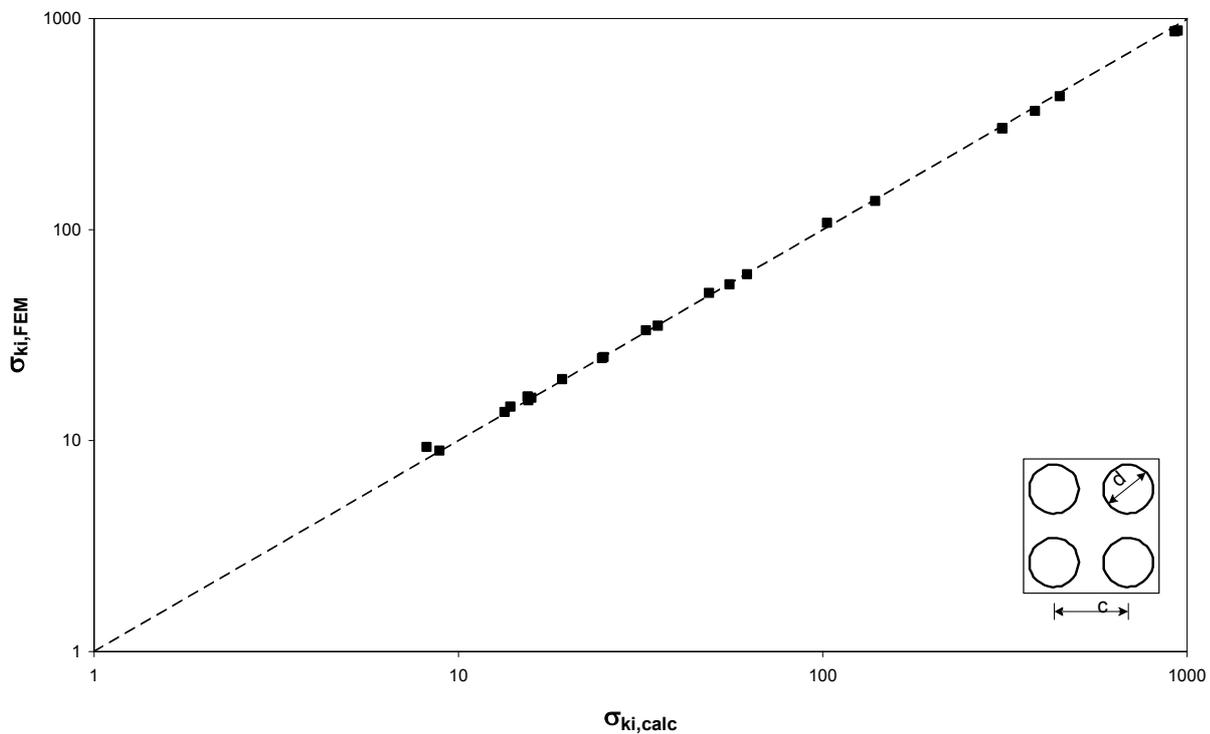


Abbildung 3.9: Vergleich der numerisch ermittelten idealen Beulspannung  $\sigma_{ki,FEM}$  mit der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten idealen Beulspannung  $\sigma_{ki,calc}$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

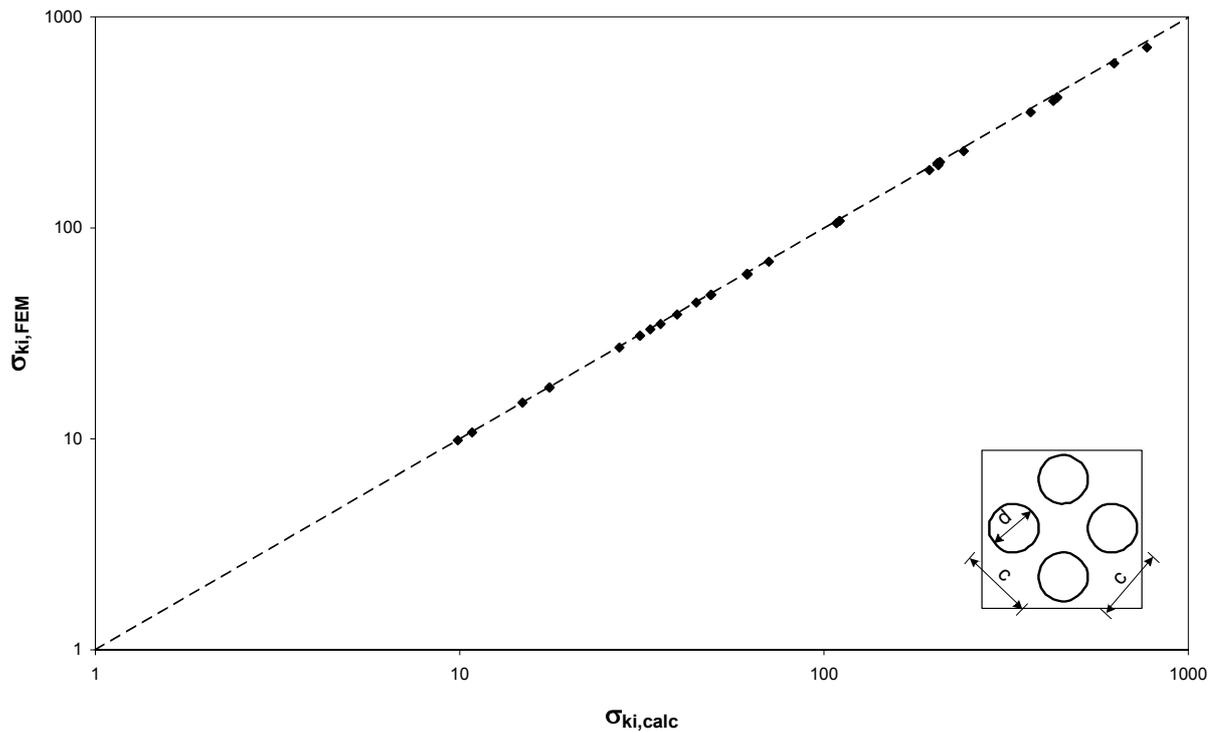


Abbildung 3.10: Vergleich der numerisch ermittelten idealen Beulspannung  $\sigma_{ki,FEM}$  mit der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten idealen Beulspannung  $\sigma_{ki,calc}$  für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

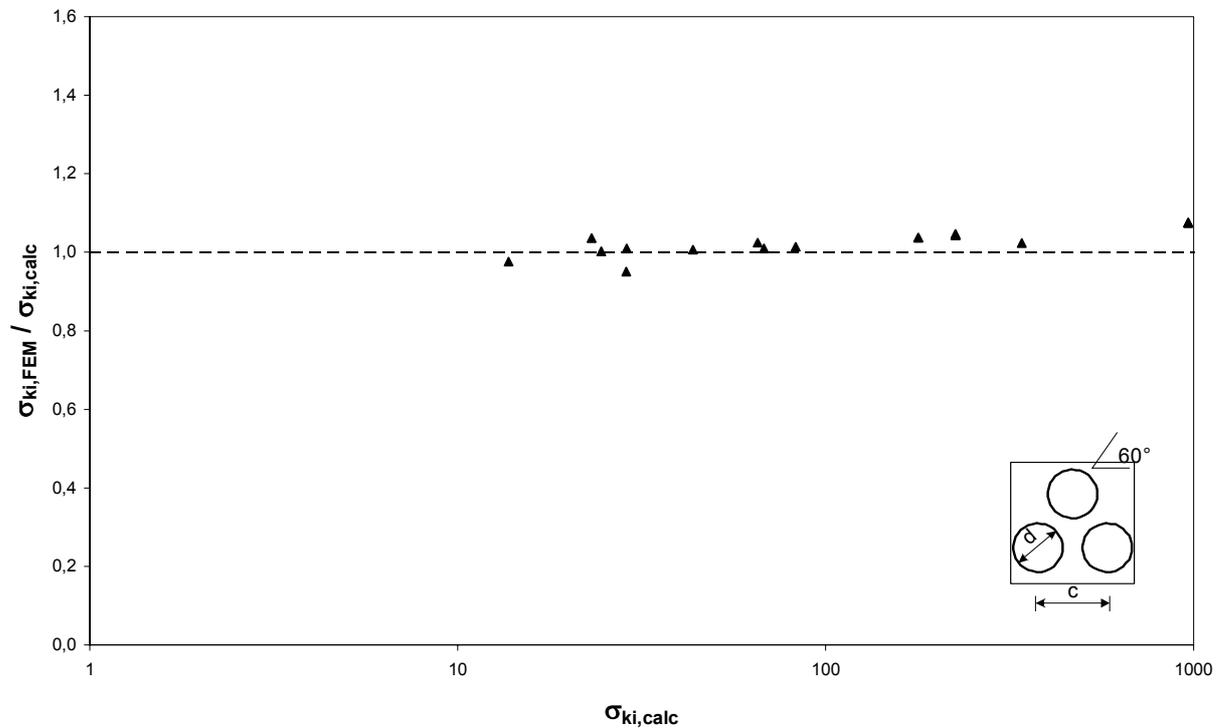


Abbildung 3.11: Durch das Verhältnis  $\sigma_{ki,FEM} / \sigma_{ki,calc}$  ausgedrückte Abweichung der numerisch ermittelten idealen Beulspannung von der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten idealen Beulspannung für dreieckige Lochraster

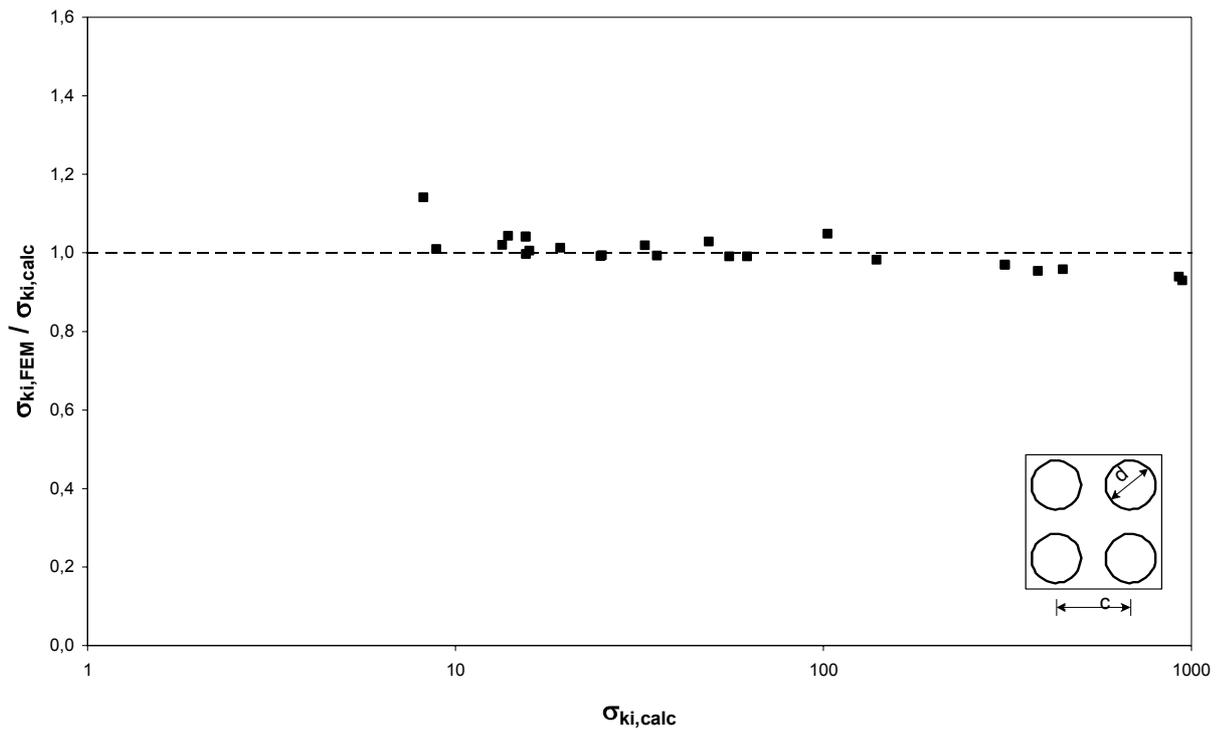


Abbildung 3.12: Durch das Verhältnis  $\sigma_{ki,FEM} / \sigma_{ki,calc}$  ausgedrückte Abweichung der numerisch ermittelten idealen Beulspannung von der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten idealen Beulspannung für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

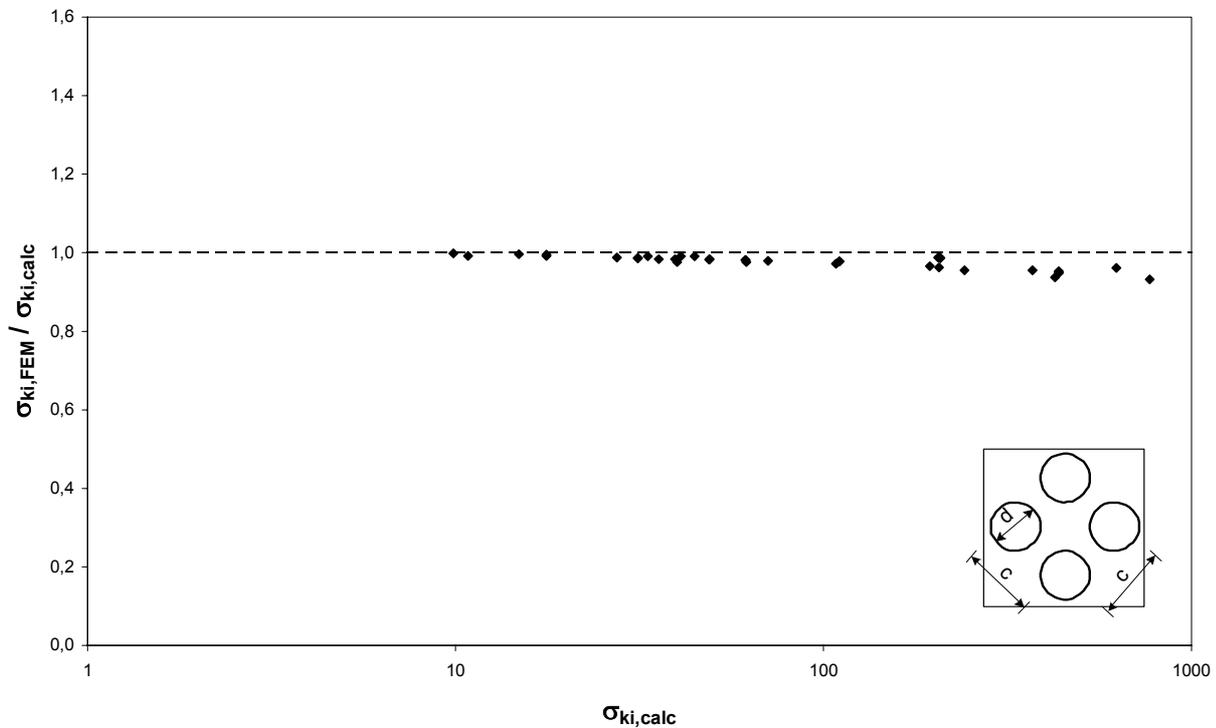


Abbildung 3.13: Durch das Verhältnis  $\sigma_{ki,FEM} / \sigma_{ki,calc}$  ausgedrückte Abweichung der numerisch ermittelten idealen Beulspannung von der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten idealen Beulspannung für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

Für kleinformatische Plattenabmessungen ( $b \approx 40\text{mm}$ ) ergeben sich bei gleichzeitig großer Blechdicke, d.h. geringer Schlankheit insbesondere bei Platten mit einem unter  $45^\circ$  angeordneten quadratischen Lochraster große Abweichungen zwischen den ermittelten idealen Beulspannungen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass für derartige Platten der Ansatz einer verschmierten Steifigkeit keine Gültigkeit mehr besitzt. Da jedoch für diese Schlankheitsbereiche die Grenztragfähigkeit durch die Streckgrenze bestimmt wird, ist diese Abweichung unerheblich. Für größere Schlankheiten nehmen die Abweichungen auf der sicheren Seite liegend ab, liegen jedoch mit Ausnahme der Platten mit einem unter  $45^\circ$  angeordneten quadratischen Lochraster im akzeptablen Rahmen.

Die Ergebnisse zeigen also insgesamt eine gute Übereinstimmung mit den theoretischen Werten, so dass die Ermittlung der idealen Beulspannung auf Grundlage des vorgestellten Verfahrens durchgeführt werden kann.

### 3.1.3 Grenzbeulspannung und wirksame Breite

Zur Ermittlung der wirksamen Breite wird entsprechend dem Vorgehen bei den ungelochten Blechen ausgehend von der effektiven idealen Beulspannung  $\sigma_{ki,p}$  des perforierten Blechs die Schlankheit in der Form

$$\bar{\lambda}_{p,p} = \sqrt{\frac{\frac{c_0}{c} \cdot f_y}{\sigma_{ki,p}}} \quad \text{GI. 3.11}$$

bestimmt. Hierbei erfolgt ein Bezug der idealen Beulspannung auf die mit dem Faktor  $c_0/c$  multiplizierten Streckgrenze. Anschließend wird mittels der Winter-Gleichung die effektive Breite  $b_{eff}$  bestimmt. Hierbei ist für den rechnerischen Nachweis ebenfalls die Querschnittsschwächung durch die Perforation zu berücksichtigen. Dies erfolgt durch Anpassung der Winter-Gleichung in der Form

$$\rho = \frac{b_{eff}}{b} = \frac{c_0}{c} \cdot \left( \frac{1}{\bar{\lambda}_{p,p}} - \frac{0,22}{\bar{\lambda}_{p,p}^2} \right) \leq \frac{c_0}{c} \quad \text{GI. 3.12}$$

Die Anpassungen sind erforderlich, da die Obergrenze für die Grenzbeulspannungskurven, die im Bereich geringer Schlankheiten maßgebend wird, in denen das Versagen nicht durch Beulen sondern durch das Erreichen der Streckgrenze erfolgt, durch

$$\sigma_{max} = \frac{c_0}{c} \cdot f_y \quad \text{GI. 3.13}$$

oder

$$\rho = \frac{c_0}{c} \quad \text{GI. 3.14}$$

beschrieben werden kann. Dies entspricht einem einfachen geometrischen Zusammenhang, d.h. für Schlankheiten

$$\bar{\lambda}_{p,p} \leq 0,5 \cdot (1 + \sqrt{0,12}) = 0,673 \quad \text{GI. 3.15}$$

wird Fließen im Nettoquerschnitt maßgebend.

### 3.1.4 Numerische Ermittlung der Grenzbeulspannung und wirksamen Breite

Das in Abschnitt 3.1.3 vorgestellten Berechnungsmodell wurde durch numerische Untersuchungen hinsichtlich der Ermittlung der Grenzbeulspannung oder wirksamen Breite überprüft (Anhang A). Die Ergebnisse sind in Abbildung 3.14 bis Abbildung 3.16 für die drei betrachteten Lochraster über der Schlankheit aufgetragen. Hierbei wurden die korrigierten Grenzkurven für die vorwiegend betrachteten Verhältniswerte  $d/c$  in gestrichelter Form mit aufgenommen. Die durchgezogene Linie beschreibt den Verlauf der nicht korrigierten Winterkurve. Ergänzend sind in Abbildung 3.17 bis Abbildung 3.19 die bei gleichem Verhältnis  $d/c$  für alle drei Lochraster ermittelten Ergebnisse zusammengefasst. In diesen wurden die Einzelergebnisse entsprechend der Imperfektionstiefe gekennzeichnet: Schwarze Symbole für auf die Blechdicke bezogene Imperfektionstiefen von 0,01 bis 0,05, graue Symbole für 0,1 sowie schwarze, ungefüllte Symbole für größere bezogene Imperfektionstiefen (in der Regel 0,5).

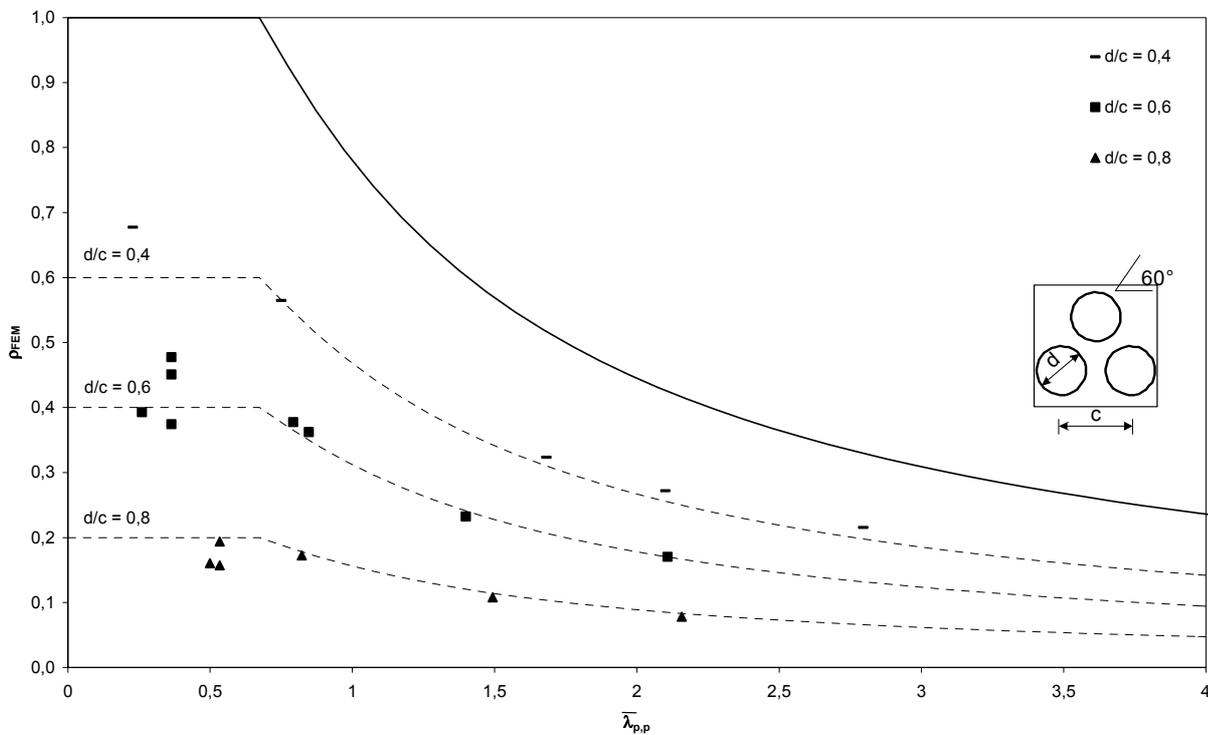


Abbildung 3.14:  $\rho = b_{eff} / b$  für unterschiedliche Verhältnisse  $d/c$  für dreieckige Lochraster

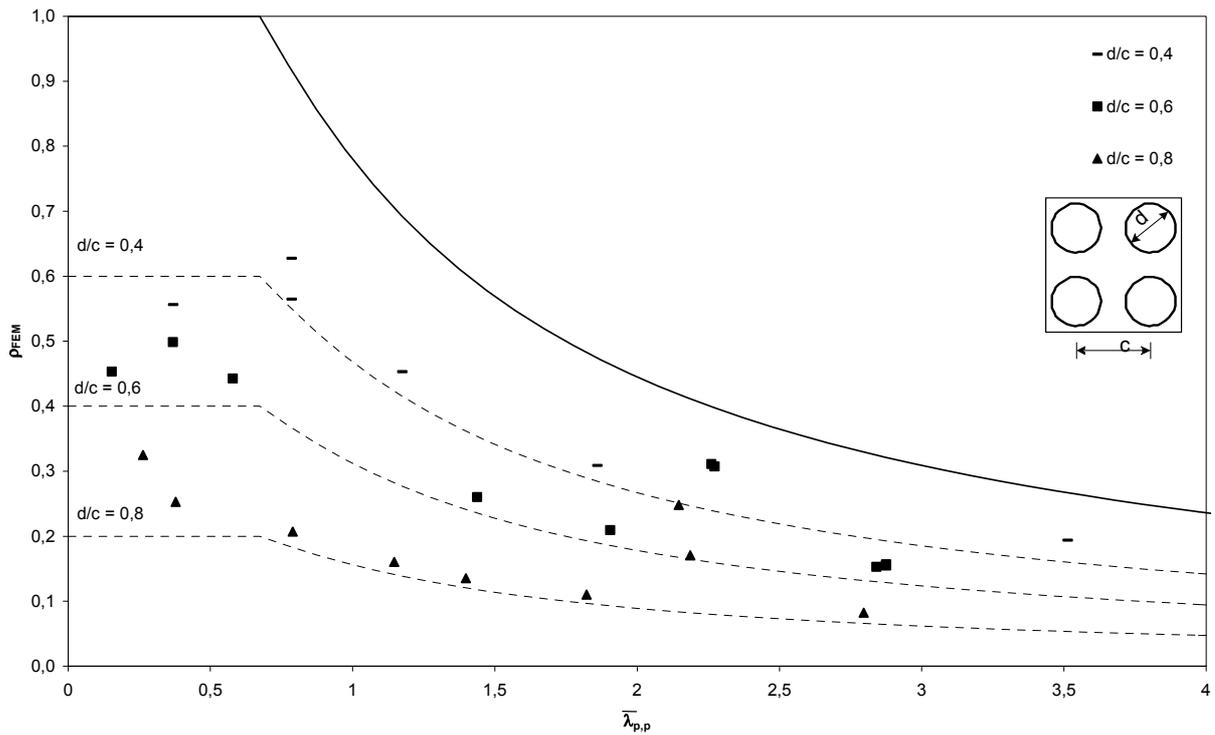


Abbildung 3.15:  $\rho = b_{\text{eff}} / b$  für unterschiedliche Verhältnisse  $d/c$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

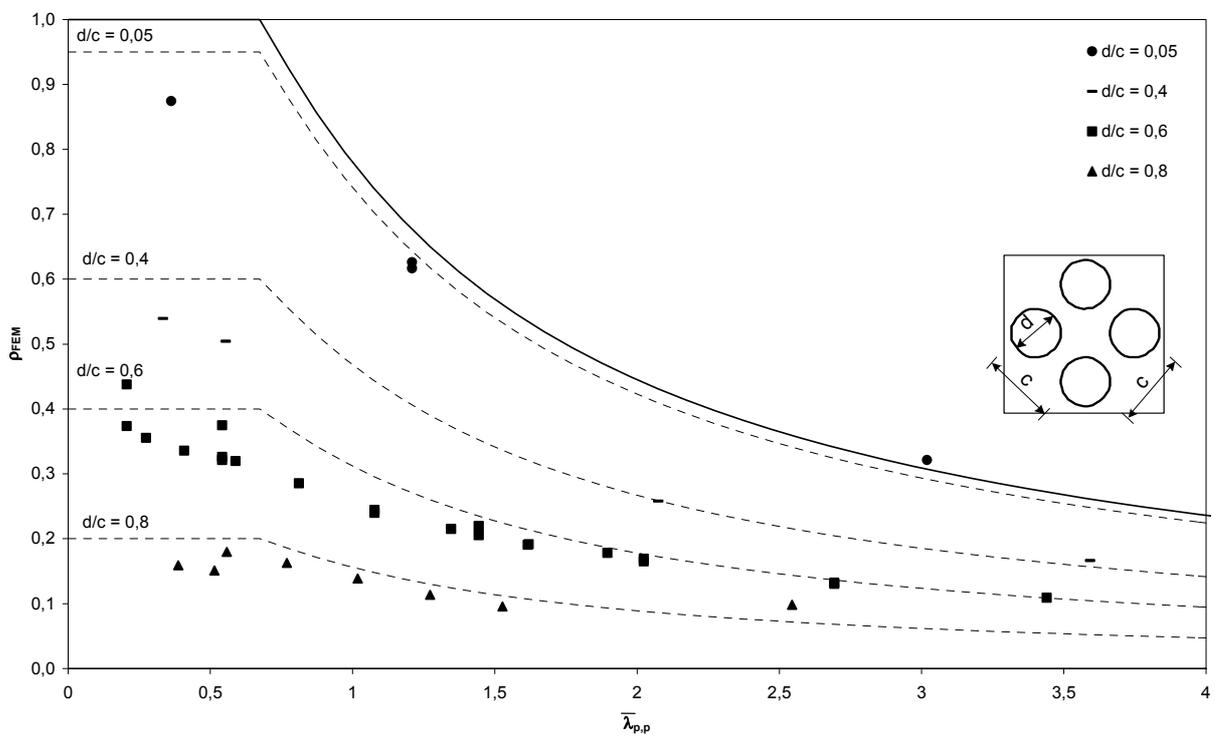


Abbildung 3.16:  $\rho = b_{\text{eff}} / b$  für unterschiedliche Verhältnisse  $d/c$  für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

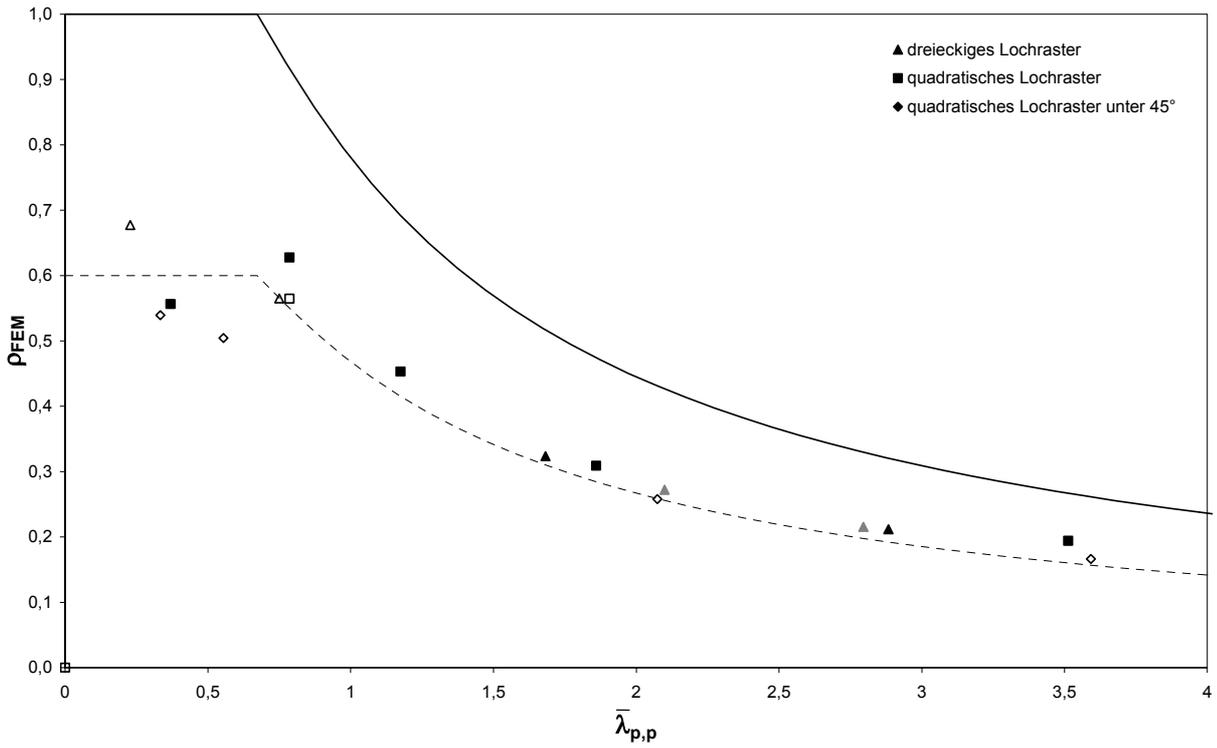


Abbildung 3.17:  $\rho = b_{eff} / b$  für Verhältnisse  $d/c = 0,4$  für unterschiedliche Lochraster.

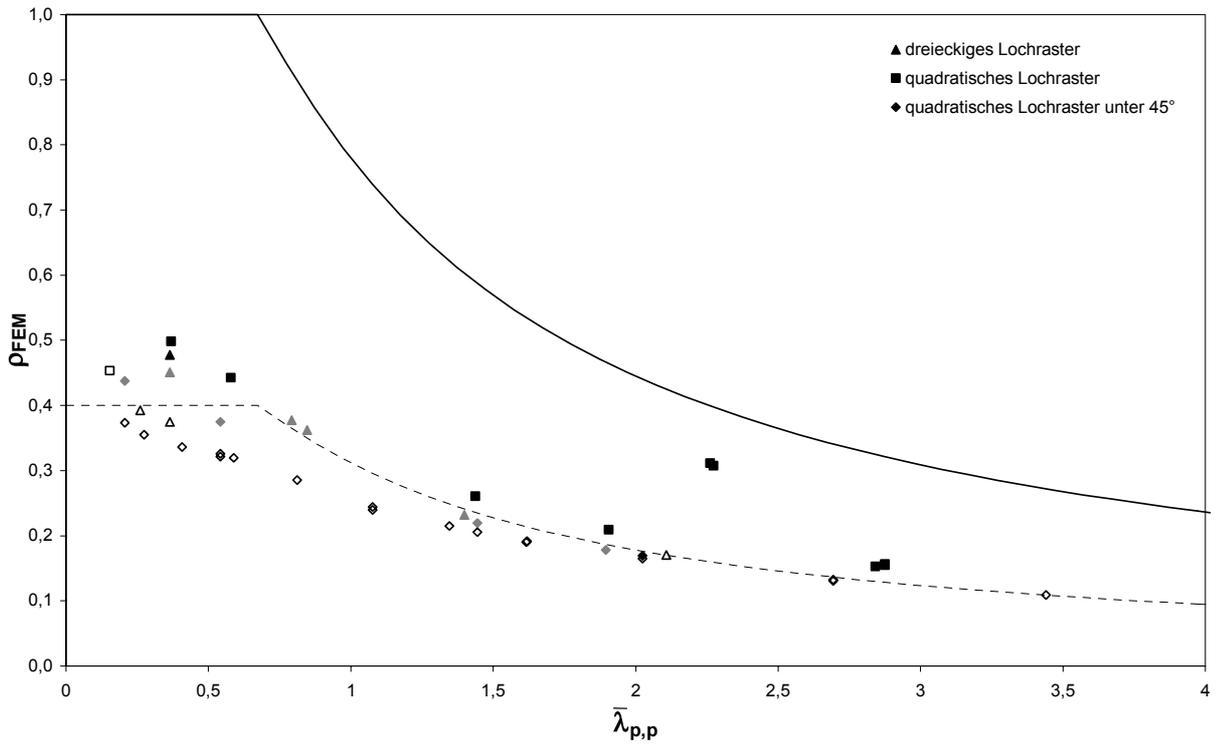
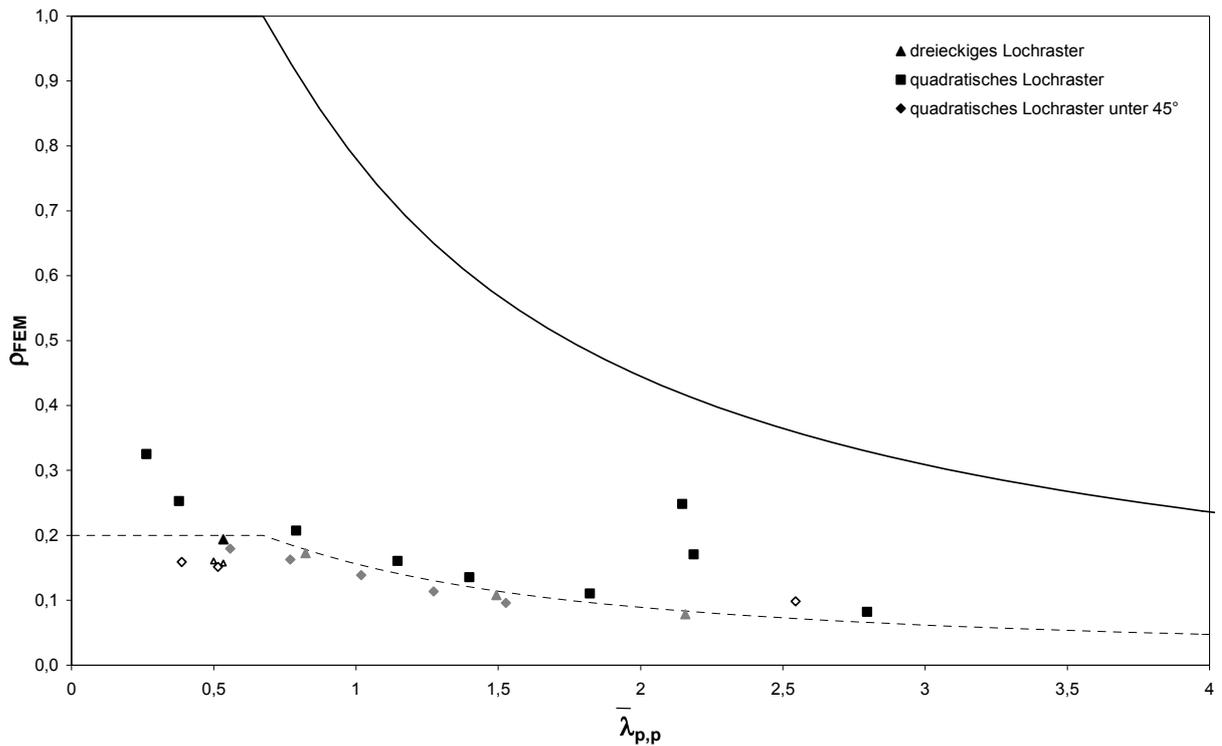


Abbildung 3.18:  $\rho = b_{eff} / b$  für Verhältnisse  $d/c = 0,6$  für unterschiedliche Lochraster.



**Abbildung 3.19:**  $\rho = b_{eff} / b$  für Verhältnisse  $d/c = 0,8$  für unterschiedliche Lochraster.

Insbesondere im Bereich geringer Schlankheiten ergeben sich für Platten mit einem unter  $45^\circ$  angeordneten quadratischen Lochraster in den numerischen Berechnungen geringere Werte  $\rho = b_{eff} / b$ . Dies ist jedoch vorwiegend auf die in diesem Fall größere Imperfektionstiefe (i.d.R.  $w/t = 0,5$ ) zurückzuführen, die über den real anzutreffenden Imperfektionstiefen liegt, vgl. auch Abbildung 3.20 für ein Beispiel mit dreieckigem Lochraster. Die aus Versuchen abgeleitete Winter-Kurve erfasst diese großen Imperfektionen nicht. In allen anderen Fällen zeigen die Ergebnisse eine zufriedenstellende Übereinstimmung mit den vorgeschlagenen Ansätzen, so dass die Ermittlung der Grenzbeulspannung auf Grundlage des vorgestellten Verfahrens durchgeführt werden kann. Dies wird durch die in Abbildung 3.21 bis Abbildung 3.23 dargestellten Vergleich zwischen den numerisch mittels Finite-Elemente-Methode und per Handrechnung ermittelten Werten bestätigt.

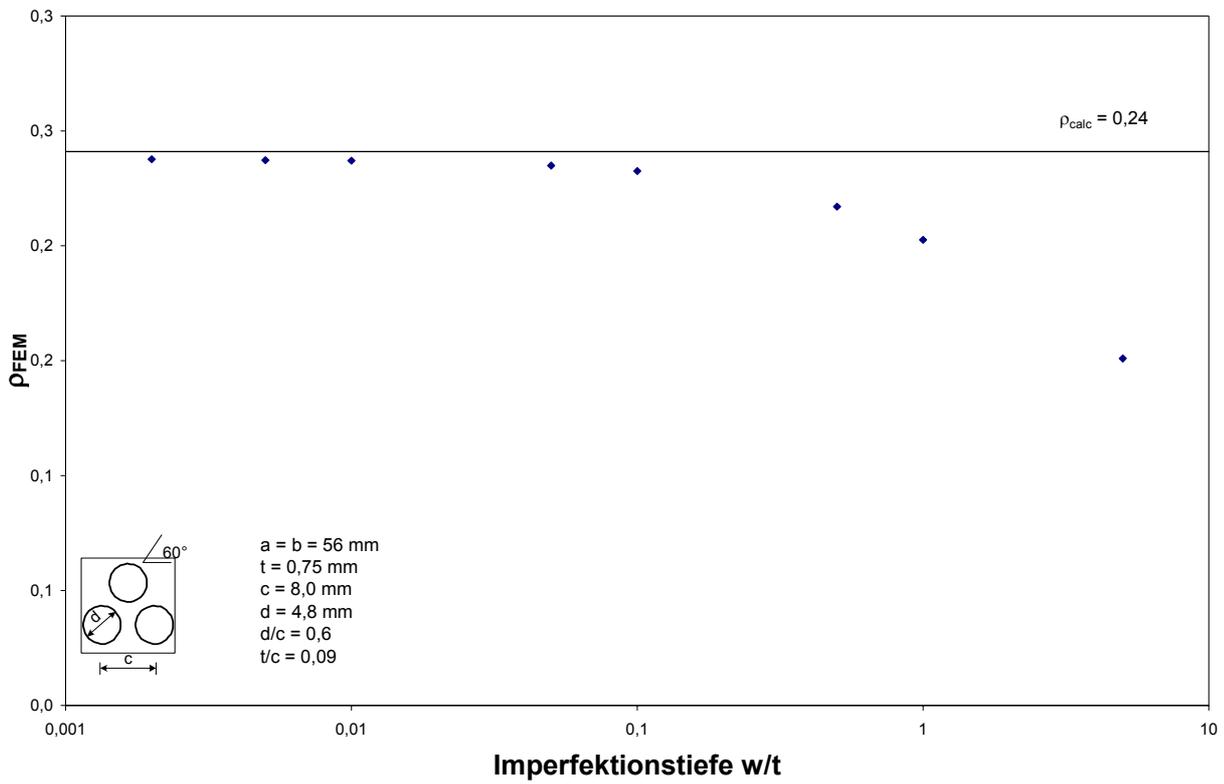


Abbildung 3.20: Vergleich der numerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{FEM}$  mit der rechnerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{calc}$  in Abhängigkeit von  $w/t$

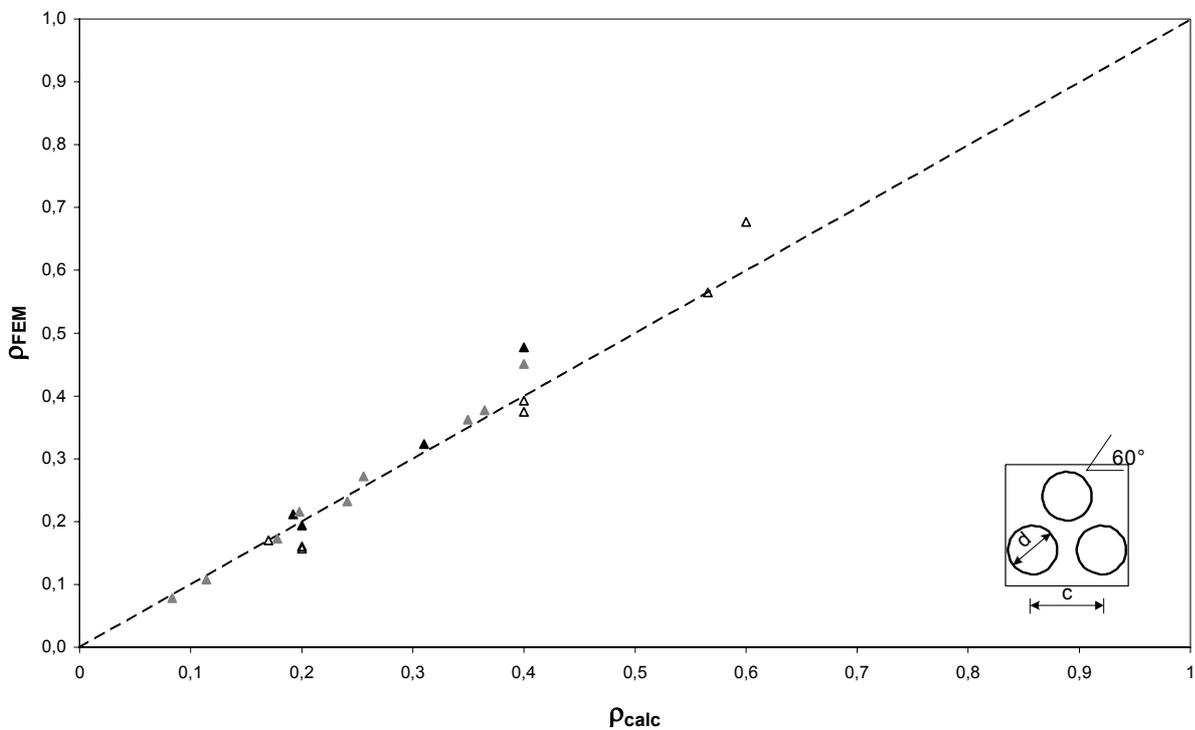


Abbildung 3.21: Vergleich der numerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{FEM}$  mit der rechnerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{calc}$  für dreieckige Lochraster

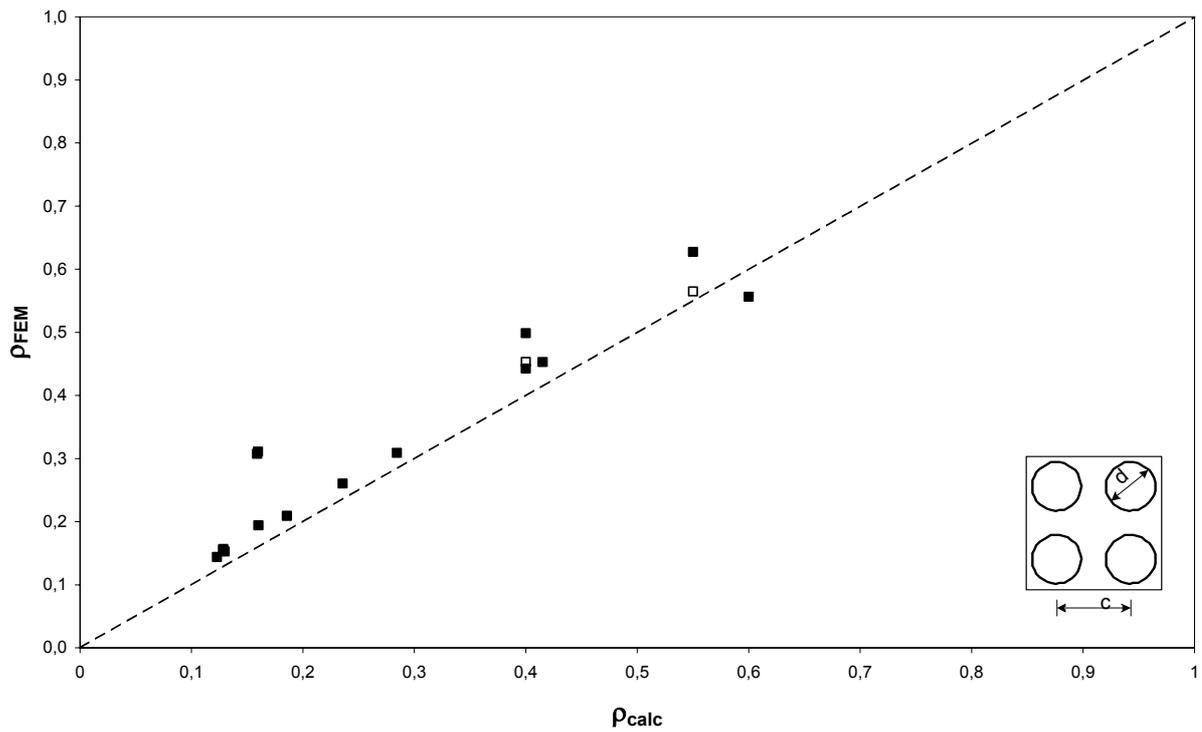


Abbildung 3.22: Vergleich der numerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{FEM}$  mit der rechnerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{calc}$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

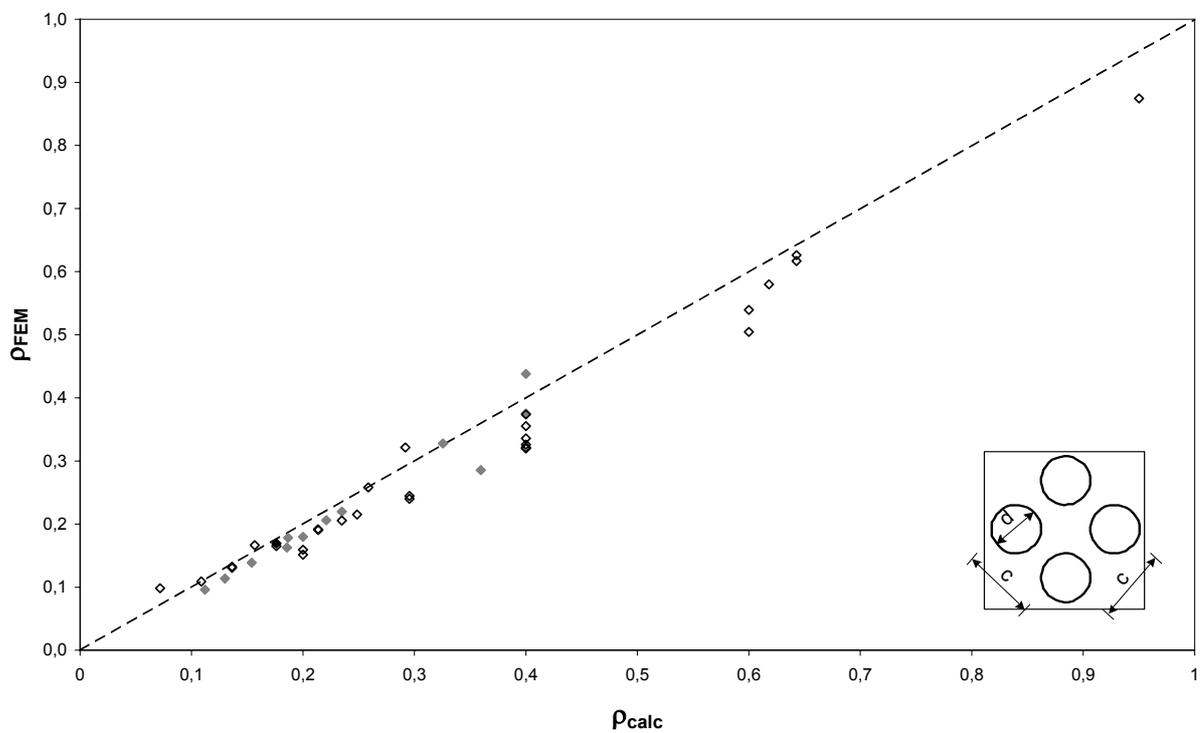


Abbildung 3.23: Vergleich der numerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{FEM}$  mit der rechnerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{calc}$  für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

## 3.2 Biegebeanspruchte Stege

### 3.2.1 Theoretische Ableitung der idealen Beulspannung

In Stegen ergibt sich unter Biegebeanspruchung des Profils eine über die Plattenbreite (= Steghöhe) veränderliche Beanspruchung. Für isotrope Platten finden sich Angaben zu den Beulwerten  $k_\sigma$  in Abhängigkeit vom Randspannungsverhältnis  $\psi = \sigma_1 / \sigma_2$  in zahlreichen Veröffentlichungen, z.B. auch in [N4]. Die ideale Beulspannung lässt sich also unter Berücksichtigung der durch die Perforation reduzierten Steifigkeit in der Form

$$\sigma_{ki} = k_\sigma(\psi) \cdot \sigma_{e,p} = k_\sigma(\psi) \cdot \frac{\pi^2}{b^2} \cdot \frac{K_{11,p}}{t} = k_\sigma(\psi) \cdot k_{11} \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1-\nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad \text{Gl. 3.16}$$

berechnen.

Für orthotrope Platten ergibt sich der Beulwert für den Bereich  $-1 \leq \psi \leq 1$  aus [21] (nach Elimination des dortigen Schreibfehlers) zu

$$k_\sigma(\psi) = \frac{\frac{1}{4} \cdot (1+\psi) \cdot (a_1 + a_2)}{\frac{1}{4} \cdot (1+\psi)^2 - \left(\frac{16}{9\pi^2} \cdot (1-\psi)\right)^2} \pm \frac{\sqrt{\frac{1}{16} \cdot (1+\psi)^2 \cdot (a_1 - a_2)^2 + \left(\frac{16}{9\pi^2} \cdot (1-\psi)\right)^2 \cdot a_1 \cdot a_2}}{\frac{1}{4} \cdot (1+\psi)^2 - \left(\frac{16}{9\pi^2} \cdot (1-\psi)\right)^2} \quad \text{Gl. 3.17}$$

mit

$$a_1 = \left(\frac{m}{\bar{\alpha}}\right)^2 + 2 \cdot \zeta + \left(\frac{\bar{\alpha}}{m}\right)^2, \quad \text{Gl. 3.18}$$

$$a_2 = \left(\frac{m}{\bar{\alpha}}\right)^2 + 8 \cdot \zeta + 16 \cdot \left(\frac{\bar{\alpha}}{m}\right)^2, \quad \text{Gl. 3.19}$$

$$\bar{\alpha} = \alpha \cdot \sqrt[4]{\frac{K_{22}}{K_{11}}} = \frac{a}{b} \cdot \sqrt[4]{\frac{K_{22}}{K_{11}}} \quad \text{Gl. 3.20}$$

und

$$\zeta = \frac{K_{12} + 2 \cdot K_{44}}{\sqrt{K_{11} \cdot K_{22}}}. \quad \text{Gl. 3.21}$$

Im vorliegenden Fall gilt wiederum  $K_{11} = K_{22}$  und damit

$$\zeta = \frac{(k_{44} + 0,3 \cdot (k_{12} - k_{44}))}{k_{11}}, \quad \text{Gl. 3.22}$$

so dass das Seitenverhältnis sich zu

$$\bar{\alpha} = \alpha = \frac{a}{b} \quad \text{Gl. 3.23}$$

ergibt. Das jeweilige Minimum für den Beulwert  $k_\sigma$  ergibt sich nicht zwangsläufig für  $\alpha = 1$ . Die jeweils für ein minimales  $k_\sigma$  maßgebenden Werte  $\alpha_{k\sigma,\min}$  sind unabhängig von der Steifigkeitsziffer  $\zeta$  und lassen sich über

$$\alpha_{k\sigma,\min} \approx 1 - 0,02 \cdot (1 - \psi)^4 \quad \text{Gl. 3.24}$$

abschätzen.

Ein alternatives Verfahren zur Ermittlung der Beulwerte  $k_{\sigma,p}$  orthotroper Platten mit  $-1 \leq \psi \leq 1$  basiert auf einer Analogiebetrachtung mit dem Fall  $\psi = 1,0$ . Der Beulwert  $k_{\sigma}$  lässt sich dabei wie folgt ermitteln:

$$k_{\sigma}(\psi) = k_{\sigma}(\psi = 1) \cdot \left[ \frac{k_{\sigma}(\psi)}{k_{\sigma}(\psi = 1)} \right]_{\text{isotrop}} \quad \text{Gl. 3.25}$$

Hierbei wird für die Ermittlung der Beulwerte orthotroper Platten mit über die Länge des belasteten Randes veränderlicher Beanspruchung der für isotrope Platten bekannte Beulwert mit dem Verhältnis der Beulwerte der orthotropen und isotropen Platte mit konstanter Druckbeanspruchung multipliziert. Hierbei ist jedoch ebenfalls das Seitenverhältnis  $\alpha$  zu beachten:

Für ein Randspannungsverhältnis von  $\psi = -1$  und ein Seitenverhältnis  $\alpha = 2/3$ , dem zum Minimum für  $k_{\sigma}(\psi = -1) = 23,88$  gehörenden Seitenverhältnis, erhält man

$$k_{\sigma}(\psi) = \left( \left( \frac{2^2}{3^2} + 1 \cdot \frac{3^2}{2^2} \right) + 2 \cdot \zeta \right) \cdot \left[ \frac{23,88}{\left( \frac{3^2}{2^2} + \frac{3^2}{2^2} \right) + 2} \right] = (2,69 + 2 \cdot \zeta) \cdot \left[ \frac{23,88}{4,69} \right] = 13,7 + 10,2 \cdot \zeta. \quad \text{Gl. 3.26}$$

Aus der grafischen Darstellung der Girlandenkurve in [19] lässt sich für ein Randspannungsverhältnis  $\psi = \sigma_1 / \sigma_2 = -1,0$  für orthotrope Platten näherungsweise ein Beulwert

$$k_{\sigma}(\psi = -1) = 13,4 + 10,5 \cdot \zeta \quad \text{Gl. 3.27}$$

für  $\zeta \leq 1,0$  ableiten (Tiefpunkte der Girlandenkurve, z.B. für ein Seitenverhältnis  $\alpha = 2/3$ ). Die über die Analogiebetrachtung ermittelte Lösung Gl. 3.26 stimmt mit der Näherung Gl. 3.27 gut überein. Für das Randspannungsverhältnis  $\psi = -1$  und  $\alpha = 1,0$  lässt sich diese Gleichung mit Hilfe der für  $\psi = 1$  gültigen Gleichung

$$k_{\sigma}(\psi = 1) = \left( \frac{m^2}{\alpha^2} + q \cdot \frac{\bar{\alpha}^2}{m^2} \right) + p \cdot \zeta = 2 + 2 \cdot \zeta \quad \text{Gl. 3.28}$$

und den bekannten Beulwerten für isotrope Platten  $k_{\sigma}(\psi = -1) = 23,88$  und  $k_{\sigma}(\psi = 1) = 4$  gemäß Gl. 3.25 in der Form

$$k_{\sigma}(\psi = -1) = (2 + 2 \cdot \zeta) \cdot \left[ \frac{23,88}{4} \right]_{\text{isotrop}} = 11,94 + 11,94 \cdot \zeta \quad \text{Gl. 3.29}$$

schreiben. Die Abweichungen von der oben aufgeführten Näherung Gl. 3.27 ergeben sich aus den unterschiedlichen  $\alpha$ -Werten für die herangezogenen Minimalwerte  $k_{\sigma}(\psi = -1) = 23,88$  ( $\alpha = 2/3$ ) und  $k_{\sigma}(\psi = 1) = 4$  ( $\alpha = 1$ ).

Eine genaue Lösung erhält man nach diesem Verfahren also immer nur dann, wenn man in die Ansätze für  $k_{\sigma}(\psi = 1)$  der isotropen und orthotropen Platte ein Seitenverhältnis  $\alpha$  einsetzt, für das der als Bezugswert herangezogene Beulwert der isotropen Platte mit über die Länge des belasteten Randes veränderlicher Beanspruchung sein Minimum hat, da die für letztgenannten Fall vorliegenden Beulwerte sich auf dieses Seitenverhältnis beziehen.

Für beide Verfahren gilt, dass sich die ideale Beulspannung der perforierten Platte für Randspannungsverhältnisse  $-1 \leq \psi \leq 1$  in der Form

$$\sigma_{ki,p} = k_{\sigma,p}(\psi) \cdot \sigma_e = k_{\sigma}(\psi) \cdot k_{11} \cdot \sigma_e \quad \text{Gl. 3.30}$$

mit  $\sigma_e$  der unperforierten Platte berechnen lässt.

Die z.B. in [N4] angegebenen Beulwerte für isotrope Platten mit einer Breite  $b$  und einem Randspannungsverhältnis  $-3 \leq \psi \leq -1$  ergeben sich durch Betrachtung einer Ersatzplatte mit Breite  $b'$  und Randspannungsverhältnis  $\psi = -1$ . Die Breite  $b'$ , für die sich ein Randspannungsverhältnis  $\psi = -1$  ergibt, lässt sich durch

$$b' = \frac{2}{1 - \psi} \quad \text{Gl. 3.31}$$

bestimmen.

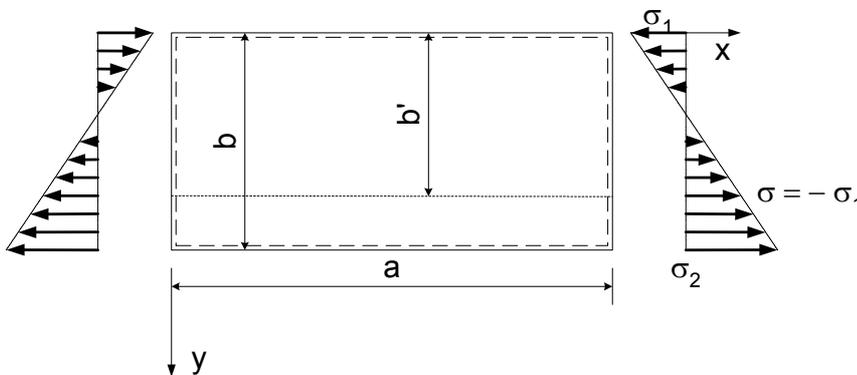


Abbildung 3.24: Ersatzplatte mit Breite  $b'$  und Randspannungsverhältnis  $\Psi = -1$ .

Für eine Platte dieser Breite wird dementsprechend die ideale Beulspannung ermittelt. Der Beulwert beträgt dabei  $k_{\sigma} = 23,88$ :

$$\sigma'_{ki} = 23,88 \cdot \sigma'_e = 23,88 \cdot \frac{E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \left( \frac{t}{b'} \right)^2 \quad \text{Gl. 3.32}$$

Übertragen auf die tatsächliche Plattenbreite ergibt sich die ideale Beulspannung zu

$$\sigma_{ki} = 23,88 \cdot \frac{E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \left( \frac{t}{b} \cdot \frac{1 - \psi}{2} \right)^2 = 5,98 \cdot (1 - \psi)^2 \cdot \frac{E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \left( \frac{t}{b} \right)^2, \quad \text{Gl. 3.33}$$

wobei die Gleichung

$$k_{\sigma} = 5,98 \cdot (1 - \psi)^2 \quad \text{Gl. 3.34}$$

zur Ermittlung des Beulwertes für Randspannungsverhältnisse  $-3 \leq \psi \leq -1$  in [N4] angegeben ist. Dieses Verfahren lässt sich für perforierte Platten mit Randspannungsverhältnissen  $-3 \leq \psi \leq -1$  ebenfalls anwenden, d.h. es gilt

$$k_{\sigma,p} = \frac{(1 - \psi)^2}{4} \cdot k_{11} \cdot k_{\sigma}(\psi = -1,0) \quad \text{Gl. 3.35}$$

mit  $k_{\sigma}(\psi = -1,0)$  in Abhängigkeit von  $\zeta$ , wieder in Verbindung mit  $\sigma_e$  der unperforierten Platte.

## 3.2.2 Grenzbeulspannung und wirksame Breite

In Anlehnung an das Vorgehen bei unperforierten Blechen wird bei perforierten Blechen die Grenzbeulspannung oder die wirksame Breite mit der Traglastkurve nach Winter bestimmt, die jedoch ebenfalls gemäß dem oben für Platten mit konstanter Druckbeanspruchung gezeigten Prinzip angepasst werden muß, d.h. es gilt wie in Abschnitt 3.1.3

$$\bar{\lambda}_{p,p} = \sqrt{\frac{c_0 \cdot f_y}{c \cdot \sigma_{ki,p}}} \quad \text{GI. 3.36}$$

und

$$\rho = \frac{c_0}{c} \cdot \left( \frac{1}{\bar{\lambda}_{p,p}} - \frac{0,22}{\bar{\lambda}_{p,p}^2} \right) \leq \frac{c_0}{c} \quad \text{GI. 3.37}$$

Die Aufteilung der wirksamen Breite  $b_{\text{eff}}$  auf die beiden Ränder hat anschließend entsprechend [N4] zu erfolgen.

## 3.2.3 Vereinfachtes Verfahren

Das vereinfachte Verfahren nach [N1] und [N3] zur Ermittlung der wirksamen Breite von Trapezprofilstegen sieht die Bestimmung eines Grundwertes der wirksamen Breite (vgl. Abbildung 3.25) in der Form

$$s_{ef1} = 0,76 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad \text{GI. 3.38}$$

für Stahlprofile und

$$s_{ef1} = 0,67 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad \text{GI. 3.39}$$

bei Aluminiumprofilen vor. In beiden Fällen handelt es sich um auf Versuchsergebnisse gestützte Gleichungen, die von der reziproken Proportionalität

$$\rho_s = \frac{s_{ef}}{s_w} = \bar{c}_s \cdot \frac{1}{\lambda} \quad \text{GI. 3.40}$$

von wirksamer Breite  $s_{ef}$  zur Stegbreite  $s_w$  und einer Schlankheit  $\lambda$  ausgehen. Dieser Ansatz lässt sich wie folgt umschreiben:

$$\rho_s = \bar{c}_s \cdot \sqrt{\frac{k_\sigma \cdot \sigma_e}{f_y}} = \bar{c}_s \cdot \sqrt{\frac{k_\sigma \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1-\nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{s_w}\right)^2}{f_y}} = \frac{\bar{c}_s \cdot \pi}{\sqrt{12 \cdot (1-\nu^2)}} \cdot \frac{t}{s_w} \cdot \sqrt{\frac{k_\sigma \cdot E}{f_y}} \quad \text{GI. 3.41}$$

Mit

$$c_s = \frac{\bar{c}_s \cdot \pi}{\sqrt{12 \cdot (1-\nu^2)}} \quad \text{GI. 3.42}$$

erhält man

$$\rho_s = c_s \cdot \frac{t}{s_w} \cdot \sqrt{\frac{k_\sigma \cdot E}{f_y}} \quad \text{GI. 3.43}$$

oder

$$s_{ef} = \rho_s \cdot s_w = c_s \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_\sigma \cdot E}{f_y}} \quad \text{Gl. 3.44}$$

mit

$$c_s \cdot \sqrt{k_\sigma} = 0,76 \quad \text{Gl. 3.45}$$

bei Stahlprofilen und

$$c_s \cdot \sqrt{k_\sigma} = 0,67 \quad \text{Gl. 3.46}$$

bei Aluminiumprofilen. Es handelt sich also nur um eine für Stahl- und Aluminiumprofile unterschiedliche Modifikation der von Kármánschen Traglastkurve, die von der gängigen, durch Winter vorgenommenen Modifikation abweicht. Dementsprechend hat die Anpassung für perforierte Trapezprofile zu erfolgen:

- Um sowohl die Orthotropie nach Gl. 3.17 als auch die durch die Perforation reduzierte Eulerspannung  $\sigma_{e,p}$  zu berücksichtigen, ist der Beulwert zu korrigieren, d.h. die Beulwerte  $k_\sigma$  sind durch  $k_{\sigma,p}$  zu ersetzen. Hierzu werden Gl. 3.38 und Gl. 3.39 mit der Wurzel des Verhältnisses der Beulwerte  $k_\sigma$  (Gl. 3.17 für  $\zeta = 1,0$  ausgewertet) und  $k_{\sigma,p}$  ( $k_\sigma(\psi)$  nach Gl. 3.17 multipliziert mit  $k_{11}$ ) korrigiert:

$$s_{ef1,p} = s_{ef1} \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma,p}}{k_\sigma}} \quad \text{Gl. 3.47}$$

- Die Schlankheit und die Traglastkurve sind gemäß dem oben für Platten mit konstanter Druckbeanspruchung gezeigten Prinzip anzupassen. Dies erfolgt analog zu Gl. 3.36 und Gl. 3.37 durch Begrenzung der Spannung auf  $\sigma_{\max}$  nach Gl. 3.13.

Es ergibt sich daraus die Gleichung

$$s_{ef1,p} = 0,76 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{11} \cdot E}{\frac{c_0}{c} \cdot f_y}} \cdot \sqrt{\frac{\frac{1}{4} \cdot (1 + \psi) \cdot (a_1 + a_2) - \sqrt{\frac{1}{16} \cdot (1 + \psi)^2 \cdot (a_1 - a_2)^2 + \left(\frac{16}{9\pi^2} \cdot (1 - \psi)\right)^2} \cdot a_1 \cdot a_2}{\frac{29}{4} \cdot (1 + \psi) - \sqrt{\frac{441}{16} \cdot (1 + \psi)^2 + \left(\frac{160}{9\pi^2} \cdot (1 - \psi)\right)^2}}}$$

Gl. 3.48

für Stahltrapezprofile. Für Aluminiumtrapezprofile ist die Konstante 0,76 durch 0,67 zu ersetzen. Bei Annahme eines Randspannungsverhältnisses  $\psi = -1$ , wie es nach [22] dem vereinfachten Verfahren zugrunde liegt, lassen sich diese Gleichungen für Steifigkeitsziffern  $0,0 \leq \zeta \leq 2,0$ , d.h. unter Berücksichtigung der gesamten Bandbreite der möglichen Verhältnisswerte von Lochdurchmesser zu Lochabstand und Blechdicken zu Lochabstand zu

$$s_{ef1,p} = 0,76 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{11} \cdot E}{\sigma_1} \cdot \frac{\zeta + 1}{2}} = 0,54 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{11} \cdot E}{\sigma_1} \cdot (\zeta + 1)} \quad \text{Gl. 3.49}$$

für Stahltrapezprofile und

$$s_{ef1,p} = 0,67 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{11} \cdot E}{\sigma_1} \cdot \frac{\zeta + 1}{2}} = 0,47 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{11} \cdot E}{\sigma_1} \cdot (\zeta + 1)} \quad \text{Gl. 3.50}$$

für Aluminiumtrapezprofile vereinfachen. Für die Ableitung des vereinfachten Verfahrens wird für die an den Druckgurt angrenzende wirksame Breite ein Randspannungsverhältnis von  $\psi = 1$  zugrundegelegt, für die an die Nulllinie angrenzende wirksame Breite ein Randspannungsverhältnis von  $\psi = -1$ , siehe hierzu [22]. Dabei ist für die Randspannung  $\sigma_1$  vorausgesetzt

$$\sigma_1 \leq \frac{c_0}{c} \cdot f_y \quad \text{Gl. 3.51}$$

Man erhält dann für die an die Nulllinie angrenzende wirksame Breite für Stahltrapezprofile zu

$$s_{efn,p} = \left( \frac{3,8}{2} \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot \zeta + 5}{9}} - 0,76 \cdot \sqrt{\frac{\zeta + 1}{2}} \right) \cdot \sqrt{\frac{k_{11} \cdot E}{\sigma_1}} \quad \text{Gl. 3.52}$$

In Anlehnung an DIN 18807-1 wird diese auf  $s_{ef1,p}$  bezogen, wodurch sich die Gleichung

$$s_{efn,p} = \left( 2,5 \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot \zeta + 5}{9} \cdot \frac{2}{\zeta + 1}} - 1 \right) \cdot s_{ef1,p} = \left( 1,18 \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot \zeta + 5}{\zeta + 1}} - 1 \right) \cdot s_{ef1,p} \quad \text{Gl. 3.53}$$

ergibt, die nun im Gegensatz zu Gl. 3.52 für Stahl- und Aluminiumtrapezprofile gilt.

Eine Auswertung von Gl. 3.48 liefert für Randspannungsverhältnisses  $\psi = -1$  eine Korrektur der Form

$$k_\sigma(\psi = -1) = \frac{16 \cdot \zeta + 20}{9} \cdot \left[ \frac{23,88}{4,0} \right]_{isotrop} = \frac{4 \cdot \zeta + 5}{9} \cdot 23,88 \quad \text{Gl. 3.54}$$

für ein Seitenverhältnis  $\alpha = 2/3$ , vergleiche Gl. 3.27. Setzt man stattdessen im vorliegenden Fall des vereinfachten Verfahrens den Beulwert für ein Randspannungsverhältnis  $\psi = -1$  für  $\alpha = 1,0$  an, d.h.

$$k_\sigma(\psi = -1) = (2 \cdot \zeta + 2) \cdot \left[ \frac{23,88}{4} \right]_{isotrop} \quad \text{Gl. 3.55}$$

dann lässt sich Gl. 3.53 zu

$$s_{efn,p} = 1,5 \cdot s_{ef1,p} \quad \text{Gl. 3.56}$$

wie in [N1] oder [N3] vereinfachen. Für die übrigen wirksamen Breiten im Steg wird interpoliert, d.h. es gilt

$$s_{efi,p} = s_{ef1,p} + (s_{efn,p} - s_{ef1,p}) \cdot \left( 1 - \frac{z_i}{z_d} \right) \quad \text{Gl. 3.57}$$

mit  $z_i$  nach Abbildung 3.25.

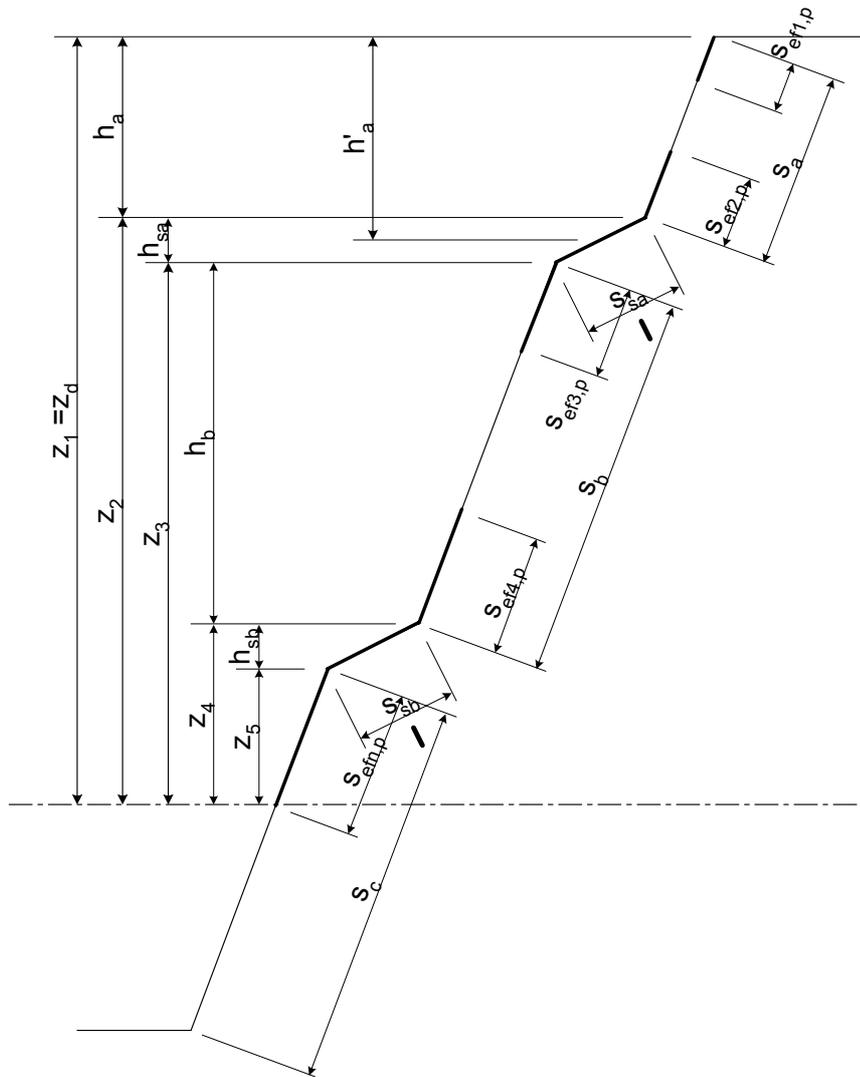


Abbildung 3.25: Ordinaten  $z_i$  zur Ermittlung der wirksamen Breiten im Steg

Ergibt sich – z.B. aufgrund einer Spannungumlagerung im Querschnitt bei vollperforierten Stegen und unperforierten Gurten – eine von der Streckgrenze abweichende Spannung  $\sigma_1$  am Druckrand  $z = z_1 = z_d$ , so ist mit der dort auftretenden Spannung anstelle von  $c_0/c f_y$  zu rechnen. In diesem Fall ist vorzugsweise Gl. 3.53 zur Ermittlung von  $s_{efn,p}$  zu verwenden.

## 4 Schub- und Querkraftbeanspruchung

### 4.1 Schubbeulen

#### 4.1.1 Theoretische Ableitung der idealen Schubbeulspannung

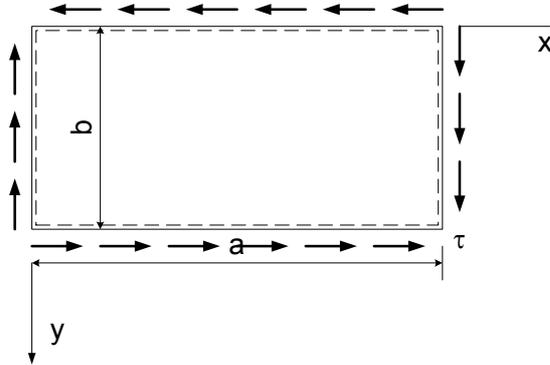


Abbildung 4.1: Schubbeanspruchtes Beulfeld

Die ideale Schubbeulspannung ergibt sich nach [20] für orthotrope Platten (Abbildung 4.1) mit  $\zeta \leq 1,0$  zu

$$\tau_{ki} = k_{\tau} \cdot \frac{\pi^2}{b^2} \cdot \frac{\sqrt[4]{K_{11} \cdot K_{22}^3}}{t} \quad \text{Gl. 4.1}$$

mit dem Beulbeiwert

$$k_{\tau} = f(\bar{\alpha}, \zeta) \quad \text{Gl. 4.2}$$

als Funktion des korrigierten Seitenverhältnisses

$$\bar{\alpha} = \alpha \cdot \sqrt[4]{\frac{K_{22}}{K_{11}}} = \frac{a}{b} \cdot \sqrt[4]{\frac{K_{22}}{K_{11}}} \quad \text{Gl. 4.3}$$

und der Steifigkeitszahl

$$\zeta = \frac{K_{12} + 2 \cdot K_{44}}{\sqrt{K_{11} \cdot K_{22}}} \quad \text{Gl. 4.4}$$

Für die betrachteten orthotropen Platten gilt  $K_{11} = K_{22}$  und damit

$$\bar{\alpha} = \alpha \quad \text{Gl. 4.5}$$

und

$$\zeta = \frac{k_{44} + 0,3 \cdot (k_{12} - k_{44})}{k_{11}} \quad \text{Gl. 4.6}$$

Der Beulwert  $k_{\tau}$  ist in Abbildung 4.2 für Steifigkeitszahlen  $\zeta \leq 1,0$  in Abhängigkeit von den Parametern  $\alpha$  und  $\zeta$  dargestellt.

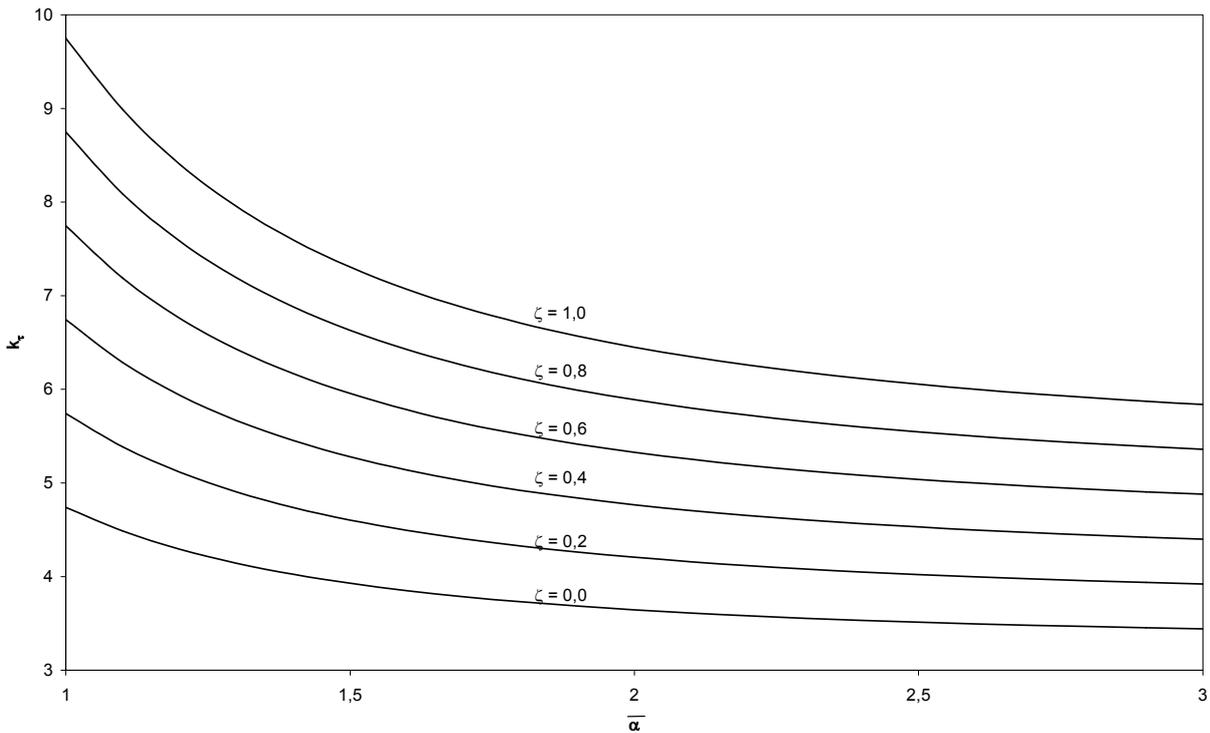


Abbildung 4.2: Beulwert  $k_\tau$  orthotroper Platten für  $\zeta \leq 1,0$  nach [20]

Erkennbar ist, dass der Beulwert für konstantes effektives Seitenverhältnis in etwa linear von  $\zeta$  abhängt.  $k_\tau$  lässt sich also durch lineare Interpolation zwischen der für isotrope Platten gültigen Beziehung nach Southwell

$$k_\tau = k_\tau(\bar{\alpha}, \zeta = 1,0) = 5,35 + \frac{4,4}{\bar{\alpha}^2} \quad \text{Gl. 4.7}$$

sowie der für  $\zeta = 0,0$  näherungsweise abgeleiteten Beziehung

$$k_\tau(\bar{\alpha}, \zeta = 0,0) = 3,28 + \frac{1,46}{\bar{\alpha}^2} \quad \text{Gl. 4.8}$$

in der Form

$$k_\tau(\bar{\alpha}, \zeta) = k_\tau(\bar{\alpha}, \zeta = 0,0) + [k_\tau(\bar{\alpha}, \zeta = 1,0) - k_\tau(\bar{\alpha}, \zeta = 0,0)] \cdot \zeta \quad \text{Gl. 4.9}$$

ermitteln. Die kritische Beulspannung unversteifter Stege von Trapezprofilen lässt sich also für  $\zeta \leq 1,0$  durch

$$\tau_{ki,p} = k_{\tau,p} \cdot \sigma_e \quad \text{Gl. 4.10}$$

mit

$$k_{\tau,p} = (3,28 + 2,07 \cdot \zeta) \cdot k_{11} = 3,28 \cdot k_{11} + 2,07 \cdot (k_{44} + 0,3 \cdot (k_{12} - k_{44})) \quad \text{Gl. 4.11}$$

bestimmen.

Für den Fall  $\zeta \geq 1,0$  liegen nur Ergebnisse für  $\alpha \rightarrow \infty$  vor. Diese sind jedoch für die als unendlich langen Plattenstreifen zu betrachtenden Stege von Trapezprofilen und ähnlicher Bauteile ausreichend. Abbildung 4.3 zeigt schematisch den Verlauf des Beulwert  $k_\tau$  für  $\alpha \rightarrow \infty$  in Abhängigkeit von  $\zeta$ . Eine geschlossene Lösung wird weder in [19] noch in [20] genannt.

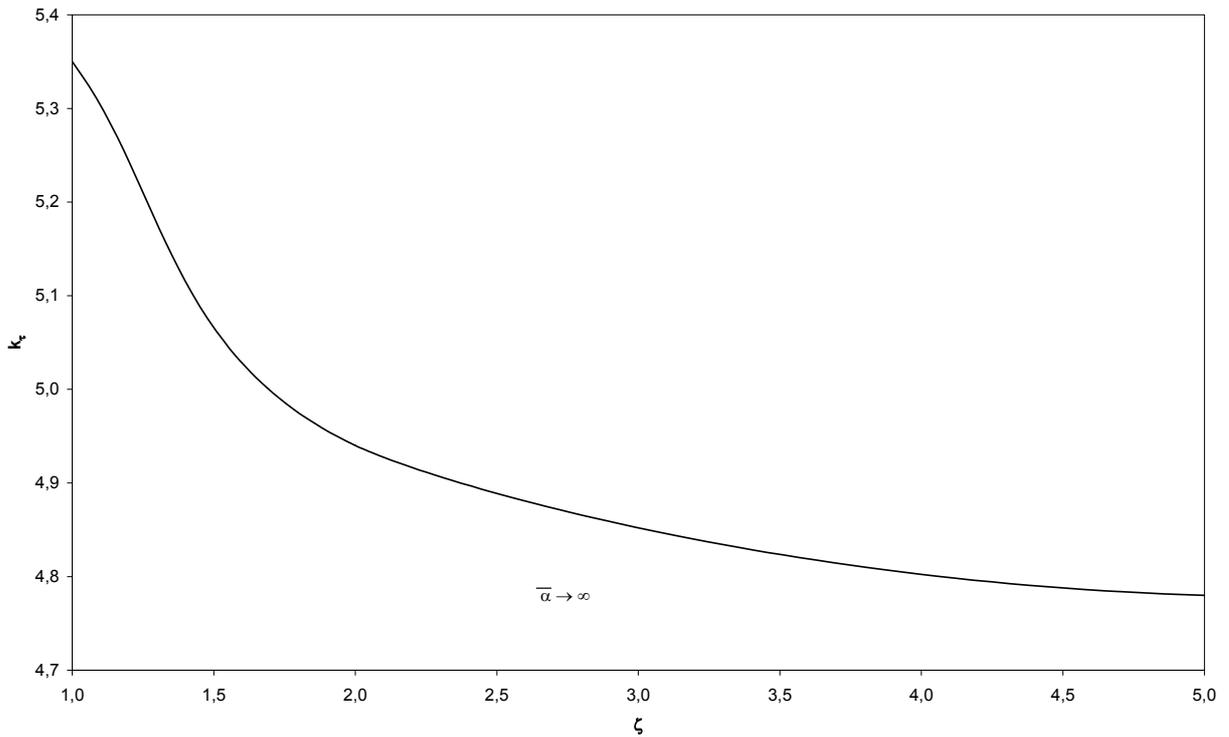


Abbildung 4.3: Beulwert  $k_\tau$  orthotroper Platten für  $\zeta \geq 1,0$  nach [19] und [20] für  $\alpha \rightarrow \infty$ .

Alternativ bietet sich nach [21] für  $\alpha \rightarrow \infty$  die Möglichkeit der Darstellung in der Form

$$\tau_{ki,p} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot k_{11}}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2 \cdot (3,293 + 2,286 \cdot \zeta - 0,24 \cdot \zeta^2) \quad \text{Gl. 4.12}$$

für  $\zeta \leq 1,0$  und

$$\tau_{ki,p} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot k_{11}}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2 \cdot \sqrt{\zeta} \cdot \left(4,757 \cdot + \frac{0,874}{\zeta^2} - \frac{0,283}{\zeta^4}\right) \quad \text{Gl. 4.13}$$

für  $\zeta > 1$ , d.h.

$$k_{\tau,p} = k_{11} \cdot k_\tau = k_{11} \cdot (3,293 + 2,286 \cdot \zeta - 0,24 \cdot \zeta^2) \quad \text{Gl. 4.14}$$

für  $\zeta \leq 1,0$  und

$$k_{\tau,p} = k_{11} \cdot k_\tau = k_{11} \cdot \sqrt{\zeta} \cdot \left(4,757 \cdot + \frac{0,874}{\zeta^2} - \frac{0,283}{\zeta^4}\right) \quad \text{Gl. 4.15}$$

für  $\zeta > 1$ . Es handelt sich dabei jedoch nur um abweichende Formulierungen der Näherungsfunktionen für  $k_\tau$  für  $\alpha \rightarrow \infty$ .

#### 4.1.2 Numerische Ermittlung der idealen Schubbeulspannung

Zur Überprüfung der vorangehenden theoretischen Betrachtungen zur Bestimmung der idealen Beulspannung wurden numerische Untersuchungen an Platten mit den drei betrachteten Lochrastern durchgeführt. Abbildung 4.4 bis Abbildung 4.6 zeigen die Abhängigkeit der in den numerischen Untersuchungen ermittelten idealen Beulspannungen  $\tau_{ki,FEM}$  von der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten Grenzbeulspannung  $\tau_{ki,calc}$ . Ergänzend ist jeweils das Verhältnis  $\tau_{ki,FEM} / \tau_{ki,calc}$  über  $\tau_{ki,calc}$  aufgetragen worden (Abbildung 4.7 bis Abbildung 4.9).

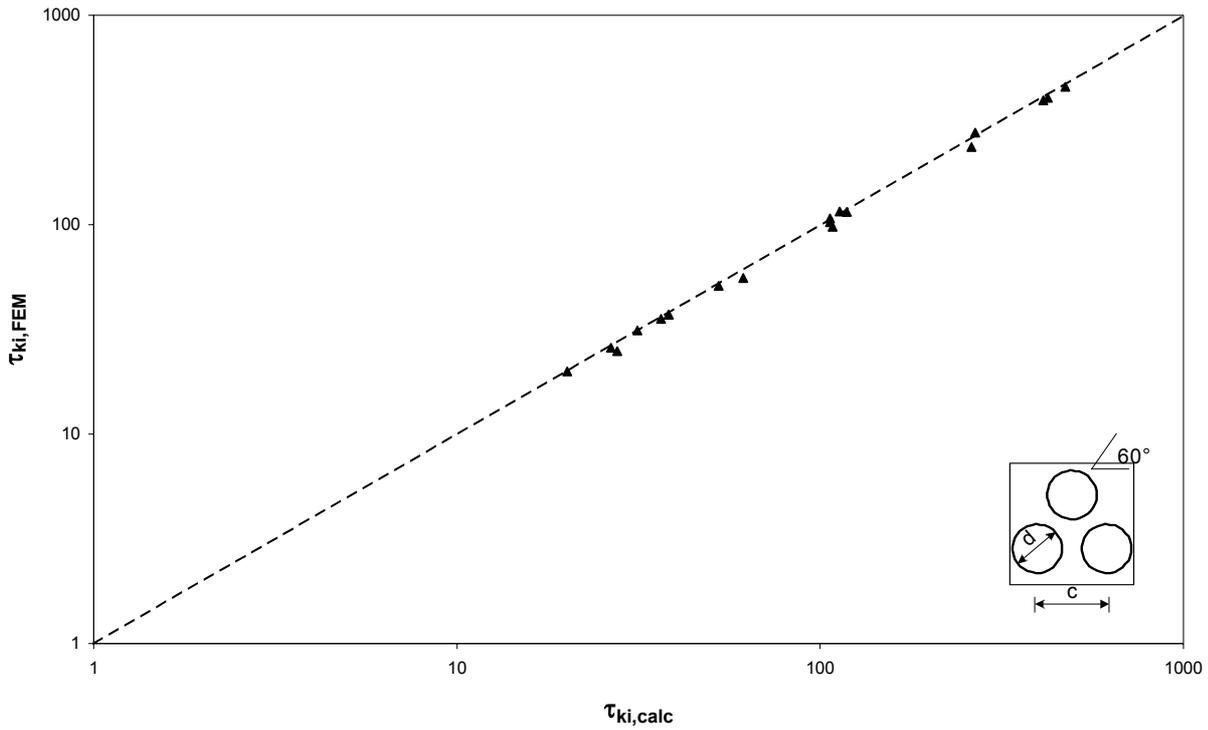


Abbildung 4.4: Vergleich der numerisch ermittelten idealen Beulspannung  $\tau_{ki,FEM}$  mit der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten idealen Beulspannung  $\tau_{ki,calc}$  für dreieckige Lochraster.

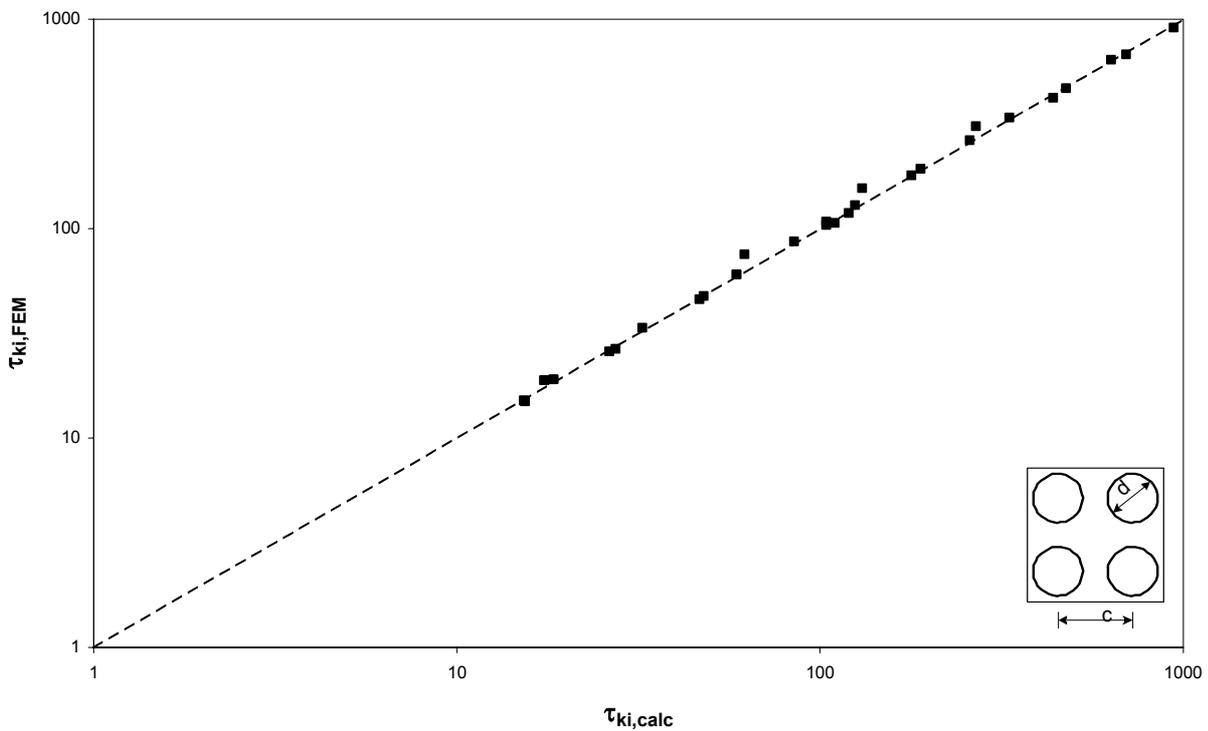


Abbildung 4.5: Vergleich der numerisch ermittelten idealen Beulspannung  $\tau_{ki,FEM}$  mit der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten idealen Beulspannung  $\tau_{ki,calc}$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster.

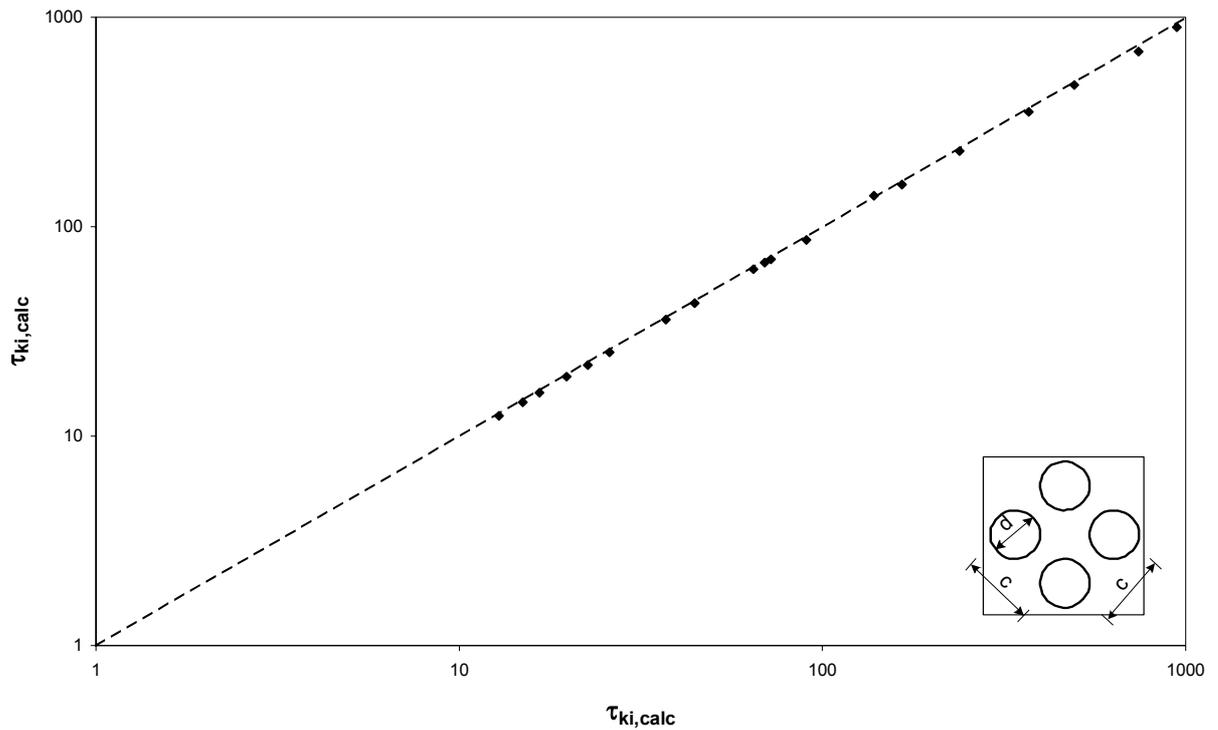


Abbildung 4.6: Vergleich der numerisch ermittelten idealen Beulspannung  $\tau_{ki,FEM}$  mit der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten idealen Beulspannung  $\tau_{ki,calc}$  für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster.

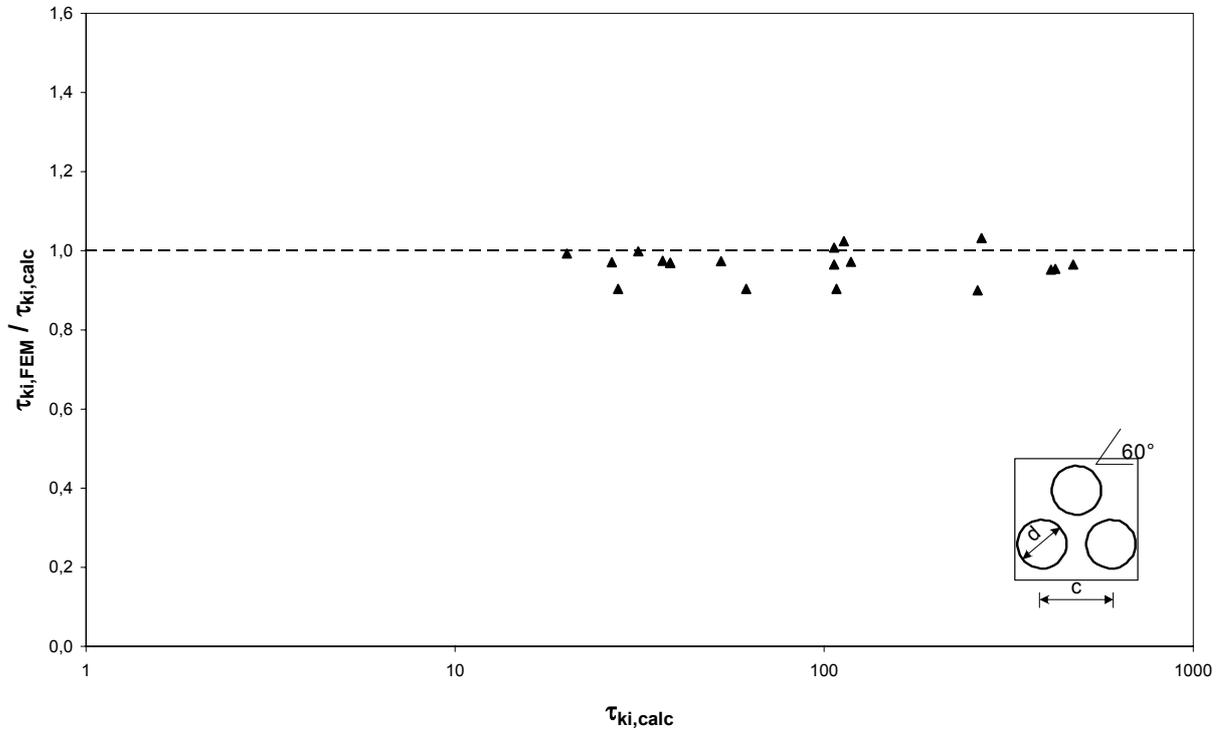
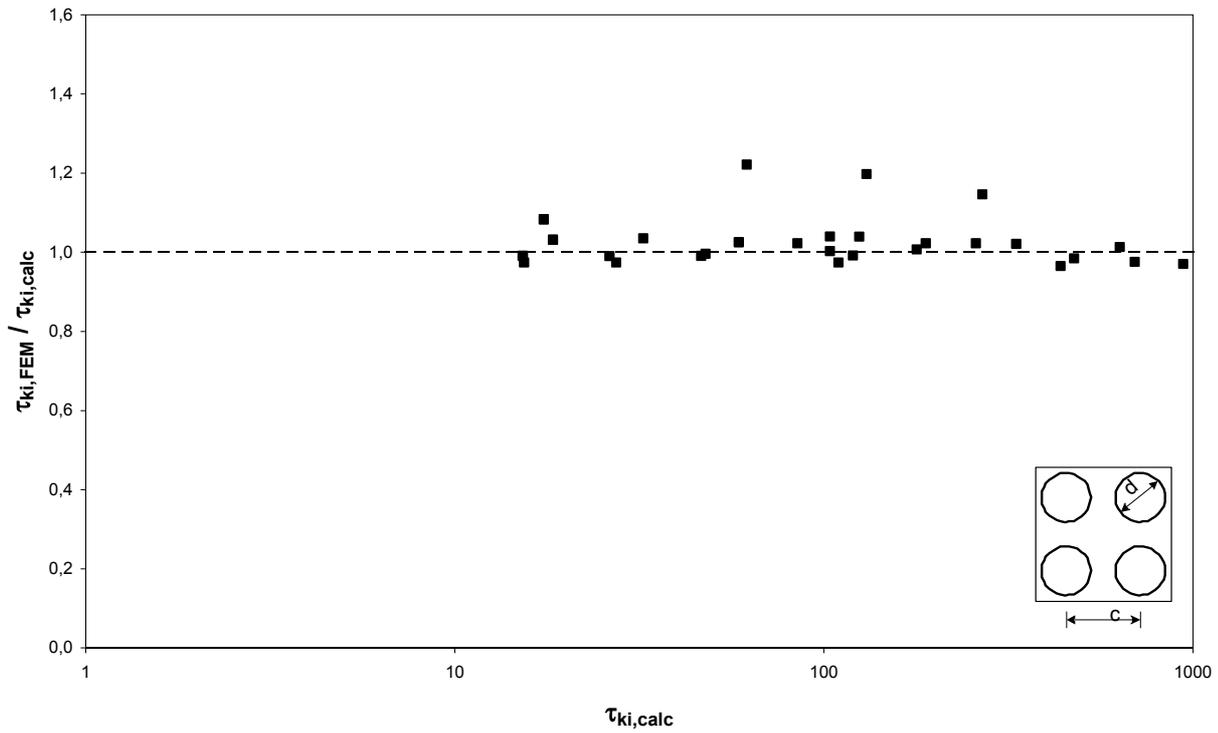
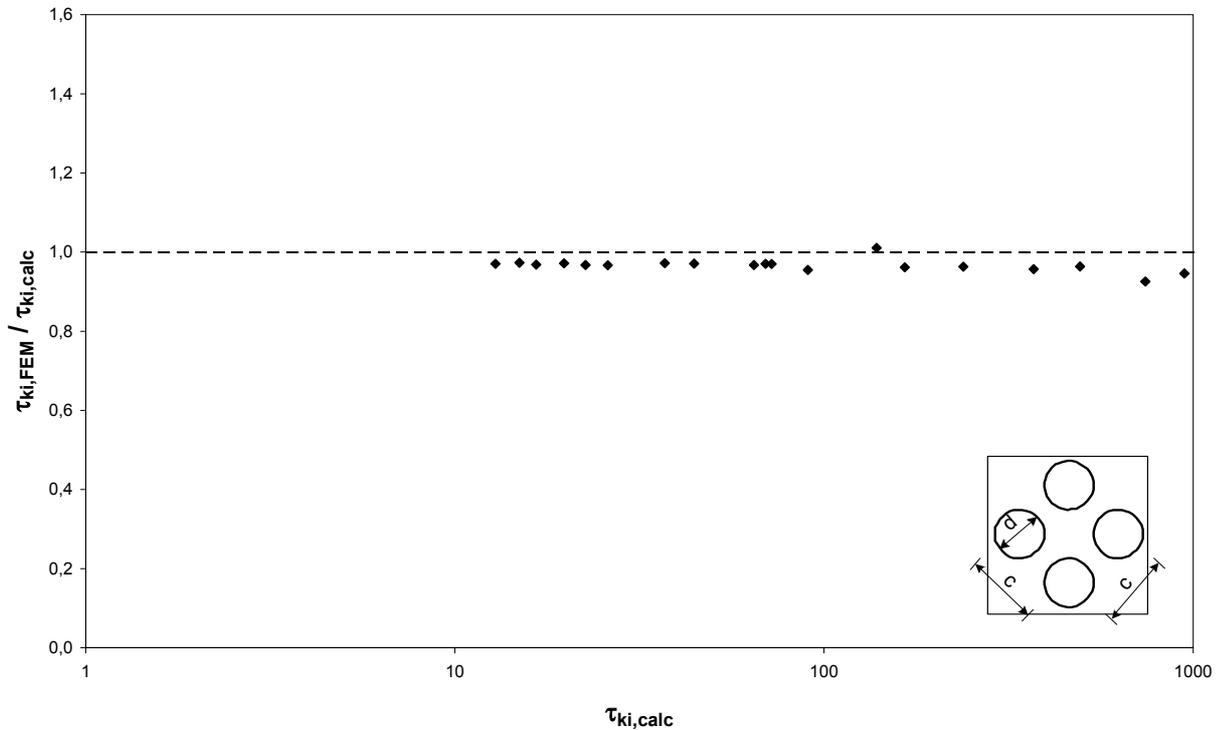


Abbildung 4.7: Durch das Verhältnis  $\tau_{ki,FEM} / \tau_{ki,calc}$  ausgedrückte Abweichung der numerisch ermittelten idealen Beulspannung von der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten idealen Beulspannung für dreieckige Lochraster



**Abbildung 4.8:** Durch das Verhältnis  $\tau_{ki,FEM} / \tau_{ki,calc}$  ausgedrückte Abweichung der numerisch ermittelten idealen Beulspannung von der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten idealen Beulspannung für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster



**Abbildung 4.9:** Durch das Verhältnis  $\tau_{ki,FEM} / \tau_{ki,calc}$  ausgedrückte Abweichung der numerisch ermittelten idealen Beulspannung von der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten idealen Beulspannung für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

Die Ergebnisse zeigen im Allgemeinen eine gute Übereinstimmung mit den theoretischen Werten, wobei jedoch bei Platten mit einem unter  $0^\circ$  angeordneten quadratischen Lochraster große Abweichungen zwischen den ermittelten idealen Beulspannungen auftreten. Berücksichtigt man, dass die untersuchten Platten nur ein Seitenverhältnis von  $\alpha = 4$  besaßen, die der Berechnung von  $\tau_{ki,calc}$  zugrundeliegenden Ansätze jedoch von  $\alpha \rightarrow \infty$  ausgehen, sind diese Abweichungen jedoch vertretbar. Grundsätzlich nehmen die Abweichungen mit der idealen Beulspannung zu: bei größeren Blechdicken ergeben sich größere Abweichungen.

#### 4.1.3 Grenzs Schubspannung

Die Ermittlung der Grenzbeulspannung  $\tau_d$  einer schubbeanspruchten perforierten Platte erfolgt mittels der die Perforation berücksichtigenden Schlankheit

$$\bar{\lambda}_{p,p} = \sqrt{\frac{\frac{c_0}{c} \cdot f_y}{\tau_{ki,calc} \cdot \sqrt{3}}} \quad \text{Gl. 4.16}$$

mit  $\tau_{ki,calc}$  nach Gl. 4.12 und Gl. 4.13 wie in DIN 18807-1 über die Grenzspannungskurve

$$\rho = \frac{\tau_d}{f_y} = \begin{cases} \frac{c_0}{c} \cdot \frac{0,48}{\bar{\lambda}_{p,p}} \text{ für } \bar{\lambda}_{p,p} \leq 1,40 \\ \frac{c_0}{c} \cdot \frac{0,67}{\bar{\lambda}_{p,p}^2} \text{ für } \bar{\lambda}_{p,p} > 1,40 \end{cases} \quad \text{Gl. 4.17}$$

Das Vorgehen der Anpassung der bestehenden Gleichungen für schubbeanspruchte Platten nach DIN 18807-1 und DIN 18807-6 erfolgt also entsprechend dem Vorgehen bei druckbeanspruchten Platten über eine Abminderung der aufnehmbaren Spannung durch Multiplikation der Streckgrenze mit dem verbleibenden Nettoquerschnittsanteil  $c_0/c$ . Diese Ansätze für die Ermittlung der Grenzs Schubspannung basieren ursprünglich auf Versuchen an dickwandigeren Blechträgern und wurden für die Anwendung bei Trapezprofilen ohne Änderung übernommen, da zum einen keine anderen Ergebnisse vorlagen, zum anderen der Versagensmodus Schubbeulen bei Trapezprofilen von untergeordneter Bedeutung ist. Das sich bei den Blechträgern einstellende Versagensbild, speziell die Fließgelenke in den Gurten, führen zu einem mechanischen System, dass nicht dem der theoretischen Ableitung der kritischen Beulspannungen zugrundeliegenden Modell zweier starrer Längsrändern, die parallel zueinander verschoben werden, entspricht. Letzteres ist jedoch als das bei Trapezprofilen realitätsnähere anzusehen.

#### 4.1.4 Numerische Ermittlung der Grenzs Schubspannung

Die im vorangegangenen Abschnitt vorgestellten Berechnungsansätze wurden wiederum mittels numerischer Untersuchungen überprüft (Anhang A). Die Ergebnisse der Untersuchungen wurden in Abbildung 4.10 bis Abbildung 4.12 über der Schlankheit aufgetragen getrennt für die drei untersuchten Lochraster dargestellt. Abbildung 4.13 bis Abbildung 4.15 fassen die Ergebnisse jeweils für ein Verhältnis  $d/c$  zusammen.

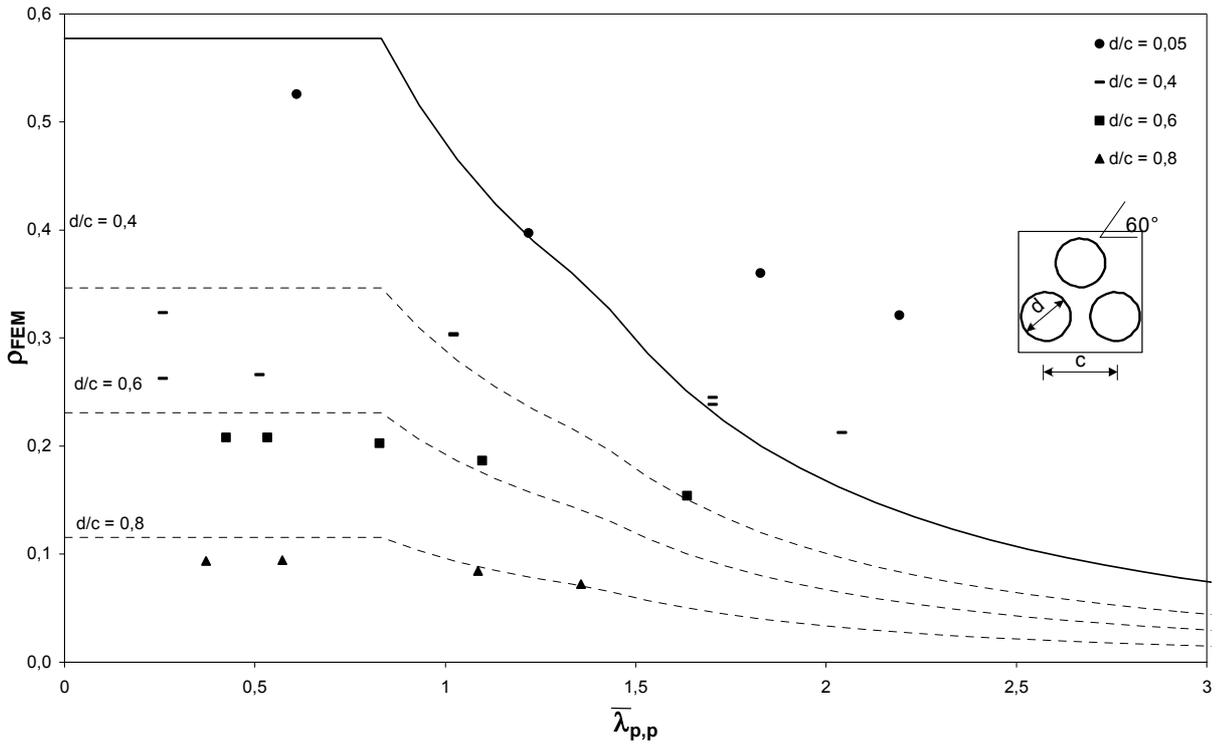


Abbildung 4.10:  $\rho = \tau_d / f_y$  für unterschiedliche Verhältnisse  $d/c$  für dreieckige Lochraster.

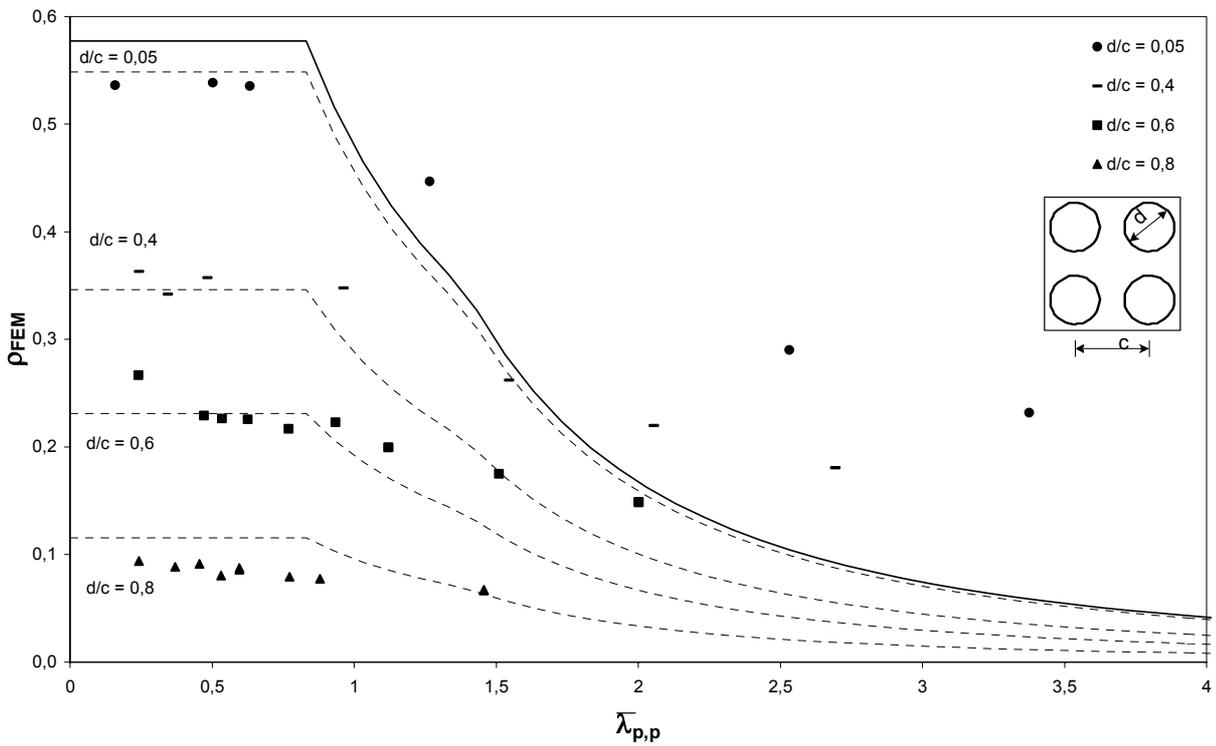


Abbildung 4.11:  $\rho = \tau_d / f_y$  für unterschiedliche Verhältnisse  $d/c$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster.

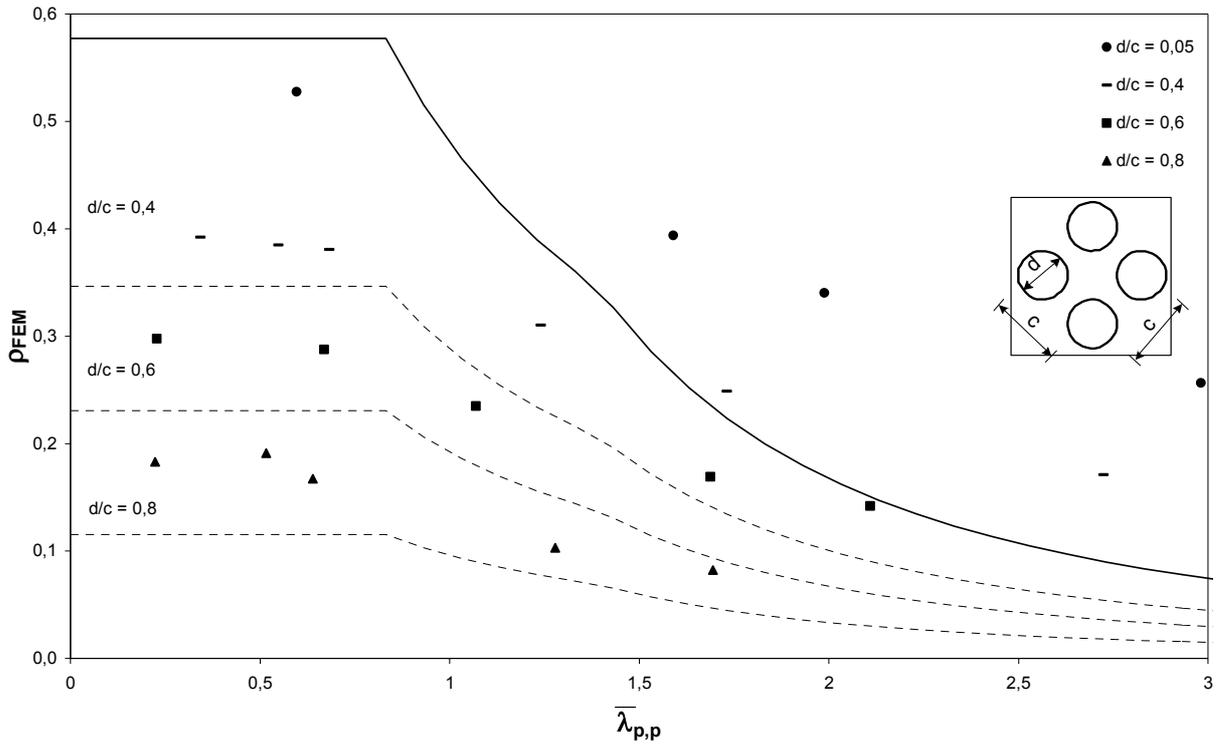


Abbildung 4.12:  $\rho = \tau_d / f_y$  für unterschiedliche Verhältnisse  $d/c$  für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster.

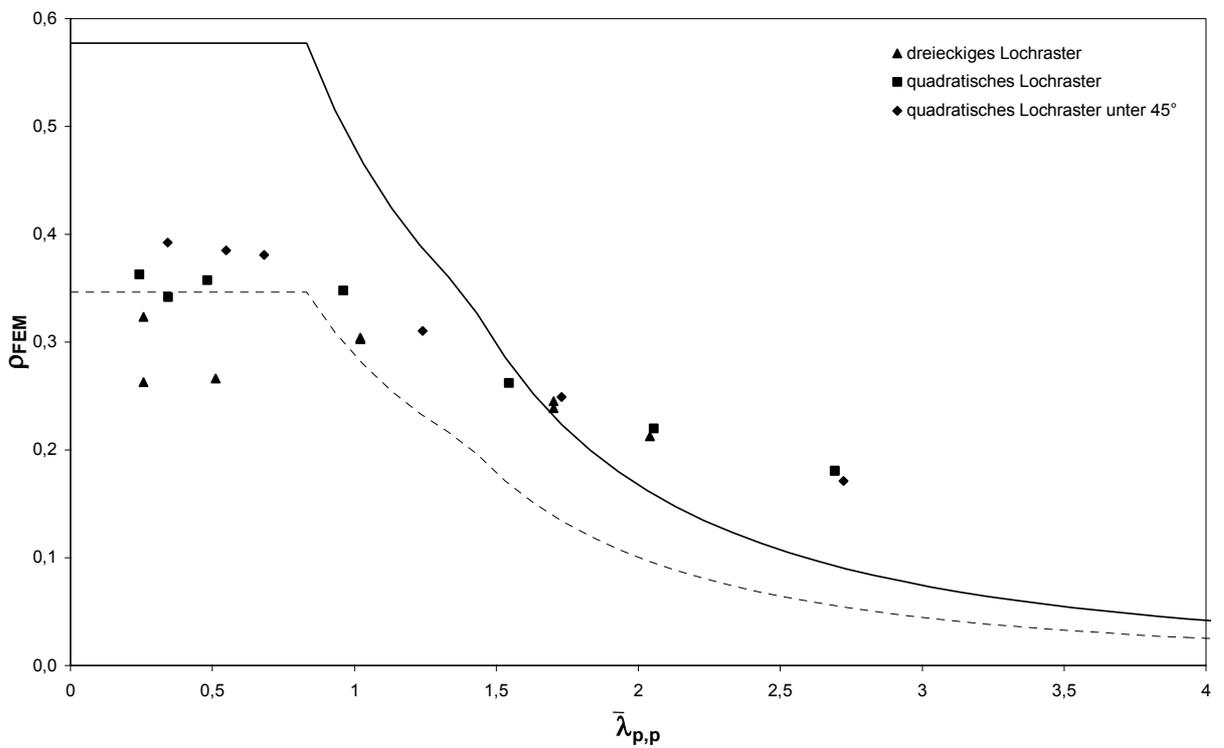


Abbildung 4.13:  $\rho = \tau_d / f_y$  für Verhältnisse  $d/c = 0,4$  für unterschiedliche Lochraster.

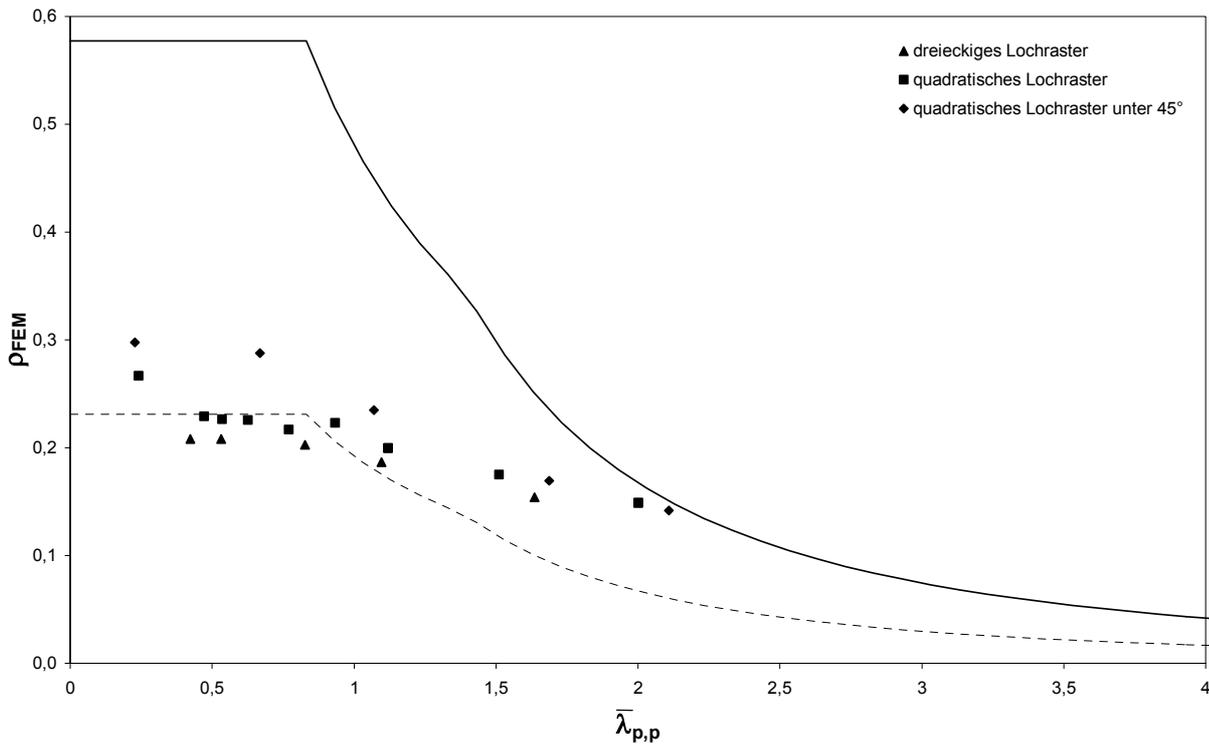


Abbildung 4.14:  $\rho = \tau_d / f_y$  für Verhältnisse  $d/c = 0,6$  für unterschiedliche Lochraster.

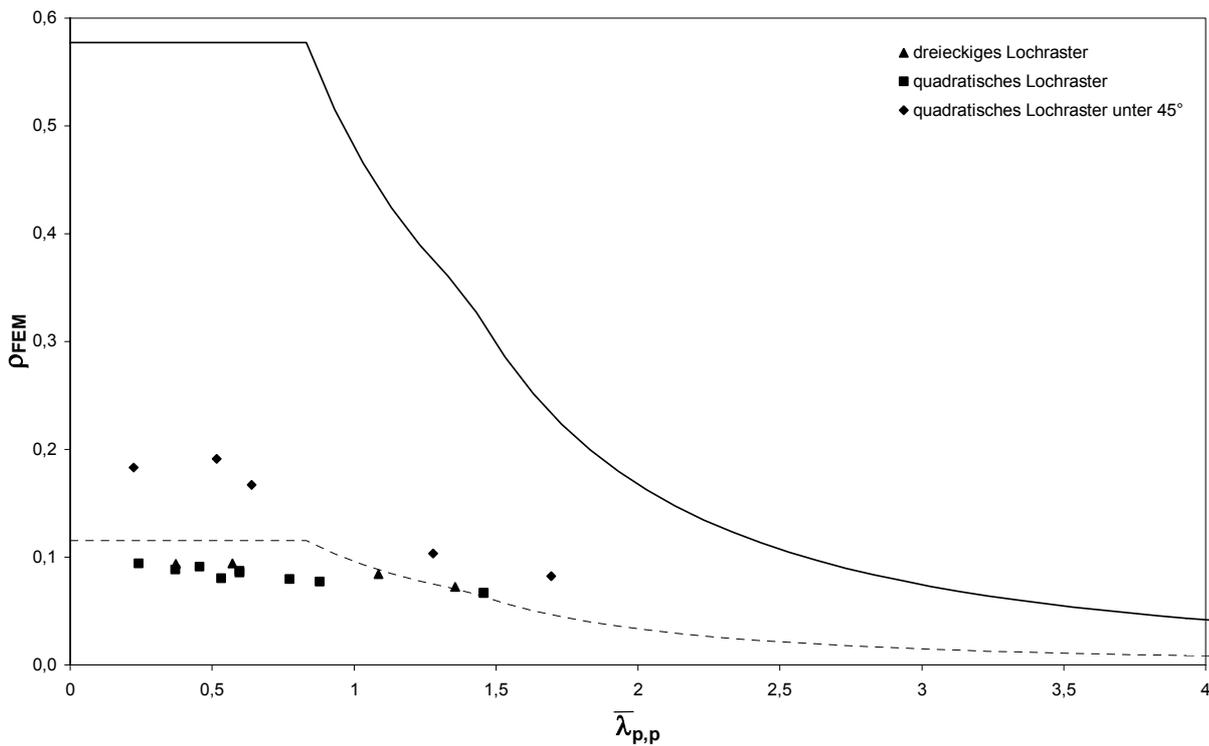
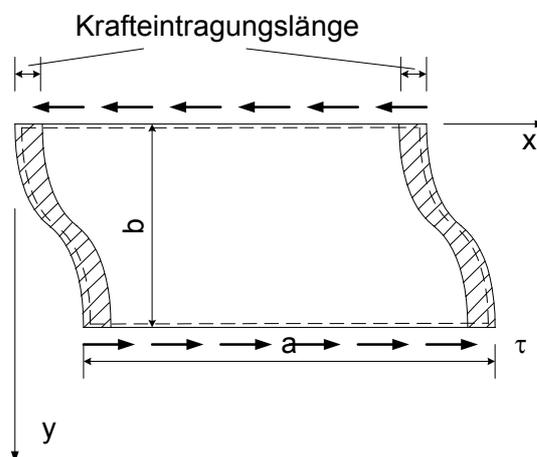


Abbildung 4.15:  $\rho = \tau_d / f_y$  für Verhältnisse  $d/c = 0,8$  für unterschiedliche Lochraster.

Die ermittelten Werte der auf die Streckgrenze bezogenen Grenzschubbeulspannung liegen für mittlere und größere Schlankheiten signifikant über den Werten nach den eingeführten Berechnungsansätzen. Insbesondere liegen auch die Grenzschubspannungen der perforierten Bleche über den Werten nach DIN 18807-2 und DIN 18807-6 für unperforierte Bleche. Dies ist auf die

bereits in 4.1.3 aufgeführten Unterschiede zwischen den der Festlegung der Grenzbeulspannungen zugrundeliegenden Versuche und dem - aufgrund der Nähe zum theoretischen Modell und der besseren Korrelation zum bei Trapezprofilen beobachteten Verhalten - modellierten mechanischen System zurückzuführen. Das der theoretische Ableitung der kritischen Beulspannungen sowie den FE-Berechnungen zur kritischen Beulspannung und Grenzbeulspannung zugrundeliegende System geht von zwei starren Längsrändern aus, die parallel zueinander verschoben werden. Dieses Modell entspricht jedoch nicht dem in den Versuchen zur Ermittlung der Grenzbeulspannung an Blechträgern beobachteten Verhalten: Während bei geringen Beanspruchungen von einer quasi-starren Randlagerung ausgegangen werden kann, kam es mit Zunahme der Beanspruchung zu einem Wechsel des statischen Systems. Mit weiterer Steigerung der Beanspruchung kam es durch das Ausbilden des Zugfeldes zu Verformungen des Gurtbleches, d.h. es lag keine starre Randlagerung mehr vor. Die Verformungen bilden sich – solange die Beanspruchung in den Gurten im elastischen Bereich liegen – wellenförmig über die Länge des Steges aus. Das Erreichen der Grenzbeanspruchung wurde oftmals von plastischen Deformationen der Gurte begleitet, so dass in erweiterte Modelle zur Ermittlung der Grenzbeulspannung schubbeanspruchter Stege ein Fließgelenkmechanismus in den Gurten mit eingeht.

Im Bereich geringer Schlankheiten ergeben sich für die untersuchten Platten mit  $d/c = 0,05$  Grenzs Schubspannungen, die signifikant unter dem Wert für eine unperforierte Platte liegen. Dies ist auf die gewählte Modellierung (Abbildung 4.16) zurückzuführen, die nahe der Querränder zu geringer beanspruchten Bereichen führt. Mit zunehmendem Seitenverhältnis  $\alpha$  geht der Einfluss dieses Effektes zurück, so dass dieser Effekt verschwindet.



**Abbildung 4.16: Krafteintragungslänge**

Da der Versagensmodus Schubbeulen bei Trapezprofilen von untergeordneter Bedeutung ist kann das in DIN 18807-2 und DIN 18807-6 verwendete und hier auf perforierte Profile erweiterte Berechnungsverfahren beibehalten werden. Die nachfolgenden Abbildungen zeigen, dass die nach diesem Verfahren ermittelten Werte in der Regel stark auf der sicheren Seite liegen.

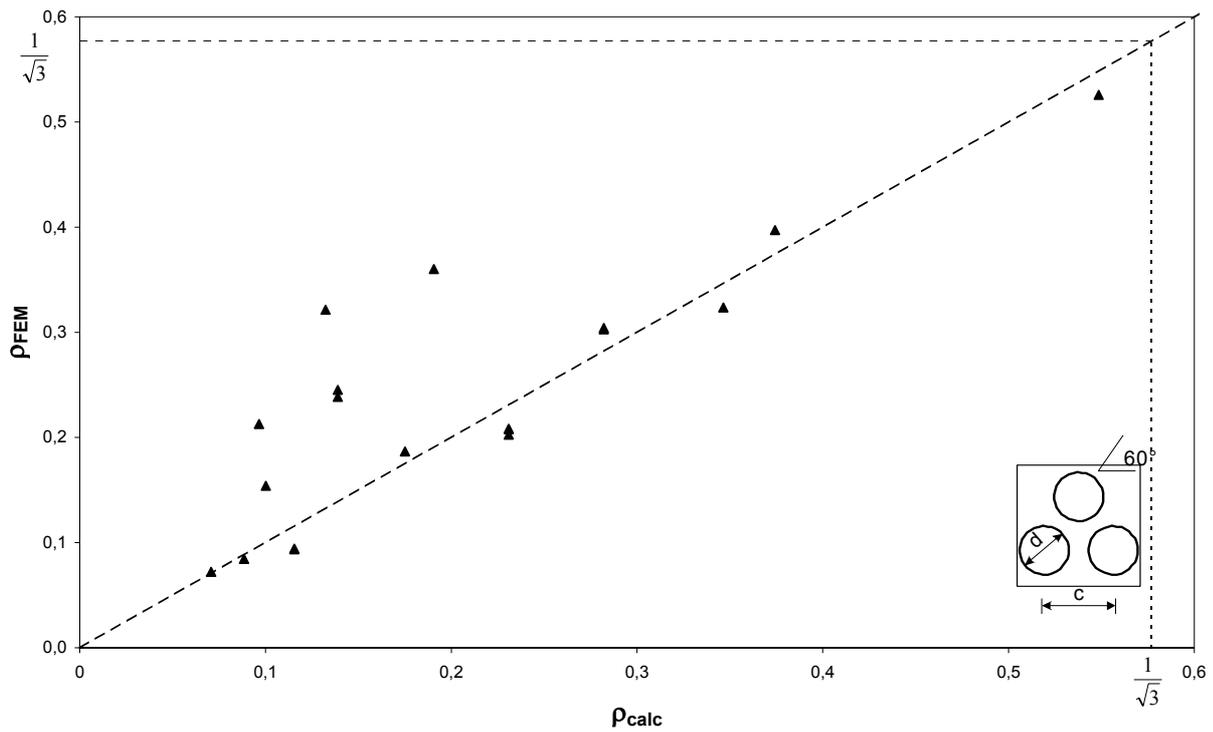


Abbildung 4.17: Vergleich der numerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{FEM}$  mit der rechnerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{calc}$  für dreieckige Lochraster

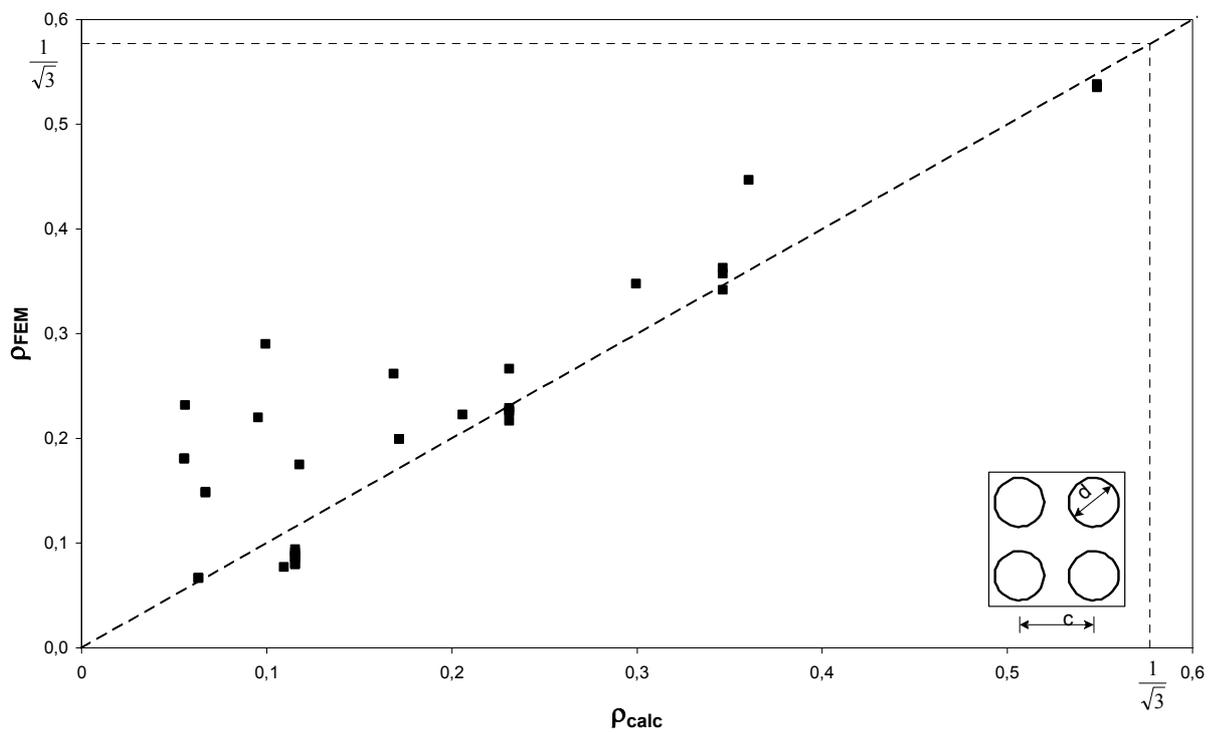


Abbildung 4.18: Vergleich der numerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{FEM}$  mit der rechnerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{calc}$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

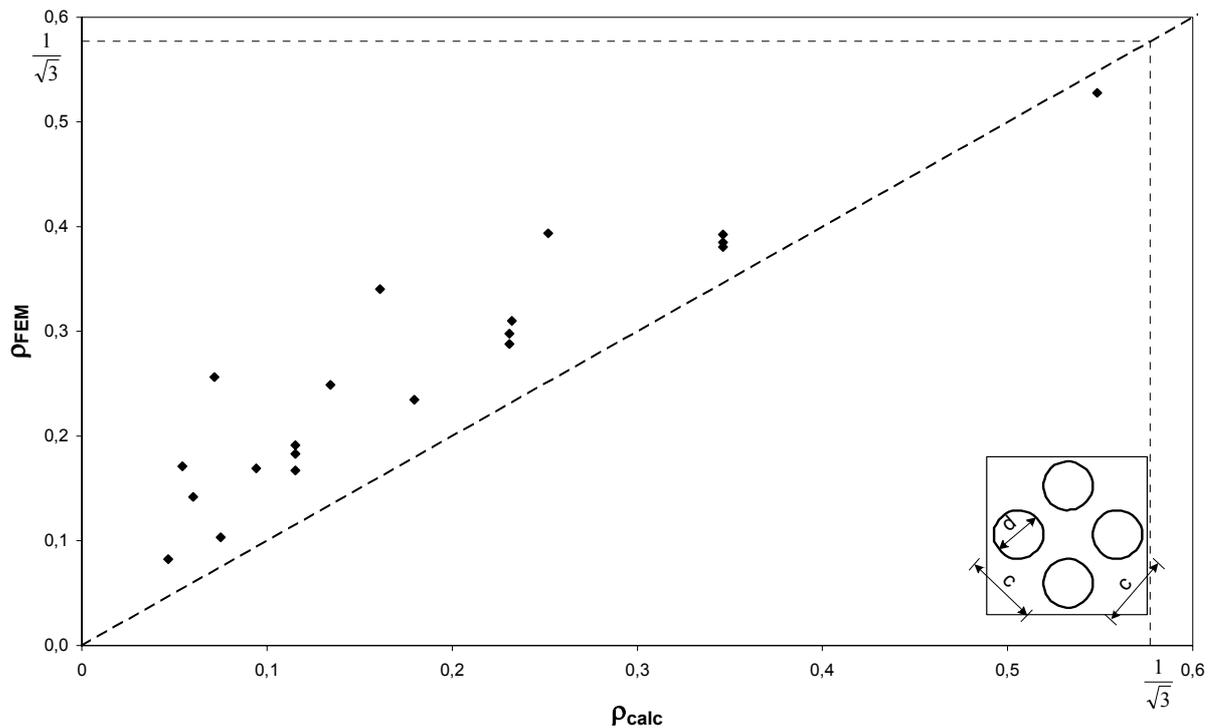


Abbildung 4.19: Vergleich der numerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{FEM}$  mit der rechnerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{calc}$  für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

## 4.2 Stegkrüppeln

### 4.2.1 Theoretische Ableitung der aufnehmbaren Auflagerkräfte

Die von den Stegen von Trapezprofilen über Zwischenauflagern aufnehmbare Auflagerkraft beträgt nach [N1]

$$R_B = 0,15 \cdot t^2 \cdot \sqrt{E \cdot f_y} \cdot (1 - 0,1 \cdot \sqrt{r/t}) \cdot (0,5 + \sqrt{0,02 \cdot b_B/t}) \cdot (2,4 + [\varphi_m/90^\circ]^2) \quad \text{Gl. 4.18}$$

und nach [N3]

$$R_B = 1,02 \cdot t^2 \cdot \sqrt{E \cdot f_y} \cdot (1 - 0,1 \cdot \sqrt{r/t}) \cdot (1,24 + 0,5 \cdot b_B/s_w) \cdot \sin \varphi_m \quad \text{Gl. 4.19}$$

In Anlehnung an [18] lassen sich diese Gleichungen in der Form

$$R_B = C \cdot t^2 \cdot C_{fy} \cdot C_r \cdot C_{bB} \cdot C_\varphi \quad \text{Gl. 4.20}$$

schreiben, wobei die einzelnen Faktoren die nachfolgend aufgeführten Einflussparameter berücksichtigen:

C	Konstante
$C_{fy}$	Festigkeit
$C_r$	Einfluss der Biegeradien
$C_{bB}$	Auflagerbreite oder Lasteinleitungslänge
$C_\varphi$	Stegwinkel

Die Faktoren  $C_i$  beschreiben – mit Ausnahme des konstanten Faktors  $C$  sowie des Faktors  $C_{fy}$  – den Einfluss der Geometrie auf die Tragfähigkeit. Der Einfluss der Perforation kann durch einen weiteren Faktor  $C_p$  für vollperforierte Trapezprofile erfasst werden.

Führt man das Versagen durch Stegkrüppeln in erster Näherung auf ein Beulproblem zurück, lässt sich der Faktor  $C_{fy}$  zerlegen, indem man die Anteile aus Plattenschlankheit und Festigkeit (Dehn- oder Streckgrenze) trennt:

$$C'_{fy} = k_p \cdot t \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} \cdot f_y = \rho_B \cdot f_y, \quad \text{Gl. 4.21}$$

Der Einfluss der Perforation kann durch folgende Modifikationen beider Anteile erfasst werden. Die Dehngrenze  $f_0$  oder Streckgrenze  $f_y$  wird durch Multiplikation mit dem Faktor  $c_0/c$  reduziert. Dies entspricht dem Ansatz einer Nettoquerschnittsfläche, der auch für die Berechnung der Schlankheit verwendet wird.

Die reduzierte Beultragfähigkeit wird durch Korrektur der idealen Beulspannung erfasst. Der Einfluss der Orthotropie der perforierten Platte wird im Beulwert für die vierseitig gelenkig gelagerte Platte berücksichtigt, der Einfluss der reduzierten Steifigkeit in einer reduzierten Eulerspannung  $\sigma_e$ . Unterstellt wird dabei eine Beulkurve der Form

$$\rho \sim \frac{1}{\lambda} \quad \text{Gl. 4.22}$$

die sich infolge der Perforation nicht ändert. Mit dem in Anlehnung an [25] zu  $k_s = 4,0$  gesetzten Beulwert erhält man

$$C_{fy,sp} = \frac{c_0}{c} \cdot f_y \cdot \sqrt{\frac{E}{\frac{c_0}{c} \cdot f_y} \cdot \frac{k_{\sigma,p}}{4}} = \sqrt{E \cdot f_y} \cdot \sqrt{\frac{c_0}{c} \cdot \frac{k_{\sigma,p}}{4}} = C_{fy} \cdot \sqrt{\frac{c_0}{c} \cdot \frac{k_{\sigma,p}}{4}} \quad \text{Gl. 4.23}$$

und damit den Faktor

$$C_p = \sqrt{\frac{c_0}{c} \cdot \frac{k_{\sigma,p}}{4}}. \quad \text{Gl. 4.24}$$

der die Abminderung der aufnehmbaren Auflagerkraft des perforierten Steges gegenüber dem unperforierten Steg beschreibt:

$$R_{B,p} = C_p \cdot R_B = \sqrt{\frac{c_0}{c}} \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma,p}}{4}} \cdot R_B. \quad \text{Gl. 4.25}$$

Der dabei als Bezug verwendete Beulwert  $k_\sigma = 4$  lässt sich mit der in Abschnitt 3.2.1 vorgestellten Analogie der Beulwerte für isotrope und orthotrope Platten bei gleichem Seitenverhältnis  $\alpha$  begründen: Mit dem für ein Randspannungsverhältnis (hier:  $\psi = 1,0$ ) bekannten Verhältnis der Beulwerte der isotropen und der orthotropen Platte lassen sich die Beulwerte orthotroper Platten mit anderen Randspannungsverhältnissen aus den für dieses Verhältnis bekannten Beulwerten der isotropen Platte ableiten, vgl. Gl. 3.25. Im vorliegenden Fall wird das Verhältnis der Beulwerte der Platte mit konstanter einachsiger Druckbeanspruchung als Verhältnis der Beulwerte des Stegs unter einer unbekanntem Beanspruchungssituation angesetzt, d.h.  $k_s = 4,0$  für den isotropen Fall. Dieser schon in [25] vereinfachend angesetzte Beulwert lässt sich auch durch die über

die Lasteinleitungsbreite  $b_B$  - abgesehen von möglichen Spannungsspitzen an den Enden - in etwa konstante Belastung begründen.

Mit

$$\frac{k_{\sigma,p}}{k_{\sigma}} = \frac{2 \cdot (k_{11} + k_{44} + 0,3 \cdot (k_{12} - k_{44}))}{4} = 0,5 \cdot (k_{11} + k_{44} + 0,3 \cdot (k_{12} - k_{44})). \quad \text{Gl. 4.26}$$

erhält man abschließend

$$R_{B,p} = \sqrt{\frac{c_0}{c}} \cdot \sqrt{0,5 \cdot (k_{11} + k_{44} + 0,3 \cdot (k_{12} - k_{44}))} \cdot R_B, \quad \text{Gl. 4.27}$$

d.h. der die Perforation berücksichtigende Parameter ergibt sich zu

$$C_p = \sqrt{\frac{c_0}{c}} \cdot \sqrt{0,5 \cdot (k_{11} + k_{44} + 0,3 \cdot (k_{12} - k_{44}))}. \quad \text{Gl. 4.28}$$

#### 4.2.2 Versuche

Zur Überprüfung des theoretisch abgeleiteten Faktors zur Berücksichtigung der Perforation bei der Ermittlung der aufnehmbaren Kraft am Zwischenaufleger wurden Versuche an vollperforierten und unperforierten Profilen durchgeführt (Anhang B). Der variierte Parameterbereich wurde hierbei wie folgt gewählt:

- Werkstoffe Stahl und Aluminium
- Profilhöhen 40mm und 100mm
- Blechdicken 0,70mm (Aluminium: 0,80mm) und 1,00mm
- Stegneigungswinkel 50°, 70° und 85°

Es wurden sowohl Versuche am Zwischenaufleger als auch am Endaufleger durchgeführt. Die Ergebnisse der einzelnen Versuche an vollperforierten Profilen wurden in den folgenden Diagrammen jeweils über den Ergebnisse am unperforierten Profil mit gleicher Geometrie, gleicher Blechdicke und gleichem Werkstoff aufgetragen.

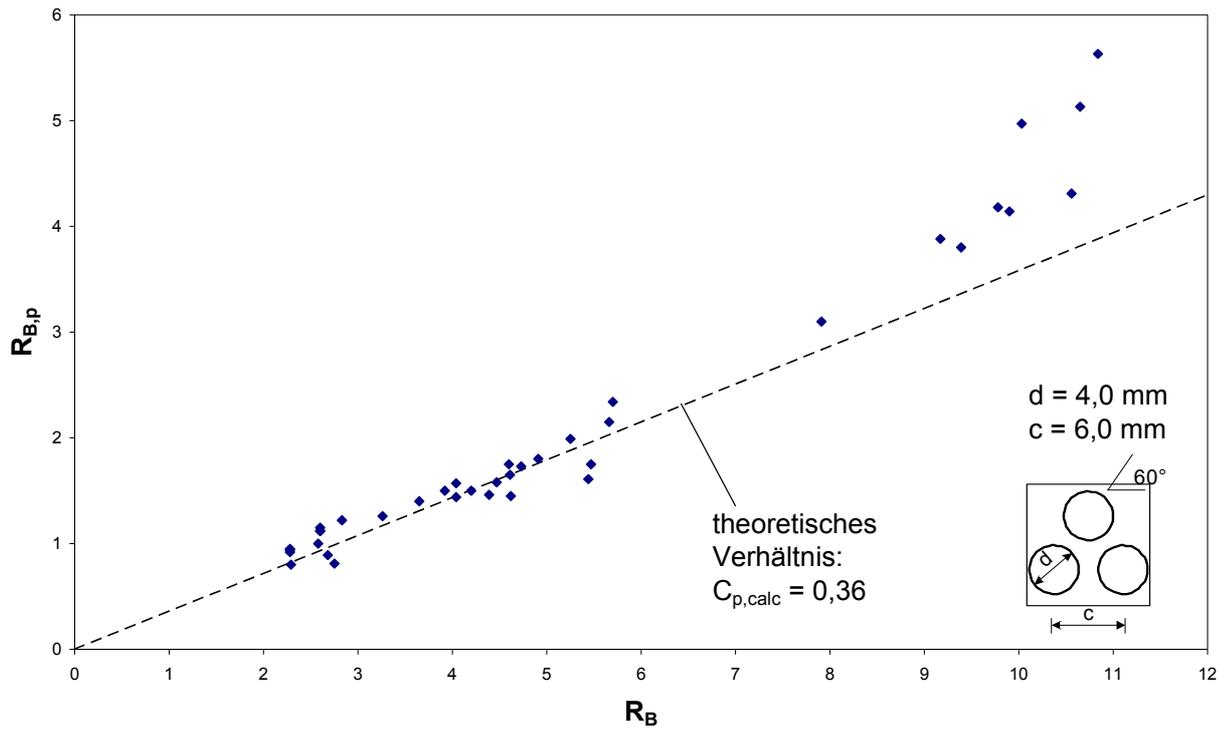


Abbildung 4.20: Vergleich der Ergebnisse der Versuche Zwischenaufleger [kN]

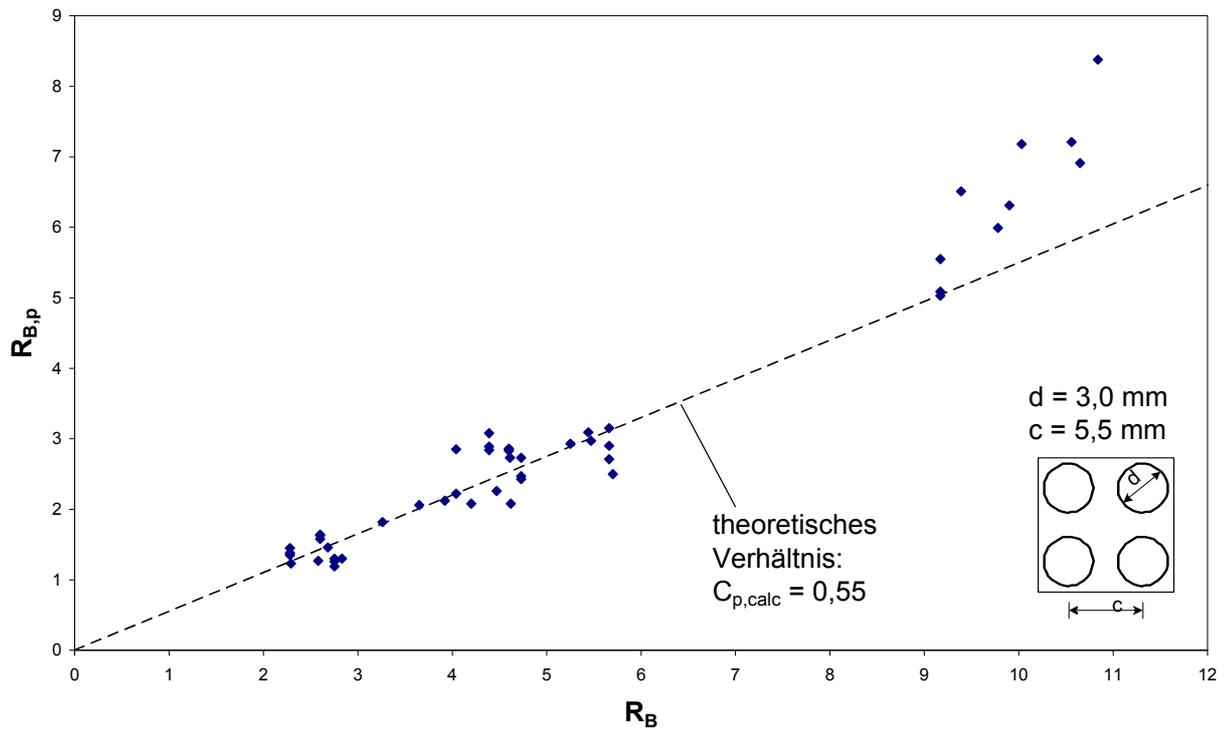


Abbildung 4.21: Vergleich der Ergebnisse der Versuche Zwischenaufleger [kN]

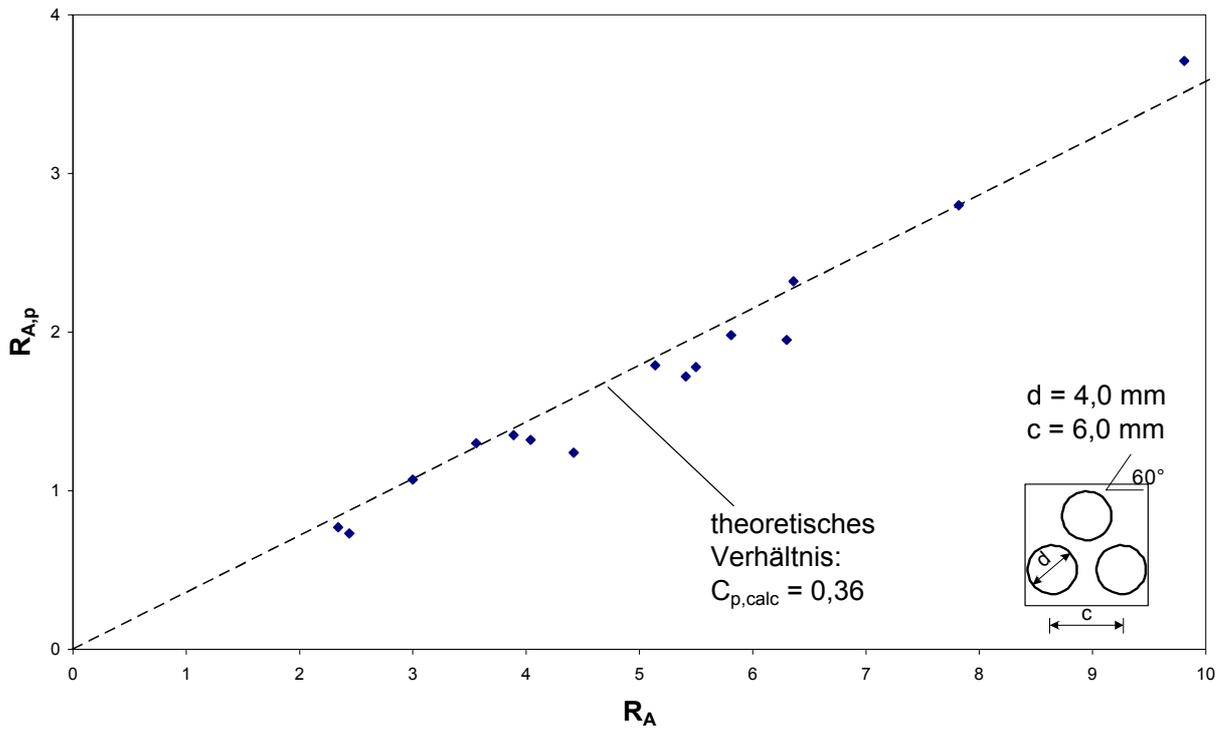


Abbildung 4.22: Vergleich der Ergebnisse der Versuche Endauflager [kN]

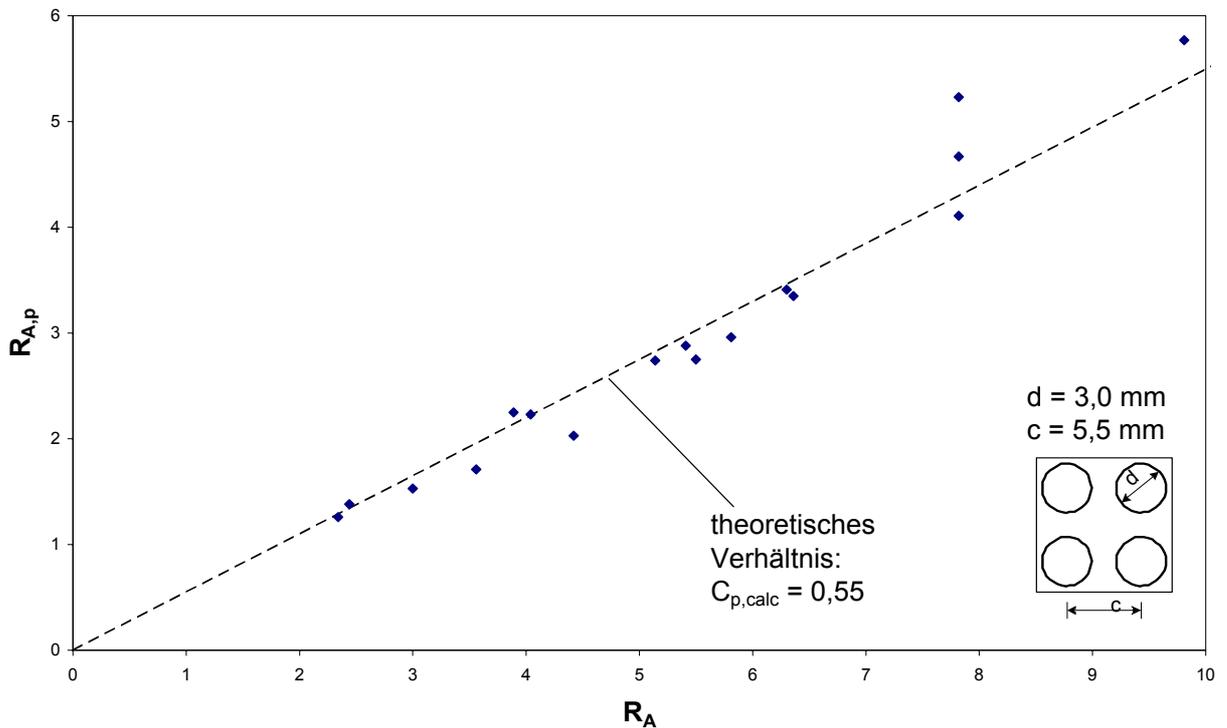


Abbildung 4.23: Vergleich der Ergebnisse der Versuche Endauflager [kN]

Ebenfalls mit aufgenommen wurde das theoretische Verhältnis  $C_p$ , zwischen dem perforierten und dem unperforierten Profil, das sich bei dieser Darstellung als Gerade durch den Ursprung mit der Steigung  $C_p$  ergibt.

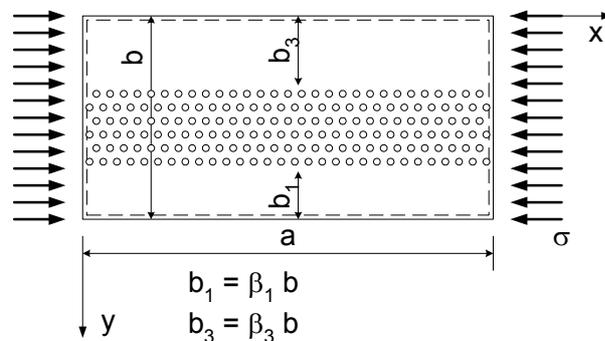
Es zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Theorie und Versuch. Lediglich bei den Versuchen mit größeren End- oder Zwischenauflagerkräften lagen die im Versuch ermittelten  $C_p$ -Werte über dem theoretischen Wert. Es handelt sich dabei jeweils um die Versuche mit Stahlprofilen der Nenndicke 1,00mm. Es ist zu vermuten, dass hier die Werkstoffkennwerte der perforierten Profile stärker von denen der unperforierten Profile abweichen.

## 5 Teilweise perforierte Bleche

### 5.1 Druckbeanspruchung und biegebeanspruchte Stege

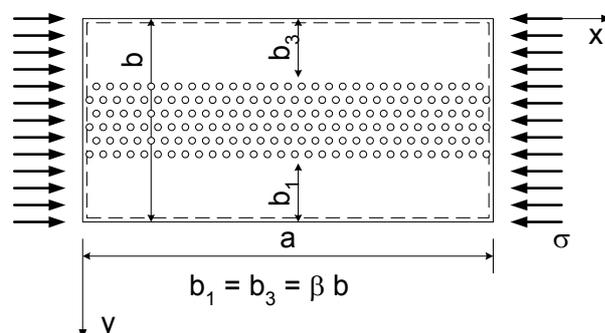
#### 5.1.1 Vorbemerkungen

Bei teilperforierten Feldern oder Blechen handelt es sich vorwiegend um Stege von Trapezprofilen, deren Ober- und Untergurt unperforiert ist. Auch bei Stahlkassettenprofilen findet man teilperforierte Felder, da der breite Gurt in der Regel nicht vollständig perforiert wird. Demzufolge wird auch nur der in Abbildung 5.1 dargestellte allgemeine Fall eines perforierten Feldes betrachtet, d.h. keine Felder, bei dem beide Randbereiche perforiert sind und der mittlere Bereich unperforiert. Zur Beschreibung der unperforierten Flächenanteile der Breite  $b_1$  und  $b_3$  wird eine auf die Gesamtbreite  $b$  bezogene Bezeichnung  $\beta_1$  und  $\beta_2$  eingeführt.



**Abbildung 5.1: Teilperforiertes Feld: allgemeiner Fall**

Zwei wesentliche Sonderfälle sind in Abbildung 5.2 und Abbildung 5.3 dargestellt: Zum einen handelt es sich um den Fall, dass beide unperforierten Bereiche gleich breit sind, ( $\beta_1 = \beta_3 = \beta$ ), zum anderen um den Fall, dass der perforierte Bereich direkt an einen der beiden Ränder grenzt, ( $\beta_3 = 0$ ).



**Abbildung 5.2: Teilperforiertes Feld mit  $\beta_1 = \beta_3 = \beta$**

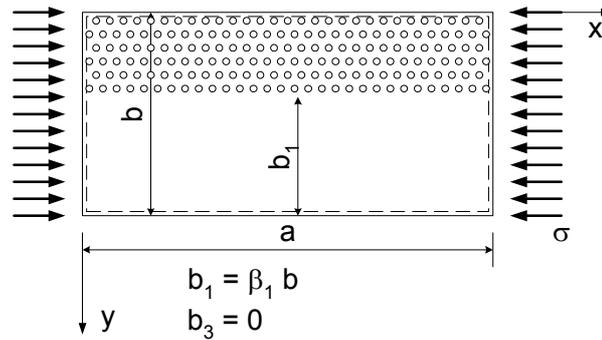


Abbildung 5.3: Teilperforiertes Feld mit  $\beta_3 = 0$

Infolge der Teilperforation kommt es zu einer Spannungsumlagerung innerhalb des Feldes: Perforierte Flächen mit ihrer geringen Dehnsteifigkeit entziehen sich der Beanspruchung, unperforierte Flächen werden dadurch stärker beansprucht.

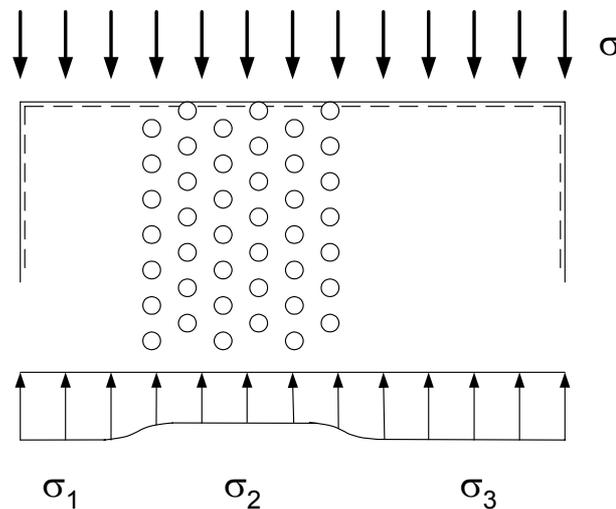


Abbildung 5.4: Spannungsumlagerung in teilperforierten Feldern

Die sich aus einer anliegenden Spannung  $\sigma$  ergebende Spannung  $\sigma_i$  in einer der drei Teilflächen  $b_i$ ,  $i = 1,2,3$  ergibt sich zu

$$\sigma_i = \frac{d_{11,i}}{\beta_1 \cdot d_{11,1} + \beta_2 \cdot d_{11,2} + \beta_3 \cdot d_{11,3}} \cdot \sigma \quad \text{Gl. 5.1}$$

Für die Ermittlung der Tragfähigkeit teilperforierter Flächen wird also im folgenden von einer konstanten Spannungsverteilung aus äußeren Kräften und Momenten ausgegangen. Die ungleichmäßige Verteilung der Spannung innerhalb des Querschnitts wird bei der Ermittlung der Beulwerte  $k_\sigma$  berücksichtigt. Dies hat natürlich auch Einflüsse auf die Ermittlung der Tragfähigkeit.

### 5.1.2 Ideale Beulspannung - Berechnungsverfahren

Zur Ermittlung der Beulwerte der teilperforierten Platten wurde auf das Verfahren der Übertragungsmatrizen zurückgegriffen. Dieses Verfahren bietet sich für die im wesentlichen einachsigen druckbelasteten Platten an, da durch die Formulierung des Beulproblems für einzelne Streifen des Beulfeldes eine direkte geometrische Korrelation zu den als Streifen über die Beulfeldlänge verlaufenden Perforationsbereichen besteht.

Beim Verfahren der Übertragungsmatrizen wird die Differentialgleichung der Biegelinie mittels einer Ansatzfunktion über Teilbereiche approximiert. Die Übertragungsmatrizen lassen die Umrechnung der Randbedingungen von einem Rand des Teilbereiches auf den anderen Rand zu. Sind die Randbedingungen an einem Rand bekannt, lassen sich damit die Randbedingungen für die andere Seite berechnen. Wenn nicht, erhält man ein lineares Gleichungssystem mit vier Unbekannten. Die Übertragung über mehrere Teilbereiche erfolgt durch Multiplikation der zugehörigen Matrizen. Erfolgt diese Übertragung über den ganzen betrachteten Bereich, so läßt sich das Gleichungssystem für den betrachteten Gesamtbereich mittels der vier an den Rändern bekannten geometrischen und statischen Randbedingungen lösen. Man erhält dann durch Rückrechnung eine abschnittsweise definierte Funktion der Biegelinie. Im vorliegenden Fall eines Beulproblems wird durch Nullsetzen der Determinante der über alle Teilfelder aufmultiplizierten Matrix der Beulwert  $k_\sigma$  ermittelt, wobei in der Praxis  $k_\sigma$  so lange variiert wird, bis die Determinante zu Null wird.

Die Formulierung und Aufstellung der Übertragungsmatrizen erfolgt in Anlehnung an [27] und [28], wobei im wesentlichen auch auf die dort verwendete Nomenklatur zurückgegriffen wurde. Für das Biegemoment

$$m_{11} = - \left[ K_{11} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial \xi^2} + K_{12}^* \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial \eta^2} \right] = - \left[ K_{11} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial \xi^2} + (K_{12} + 2 \cdot K_{44}) \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial \eta^2} \right] \quad \text{Gl. 5.2}$$

mit

$$\xi = \frac{x}{b} = \frac{\alpha \cdot x}{a} \quad \text{Gl. 5.3}$$

$$\eta = \frac{y}{b} \quad \text{Gl. 5.4}$$

und

$$K_{12}^* = K_{12} + 2 \cdot K_{44} \quad \text{Gl. 5.5}$$

wird im Folgenden die dimensionslose Formulierung

$$m = k_{11} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial \xi^2} + (k_{12} + 2 \cdot k_{44}) \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial \eta^2} \quad \text{Gl. 5.6}$$

durch Bezug auf die negative Steifigkeit der isotropen Platte

$$m = - \frac{12 \cdot (1 - \nu^2)}{E \cdot t^3} \cdot m_{11} \quad \text{Gl. 5.7}$$

gewonnen. Dieses Vorgehen dient vorwiegend der Vereinfachung und Rechenerleichterung. Gegenüber dem aus [28] bekannten Vorgehen werden die bezogenen effektiven Steifigkeiten  $k_{ij}$  berücksichtigt und mit in die Übertragungsmatrix aufgenommen. Dieses Vorgehen ist eine wesentliche Abweichung vom üblichen Vorgehen. Es bietet den Vorteil, dass beim Übergang zwischen Bereichen unterschiedlicher Steifigkeit beim hier betrachteten Fall gleicher Blechdicke keine Übergangsmatrix erforderlich wird, die ansonsten die Kontinuität der Randbedingungen und Übergangsbedingungen zwischen diesen Bereichen mit eigener Näherungsformulierung sicherstellen

muß. Die Formulierung einer Übergangsmatrix wäre auch aufgrund der Orthotropie problematisch. Analog erhält man für die Querkraft

$$q_1 = - \left[ K_{11} \cdot \frac{\partial^3 w}{\partial \xi^3} + (K_{12} + 2 \cdot K_{44}) \cdot \frac{\partial^3 w}{\partial \xi \partial \eta^2} \right] \quad \text{Gl. 5.8}$$

und für die Ersatzquerkraft

$$q_1^* = q_1 - 2 \cdot K_{44} \cdot \frac{\partial^3 w}{\partial \xi \partial \eta^2} = - \left[ K_{11} \cdot \frac{\partial^3 w}{\partial \xi^3} + (K_{12} + 4 \cdot K_{44}) \cdot \frac{\partial^3 w}{\partial \xi \partial \eta^2} \right] \quad \text{Gl. 5.9}$$

unter Verwendung von

$$q = - \frac{12 \cdot (1 - \nu^2)}{E \cdot t^3} \cdot q_1^* \quad \text{Gl. 5.10}$$

sowie der oben eingeführten bezogenen effektiven Steifigkeiten  $k_{ij}$  die Formulierung

$$q = k_{11} \cdot \frac{\partial^3 w}{\partial \xi^3} + (\nu \cdot k_{12} + 2 \cdot (1 - \nu) \cdot k_{44}) \cdot \frac{\partial^3 w}{\partial \xi \partial \eta^2} \quad \text{Gl. 5.11}$$

Als Ansatzfunktion für die Biegelinie wird die Funktion

$$w(\xi, \eta) = w(\eta) \cdot \sin\left(\frac{m \cdot \pi \cdot \xi}{\alpha}\right) = w(\eta) \cdot \sin(\vartheta \cdot \xi) \quad \text{Gl. 5.12}$$

mit

$$\vartheta = \frac{m \cdot \pi}{\alpha} \quad \text{Gl. 5.13}$$

verwendet, d.h. in Längsrichtung wird vereinfachend eine trigonometrische Ansatzfunktion gewählt. Mit

$$\frac{\partial}{\partial \xi} (\sin(\vartheta \cdot \xi)) = -\vartheta \cdot \cos(\vartheta \cdot \xi) \quad \text{Gl. 5.14}$$

und

$$\frac{\partial^2}{\partial \xi^2} (\sin(\vartheta \cdot \xi)) = -\vartheta^2 \cdot \sin(\vartheta \cdot \xi) \quad \text{Gl. 5.15}$$

sowie der Ansatzfunktion in Querrichtung

$$w(\eta) = f_1 \cdot w(0) + f_2 \cdot \dot{w}(0) + f_3 \cdot m(0) + f_4 \cdot q(0) \quad \text{Gl. 5.16}$$

erhält man die Übertragungs- oder Feldmatrix

$$\begin{pmatrix} w(\eta) \\ \dot{w}(\eta) \\ m(\eta) \\ q(\eta) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} f_{11} & f_{12} & f_{13} & f_{14} \\ f_{21} & f_{22} & f_{23} & f_{24} \\ f_{31} & f_{32} & f_{33} & f_{34} \\ f_{41} & f_{42} & f_{43} & f_{44} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} w(0) \\ \dot{w}(0) \\ m(0) \\ q(0) \end{pmatrix} \quad \text{Gl. 5.17}$$

Mit den Feldfunktionen

$$f_{1i} = f_i \quad \text{Gl. 5.18}$$

$$f_{2i} = \dot{f}_i \quad \text{Gl. 5.19}$$

$$f_{3i} = \ddot{f}_i \cdot k_{11} - \nu \cdot \vartheta^2 \cdot k_{12} \cdot f_i \quad \text{Gl. 5.20}$$

$$f_{4i} = \ddot{f}_i \cdot k_{11} - (\nu \cdot k_{12} + 2 \cdot (1 - \nu) \cdot k_{44}) \cdot g^2 \cdot \dot{f}_i \quad \text{GI. 5.21}$$

Diese Matrix ermöglicht die Übertragung der in einem Randvektor zusammengefassten Randbedingungen vom Querrand  $\eta = 0$  zum gegenüberliegenden Rand des Teilbereichs.

Die Ansatzfunktion in Querrichtung für die Teilbereiche hängt von den Nullstellen  $\lambda$  der charakteristischen Gleichung

$$\lambda^4 - 2g^2 \cdot \lambda^2 \cdot \zeta + g^4 \cdot \left(1 - \frac{\pi^2 \cdot k}{g^2}\right) = 0 \quad \text{GI. 5.22}$$

der nach Einführung der trigonometrischen Ansatzfunktion in Längsrichtung auf eine gewöhnlichen Differentialgleichung vierter Ordnung reduzierten Differentialgleichung ab. Es sind die folgenden Fälle zu unterscheiden:

$$1 - \frac{\pi^2}{g^2} \cdot k < 0 \quad \text{GI. 5.23}$$

$$1 - \frac{\pi^2}{g^2} \cdot k = 0 \quad \text{GI. 5.24}$$

$$0 < 1 - \frac{\pi^2}{g^2} \cdot k < \zeta^2 \quad \text{GI. 5.25}$$

$$1 - \frac{\pi^2}{g^2} \cdot k = \zeta^2 \quad \text{GI. 5.26}$$

$$1 - \frac{\pi^2}{g^2} \cdot k > \zeta^2 \quad \text{GI. 5.27}$$

Der Faktor  $k$  beschreibt dabei das Verhältnis zwischen der Beanspruchung  $\sigma$  und der Eulerspannung  $\sigma_e$ :

$$k = \frac{\sigma}{\sigma_e} \quad \text{GI. 5.28}$$

Den fünf Fällen werden die fünf Matrizen A bis D und G zugeordnet. Die einzelnen Übertragungsmatrizen sowie die zugehörigen Parameter sind in Anhang C zusammengefasst. Der Einfluss der reduzierten Steifigkeit wurde über die Parameter  $k_{ij}$  direkt in die Übertragungsmatrizen einbezogen. Abbildung 5.5 zeigt den Gültigkeitsbereich der einzelnen Matrizen in Abhängigkeit vom Faktor  $k$  und von der Steifigkeitsziffer  $\zeta$ .

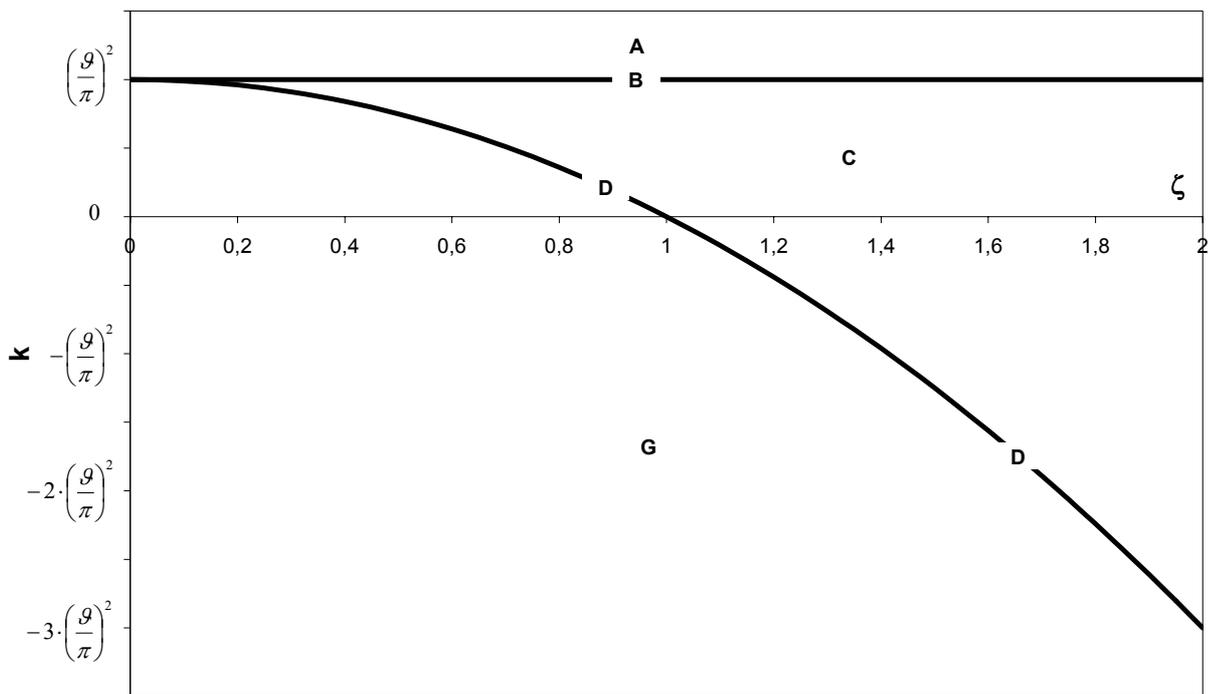


Abbildung 5.5: Gültigkeitsbereich der Matrizen A bis D und G

Das teilperforierte Gesamtfeld und damit die perforierten oder unperforierten Teilbereiche werden in Streifen zerlegt, für die jeweils ausgehend von einer angenommenen Beanspruchung  $k$  die zugehörige Steifigkeitsmatrix ermittelt wird. Diese über eine Zerlegung des Gesamtfeldes in Streifen für die Teilbereiche perforiert/unperforiert ermöglicht im weiteren Verlauf die Erfassung von aufgrund Randspannungsverhältnissen  $\psi \neq 1,0$  linear über die Plattenbreite veränderlicher Spannungsverläufe durch eine Treppenfunktion. Durch Multiplikation der Steifigkeitsmatrizen der einzelnen Streifen ergibt sich die Gesamtfeldmatrix  $M$ . Der Beulwert  $k_\sigma$  des Gesamtfeldes wird iterativ durch Variation des Faktors  $k$  bestimmt:

$$\det(M(k)) = 0 \Rightarrow k \equiv k_\sigma \quad \text{Gl. 5.29}$$

Dabei wird  $k_\sigma$  durch Bezug auf einen Referenzbereich definiert. Hierfür wird das unperforierte Feld mit der Gesamtbreite des Beulfeldes  $b$  herangezogen. Für die Streifen der perforierten Teilbereiche ist demnach die Beanspruchung mit

$$k' = \frac{k}{k_{11}} \quad \text{Gl. 5.30}$$

anzusetzen, d.h. diese muß im Verhältnis der Eulerspannungen  $\sigma_e$  reduziert werden. Der Faktor  $k$  ist demnach für das Gesamtfeld definiert. Einzelne Streifen können davon abweichende Beanspruchungen aufweisen. Bei Randspannungsverhältnissen  $\psi \neq 1,0$ , bei denen die lineare Spannungsverteilung durch eine Treppenfunktion idealisiert wird, wird die Beanspruchung eines Streifens durch Auswertung der linearen Spannungsverteilung in Streifenmitte ermittelt. Des weiteren erfolgt eine Anpassung der Beanspruchung aller Teilbereiche mittels Gl. 5.1. Diese berücksichtigt

die Umlagerung über die Gesamtfeldbreite infolge der über die Breite unterschiedlichen Dehnsteifigkeit.

Durch Einführung des bezogenes Seitenverhältnisses

$$\alpha' = \frac{\alpha}{m} \quad \text{GI. 5.31}$$

müssen die Beulwerte nur für  $m = 1$  bestimmt werden, da sich die Beulwerte für andere Halbwellenzahlen damit übertragen lassen. In der Regel erfolgt eine weitere Beschränkung auf die jeweiligen Kleinstwerte von  $k_\sigma$  am Tiefpunkt der Girlandenkurve  $k_\sigma = f(\alpha)$ .

### 5.1.3 Einfluss der Breite der Teilperforation

Es wird im Folgenden zunächst davon ausgegangen, dass der perforierte Bereich mit Breite  $\beta_2$  zentrisch in der Mitte der Beulfeldbreite  $\beta = 1$  liegt, d.h. es gilt  $\beta_1 = \beta_3$ . Als Grenzfälle können dann das vollperforierte Feld mit  $\beta_2 = 1$  und  $\beta_1 = \beta_3 = 0$  sowie das unperforierte Feld mit  $\beta_2 = 0$  und  $\beta_1 + \beta_3 = 1$  herangezogen werden. Um den Einfluss der zunehmenden Breite  $\beta_2$  auf den Beulwert darzustellen, wird eine Hilfsfunktion

$$B(\beta_1 + \beta_3) = \frac{k_{\sigma,lp}(\beta_1 + \beta_3) - k_{\sigma,p}}{k_\sigma - k_{\sigma,p}} \quad \text{GI. 5.32}$$

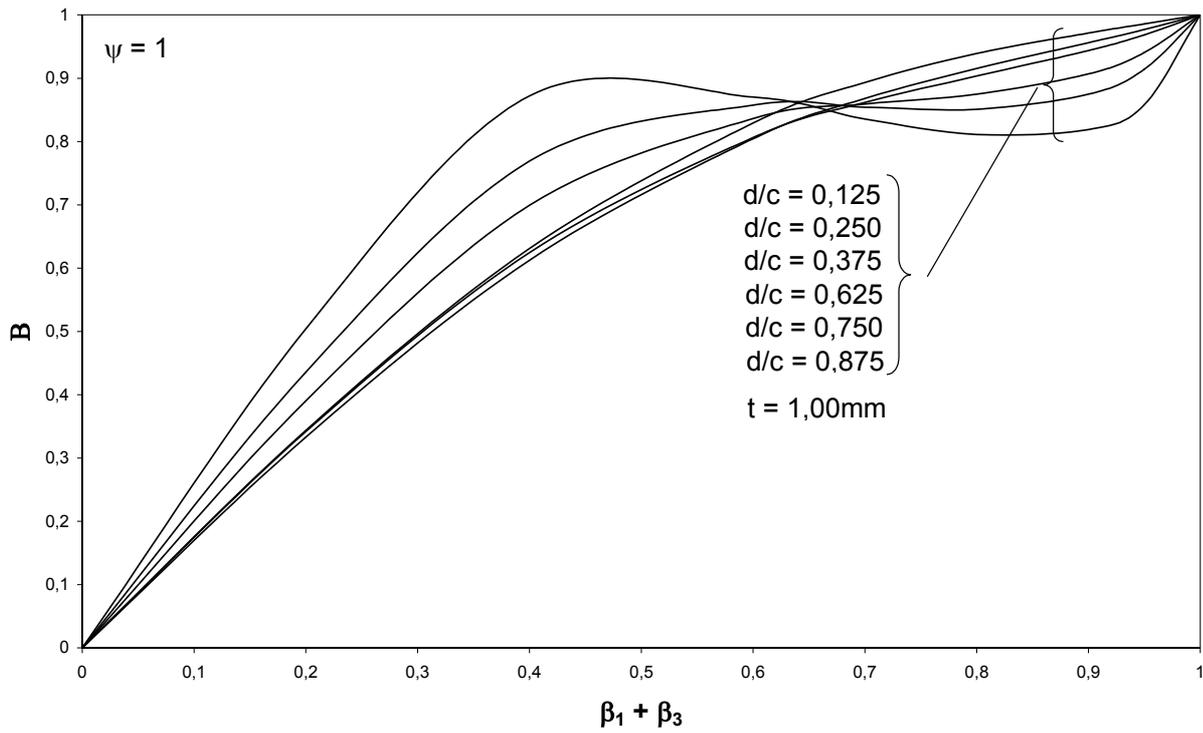
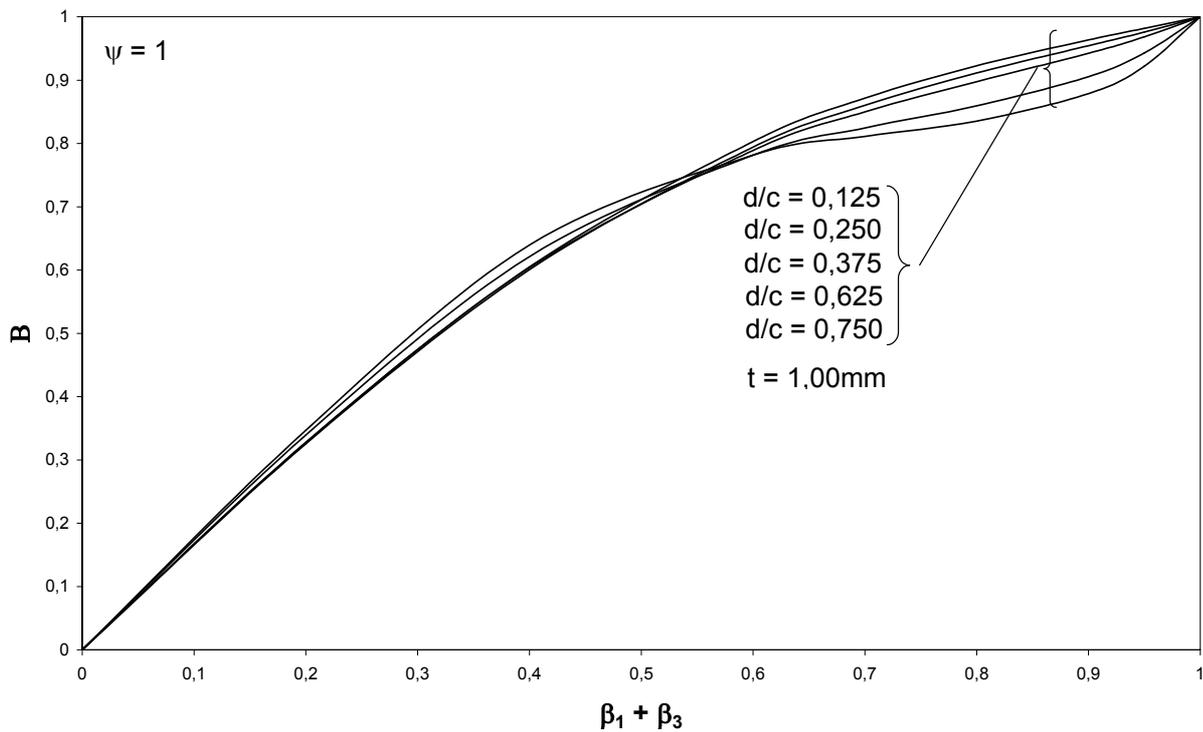
mit

$$k_{\sigma,p} = k_{\sigma,p}(\beta_1 + \beta_3 = 0) \quad \text{GI. 5.33}$$

und

$$k_\sigma = k_\sigma(\beta_1 + \beta_3 = 1) \quad \text{GI. 5.34}$$

herangezogen. Mit dieser Hilfsfunktion lässt sich die Zunahme des Beulwertes mit zunehmender Breite des unperforierten Randes bezogen auf die Differenz der Beulwerte des unperforierten und des vollperforierten Feldes darstellen. Für das vollperforierte Feld erhält man  $B = 0$ , für das unperforierte Feld  $B = 1$ . Die Hilfsfunktion beschreibt also die Zunahme des Beulwertes zwischen den beiden als bekannt vorausgesetzten Werten. Der Wert der Hilfsfunktion kann damit über  $\beta_1 + \beta_3$  aufgetragen werden.

Abbildung 5.6: Dreieckiges Lochraster:  $\psi = 1$ Abbildung 5.7: Quadratisches Lochraster unter  $0^\circ$ :  $\psi = 1$

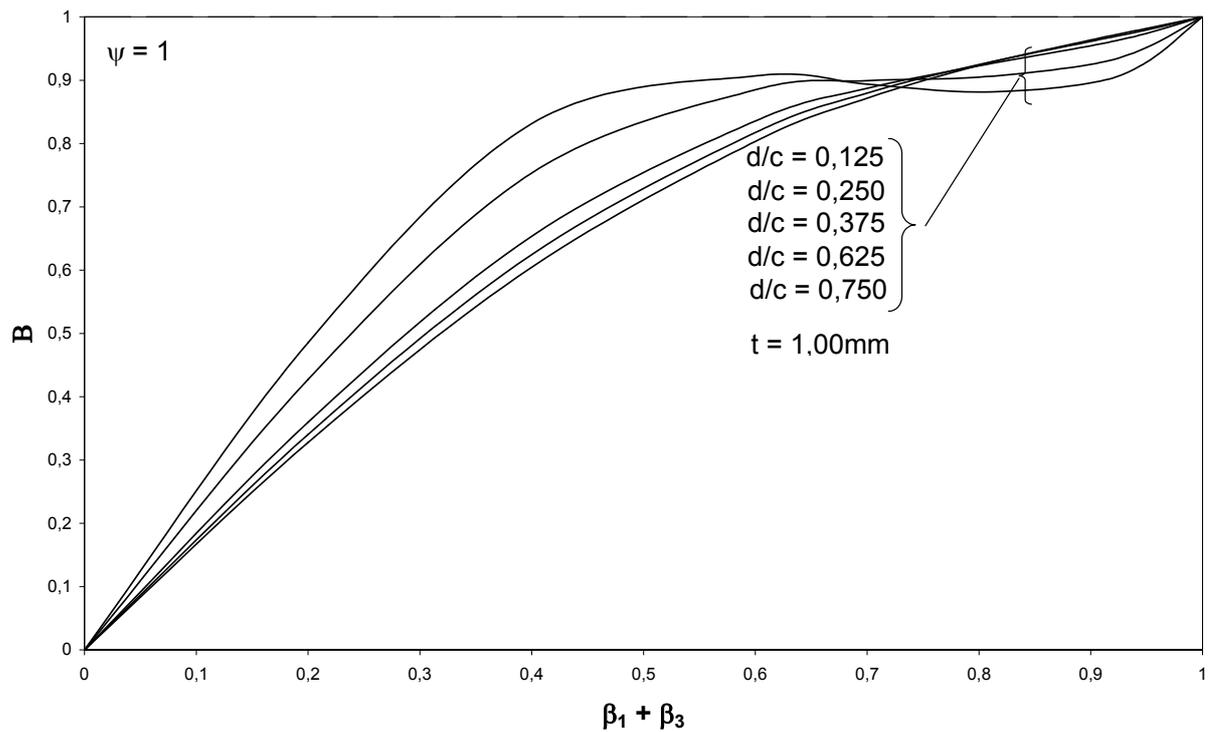


Abbildung 5.8: Quadratisches Lochraster unter  $45^\circ$ :  $\psi = 1$

Beschränkt man sich zunächst auf den Fall  $\psi = 1$ , so kann man in Abbildung 5.6 bis Abbildung 5.8 erkennen, dass der Beulwert mit Zunahme der Breite der unperforierten Ränder zuerst stark ansteigt. Während für den Fall eines unter  $0^\circ$  zur Belastung ausgerichteten quadratischen Lochrasters mit  $\zeta < 1$  das Verhältnis  $d/c$  nahezu keinen Einfluss auf den Grad der Zunahme des Beulwertes hat ist beim unter  $45^\circ$  ausgerichteten quadratischen Lochraster mit  $\zeta > 1$  ein ausgeprägter Einfluss des Verhältnisses  $d/c$  zu erkennen. Mit zunehmendem Verhältnis  $d/c$  und damit auch zunehmendem  $\zeta$  ist der Anstieg des Beulwertes ausgeprägter. Das dreieckige Lochraster nimmt eine Zwischenstellung ein: Obwohl auch hier ein zunehmendes Verhältnis  $d/c$  zu einem ausgeprägteren Anstieg des Beulwertes führt, ist dieser ausgeprägtere Anstieg erst bei Verhältniswerten  $d/c > 0,5$  signifikant, wobei jedoch für das dreieckige Lochraster aufgrund der Isotropie  $\zeta = 1$  unabhängig vom Verhältnis  $d/c$  gilt.

Für größere Werte  $\beta_1 + \beta_3$  (etwa  $\beta_1 + \beta_3 > 0,65$  bis  $0,8$ ) ist mit zunehmendem Verhältnis  $d/c$  eine geringere Zunahme verbunden, wenn es nicht sogar zu einem Abfall des Beulwertes kommt. Die Kurven für große Verhältnisse  $d/c$  des dreieckigen Lochrasters und des unter  $0^\circ$  ausgerichteten quadratischen Lochrasters besitzen bei  $0,8 < \beta_1 + \beta_3 < 0,9$  ein lokales Minimum.

Bei der Interpretation der Verläufe müssen mehrere Effekte berücksichtigt werden, die sich überlagern:

Zum einen verteilt sich die Belastung entsprechend der unterschiedlichen Dehnsteifigkeit der perforierten und unperforierten Teilfelder über die Breite  $b$ . Dies führt zu einer Zunahme der Belastung in den unperforierten Randbereichen. Abbildung 5.9 und Abbildung 5.10 zeigen die Lage der beiden Teilresultierenden bei Entlastung des mittleren Feldbereiches infolge Teilperforation des-

selben. Dieser Effekt ist offensichtlich besonders bei den Lochrastern mit großen  $d/c$ -Verhältnis ausgeprägt, die eine geringe bezogene Dehnsteifigkeit  $d_{11}$  besitzen. Verlagert sich die Belastung in die steiferen Bereiche, steigt die Beulspannung und damit der Beulwert an. Die Beulspannung des Gesamtfeldes ist nach oben hin dadurch beschränkt, dass die größere Belastung der Randbereiche für das Beulen maßgebend wird. Für den perforierten Bereich wirken die unperforierten Randbereiche schon bei geringer Ausdehnung wie eine die (Teil-)Feldränder stabilisierende Drehfeder oder Einspannung.

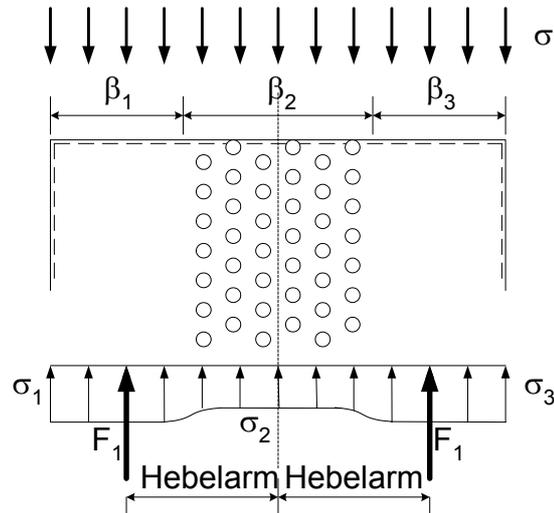


Abbildung 5.9: Hebelarmmodell für  $\psi = 1$

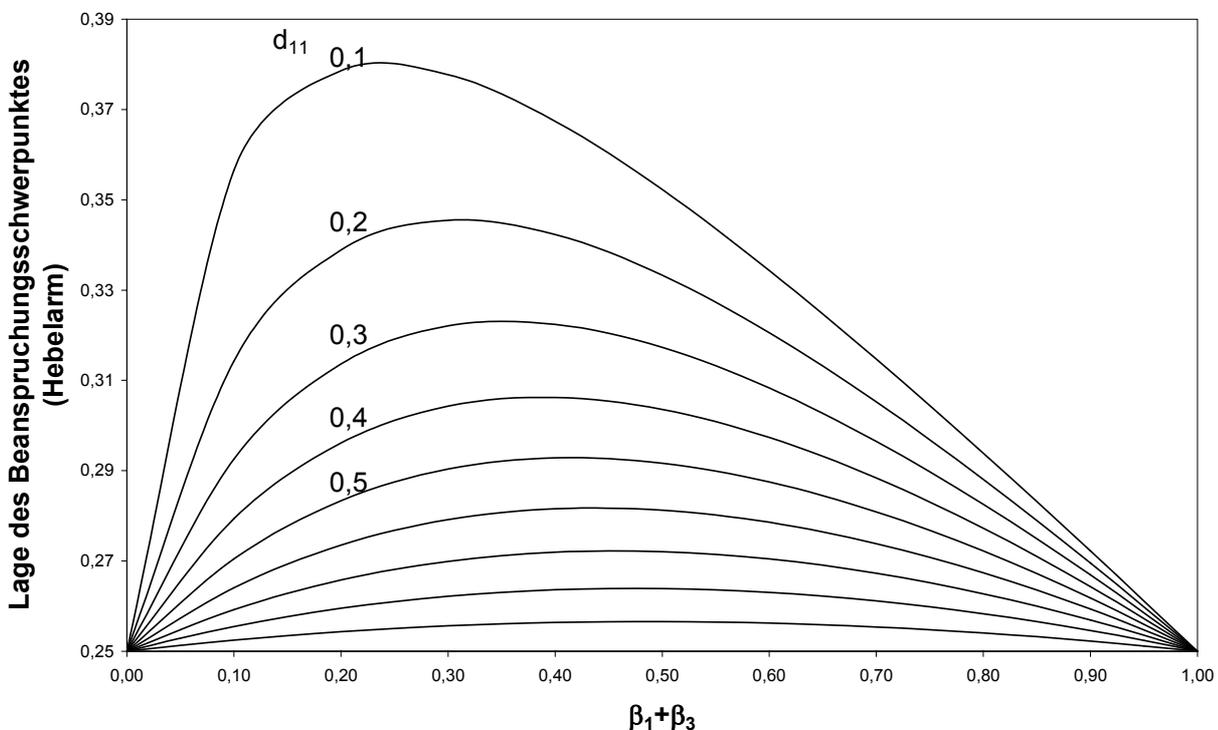


Abbildung 5.10: Hebelarmmodell: Lage der Beanspruchungsschwerpunkte für unterschiedliche bezogene Steifigkeiten  $d_{11}$

Mit diesen Mechanismen lassen sich die Anfangsbereiche der Kurven prinzipiell erklären. Nicht berücksichtigt wurde bisher der Grund für den starken Anstieg der Beulwerte bei den unter  $45^\circ$  gegenüber der Belastungsrichtung gedrehten quadratischen Lochrastern. Hier zeigt sich der Einfluss der Orthotropie des perforierten Bereichs, genauer gesagt der Unterschiede in den bezogenen Steifigkeiten  $d_{11}$  und  $k_{11}$ . Während sich für das unter  $0^\circ$  ausgerichtete quadratische Lochraster bezogene Dehnsteifigkeiten  $d_{11}$  ergeben, die in etwa den bezogenen Biegesteifigkeiten  $k_{11}$  entsprechen (Abbildung 5.12), liegen die bezogenen Dehnsteifigkeiten des unter  $45^\circ$  ausgerichteten quadratischen Lochrasters (wie auch beim dreieckigen Lochraster) unter den Werten für die bezogene Biegesteifigkeit (Abbildung 5.11 und Abbildung 5.13). Dies bedeutet, dass bei den unter  $45^\circ$  ausgerichteten quadratischen Lochrastern eine überproportionale Entlastung der perforierten Bereiche erfolgt. Die Abnahme der Beanspruchung der perforierten Bereiche liegt also über der Abnahme der Beanspruchbarkeit, in diesem Fall der für das Beulen maßgebenden bezogenen Biegesteifigkeit. Umgekehrt erfolgt dementsprechend eine überproportionale Zunahme der Beanspruchung der unperforierten Bereiche. Dieses Missverhältnis nimmt bei den unter  $45^\circ$  ausgerichteten quadratischen Lochrastern mit dem Verhältnis  $d/c$  zu. Letztlich führt die Entlastung der für das Beulen maßgeblichen Bereiche in Beulfeldmitte zu einem Anstieg des Beulwertes, da gerade diese maßgeblichen Bereiche entlastet werden. Auch hier handelt es sich um einen indirekt aus der Belastungsverteilung infolge geringerer Steifigkeit des teilperforierten Feldes resultierenden Effekt, der jedoch eher sekundärer Natur ist, da er durch die unterschiedliche Umverteilung unter Kraft- und Momentenbelastung gesteuert wird.

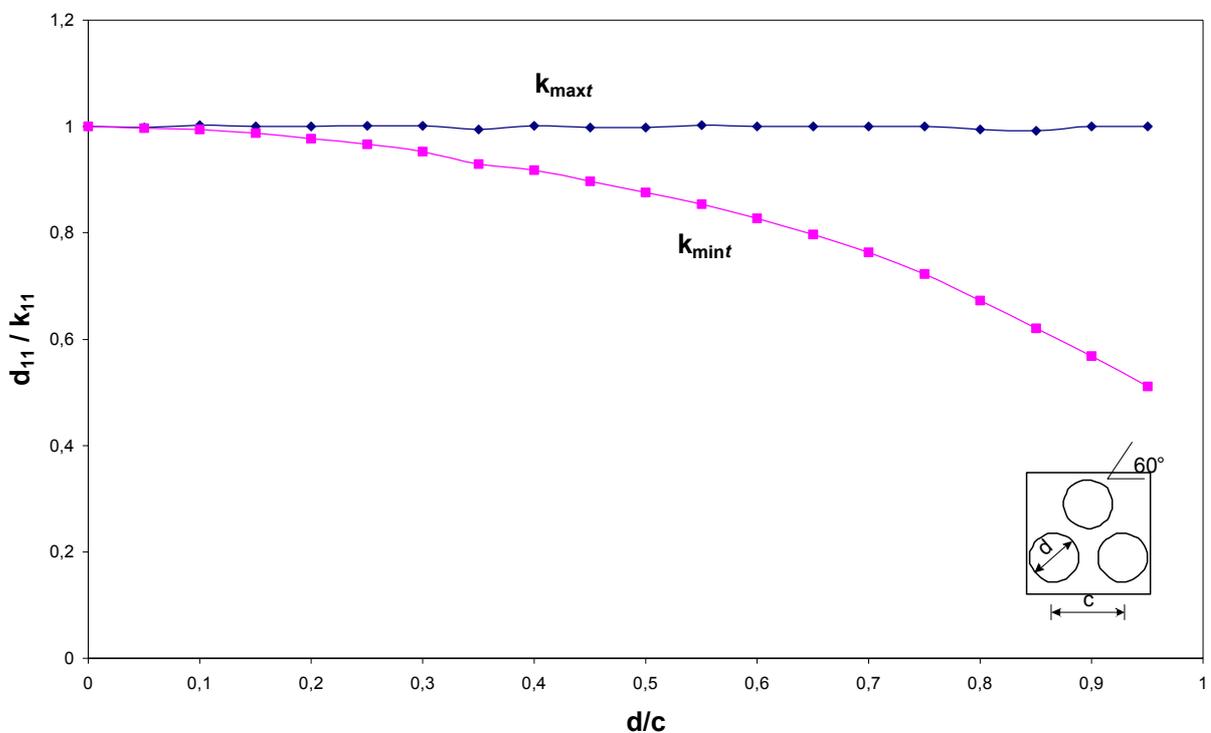


Abbildung 5.11: Verhältnis  $d_{11}/k_{11}$  für dreieckiges Lochraster

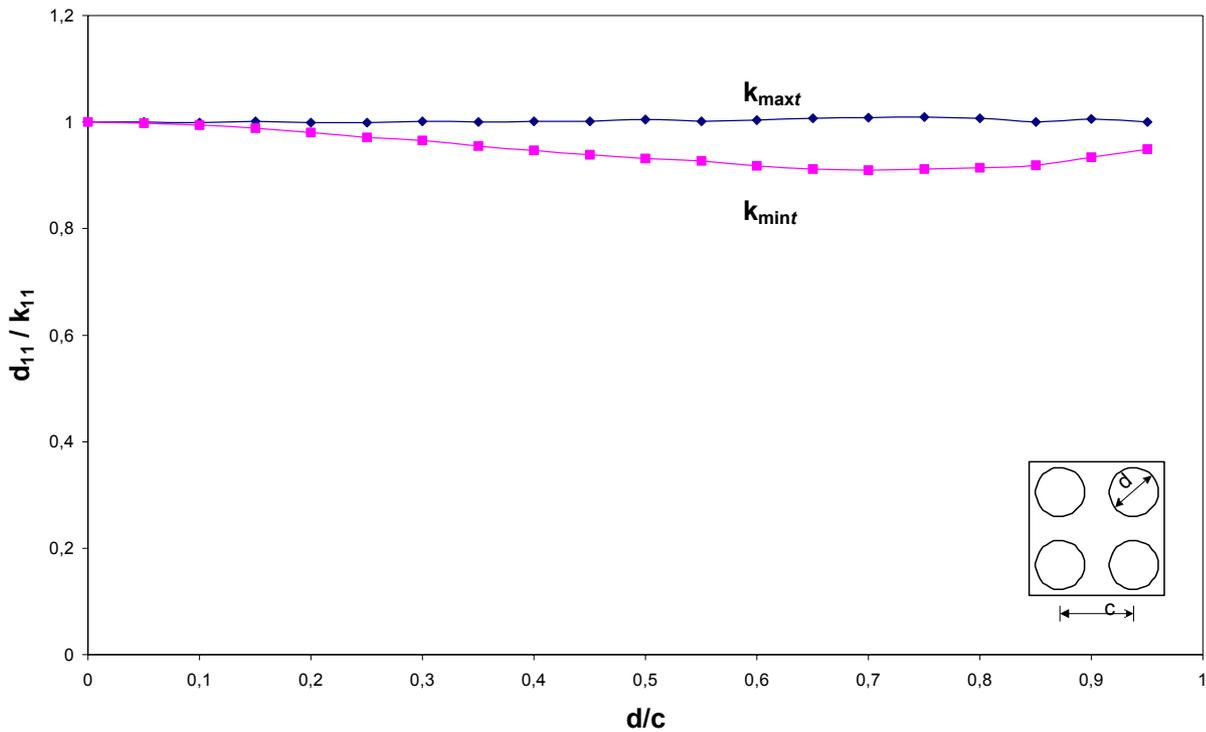


Abbildung 5.12: Verhältnis  $d_{11}/k_{11}$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

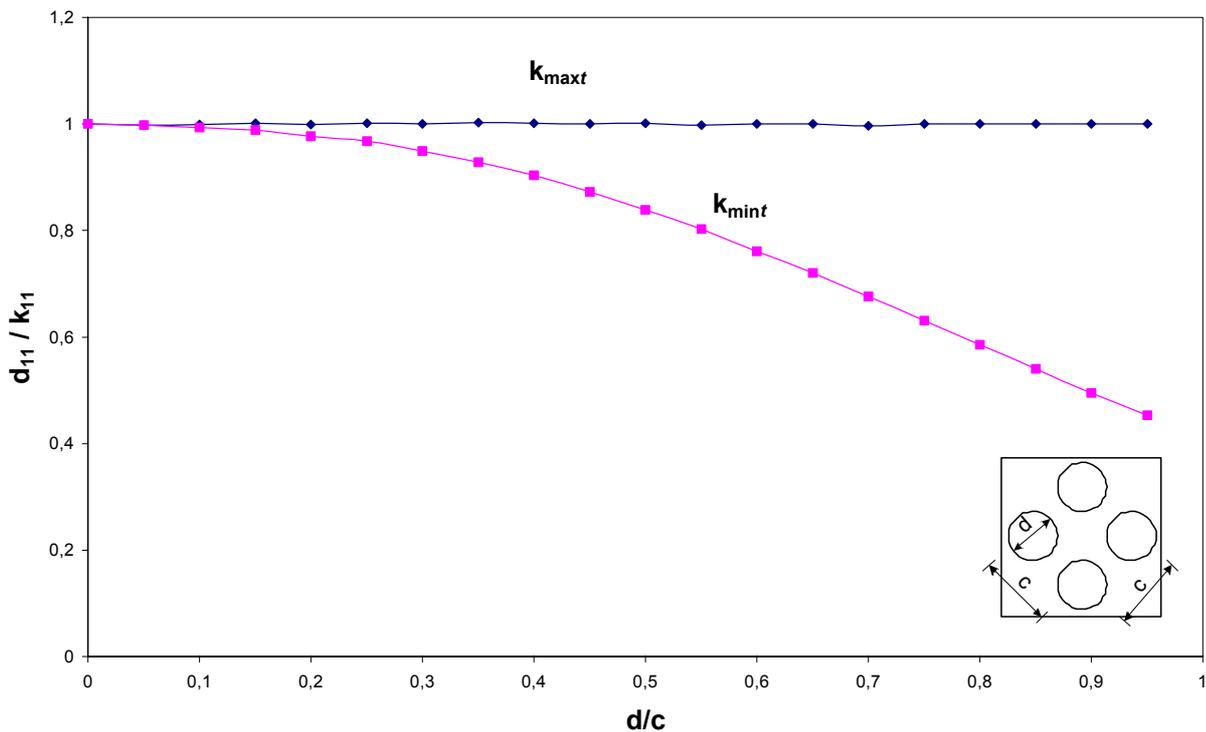


Abbildung 5.13: Verhältnis  $d_{11}/k_{11}$  für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

Im Bereich kleiner teilperforierter Flächenanteile  $\beta_2$  zeigt sich ein weiterer Effekt. Bei schmalen perforierten Bereichen (etwa  $0,0 < \beta_2 < 0,2$ ) mit geringer Biegesteifigkeit (d.h. großem Verhältnis  $d/c$ ) werden zwischen den beiden unperforierten Teilfeldern keine Biegemomente mehr übertragen. Der perforierte Bereich wirkt wie ein Gelenk. Als theoretischer Grenzfall beult das Feld wie

ein Beulfeld mit einem freien, jedoch gestützten Rand und mit halber Feldbreite. Diese erklärt den Einbruch des Beulwertes für große  $d/c$ -Werte im Bereich großer Werte  $\beta_1 + \beta_3$ .

Für  $\psi = -1$  (Abbildung 5.14 bis Abbildung 5.16) gelten die gleichen Anmerkungen wie für  $\psi = 1$ . Ein kleine perforierte mittlere Teilfläche führt zunächst zu einem Anstieg des Beulwertes. Für den Bereich  $0,3 < \beta_1 + \beta_3 < 0,6$  bis  $0,7$  zeigt sich ein Stagnationsbereich oder sogar ein leichter Abfall des Beulwertes. Oberhalb dieses Bereiches nimmt der Beulwert stetig und schließlich nahezu linear zu.

Für den Anstieg im Bereich von  $0 < \beta_1 + \beta_3 < 0,3$  sind wiederum sowohl Umverteilungen der Belastung innerhalb des Feldes als auch die stabilisierende Wirkung der Ränder verantwortlich. Der Einfluss der Stabilisierung überwiegt sicherlich, da er im Bereich der maximalen Beanspruchung wirkt. Der Einfluss der Belastungsumlagerung in Verbindung mit einer unterschiedlichen Entwicklung der beiden bezogenen Steifigkeiten  $d_{11}$  und  $k_{11}$  kann insbesondere bei den Flächen mit sehr geringer bezogener Dehnsteifigkeit  $d_{11}$  (unter  $45^\circ$  ausgerichtetes quadratisches Lochraster) gut nachvollzogen werden: Hier zeigt sich ein sehr ausgeprägter Anstieg des Beulwertes.

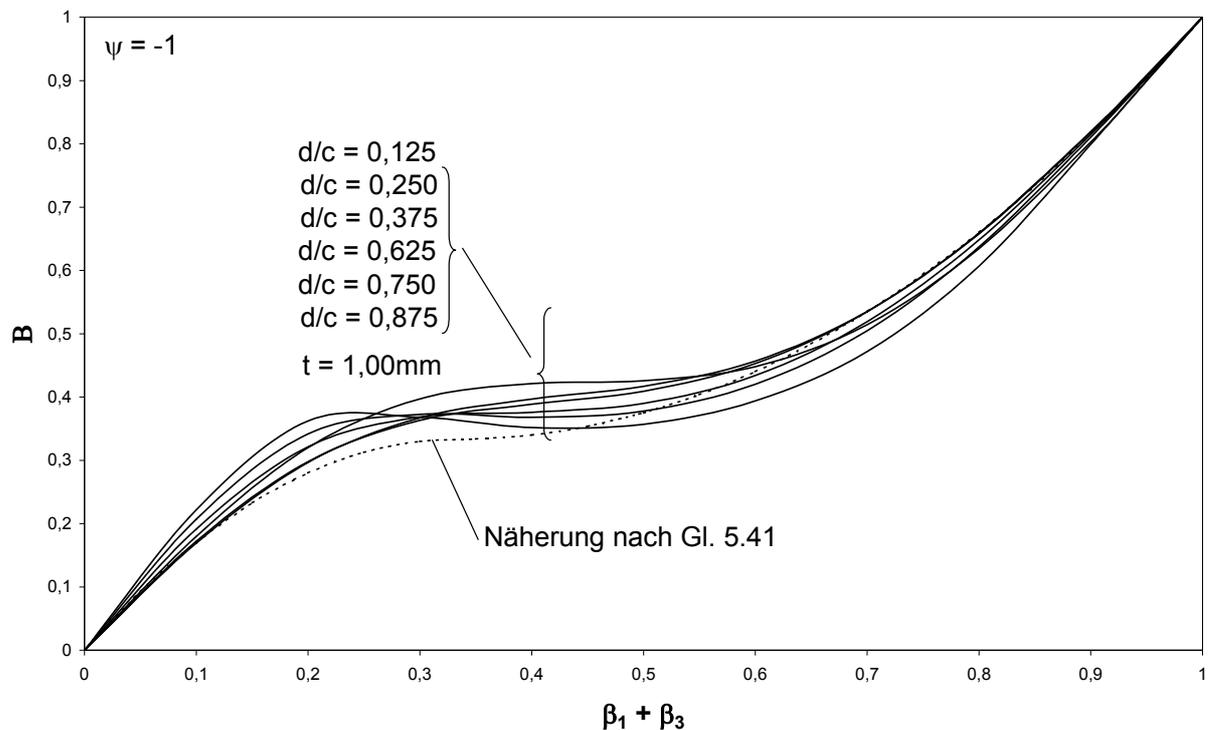
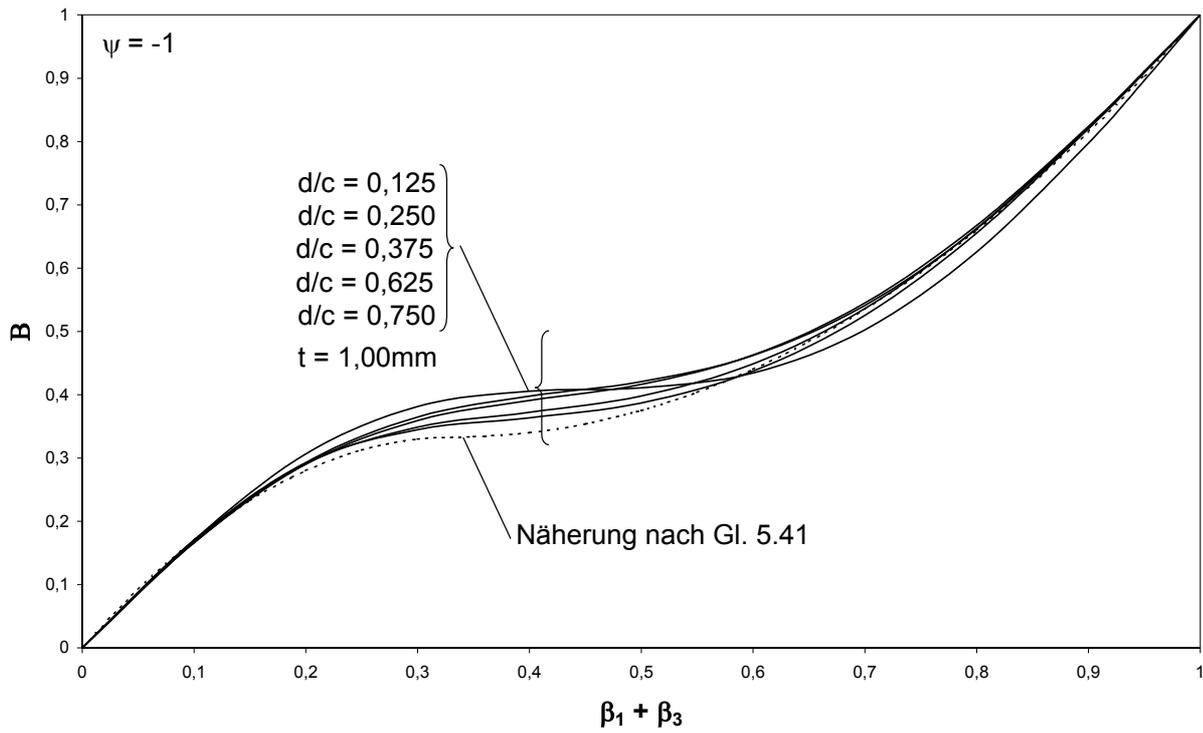
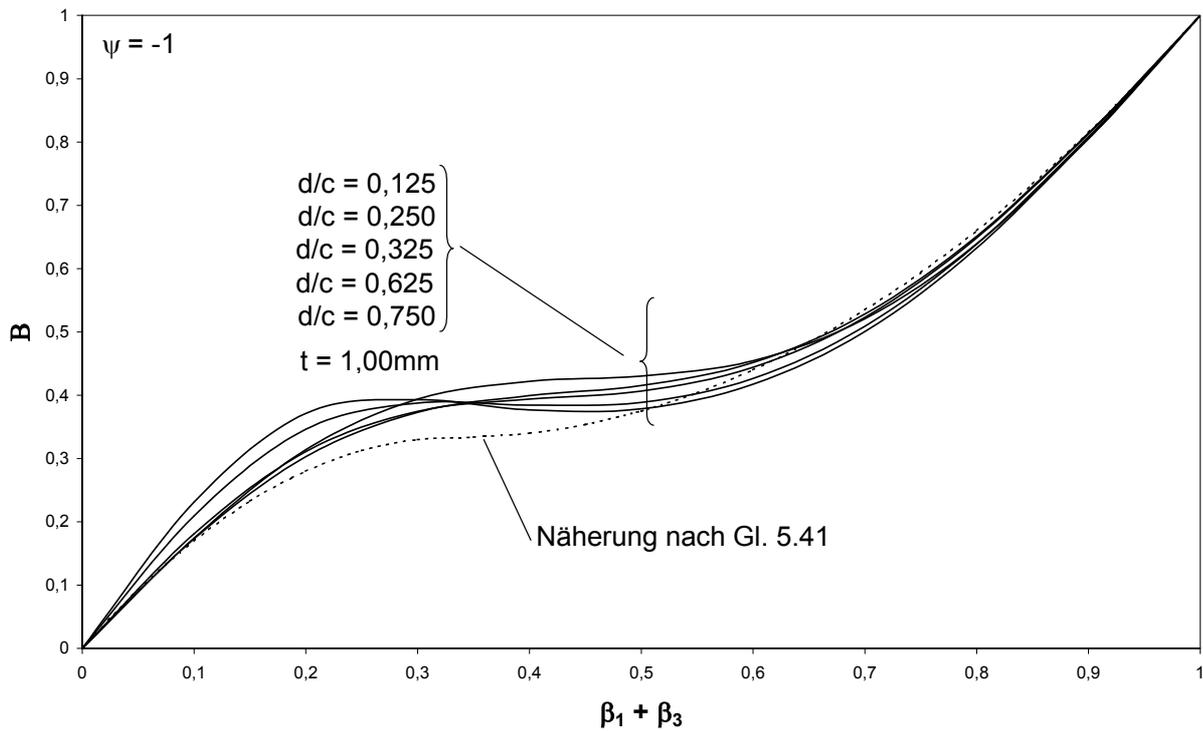
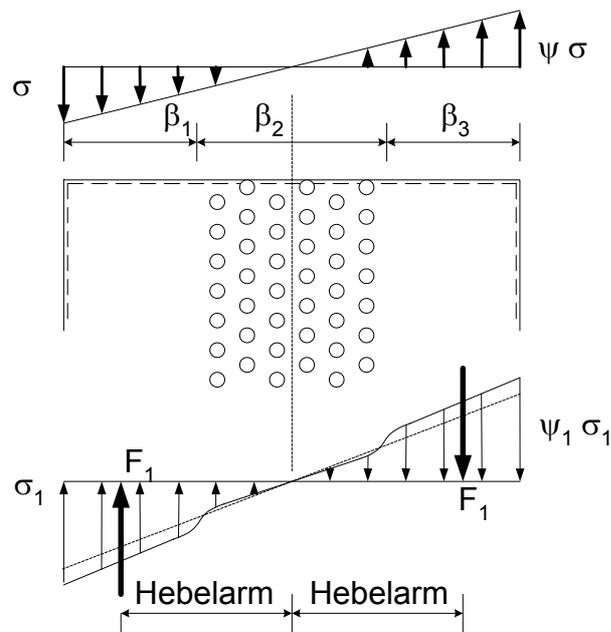
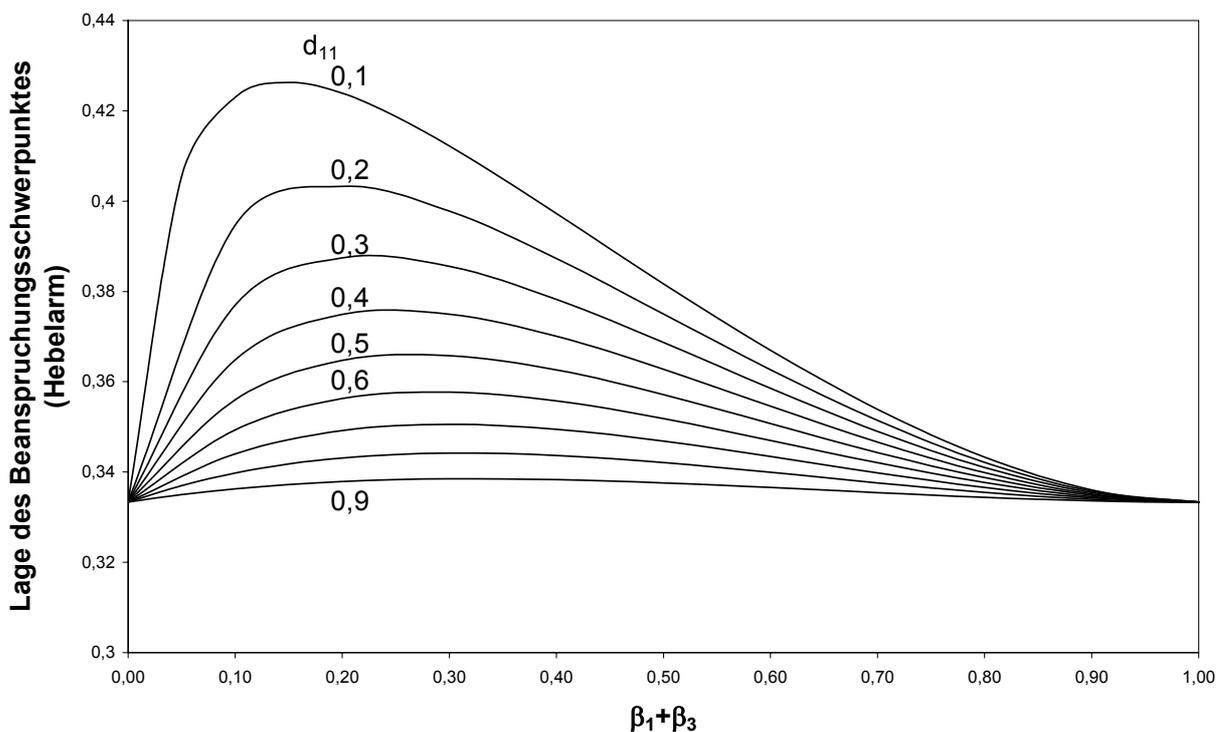


Abbildung 5.14: Dreieckiges Lochraster:  $\psi = -1$

Abbildung 5.15: Quadratisches Lochraster unter  $0^\circ$ :  $\psi = -1$ Abbildung 5.16: Quadratisches Lochraster unter  $45^\circ$ :  $\psi = -1$

Abbildung 5.17: Hebelarmmodell für  $\psi = -1$ Abbildung 5.18: Hebelarmmodell: Lage der Beanspruchungsschwerpunkte für unterschiedliche bezogene Steifigkeiten  $d_{11}$ 

Nach Erreichen eines Maximums fällt der Beulwert wieder ab: Die Umlagerung auf die Randbereiche hat eine obere Grenze überschritten, wie auch aus der Darstellung der Lage des Kräfte-schwerpunktes der Resultierenden  $F_1$  ersichtlich wird. Im un- oder vollperforierten Fall beträgt der Abstand zur Feldmitte ein Drittel der Feldbreite. Mit Abnahme der Breite des perforierten Bereiches steigt der innere Hebelarm der Teilresultierenden zuerst an, um bei einem Wert  $\beta_1 + \beta_3$  von etwa 0,2 (für kleine  $d_{11}$ ) bis 0,35 (für große Verhältnisse  $d_{11}$ ) sein Maximum zu erreichen. Danach

kommt es zwischen 0,2 bis  $0,35 < \beta_1 + \beta_3 < 1,0$  wieder zu einem Abfall auf ein Drittel der Feldbreite. Der maximale Hebelarm nimmt dabei mit abnehmender bezogener Dehnsteifigkeit  $d_{11}$  stark zu. Generell gilt: je kleiner  $d_{11}$ , desto größer die Umlagerung und damit desto größer der Hebelarm der Teilresultierenden. Mit zunehmendem Hebelarm der Teilresultierenden sinkt umgekehrt wiederum die Größe derselben.

Der Wert der Hilfsfunktion B nimmt mit zunehmendem  $d/c$  grundsätzlich ab: Mit zunehmendem  $d/c$  nimmt der Hebelarm weniger zu, d.h. die Teilresultierende ist größer und liegt tendenziell näher am schwächeren, perforierten Bereich. Der Abstand von der Feldmitte spielt aber eine geringere Rolle als beim Fall  $\psi = 1$ , da in Feldmitte die geringer belasteten Bereiche liegen.

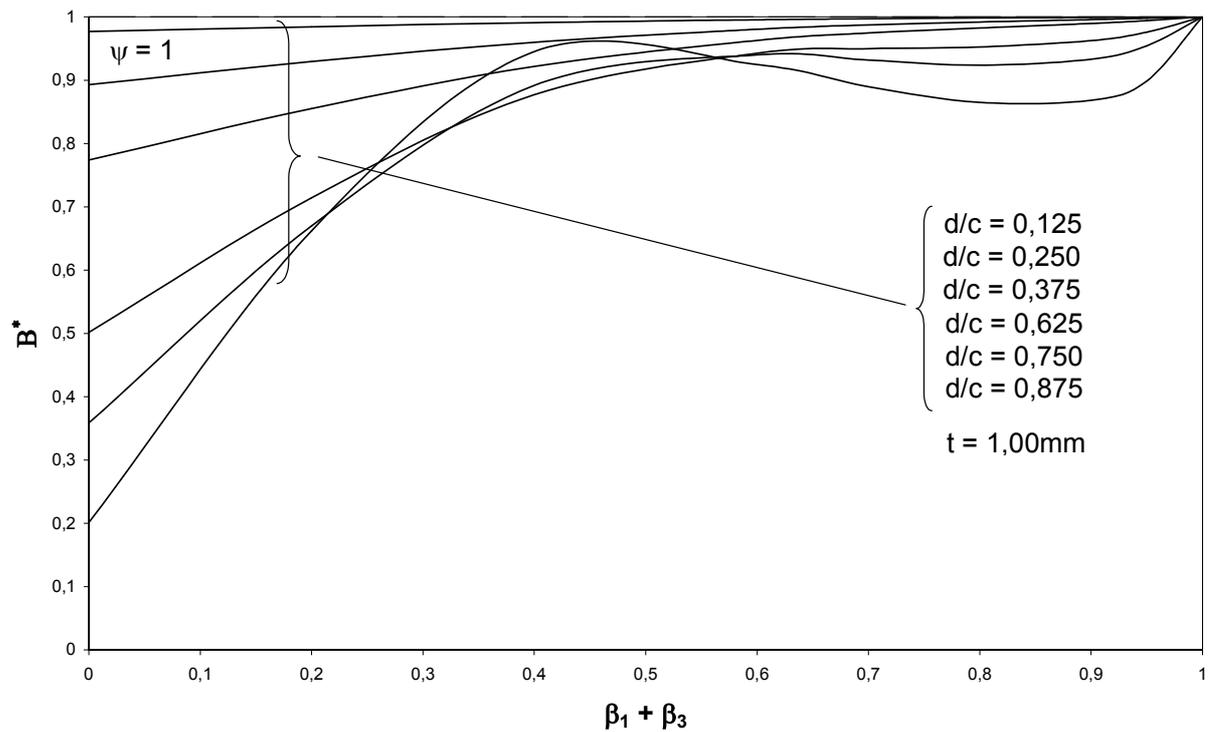
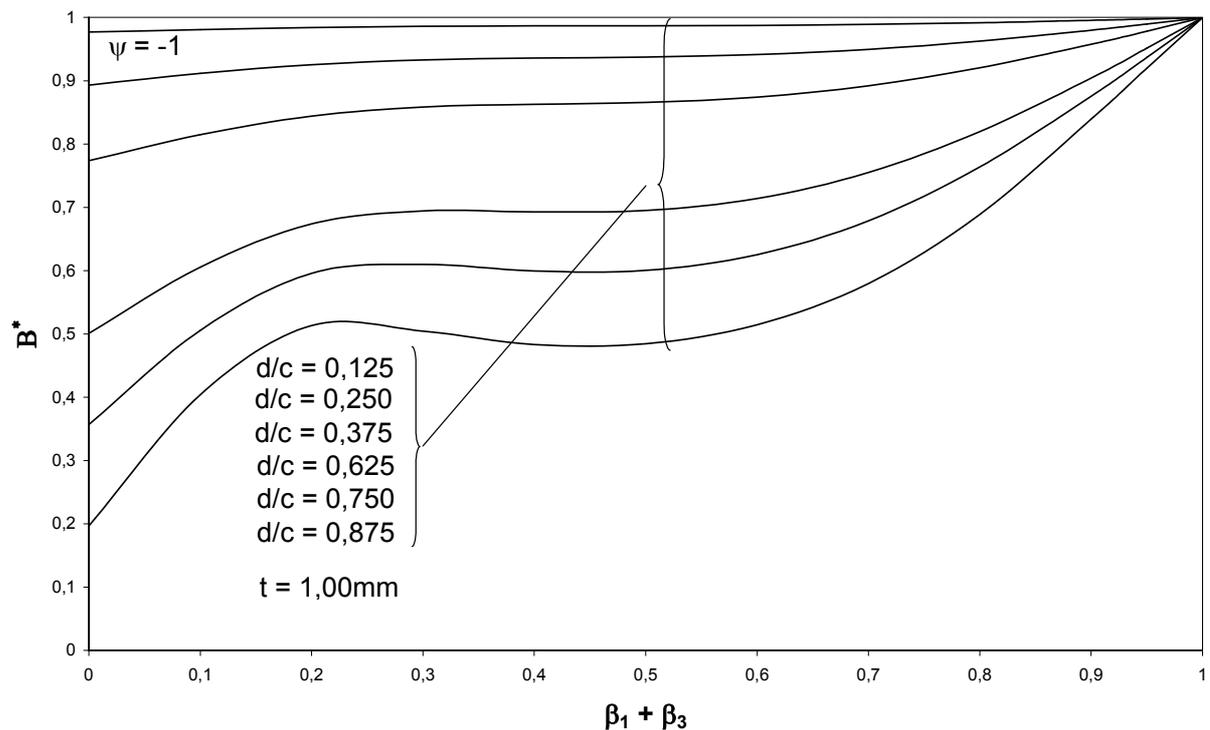
Auch hier ist der Effekt des unterschiedlichen Verlaufs der bezogenen Steifigkeiten  $d_{11}$  und  $k_{11}$  für die unterschiedlichen Lochraster erkennbar: Fällt  $d_{11}$  stärker als  $k_{11}$  ab, kommt es zu einem verstärkten Anstieg des Beulwertes. Dieser Effekt nimmt mit abnehmender Breite des perforierten Bereiches ab, auch, da dieser in den geringer belasteten Bereichen in Feldmitte liegt. Der abnehmende Verlauf des Beulwertes ist insofern eher als Einpendeln auf das normale Maß als eine wirkliche Abnahme zu betrachten. Dies zeigt sich auch darin, dass die Kurven für die unterschiedlichen Verhältnisse  $d/c$  für alle Lochraster im Bereich von etwa  $\beta_1 + \beta_3 = 0,5$  wieder entsprechende dem Verhältnis  $d/c$  – geringe Verhältnisse mit größerem Wert der Hilfsfunktion B, größere Verhältnisse mit kleinerem Wert der Hilfsfunktion – angeordnet sind.

Erst für  $\beta_1 + \beta_3 > 0,6$  bis 0,7 steigt der Beulwert weiter an. Für diese großen Werte  $\beta_1 + \beta_3$  hat die Breite des unperforierten Bereiches keinen Einfluss mehr auf den Beulwert, insbesondere da dieser in der Mitte des Beulfeldes liegt und damit im am geringsten belasteten Bereich.

Um die bereits angesprochene Beziehung zwischen dem Beulwert des vollperforierten Feldes zum Beulwert des unperforierten Feldes zu zeigen, wurde in Abbildung 5.19 und Abbildung 5.20 die Zunahme des Beulwertes bei unter  $45^\circ$  angeordneten quadratischen Lochrastern durch die Funktion

$$B^* = \frac{k_{\sigma, \psi}}{k_{\sigma}} \quad \text{Gl. 5.35}$$

mit  $d/c$  als Kurvenparameter aufgetragen.

Abbildung 5.19: Quadratisches Lochraster unter 45°:  $\psi = 1$ Abbildung 5.20: Quadratisches Lochraster unter 45°:  $\psi = -1$ 

Die Beulwerte des voll- oder teilperforierten Feldes wurden dabei auf den Beulwert des unperforierten Feldes bezogen.  $B^* = 1$  entspricht daher dem Beulwert des unperforierten Feldes mit gleichem Randspannungsverhältnis. Erkennbar ist, dass alle Kurven mit gleichem Verhältnis  $d/c$  für beide Randspannungsverhältnisse  $\psi$  für  $\beta_1 + \beta_3 = 0$  den gleichen Ordinatenwert haben: Dieser

entspricht der bezogenen Steifigkeit  $k_{11}$  für den betrachteten Fall. Für den dazwischen liegenden Bereich  $0 < \beta_1 + \beta_3 < 1$  verlaufen die Kurven jedoch unterschiedlich: Dies ist auf die unterschiedlichen Umlagerung der Belastung bei unterschiedlichem Randspannungsverhältnis zurückzuführen.

#### 5.1.4 Einfluss der Lage der Perforation

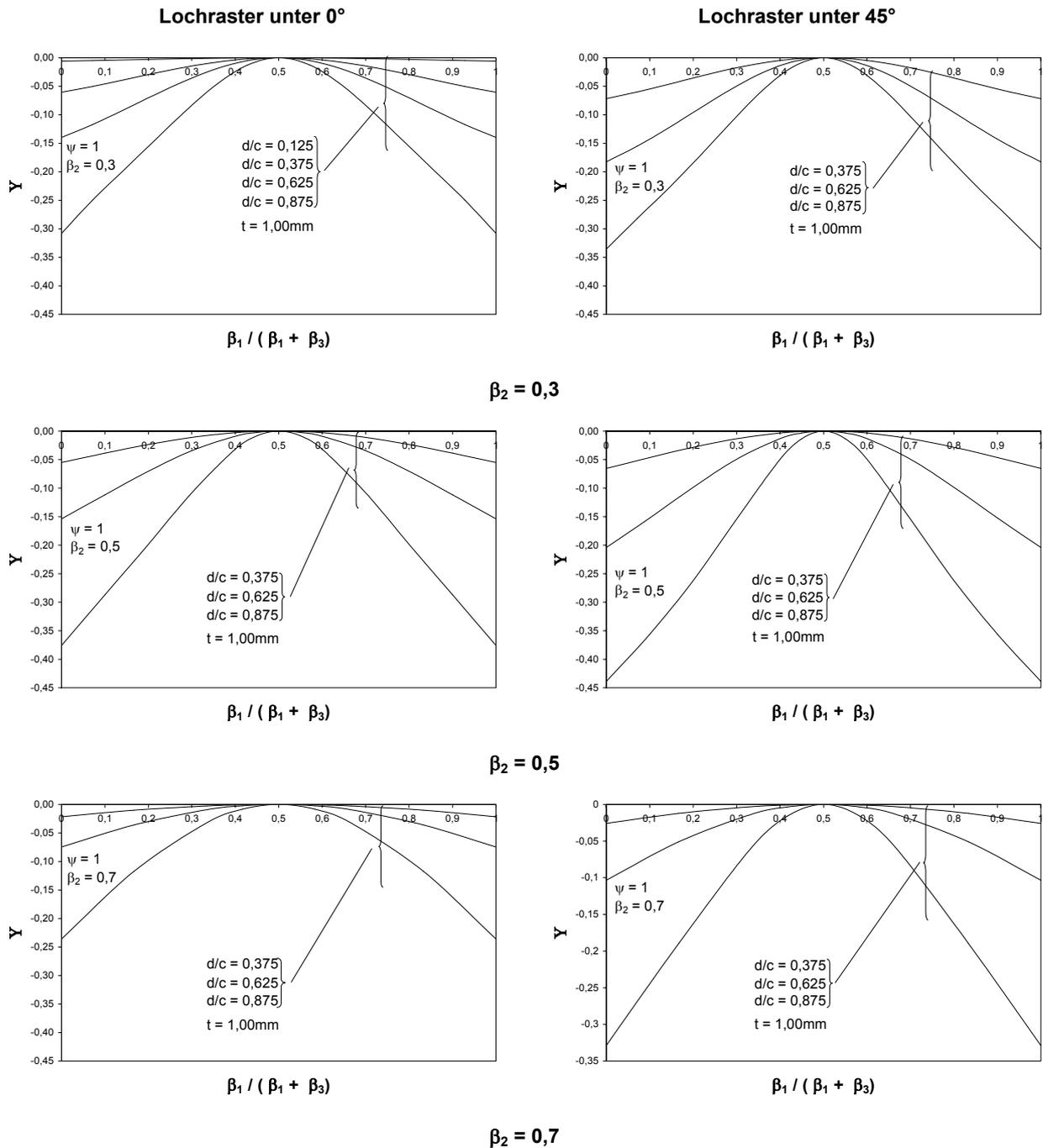
Zur Darstellung des Einflusses exzentrisch liegender perforierter Bereiche innerhalb eines teilperforierten Beulfeldes wird wiederum eine Hilfsfunktion eingeführt:

$$Y = \frac{k_{\sigma,tp} - k_{\sigma,tp,mitte}}{k_{\sigma,tp,mitte}} \quad \text{Gl. 5.36}$$

mit

$$k_{\sigma,tp,mitte} = k_{\sigma,tp}(\beta_1 = \beta_3) \quad \text{Gl. 5.37}$$

Die Hilfsfunktion  $Y$  beschreibt die Abweichung vom Beulwert des Feldes mit gleicher Breite  $b_2$  des perforierten Teilbereichs. Mit  $\beta_1 = \beta_3$  liegt der perforierte Bereich in Feldmitte, und es gilt  $Y = 1$ . Die Darstellung erfolgt jeweils für ein festes Randspannungs- und Seitenverhältnis sowie für eine feste Breite  $\beta_3$ . Um eine bezogene Darstellung zu ermöglichen, wurden die Werte der Hilfsfunktion jeweils über  $\beta_1 / (\beta_1 + \beta_3)$  aufgetragen. Der Wert 0 oder 1 auf der x-Achse entspricht einer an den Rand des Beulfeldes grenzenden Lage des perforierten Teilbereichs. Der Wert  $\beta_1 / (\beta_1 + \beta_3) = 0,5$  entspricht einer Lage in Feldmitte, d.h.  $\beta_1 = \beta_3$ . Es wurden nur die beiden quadratischen Lochraster ausgewertet. Das Verhalten des dreieckige Lochrasters liegt mit  $\zeta = 1$  und  $d_{11}$  etwa gleich  $k_{11}$  zwischen diesen beiden Lochrastern.



**Abbildung 5.21: Quadratisches Lochraster:  $\psi = 1$**

Für ein Randspannungsverhältnis  $\psi = 1$  erhält man einen symmetrischen Verlauf der Hilfsfunktion  $Y$ . Je nach Breite des perforierten Bereiches sowie je nach Verhältnis  $d/c$  sinkt der Beulwert um bis zu 60% ab. Diese Absenkung ist um so ausgeprägter, je größer das Verhältnis  $d/c$  und je stärker der Unterschied im Verlauf der beiden bezogenen Steifigkeiten  $d_{11}$  und  $k_{11}$  ist, da  $d_{11}$  die Entlastung des perforierten Bereiches beschreibt und  $k_{11}$  den sich im perforierten Bereich ergebenden Abfall der Beulspannung.

Vergleicht man die sich bei ausmittiger Lage der Perforation ergebende Reduzierung des Beulwertes für unterschiedliche Breiten  $\beta_2$ , aber gleichem  $d/c$ , erkennt man, dass diese Reduzierung mit zunehmender Breite  $\beta_2$  zuerst ansteigt, dann wieder zurückgeht:  $Y$  sinkt für ein festes  $\beta_1 / (\beta_1 +$

$\beta_3$ ) mit zunehmender Breite  $\beta_2$  zuerst ab. Mit weiter zunehmender Breite  $\beta_2$  steigt  $Y$  wieder an, d.h. der Beulwert sinkt weniger stark ab, da für den oberen Grenzwert  $\beta_2 = \beta = 1$  (vollperforierte Flächen) natürlich keine Änderung der Beulfeldlage möglich ist und damit keine Änderung des Beulwertes ergeben kann. Dieser Rückgang erfolgt bei beiden quadratischen Lochrastern ab einer Breite zwischen  $0,5 < \beta_1 / (\beta_1 + \beta_3) < 0,7$ .

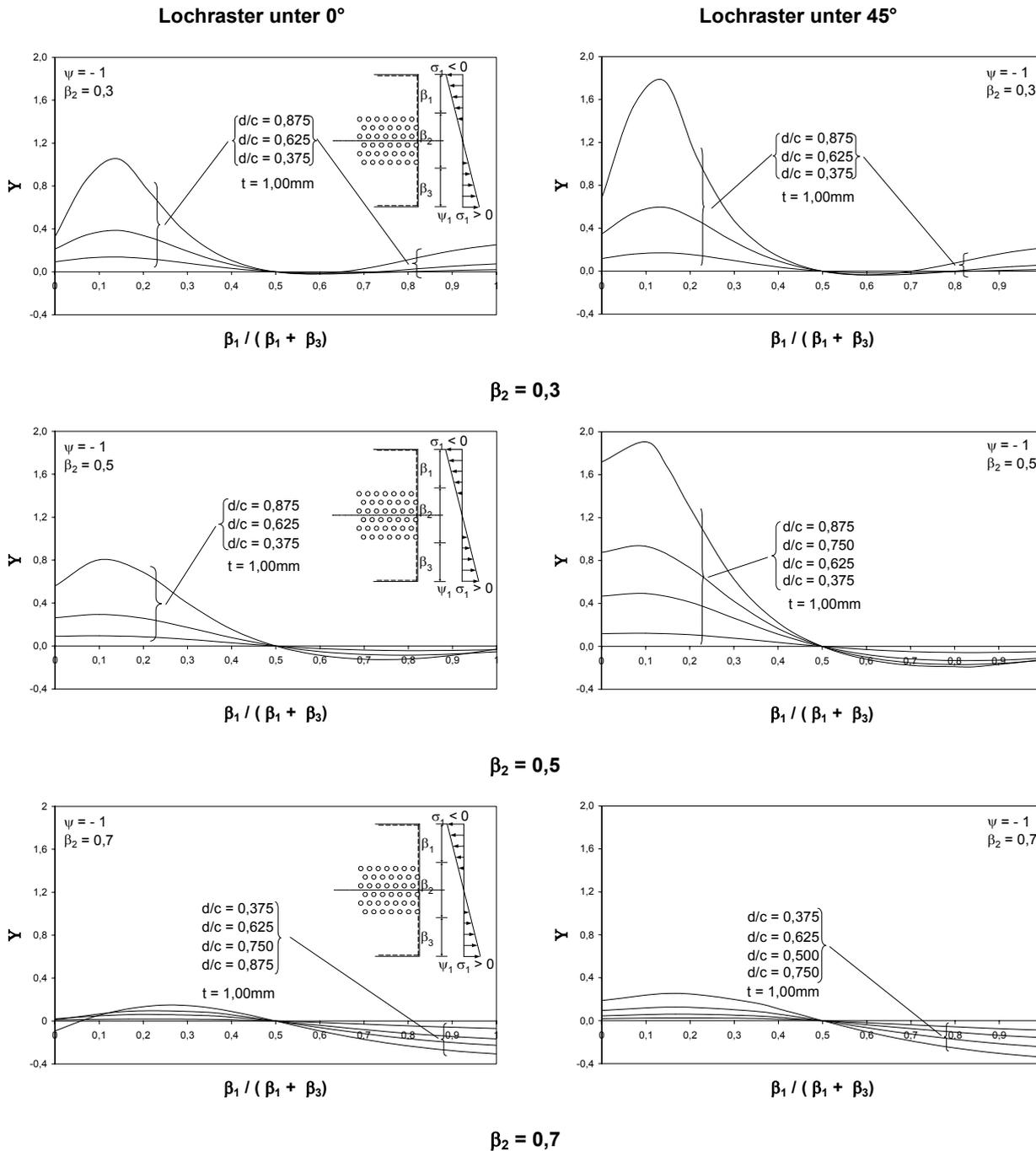


Abbildung 5.22: Quadratisches Lochraster:  $\psi = -1$

Bei  $\psi = -1$  zeigt sich in den Fällen mit einer Breite des perforierten Bereiches  $\beta_2$  von 0,3 bei ausmittiger Lage dieses Bereiches eine Zunahme des Beulwertes gegenüber dem Wert bei Lage in Feldmitte: Diese ist beim unter  $45^\circ$  ausgerichteten quadratischen Lochraster ausgeprägter als beim unter  $0^\circ$  ausgerichteten quadratischen Lochraster. Für große Verhältnisse  $d/c$  ist dieser Effekt ausgeprägter als für kleine Verhältnisse. Bei größerer Breite  $\beta_2$  ist diese Zunahme sogar nur

bei großem Verhältnis  $d/c$  zu beobachten. Bei kleineren Verhältnissen sinkt der Wert hingegen bei Ausmittigkeit des perforierten Bereichs zum Druckrand hin leicht ab.

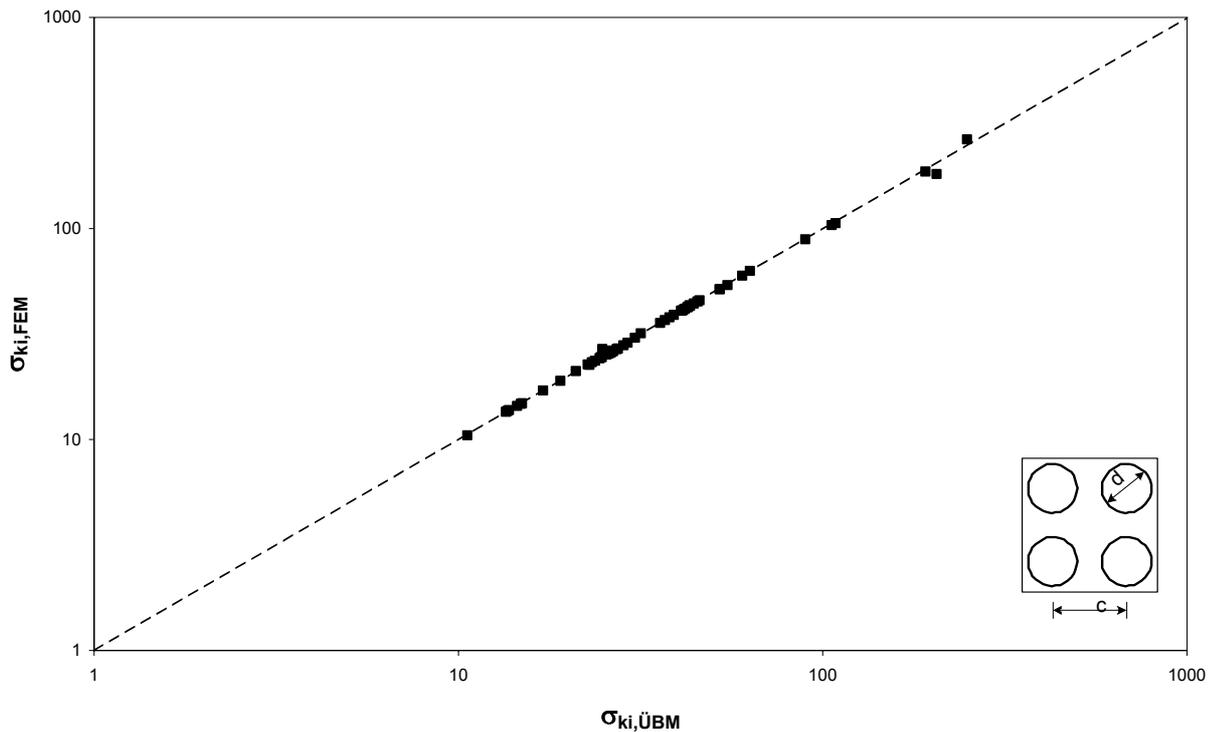
Mit von der Lage in Feldmitte ausgehender zunehmender Verschiebung in die Zugzone kommt es bei einer Breite  $\beta_2$  von 0,3, 0,5 oder 0,7 zu einem Anstieg des Beulwertes. Für die Breite  $\beta_2 = 0,5$  oder 0,7 ist jedoch insbesondere bei großen Verhältnissen  $d/c$  zuerst eine Abnahme des Beulwertes zu beobachten.

Die Zunahme des Beulwertes bei Lage des perforierten Bereichs in der Druckzone lässt sich in erster Linie durch die Umverteilung der Belastung im Beulfeld erklären, wobei es infolge der Vorgabe eines trotz Umverteilung gleichbleibenden Momentes auch zu einer Verschiebung der Spannungsnulllinie in den Zugbereich hinein kommt, d.h. zu einer Zunahme der druckbelasteten Querschnittsbreite, jedoch auch verbunden mit einem gegenüber dem sich rein aus der Umverteilung ergebenden Anstieg der Spannung am Zugrand überproportional starken Anstieg der Spannung am Druckrand. Das Randspannungsverhältnis nimmt Werte von  $-1 < \psi < 0$  an. Der Beulwert sinkt jedoch erst dann ab, wenn die biegeweicheren perforierten Bereiche direkt an den Druckrand anschließen. Unterschiedliche Verhältnisse der bezogenen Steifigkeiten erklären wiederum die Unterschiede in den Verläufen für die beiden Orientierungen des quadratischen Lochrasters. Bei einer Lage des perforierten Bereichs in der Zugzone kommt es – besonders ausgeprägt bei großem Verhältnis  $d/c$  – zu einer Vergrößerung der zugbelasteten Querschnittsbreite. Hier nimmt das Randspannungsverhältnis Werte  $\psi < -1$  an, für die sich offensichtlich größere Beulwerte ergeben. Dieser Effekt nimmt mit zunehmender Verschiebung des perforierten Bereichs in Richtung Zugrand zu. Für geringe Verschiebungen des perforierten Bereichs in die Zugzone dominieren bei großen Verhältnissen  $d/c$  noch die ungünstigen Auswirkungen aus der Belastungsverteilung (Spannungserhöhung an den Rändern).

Aus diesen Ergebnissen lässt sich auch abschätzen, wie groß der Einfluss einer Verschiebung des perforierten Bereichs eines Beulfeldes auf die Tragfähigkeit ist: Davon ausgehend, dass die bezogene Breite  $\beta_2$  mindestens 0,5 beträgt, im Regelfall jedoch im Bereich von 0,7 liegt, und dass das Verhältnis  $d/c$  bei etwa 0,625 liegt (dies entspricht den bei Stahltrapezprofilen gängigen Lochrastern mit einem Lochdurchmesser von 5mm und einem Lochabstand von 8mm) kann man bei einer übergreifenden Betrachtung über alle Abbildungen sagen, dass sich der Beulwert bei einer Verschiebung des perforierten Bereichs um  $\beta_1 / (\beta_1 + \beta_3) = \pm 0,1$ , (d.h. der perforierte Bereich verschiebt sich um 10% der Summe der Breiten der beiden unperforierten Teilflächen) um maximal 10% verschlechtert. Für die angenommene bezogene Breite  $\beta_2$  von 0,7 ergibt sich damit eine zulässige Verschiebung von  $0,1 \cdot (1 - 0,7) = 0,03$  der Gesamtbreite des Feldes, also etwa 3mm bei einer Beulfeldbreite von 100mm. Eine lineare Beziehung zwischen idealer Beulspannung und Traglast unterstellend fällt damit die Tragfähigkeit des Feldes – nicht jedoch des Gesamtbauteils – um 10% ab.

### 5.1.5 Numerische Ermittlung der idealen Beulspannung

Zur Überprüfung der vorangehenden theoretischen Betrachtungen zur Bestimmung der idealen Beulspannung wurden numerische Untersuchungen (FEM) an Platten mit den zwei betrachteten Lochrastern durchgeführt (vgl. Anhang A). Abbildung 5.23 und Abbildung 5.24 zeigen die Abhängigkeit der in den numerischen Untersuchungen ermittelten idealen Beulspannungen  $\sigma_{ki,FEM}$  von der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen mittels Übertragungsmatrizen ermittelten Grenzbeulspannung  $\sigma_{ki,ÜBM}$ .



**Abbildung 5.23: Vergleich der numerisch ermittelten idealen Beulspannung  $\sigma_{ki,FEM}$  mit der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten idealen Beulspannung  $\sigma_{ki,ÜBM}$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster**

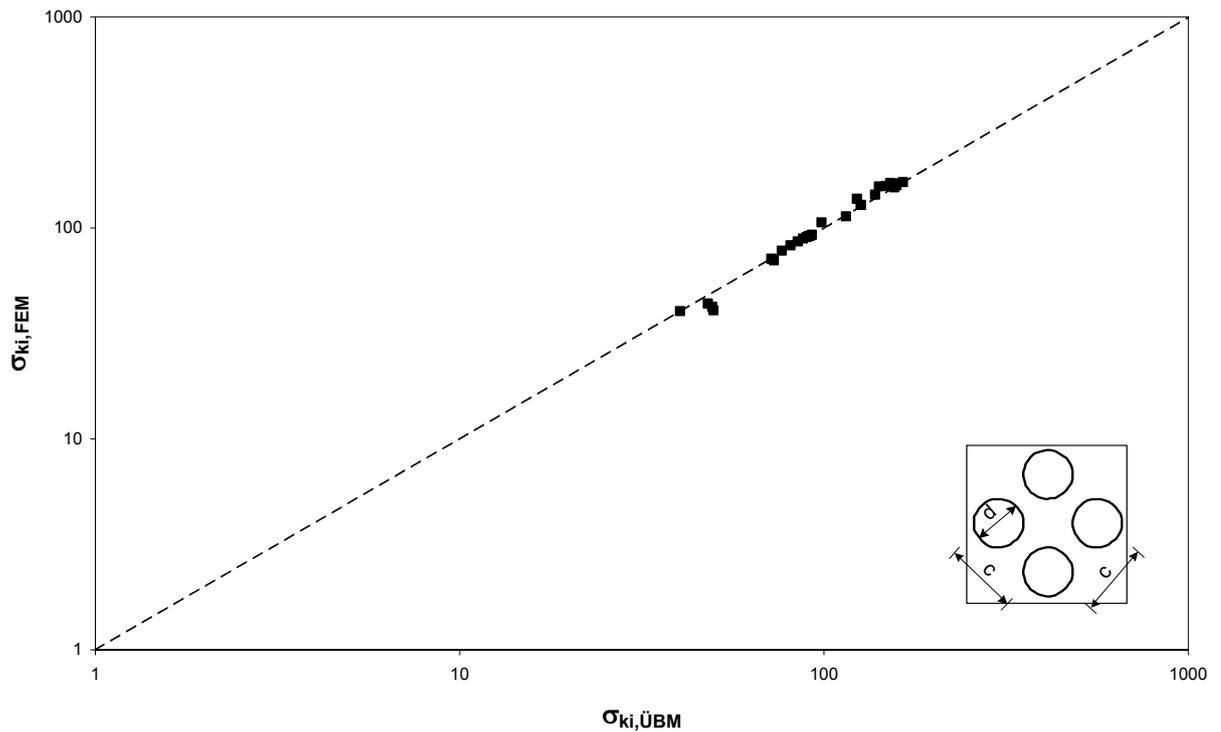


Abbildung 5.24: Vergleich der numerisch ermittelten idealen Beulspannung  $\sigma_{ki,FEM}$  mit der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten idealen Beulspannung  $\sigma_{ki,\dot{U}BM}$  für unter 45° angeordnete quadratische Lochraster

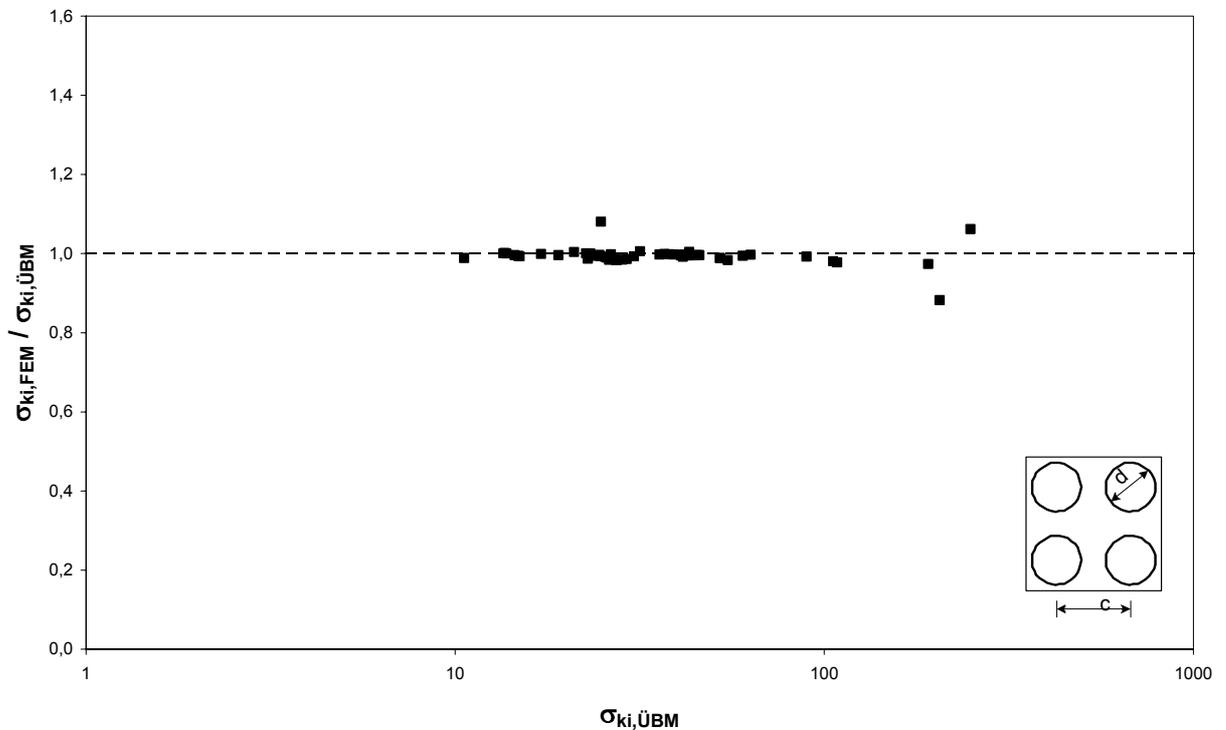
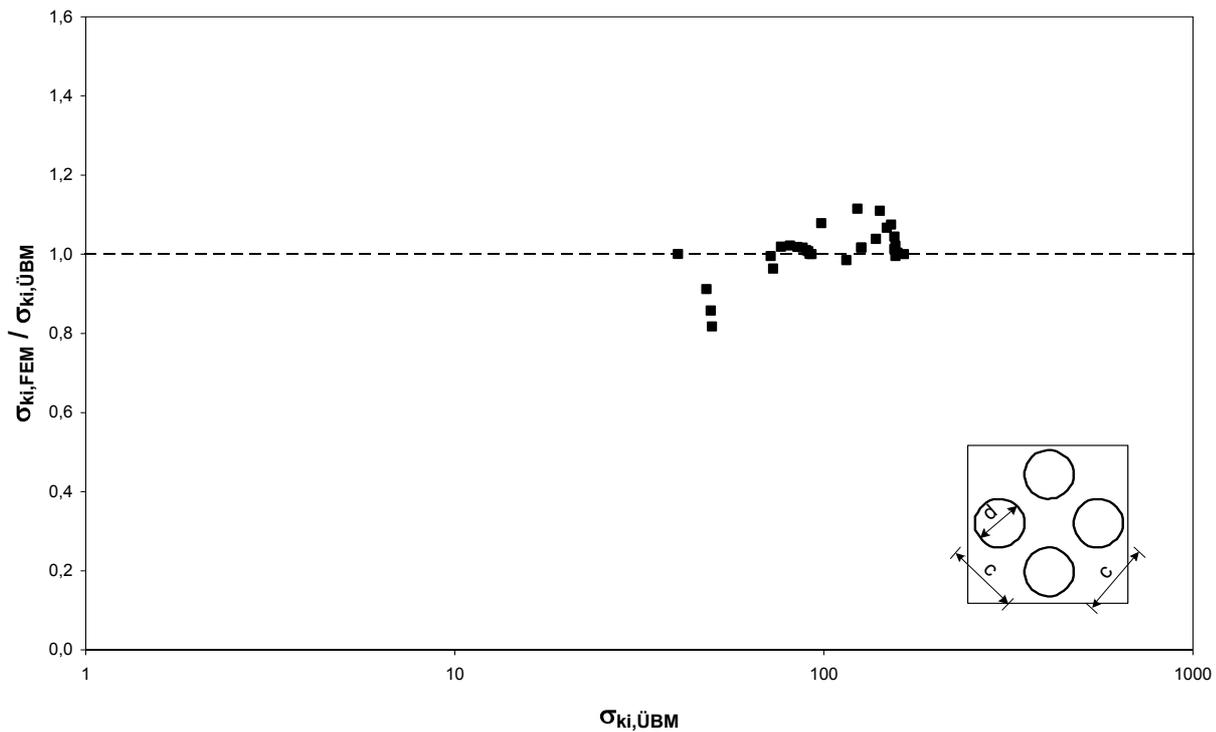


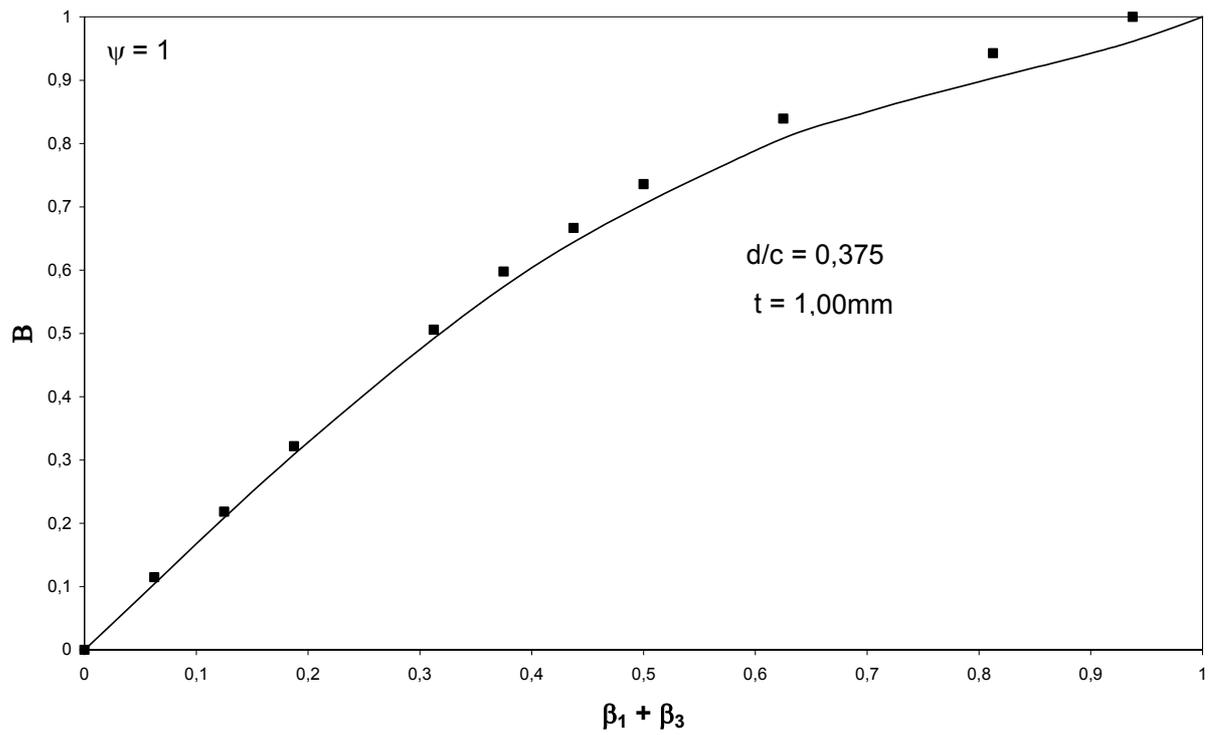
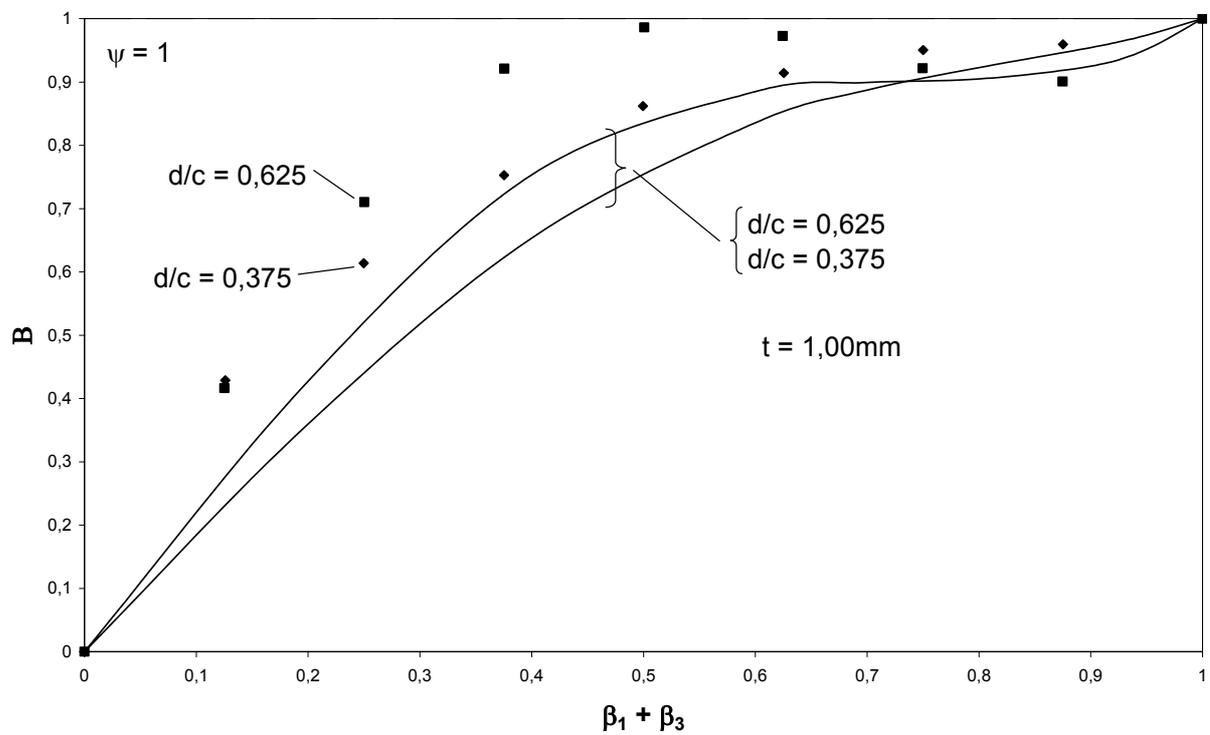
Abbildung 5.25: Durch das Verhältnis  $\sigma_{ki,FEM} / \sigma_{ki,calc}$  ausgedrückte Abweichung der numerisch ermittelten idealen Beulspannung von der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten idealen Beulspannung für unter 0° angeordnete quadratische Lochraster



**Abbildung 5.26:** Durch das Verhältnis  $\sigma_{ki,FEM} / \sigma_{ki,calc}$  ausgedrückte Abweichung der numerisch ermittelten idealen Beulspannung von der auf Grundlage der theoretischen Betrachtungen ermittelten idealen Beulspannung für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

Um die in den Abschnitten 5.1.3 und 5.1.4 mit Hilfe des Verfahrens der Übertragungsmatrizen ermittelten Verläufe der Hilfsfunktionen B und Y hinsichtlich ihres tendenziellen Verlaufs zu überprüfen wurden diese vereinzelt mittels des FE-Modells nachgerechnet.

Ein Vergleich der Kurven mit den FE-Berechnungen zeigt für das Randspannungsverhältnis  $\psi = 1$  (Abbildung 5.27 und Abbildung 5.28) eine gute Übereinstimmung. Für das Randspannungsverhältnis  $\psi = -1$  (Abbildung 5.29) ergeben sich signifikante Abweichungen.

Abbildung 5.27: Quadratisches Lochraster unter  $0^\circ$ :  $\psi = 1$ Abbildung 5.28: Quadratisches Lochraster unter  $45^\circ$ :  $\psi = 1$

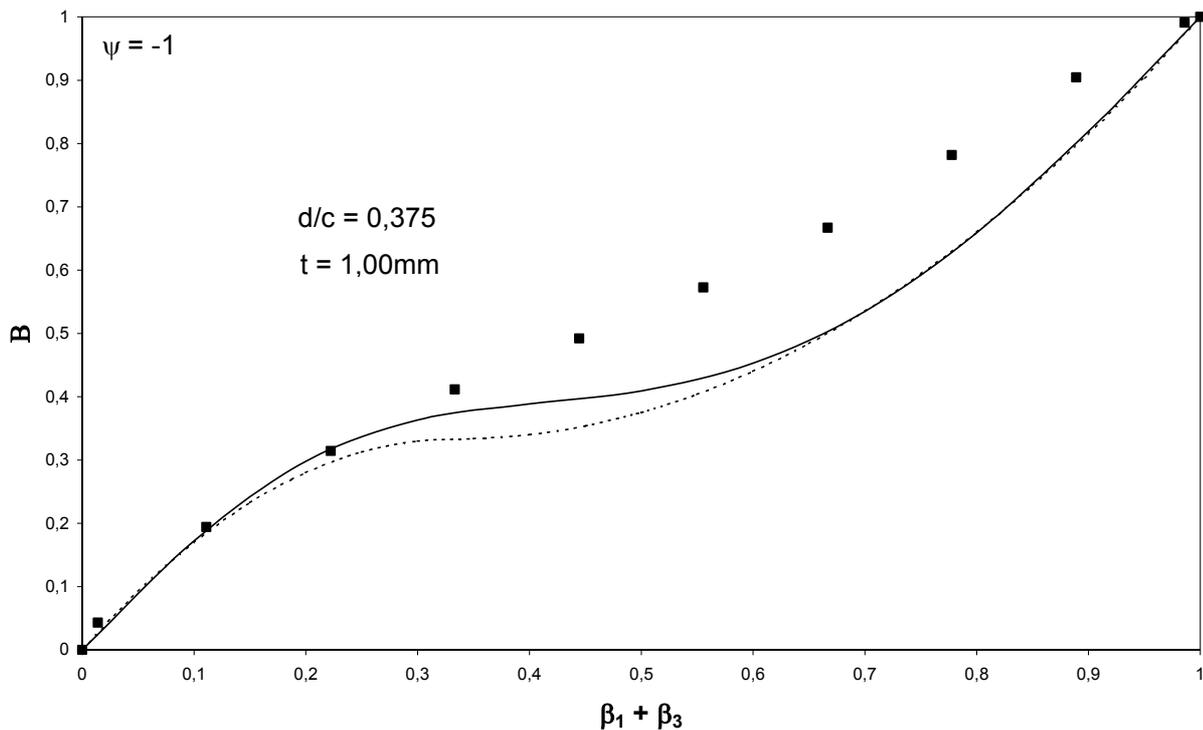


Abbildung 5.29: Dreieckiges Lochraster:  $\psi = -1$

Bei den Lochrastern und Randspannungsverhältnissen, bei denen der Beulwert nicht streng monoton mit der Breite  $\beta_1 + \beta_3$  des unperforierten Bereiches zunimmt, sondern bei denen es aufgrund der größeren Unterschiede zwischen  $k_{11}$  und  $d_{11}$  zu starken Schwankungen in den mit dem Verfahren der Übertragungsmatrizen ermittelten Kurven kommt, zeigen sich diese in den FE-Berechnungen nicht oder nur andeutungsweise (Abbildung 5.28). Für Randspannungsverhältnisse  $\psi = -1$  ist in den FE-Berechnungen eine näherungsweise lineare Zunahme des Beulwertes mit zunehmender Breite des unperforierten Bereiches zu erkennen. Demgegenüber zeigt sich bei den mit dem Verfahren der Übertragungsmatrizen ermittelten Verläufen die beschriebene Zunahme des Beulwertes mit Stagnationsbereich zwischen  $0,3 < \beta_1 + \beta_3 < 0,6$ .

Offensichtlich ist der Einfluss der Entlastung in den FE-Berechnungen weit weniger ausgeprägt, als bei der Beulwertberechnung mit Übertragungsmatrizen zugrunde gelegt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass in den nach diesem Verfahren ermittelten Werten verschmierte Dehnsteifigkeiten herangezogen werden. Damit erhält man für den Spannungsverlauf über die Breite eines teilperforierten Feldes eine Funktion, die exakt beim Übergang vom unperforierten Bereich zum perforierten Bereich eine Unstetigkeitsstelle hat. Die FE-Berechnungen zeigen jedoch Spannungsverläufe ähnlich einer Sinuskurve. Im "Schatten" eines Loches sinkt die Spannung auf Null ab, dazwischen liegen Spannungsspitzen. Die mittleren Spannungen aus den FE-Berechnungen entsprechen wiederum den mit verschmierten Steifigkeiten berechneten Werten. Damit ergeben sich auch im perforierten Bereich große Beanspruchungen.

Auch bei der Untersuchung des Einflusses der Perforationslage zeigt sich in den ergänzenden FE-Untersuchungen eine sehr gute Übereinstimmung für  $\psi = 1$  (Abbildung 5.30 und Abbildung

5.31) und eine weniger gute für  $\psi = -1$  (Abbildung 5.32 und Abbildung 5.33), was besonders in der Auftragung der Einzelwerte  $k_{\sigma, tp}$  über  $\beta_1 / (\beta_1 + \beta_3)$  zu erkennen ist. Für  $\psi = 1$  zeigt die Auftragung von  $Y$  über  $\beta_1 / (\beta_1 + \beta_3)$  in Abbildung 5.30 (rechts) verhältnismäßig große Abweichungen zwischen der FE-Berechnung und der Beulwertberechnung mit Übertragungsmatrizen.

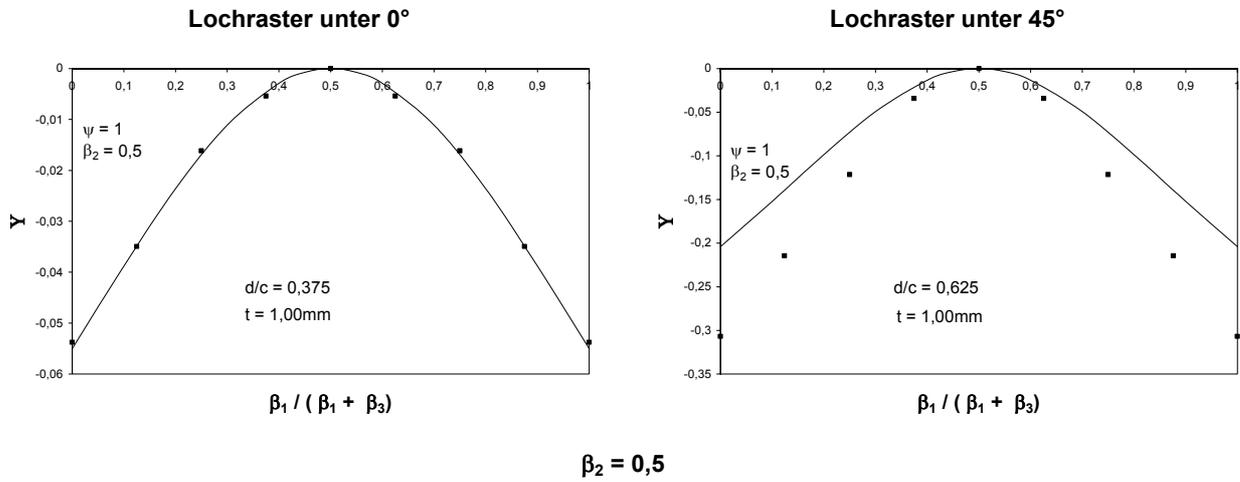


Abbildung 5.30: Quadratisches Lochraster:  $\psi = 1$

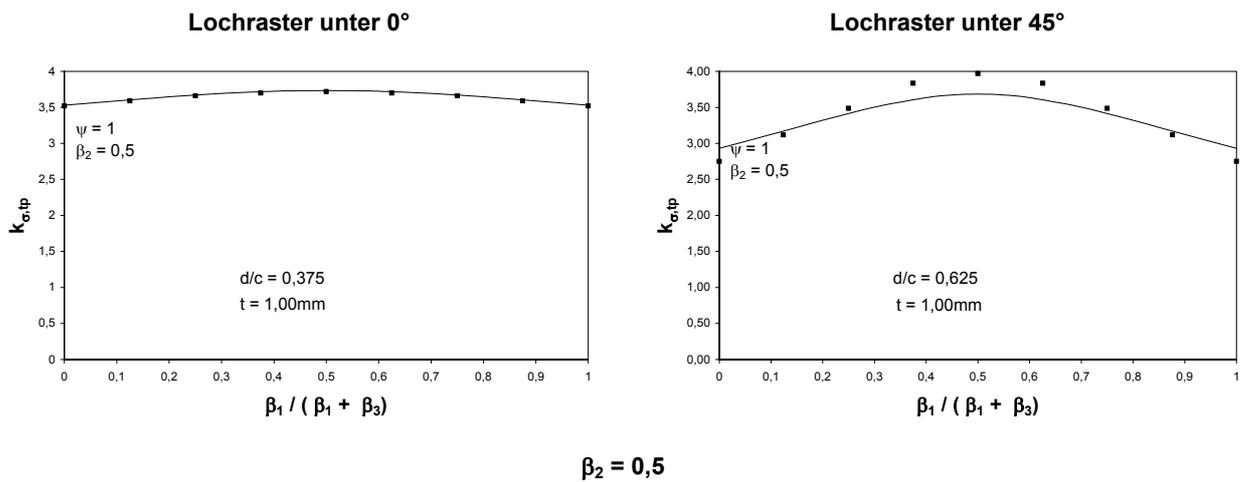


Abbildung 5.31: Quadratisches Lochraster:  $\psi = 1$

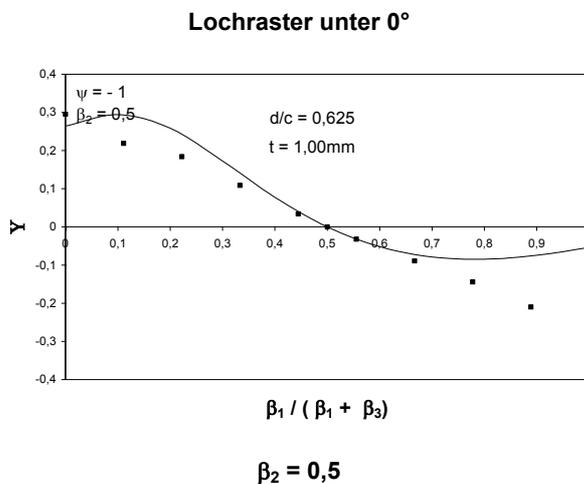
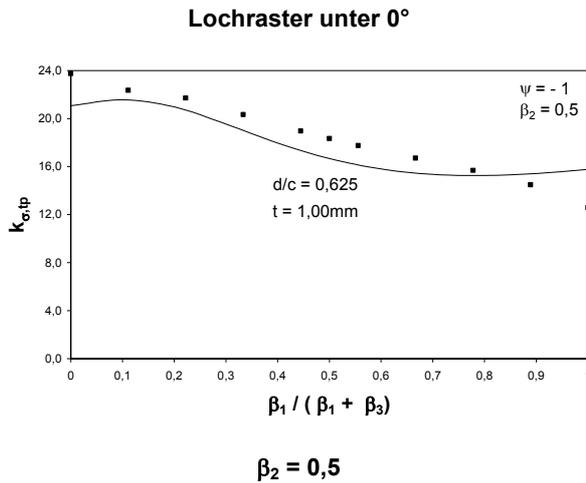


Abbildung 5.32: Quadratisches Lochraster:  $\psi = -1$



**Abbildung 5.33: Quadratisches Lochraster:  $\psi = -1$**

Die Gründe für die Abweichungen in den Ergebnissen zwischen der FE-Berechnung und der Beulwertberechnung mit Übertragungsmatrizen sind die gleichen wie bei den Betrachtungen zum Einfluss der Perforationsbreite.

#### 5.1.6 Praktische Ermittlung der Beulwerte

Für eine auf die vorangehend beschriebenen Verfahren verzichtende Ermittlung des Beulwertes teilperforierter Beulfelder müssen vereinfachende Annahmen getroffen werden. Für die praktische Bemessung kann vereinfachend vorgeschlagen werden, dass bei exzentrischer Lage der Perforation als rechnerische Breite der unperforierten Bereiche die Breite des kleineren der beiden Bereiche anzusetzen ist, d.h.

$$\beta_{1,cal} = \beta_{3,cal} = \min(\beta_1, \beta_3) \quad \text{Gl. 5.38}$$

und damit

$$\beta_{2,cal} = 1 - 2 \cdot \beta_{1,cal} = 1 - 2 \cdot \beta_{3,cal} = \beta_2 + \max(\beta_1 - \beta_{1,cal}, \beta_3 - \beta_{3,cal}) \quad \text{Gl. 5.39}$$

Dieses Vorgehen hat auch den Vorteil, dass rechnerisch das Randspannungsverhältnis erhalten bleibt. Für die Praxis stellt dieses Vorgehen keine übertrieben konservative Vereinfachung dar, da im Regelfall  $\beta_1$  etwa  $\beta_3$  ist. Anschließend muß der Einfluss der Breite der Perforation auf den Beulwert berücksichtigt werden. Erfolgt die Festlegung eines Verfahrens für die praktisch Anwendung unter Berücksichtigung der Ergebnisse der FE-Berechnung, so erscheint eine lineare Interpolation selbst für Randspannungsverhältnisse  $\psi = -1$  gerechtfertigt.

Es gilt damit

$$k_{\sigma,fp} = k_{\sigma,p} + (k_{\sigma} - k_{\sigma,p}) \cdot (\beta_1 + \beta_3) \quad \text{Gl. 5.40}$$

Für Randspannungsverhältnisse  $\psi = -1$  kann alternativ der Ansatz

$$k_{\sigma,fp} = \begin{cases} k_{\sigma,p} + (k_{\sigma} - k_{\sigma,p}) \cdot (-3 \cdot (\beta_1 + \beta_3)^2 + 2 \cdot (\beta_1 + \beta_3)) & \text{für } \beta_1 + \beta_3 \leq \frac{1}{3} \\ k_{\sigma,p} + (k_{\sigma} - k_{\sigma,p}) \cdot (1,5 \cdot (\beta_1 + \beta_3)^2 - (\beta_1 + \beta_3) + 0,5) & \text{für } \beta_1 + \beta_3 > \frac{1}{3} \end{cases} \quad \text{Gl. 5.41}$$

verwendet werden. Dieser ist in Abbildung 5.14 bis Abbildung 5.16 und Abbildung 5.29 gestrichelt eingetragen.

## 5.1.7 Grenzbeulspannung

Bei teilperforierten Feldern reduziert sich die Spannung in den perforierten Bereichen um den Faktor  $(1 - d_{11})$  gegenüber den angrenzenden unperforierten Bereichen. Demgegenüber ergibt sich die Grenzspannung in diesen Bereichen durch Multiplikation der Streckgrenze mit  $c_0/c$ , vgl. Abbildung 5.34. Der Nachweis oder die Begrenzung der Spannung erfolgt nunmehr über

$$\sigma \leq f_y \quad \text{GI. 5.42}$$

im unperforierten Bereich oder

$$d_{11} \cdot \sigma \leq \frac{c_0}{c} \cdot f_y \quad \text{GI. 5.43}$$

im perforierten Bereich.

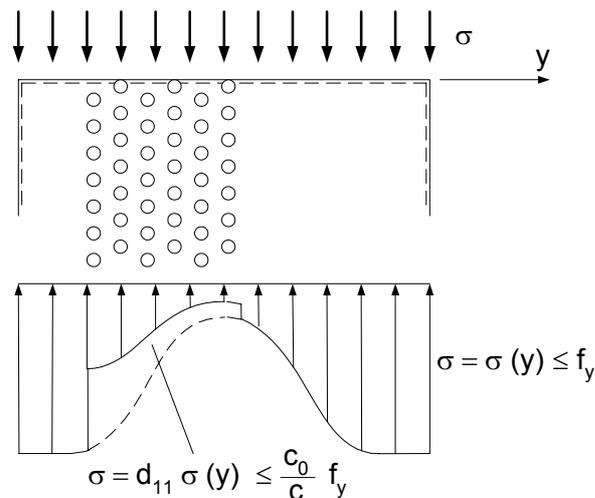


Abbildung 5.34: Spannungsverteilung im Grenzzustand der Tragfähigkeit bei teilperforierten Feldern

Zur Ermittlung der Grenzbeulspannung wird daher zuerst der perforierte Flächenanteil über den Faktor

$$\beta_{y0} = \sum \beta_i \cdot \left( \frac{c_0}{c} \right)_i = \beta_1 + \beta_2 \cdot \frac{c_0}{c} + \beta_3 \quad \text{GI. 5.44}$$

gewichtet, der die unter Berücksichtigung der Querschnittsreduzierung infolge Perforation berechnete Fläche ins Verhältnis zur Bruttofläche setzt. Die Schlankheit  $\lambda$  wird dann unter Berücksichtigung dieser Gewichtung ermittelt, so dass auch hier die plastische Querschnittstragfähigkeit auf die kritische Beulspannung bezogen wird:

$$\bar{\lambda}_{p,p} = \sqrt{\frac{\beta_{y0} \cdot f_y}{\sigma_{ki,p}}} = \sqrt{\frac{\beta_{y0} \cdot f_y}{k_{\sigma,ip} \cdot \sigma_e}} \quad \text{GI. 5.45}$$

Die bezogene wirksame Breite  $\rho$  erhält man nach Winter über

$$\rho = \frac{1}{\lambda_{p,p}} - \frac{0,22}{\lambda_{p,p}^2} \quad \text{GI. 5.46}$$

wobei der Einfluss der Perforation auf die Grenzbeulspannung entsprechend der Ausdehnung der wirksamen Breite über das betrachtete Gesamtfeld bestimmt wird. Nach der Verteilung der wirksamen Breite auf die beiden Feldränder mit

$$\rho_i = 0,5 \cdot \rho \quad \text{Gl. 5.47}$$

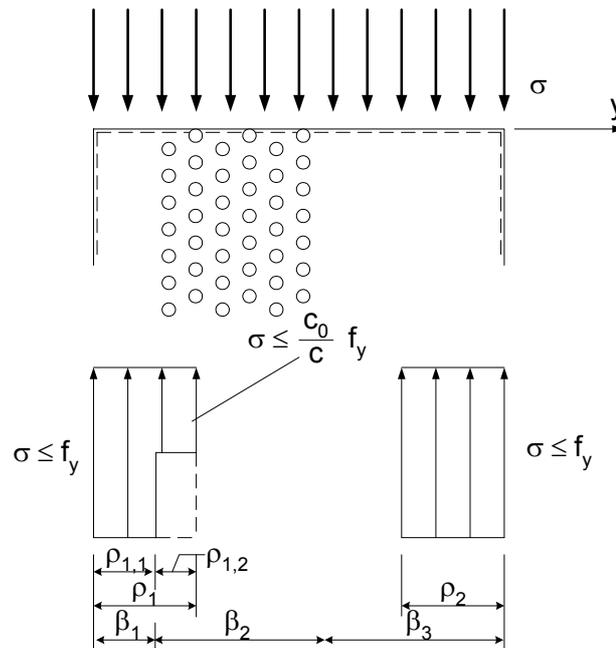
mit  $i = 1,2$  für  $\psi = 1$  werden diese für Bereiche, in denen sich diese wirksame Breite in das Perforationsband hineinzieht, in die beiden Anteile

$$\rho_1 = \rho_{1,1} + \rho_{1,2} \quad \text{Gl. 5.48}$$

und

$$\rho_2 = \rho_{2,2} + \rho_{2,3} \quad \text{Gl. 5.49}$$

aufgespalten, wobei der Anteil  $\rho_{i,2}$  jeweils innerhalb der perforierten Fläche liegt.



**Abbildung 5.35: Wirksame Breiten bei teilperforierten Feldern**

Die Spannung in der sich in die Perforation hineinziehenden wirksamen Breite erreicht maximal den mit der bezogenen effektiven Dehnsteifigkeit  $d_{11}$  multiplizierten Wert der Spannung im unperforierten Bereich des Feldes (vgl. Abbildung 5.35 links). In nicht durch Perforation geschwächten Bereichen kann der wirksame Querschnitt voll angesetzt werden (vgl. Abbildung 5.35 rechts), d.h.

$$\rho_{2,2} = 0 \quad \text{Gl. 5.50}$$

Für vollperforierte Felder gilt

$$\rho_{1,2} = \rho_{2,3} = 0 \quad \text{Gl. 5.51}$$

Die Grenznormalkraft erhält man zu

$$N = b \cdot t \cdot \left( \rho_{1,1} + \frac{c_0}{c} \cdot \rho_{1,2} + \frac{c_0}{c} \cdot \rho_{2,2} + \rho_{2,3} \right) \cdot f_y = b \cdot t \cdot \beta_y \cdot f_y \quad \text{Gl. 5.52}$$

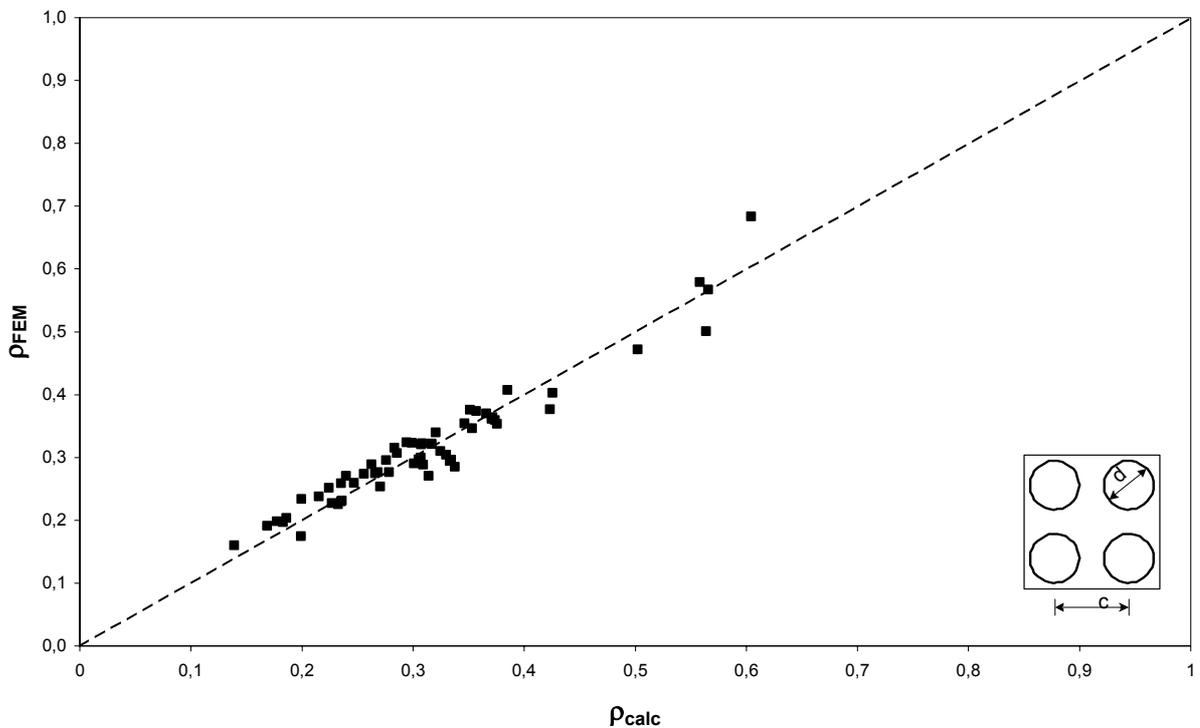
Das Berechnungsverfahren geht für  $\beta_1 = \beta_3 = 0$  direkt in das in Abschnitt 3.1 beschriebene Verfahren für vollperforierte Flächen über.

Eine Berücksichtigung von Momenten als Folge der Umlagerung im Verhältnis der  $d_{11}$  der auftretenden Spannungen muß an dieser Stelle nicht erfolgen: Die sich aus einer äußeren Beanspruchung

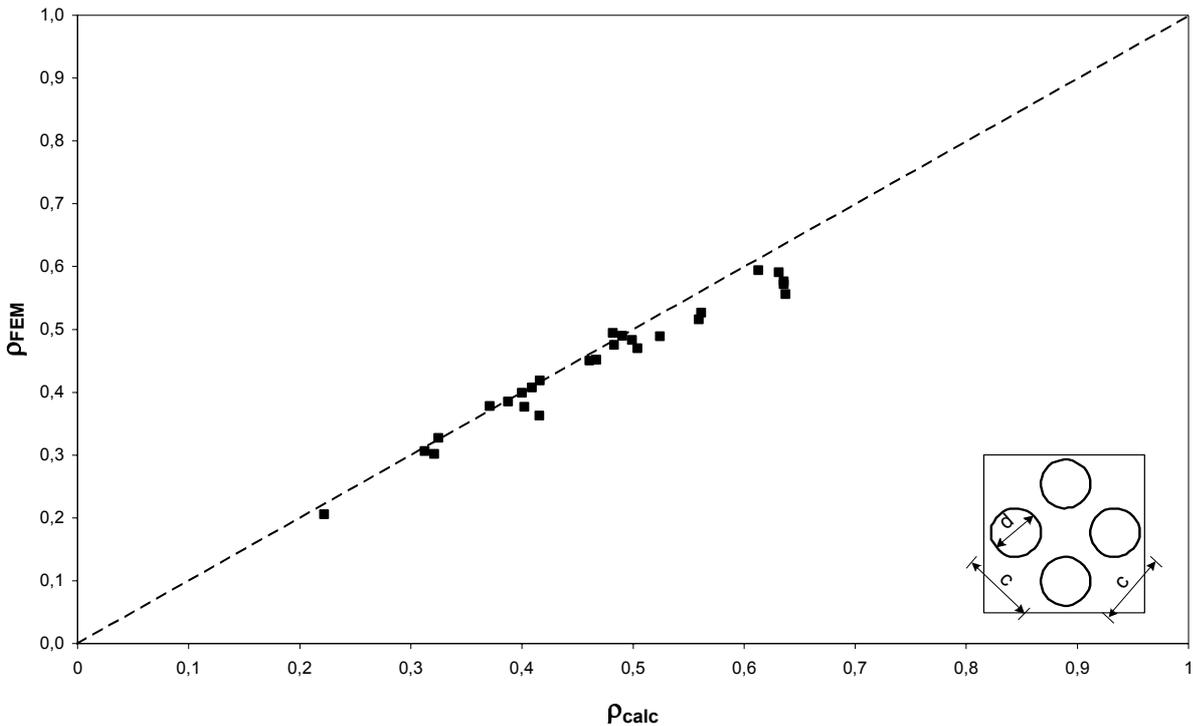
chung mit Randspannungsverhältnis  $\psi = 1$  ergebende Umverteilung aufgrund der Steifigkeit erfolgt in gleicher Weise bei der wirksamen Breite. Mit den der Ermittlung von  $k_{\sigma, tp}$  zugrundeliegenden Annahme  $\beta_1 = \beta_3$  gilt dies auch für andere Randspannungsverhältnisse. Dementsprechend ist das beschriebene Verfahren auch für Randspannungsverhältnisse  $\psi \neq 1$  anwendbar. Lediglich die auch bei der Berechnung unperforierter dünnwandiger Bauteile erforderliche Verschiebung der Nulllinienlage ist zu berücksichtigen.

#### 5.1.8 Numerische Ermittlung der Grenzbeulspannung

Das in Abschnitt 5.1.7 vorgestellte Berechnungsmodell wurde durch numerische Untersuchungen hinsichtlich der Ermittlung der Grenzbeulspannung oder wirksamen Breite überprüft (Anhang A). Die grafische Auftragung in Abbildung 5.36 und in Abbildung 5.37 zeigt eine sehr gute Korrelation der Ergebnisse der numerischen Untersuchungen mit dem Modell.



**Abbildung 5.36: Vergleich der numerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{FEM}$  mit der rechnerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{calc}$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster**



**Abbildung 5.37:** Vergleich der numerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{FEM}$  mit der rechnerisch ermittelten bezogenen wirksamen Breite  $\rho_{calc}$  für unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

### 5.1.9 Wirksame Breiten im Steg (vereinfachtes Verfahren)

Da es bei teilperforierten Stegen zu einer Spannungsumlagerung über die Steghöhe kommt, kann nicht von einer linearen Spannungsverteilung ausgegangen werden: Die – vorzugsweise an den Rändern des Steges liegenden – unperforierten Bereiche werden stärker beansprucht, besitzen aber auch eine größere Beanspruchbarkeit. Da die Schlankheit in diesem Fall nicht durch Bezug der kritischen Beulspannung auf die Grenzspannung  $c_0/c f_y$  ermittelt wird sondern durch Bezug auf die tatsächliche Spannung  $\sigma_i$ , wird im Folgenden anstelle von  $c_0/c f_y$  allgemein für die Ermittlung der wirksamen Breite  $s_{eff}$  von der Spannung  $\sigma_i$  ausgegangen. Diese ist unter Berücksichtigung der Spannungsumlagerung (Faktor  $d_{11}$ ) an den in [N1], Bild 8, angegebene Stellen zu ermitteln. Wird die Grenzspannung erreicht, so gilt

$$\sigma_i = \frac{c_0}{c} \cdot f_y \quad \text{Gl. 5.53}$$

Betrachtet man zuerst die direkt an den druckbeanspruchten Gurt angrenzende Breite  $s_{ef1,p}$ , so lässt sich für diese der in Abschnitt 3.2.3 angegebene Wert direkt übernehmen. Ist die Breite  $b_1$  des an den Druckgurt angrenzenden unperforierten Randbereichs kleiner als die wirksame Breite, so gilt nach Gl. 3.49 für Stahltrapezprofile

$$s_{ef1,tp} = s_{ef1,p} = 0,54 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{11} \cdot E}{\sigma_1}} \cdot (\zeta + 1) \quad \text{Gl. 5.54}$$

Für Aluminiumtrapezprofile gilt Gl. 3.50 mit dem Vorfaktor 0,47 statt 0,54. Ist die Breite  $b_1$  hingegen größer oder gleich der wirksamen Breite, so gilt  $\zeta = 1,0$ ,  $k_{11} = 1,0$  und  $c_0/c = 1,0$  und die wirksame Breite darf wie bei unperforierten Stahltrapezprofilen mit

$$s_{ef1,tp} = s_{ef1} = 0,76 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{E}{\sigma_1}} \quad \text{Gl. 5.55}$$

ermittelt werden.

Die wirksame Breite des an die Nulllinie angrenzenden Streifens wird gemäß dem Modell nach [22] durch Bezug auf die Spannung  $\sigma_1$  am Druckrand bestimmt. Dies gilt, da von einem Randspannungsverhältnis  $\psi = -1$  und dem zugehörigen Beulwert ausgegangen wird, und ist in Übereinstimmung mit dem Vorgehen zur Ermittlung der Beulwerte teilperforierter Bleche nach Abschnitt 5.1.2 bis 5.1.4. Die an die Nulllinie angrenzende Breite  $s_{efn}$  ist nach [22] mit

$$s_{efn,tp} = 0,5 \cdot s_{ef,tp}(k_\sigma(\psi = -1)) - s_{ef1,tp} \quad \text{Gl. 5.56}$$

zu ermitteln, wobei  $s_{ef,tp}(k_\sigma(\psi = -1))$  die nach dem vereinfachten Verfahren ermittelte wirksame Breite unter Ansatz des Beulwertes für ein Randspannungsverhältnis  $\psi = -1$  ist. Dieses beträgt

$$s_{ef,tp}(k_\sigma(\psi = -1)) = 0,78 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma,tp}(\psi = -1) \cdot E}{\sigma_1}} \quad \text{Gl. 5.57}$$

wobei an dieser Stelle auf die genaue Ableitung nicht eingegangen wird. Der Beulwert lässt sich z.B. über

$$k_{\sigma,tp} = k_{\sigma,p} + (k_\sigma - k_{\sigma,p}) \cdot (\beta_1 + \beta_3) \quad \text{Gl. 5.40}$$

ermitteln, siehe Abschnitt 5.1.3. In Verbindung mit Gl. 5.56 erhält man dann

$$s_{efn,tp} = \left( 0,39 \cdot \sqrt{k_{\sigma,tp}(\psi = -1)} - 0,54 \cdot \sqrt{k_{11} \cdot (\zeta + 1)} \right) \cdot t \cdot \sqrt{\frac{E}{\sigma_1}} \quad \text{Gl. 5.58}$$

Soll  $s_{efn,tp}$  wie gewohnt auf  $s_{ef1,tp}$  bezogen werden, so ergibt sich im perforierten Bereich

$$s_{efn,tp} = \left( 0,72 \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma,tp}(\psi = -1)}{k_{11} \cdot (\zeta + 1)}} - 1 \right) \cdot s_{ef1,tp} \quad \text{Gl. 5.59}$$

und im unperforierten Bereich

$$s_{efn,tp} = \left( 0,72 \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma,tp}(\psi = -1)}{\frac{c_0}{c} \cdot k_{11} \cdot (\zeta + 1)}} - 1 \right) \cdot s_{ef1,tp} \quad \text{Gl. 5.60}$$

Durch Bezug auf  $s_{ef1,tp}$  gelten Gl. 5.59 und Gl. 5.60 für Stahl- und Aluminiumtrapezprofile.

Die dazwischenliegenden Breiten ergeben sich wieder durch Interpolation in Abhängigkeit von der Spannung, wobei der Einfluss der reduzierten Dehnsteifigkeit und der daraus folgenden Umlagerung durch die reduzierte bezogene Dehnsteifigkeit  $d_{11}$  bei der Ermittlung von  $\sigma_1$  und  $\sigma_i$  berücksichtigt wird. Es gilt

$$s_{efi,tp} = s_{efn,tp} + \left( s_{ef1,tp} - s_{efn,tp} \right) \cdot \frac{\sigma_i}{\sigma_1} \quad \text{Gl. 5.61}$$

mit

$$\sigma_i = \sigma(z_i) \quad \text{Gl. 5.62}$$

und  $z_i$  nach Abbildung 3.25, wobei die Spannungsverteilung über den Querschnitt (Gurt und Steg) und damit auch die Lage der Nulllinie unter Berücksichtigung der Umlagerung ermittelt werden muß. Für teilperforierte Stege, bei denen  $\sigma_1$  im unperforierten Bereich liegt, erhält man

$$s_{efi,tp} = s_{ef1,tp} + (s_{efn,tp} - s_{ef1,tp}) \cdot \left(1 - d_{11} \cdot \frac{z_i}{z_d}\right) \quad \text{Gl. 5.63}$$

## 5.2 Schub- und Querkraftbeanspruchung

### 5.2.1 Schubbeulen

Untersuchungen zum Schubbeulen teilperforierter Felder wurden nicht durchgeführt, da bei den vorwiegend betrachteten Trapezprofilen Schubbeulen nicht maßgebend wird. Für einen rechnerischen Nachweis ergibt sich die Möglichkeit, teilperforierte Felder auf der sicheren Seite liegend als vollperforiert anzunehmen.

### 5.2.2 Stegkrüppeln

Analog zum Vorgehen zur Ermittlung der aufnehmbaren Auflagerkraft vollperforierter Profile über den Faktor  $C_p$  kann diese für teilperforierte Profile durch Multiplikation mit dem Faktor  $C_{tp}$  ermittelt werden. Die Untersuchungen zur Ermittlung dieses Parameters  $C_{tp}$  wurden mittels FE-Modellen durchgeführt, da so eine eingehende Betrachtung des Einflusses der verschiedenen geometrischen Parameter möglich war. Die geometrischen Parameter sind in Abbildung 5.38 und Abbildung 5.39 dargestellt: Die Lasteinleitungsbreite wird mit  $b_B$  bezeichnet. Der an die Lasteinleitung angrenzende unperforierte Bereich des Stegs wird mit  $b_1$  und der der Lasteinleitung abgewandte unperforierte Bereich des Stegs mit  $b_3$  bezeichnet. Die Breite des perforierten Bereichs erhält die Bezeichnung  $b_2$ . Ebenfalls mit dargestellt sind der Ausrundungsradius, die Steghöhe  $s_w$  sowie der Stegneigungswinkel  $\varphi$ .

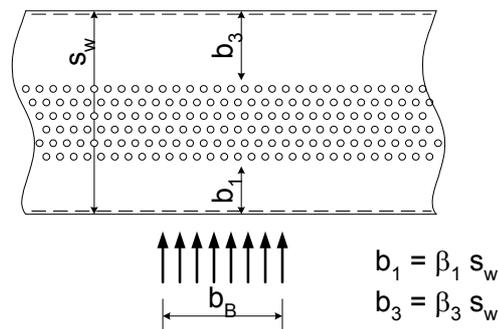


Abbildung 5.38: Geometrie eines teilperforierten Steges am Zwischenaufleger

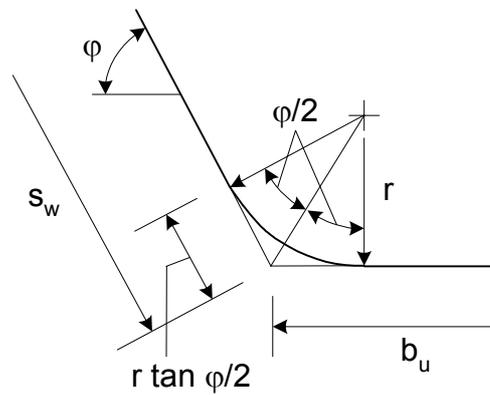


Abbildung 5.39: Radius am Übergang Steg – Untergurt

Im FE-Modell wurde der Versuch Zwischenaufleger unter Auflast nachgerechnet. Durch Vergleich der Berechnungsergebnisse mit Versuchen wurden die Ergebnisse der Berechnungen überprüft. In den Berechnungen wurden zuerst die Breiten  $b_1$  und  $b_3$  variiert um den Einflussbereich der Lasteinleitung zu ermitteln und damit den Einfluss der Breite  $b_1$  auf die Tragfähigkeit. Dabei zeigt sich dass die Breite  $b_3$  des von der Lasteinleitungsstelle abgewandten unperforierten Bereichs keinen Einfluss auf die Tragfähigkeit hat: In Abbildung 5.40 ist erkennbar, wie die Tragfähigkeit mit zunehmender Breite  $b_1$  des unperforierten Bereichs zunimmt. Ab einem Grenzwert nimmt die Tragfähigkeit nicht weiter zu, das teilperforierte Profil erreicht die Tragfähigkeit des unperforierten Profils. Ein Einfluss der Breite  $b_3$  ist hingegen nicht erkennbar.

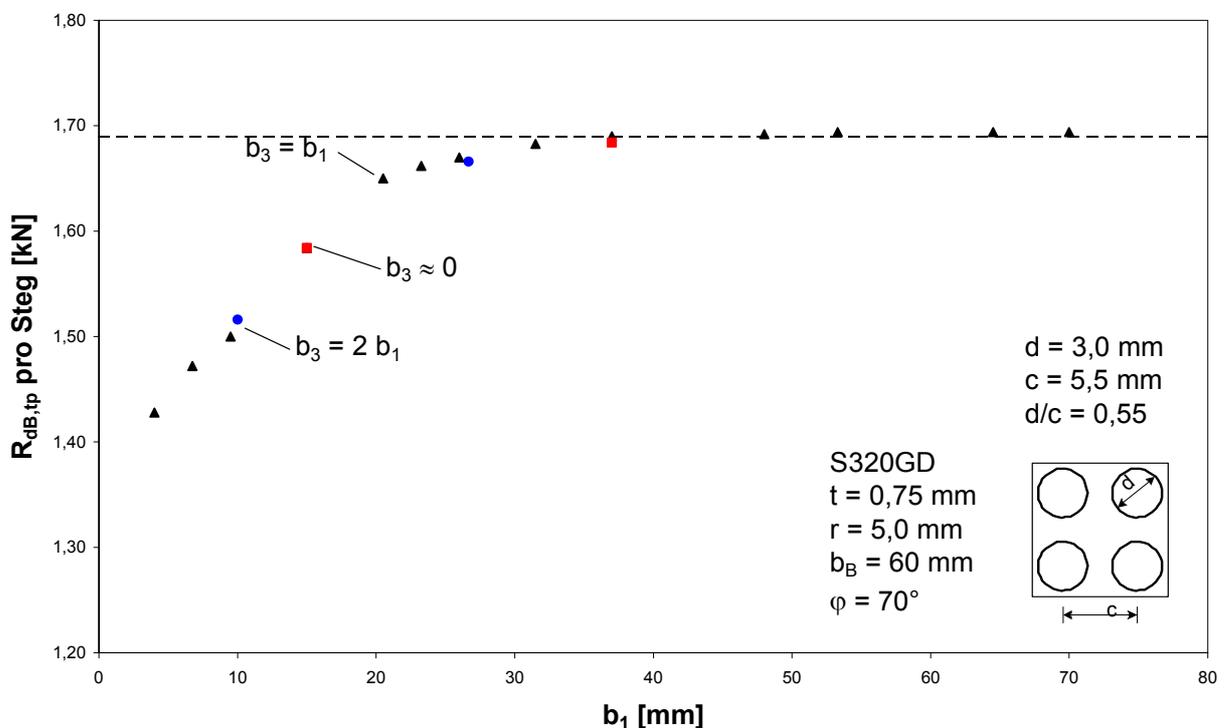
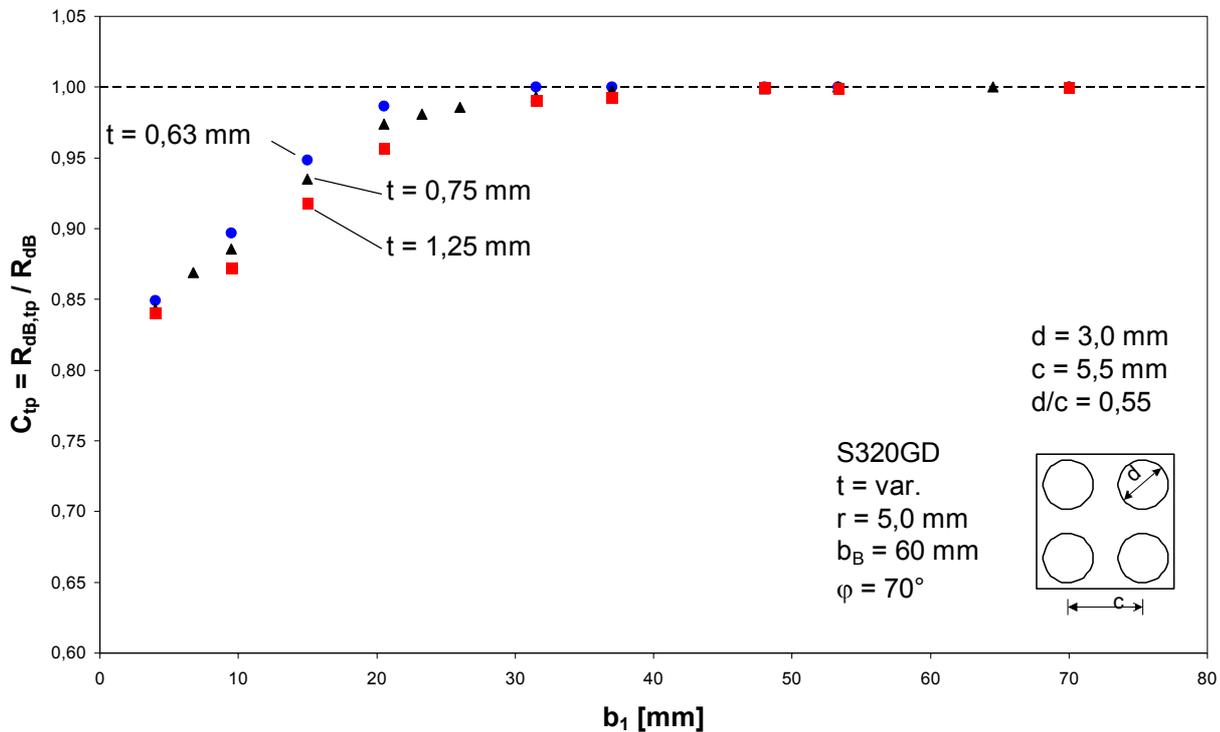


Abbildung 5.40: Tragfähigkeit in Abhängigkeit von  $b_1$  und  $b_3$

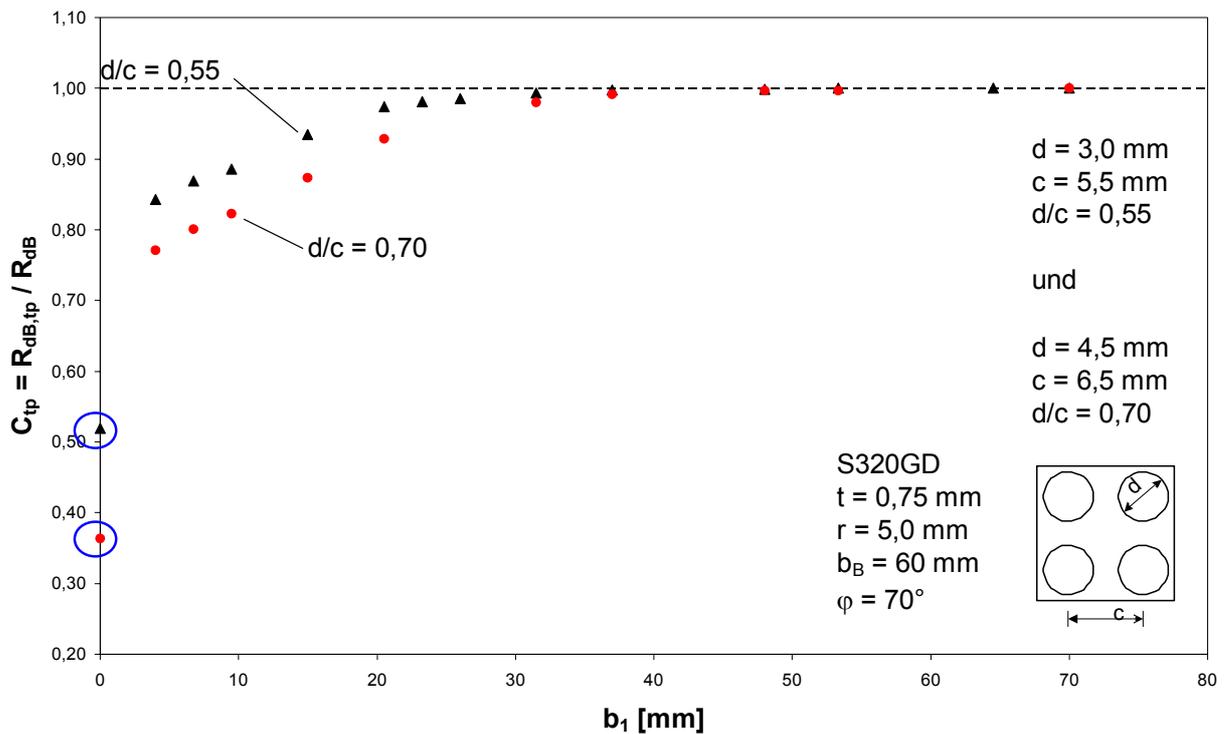
Parameterstudien mit Variation von Stegneigungswinkel, Radius, Blechdicke, Lasteinleitungsbreite, Lochraster und Steghöhe zeigten, dass der qualitative Verlauf der Abminderungskurve für alle untersuchten Parameter gleich ist. Lediglich der Beginn der Abminderung der Traglast liegt bei

verschiedenen Werten von  $b_1$ . Exemplarisch sind in Abbildung 5.41 die Berechnungsergebnisse mit verschiedenen Blechdicken darstellt. Die Ergebnisse sind normiert auf die Traglast des unperforierten Bauteils.



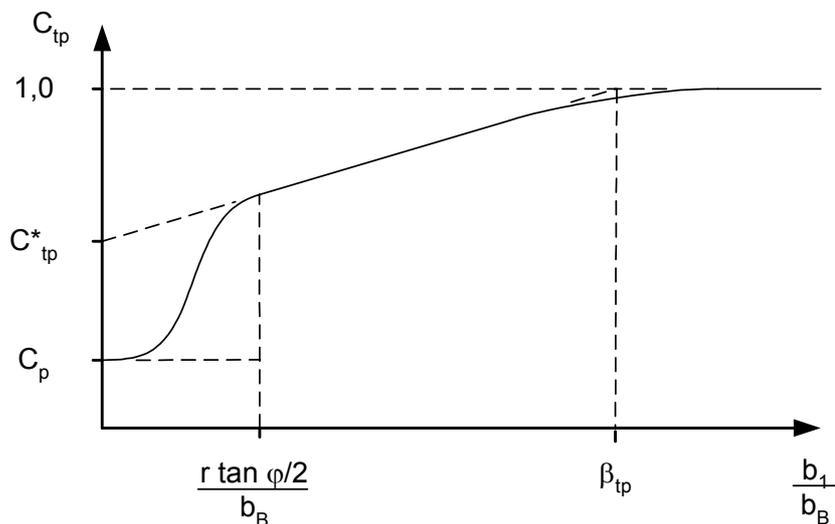
**Abbildung 5.41: Bezoene Tragfähigkeit für unterschiedliche Blechdicken**

Durch weitere FE-Berechnungen an vollperforierten Trapezprofilen konnten die Ergebnisse aus Versuch (Anhang B) und numerischer Berechnung (Anhang A) zusammengeführt und der Verlauf der Abminderung der Traglast beim Übergang von teilperforierten zu vollperforierten Bauteilen untersucht werden. In Abbildung 5.42 sind für zwei der untersuchten Lochraster die Ergebnisse aus den Berechnungen an teilperforierten und vollperforierten Modellen (durch Kreise hervorgehoben) über  $b_1$  dargestellt. Es ist zu erkennen, dass eine Vollperforation ( $b_1 = 0$ ) einen starken Abfall der Tragfähigkeit bewirkt. Dies ist auf den großen Einfluss des Radius auf die Tragfähigkeit zurückzuführen. Eine Schwächung des Blechs im Bereich des Radius durch eine Perforation, die sich für  $b_1 \rightarrow 0$  ergibt, führt daher zu einem weit stärkeren Abfall der Tragfähigkeit als aus einer Extrapolation der Ergebnisse für  $b_1 > 0$  zu erwarten wäre.



**Abbildung 5.42: Bezojene Tragfähigkeit für unterschiedliche Werte  $d/c$  und Extrapolation zu vollperforierten Profilen**

Der sich aus den numerischen Untersuchungen ergebende qualitative Verlauf des Parameters  $C_{tp}$  in Abhängigkeit vom Verhältnis der Breite  $b_1$  zur Lasteinleitungsbreite  $b_B$  ist in Abbildung 5.43 dargestellt.



**Abbildung 5.43: Faktor  $C_{tp}$  in Abhängigkeit von der auf die Lasteinleitungsbreite  $b_B$  bezogenen unperforierten Teilfeldbreite  $b_1$**

Ebenfalls dargestellt ist der als Grundlage für eine rechnerische Ermittlung der Tragfähigkeit nach DIN 18807-1 oder DIN 18807-6 vorgeschlagene abschnittsweise Verlauf des Parameters  $C_{tp}$ . Für große Breiten  $b_1$  ergibt sich keine Reduktion der Tragfähigkeit. Ab einer Breite  $b_1 = \beta_{tp} \cdot b_B$  nimmt

diese in etwa linear ab. Erreicht die Perforation den Radius (siehe auch Abbildung 5.39), d.h. es gilt

$$b_1 \leq r \cdot \tan \frac{\varphi}{2} \quad \text{Gl. 5.64}$$

kommt es zu einer sehr starken Reduktion der Tragfähigkeit. Ab hier kann das Profil praktisch als vollperforiert behandelt werden, d.h. es gilt der vereinfachende Ansatz

$$C_{tp} = C_p \quad \text{Gl. 5.65}$$

Die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen lassen sich wie folgt beschreiben:

$$C_{tp} = \begin{cases} 1 & b_1 > \beta_{tp} \cdot b_B \\ \frac{\beta_1 \cdot s_w}{\beta_{tp} \cdot b_B} + C_{tp}^* \cdot \left(1 - \frac{\beta_1 \cdot s_w}{\beta_{tp} \cdot b_B}\right) & \text{für } r \cdot \tan \frac{\varphi}{2} \leq b_1 \leq \beta_{tp} \cdot b_B \\ C_p & b_1 < r \cdot \tan \frac{\varphi}{2} \end{cases} \quad \text{Gl. 5.66}$$

mit

$$\beta_{tp} = 2,57 \cdot \left(0,70 - 0,09 \cdot \sqrt{\frac{r}{t}}\right) \cdot \left(0,57 - 0,37 \cdot \left(\frac{\varphi}{90}\right)^2\right) \quad \text{Gl. 5.67}$$

Der Wert  $C_{tp}^*$  lässt sich über

$$C_{tp}^* = 0,59 + 0,41 \cdot C_p = 0,59 + 0,41 \cdot \sqrt{\frac{c_0}{c}} \cdot \sqrt{0,5 \cdot (k_{11} + k_{44} + 0,3 \cdot (k_{12} - k_{44}))} \quad \text{Gl. 5.68}$$

aus  $C_p$  berechnen. Bei kleinen Profilhöhen in Verbindung mit großen Lasteinleitungsbreiten trägt der Steg komplett mit, weshalb für  $b_B > s_w$  in Gl. 5.66 und den zugehörigen Abgrenzungskriterien  $b_B = s_w$  anzusetzen ist. Eine Reduzierung der Tragfähigkeit ergibt sich, sobald

$$b_1 < \beta_{tp} \cdot b_B \quad \text{Gl. 5.69}$$

Abbildung 5.44 und Abbildung 5.45 zeigt einen Vergleich zwischen den rechnerisch nach Gl. 5.66 ermittelten Faktor  $C_{tp,cal}$  und dem aus den Ergebnissen der numerischen Untersuchungen ermittelten Faktor  $C_{tp,FEM}$ . Die vereinzelt Werte mit größeren Abweichungen ergeben sich für Konfigurationen mit  $\beta_1 = \beta_{tp}$ , bei denen sich die Modellierung des Übergangs zu  $C_{tp} = 1$  durch einen Knick statt durch eine Abrundung bemerkbar macht.

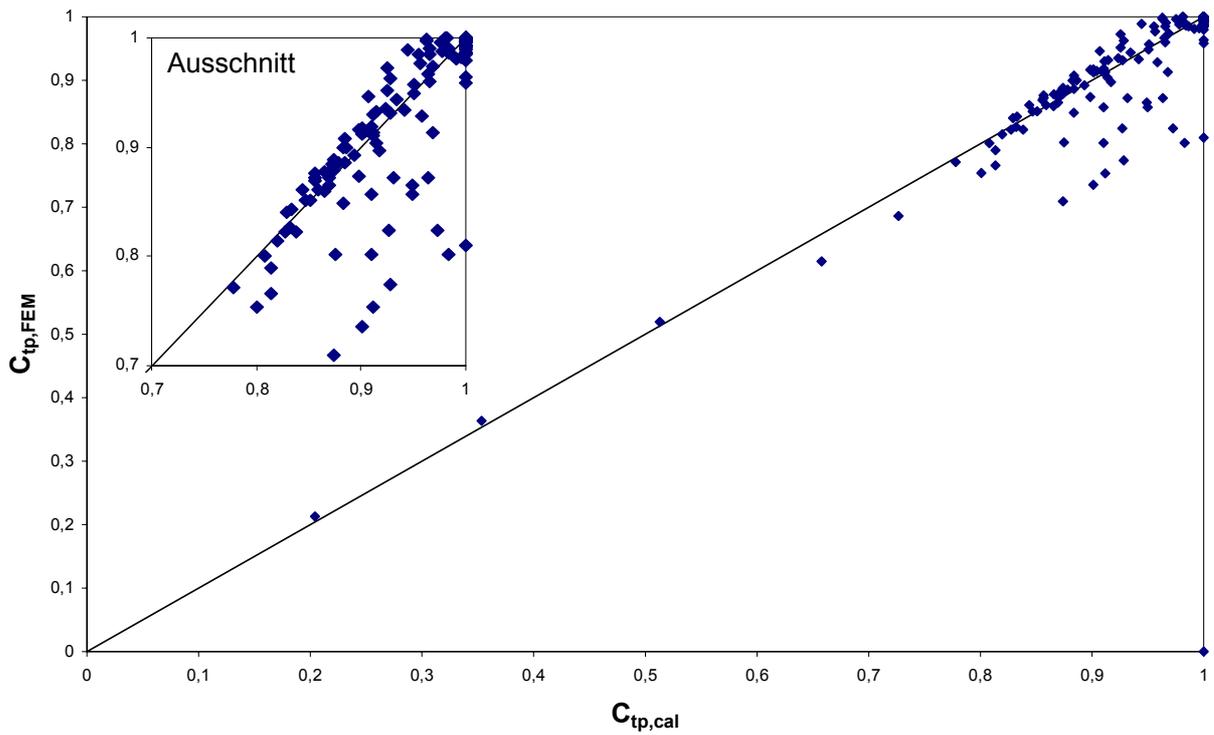


Abbildung 5.44: Vergleich  $C_{tp,cal}$  mit den Ergebnissen der FE-Berechnungen

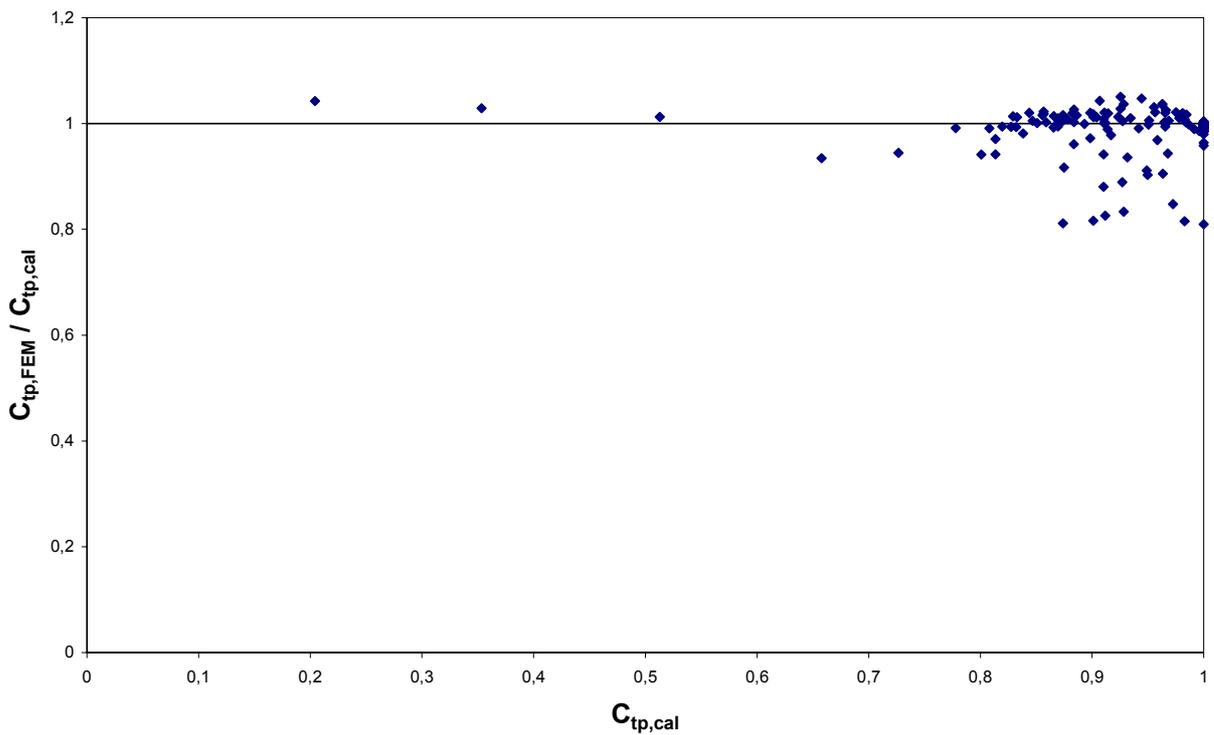


Abbildung 5.45: Vergleich  $C_{tp,cal}$  mit den Ergebnissen der FE-Berechnungen

Die Tragfähigkeit ergibt sich damit zu

$$R_{dB,tp} = C_{tp} \cdot R_{dB} \quad \text{Gl. 5.70}$$

mit  $R_{dB}$  nach DIN 18807-1 oder DIN 18807-6.

Grundsätzlich sinken die dargestellten Werte  $C_{tp}$  nicht so stark ab, wie man es auf Grundlage der Ergebnisse für vollperforierte Profile erwarten würde. Dies ist darauf zurückzuführen, dass vollperforierte Profile oder Profile, bei denen der Radius perforiert war, in der Darstellung nur in sehr geringem Umfang nicht berücksichtigt wurden. Für die meisten berücksichtigten Profile gilt also

$$C_{tp} > C_{tp}^* = 0,59 + 0,41 \cdot C_p \quad \text{Gl. 5.71}$$

wobei der Wert 0,59 eine untere Schranke für  $C_{tp}$  darstellt.

## 6 Versteifte Bleche

### 6.1 Sicken im Druckgurt

#### 6.1.1 Modell des elastisch gebetteten Druckstabes

Der stabilisierende Einfluss von Sicken im Druckgurt von Trapezprofilen wird über ein Plattenmodell ermittelt, bei dem die Sicke als elastisch gebetteter Balken betrachtet wird. Die Bettungssteifigkeit  $c$  folgt dabei aus der Biegesteifigkeit der Sicke sowie den an die Sicke angrenzenden wirkenden Breiten der Platte. Das Versagen des druckbeanspruchten und durch eine zentrisch liegende Sicke versteiften Gurtes erfolgt dann durch Knicken der Sicke nach Überschreiten der kritischen Normalkraft, die mit

$$c = 48 \cdot \frac{K_{11}}{b_1^3} \quad \text{Gl. 6.1}$$

nach [23] durch

$$N_{krit} = 2 \cdot \sqrt{c \cdot E \cdot I_r} = \sqrt{192 \cdot \frac{K_{11} \cdot E \cdot I_r}{b_1^3}}, \quad \text{Gl. 6.2}$$

angenähert werden kann, wobei die Breite  $b_1$  für eine idealisierte Breite des Gurtes steht, die den Einfluss der Sickenabmessungen und -lage auf die Bettung berücksichtigt und  $I_r$  für das Flächenmoment 2. Grades der Sicke einschließlich der daran angrenzenden wirkenden Plattenbreite. Die Perforation macht sich sowohl in der Bettungssteifigkeit  $c$  als auch im Flächenmoment 2. Grades  $I_r$  der Sicke bemerkbar.

Als Breite  $b_1$  wird bei Anwendung nach DIN 18807-1 die abgewickelte Gurtbreite angesetzt. Diese ist dementsprechend definiert. Das Flächenmoment 2. Grades der Sicken (Abbildung 6.1 oben) oder Versätze (Abbildung 6.1 unten) muss dabei unter Berücksichtigung der für die Teilflächen und Anteile unterschiedlichen Werte  $d_{ij}$  und  $k_{ij}$  ermittelt werden.

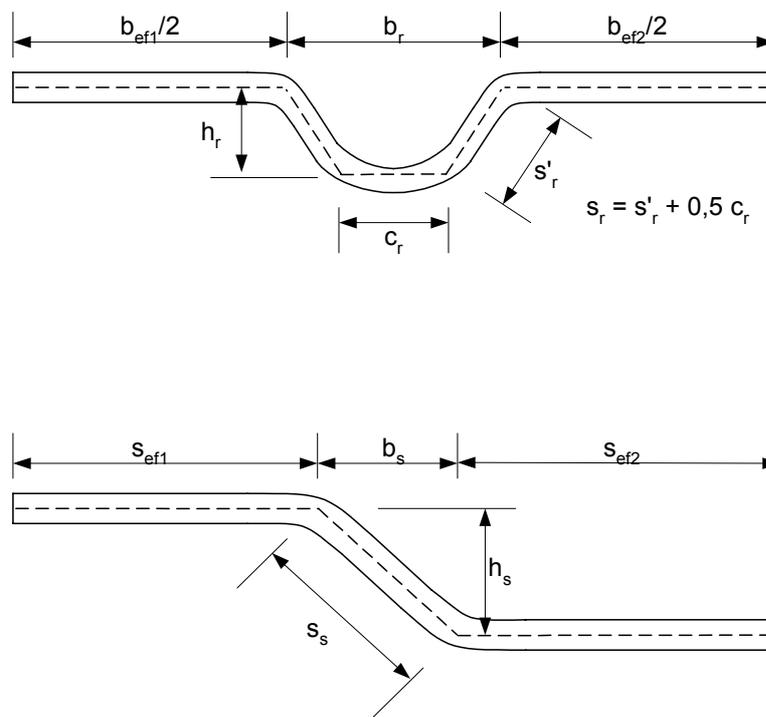


Abbildung 6.1: Geometrie von Sicken und Versätzen

Eine Vereinfachung ergibt sich aus der Annahme

$$I_{r,p} \approx d_{11} \cdot I_r \quad \text{Gl. 6.3}$$

Dann ergibt sich die kritische Normalkraft  $N_{rel,p}$  für vollperforierte Gurte zu

$$N_{krit,p} = \sqrt{192 \cdot \frac{K_{11,p} \cdot E \cdot I_{r,p}}{b_1^3}} = \sqrt{192 \cdot \frac{k_{11} \cdot K_{11} \cdot E \cdot d_{11} \cdot I_r}{b_1^3}} \quad \text{Gl. 6.4}$$

und damit

$$N_{krit,p} = \sqrt{k_{11} \cdot d_{11}} \cdot N_{krit} \quad \text{Gl. 6.5}$$

Die Knicklänge  $l_b$  ergibt sich zu

$$l_{b,p} = \pi \cdot \sqrt[4]{\frac{E \cdot I_{r,p} \cdot b_1^3}{48 \cdot K_{11,p}}} = \pi \cdot \sqrt[4]{\frac{E \cdot d_{11} \cdot I_r \cdot b_1^3}{48 \cdot k_{11} \cdot K_{11}}} = \sqrt[4]{\frac{d_{11}}{k_{11}}} \cdot l_b \quad \text{Gl. 6.6}$$

### 6.1.2 Die kritische Normalkraft bei vollperforierten Gurten

Für den vollperforierten Gurt mit einer mittigen Sicke wird anstelle der abgewickelten Breite  $b_1$  ein genaueres Berechnungsmodell nach Abbildung 6.2 verwendet. Die dabei angesetzte Breite ist die Breite eines ebenen Gurtes mit der gleichen Durchbiegung unter der für die Ermittlung der Bettungssteifigkeit der Sicke angesetzten Belastung  $P$  des gesickten Gurtes. Man erhält die kritische Normalkraft analog zu DIN 18807-1 zu

$$N_{rel} = k_w \cdot \frac{4}{\sqrt{1-\nu^2}} \cdot E \cdot \sqrt{\frac{k_{11} \cdot d_{11} \cdot I_r \cdot t^3}{8 \cdot b_p^3 \cdot (1 + 3 \cdot s_r / b_p)}} \quad \text{Gl. 6.7}$$

Der Faktor  $k_w$  erfasst die Rahmentragwirkung der einzelnen Trapezrippen. Die Berechnung der kritischen Normalkraft bei zwei oder drei Sicken im Druckgurt erfolgt mit der Breite  $b_1$  in der Form

$$N_{rel} = k_w \cdot \frac{4}{\sqrt{1-\nu^2}} \cdot E \cdot \sqrt{\frac{k_{11} \cdot d_{11} \cdot I_r \cdot t^3}{8 \cdot b_k^3 \cdot (3 \cdot b_1/b_k - 4)}} \quad \text{Gl. 6.8}$$

mit der abgewickelten Breite  $b_1$  des Gurtes sowie

$$b_k = b_p + 0,5 \cdot b_r \quad \text{Gl. 6.9}$$

Gl. 6.8 liegt das Modell nach Abbildung 6.5 zugrunde.

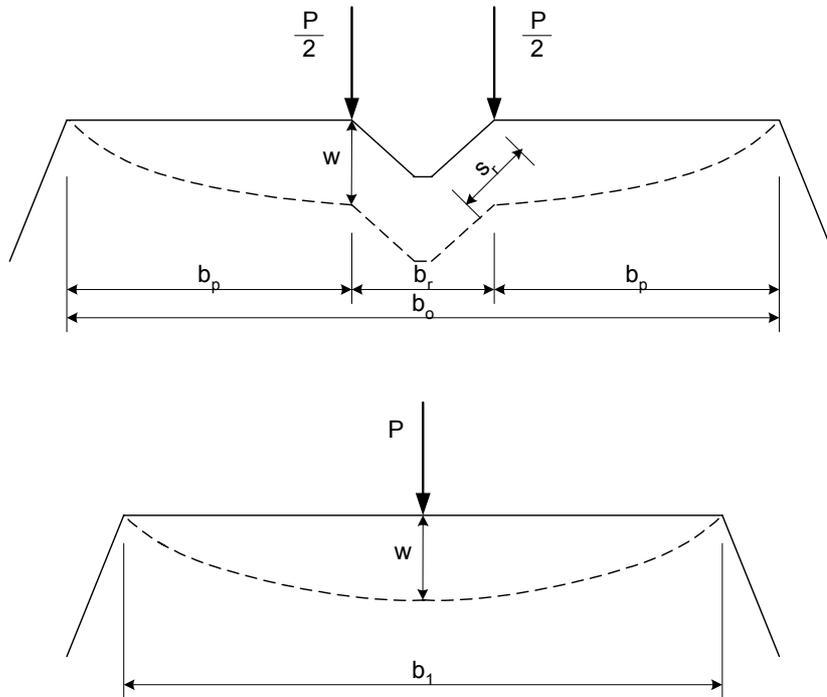


Abbildung 6.2: Obergurt mit einer Sicke: Modell zur Bestimmung der kritischen Normalkraft nach [N1]

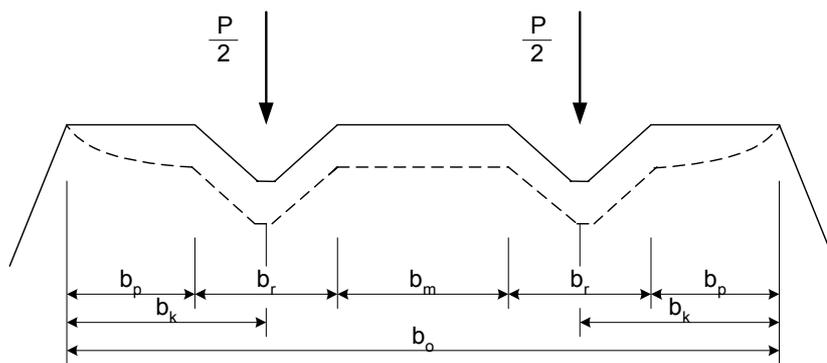


Abbildung 6.3: Obergurt mit zwei Sicken: Modell zur Bestimmung der kritischen Normalkraft nach [N1]

Mit den analogen Modellen erhält man die Knicklänge einer Einzelsicke zu

$$l_b = \pi \cdot \sqrt[4]{2 \cdot (1-\nu^2) \cdot I_{r,p} \cdot b_p^3 \cdot \frac{1+3 \cdot s_r/b_p}{k_{11} \cdot t^3}} \approx \pi \cdot \sqrt[4]{2 \cdot (1-\nu^2) \cdot \frac{d_{11}}{k_{11}} \cdot I_r \cdot b_p^3 \cdot \frac{1+3 \cdot s_r/b_p}{t^3}} \quad \text{Gl. 6.10}$$

und für den Fall zweier Sicken zu

$$l_b = \pi \cdot \sqrt[4]{2 \cdot (1-\nu^2) \cdot I_{r,p} \cdot b_k^3 \cdot \frac{3 \cdot b_1/b_k - 4}{k_{11} \cdot t^3}} \approx \pi \cdot \sqrt[4]{2 \cdot (1-\nu^2) \cdot \frac{d_{11}}{k_{11}} \cdot I_r \cdot b_k^3 \cdot \frac{3 \cdot b_1/b_k - 4}{t^3}} \quad \text{Gl. 6.11}$$

### 6.1.3 Die kritische Normalkraft bei teilperforierten Gurten

Die über die Gurtbreite unterschiedlichen Steifigkeiten bei teilperforierten Gurten sind sowohl bei der Ermittlung des Flächenmoments 2. Grades der Sicke als auch bei der Ermittlung der Plattensteifigkeit zu berücksichtigen. Da sich für den Fall einer einzelnen Gurtsicke die idealisierte Breite  $b_1$  für die Bettung aus einer Umrechnung auf die Breite eines ebenen Gurtes mit gleicher Nachgiebigkeit wie der gesicte Gurt ergibt, lässt sich der Einfluss der Perforation auf die Biegesteifigkeit auch durch eine Korrektur der Breite  $b_1$  erfassen. Dementsprechend lässt sich auch das Berechnungsmodell für den Fall einer Gurtsicke anpassen.

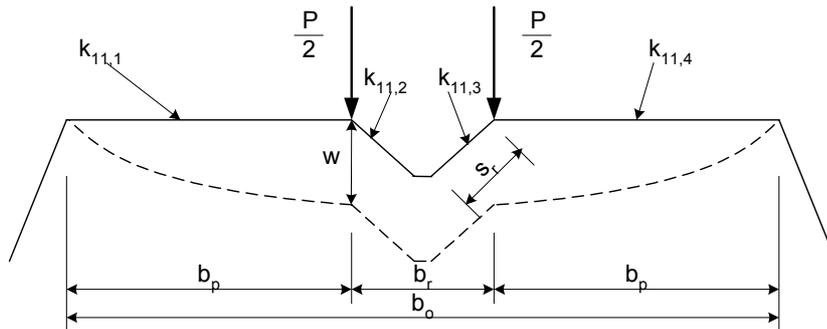


Abbildung 6.4: Ersatzmodell zur Ermittlung der idealisierten Gurtbreite  $b_1$

Für den Fall einer Gurtsicke nach Abbildung 6.4 mit Teilperforation erhält man die exakte Lösung für die anzusetzende Breite zu

$$b_1 = b_p \cdot \sqrt[3]{4} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{k_{11,1}} + \frac{3}{k_{11,2}} \cdot \frac{s_r}{b_p} + \frac{3}{k_{11,3}} \cdot \frac{s_r}{b_p} + \frac{1}{k_{11,4}}} \quad \text{Gl. 6.12}$$

Bei der Ermittlung der Flächenmomente 2. Grades ist die Perforation zu berücksichtigen, indem die perforierten Bereiche entsprechend der oben eingeführten Näherung durch Multiplikation mit der bezogenen Dehnsteifigkeit  $d_{11}$  zu reduzieren sind, die unperforierten hingegen voll angesetzt werden dürfen. Für den Fall eines teilperforierten Gurtes mit einer mittigen Gurtsicke ergibt sich die in DIN 18807-1 als  $N_{rel}$  bezeichnete kritische Normalkraft zu

$$N_{rel} = k_w \cdot 4,2 \cdot E \cdot \sqrt{\frac{I_{r,p} \cdot t^3}{4 \cdot b_p^3 \cdot \left( \frac{1}{k_{11,1}} + \frac{3}{k_{11,2}} \cdot \frac{s_r}{b_p} + \frac{3}{k_{11,3}} \cdot \frac{s_r}{b_p} + \frac{1}{k_{11,4}} \right)}} \quad \text{Gl. 6.13}$$

wobei das Trägheitsmoment  $I_{r,p}$  unter Berücksichtigung der Perforation zu ermitteln ist. Die Knicklänge ergibt sich für diesen Fall zu

$$l_b = \pi \cdot \sqrt[4]{(1 - \nu^2) \cdot I_{r,p} \cdot \frac{b_p^3}{t^3} \cdot \left( \frac{1}{k_{11,1}} + \frac{3}{k_{11,2}} \cdot \frac{s_r}{b_p} + \frac{3}{k_{11,3}} \cdot \frac{s_r}{b_p} + \frac{1}{k_{11,4}} \right)} \quad \text{Gl. 6.14}$$

### 6.1.4 Rahmentragwirkung von Gurt und Steg

Für Profile, bei denen entweder nur der Gurt oder nur der Steg vollperforiert ist, ergeben sich bereichsweise unterschiedliche Plattensteifigkeiten. Dies führt dazu, dass der den Übergang vom

Plattenmodell zum Rahmenmodell beschreibende Faktor  $k_w$  gegenüber der Formulierung in DIN 18807-1 geändert werden muß.

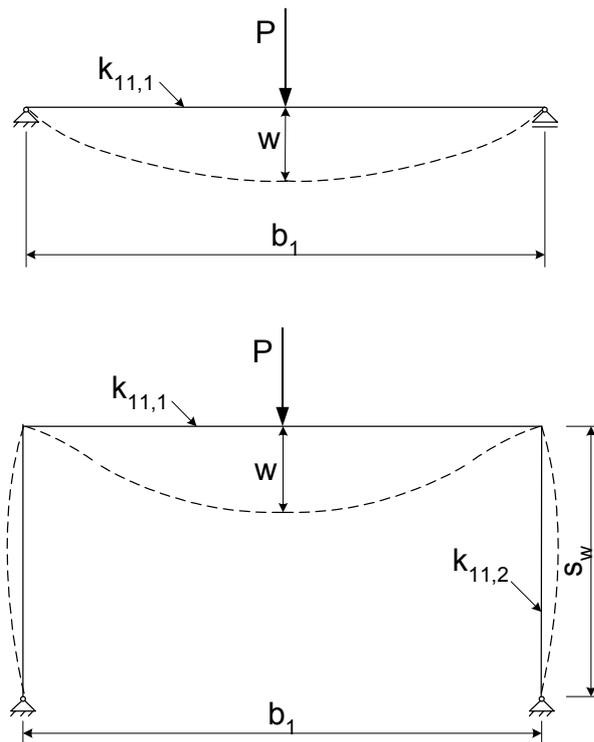


Abbildung 6.5: Übergang zum Rahmenmodell für Trapezprofile mit einer Gurtsicke

Für ein Profil mit einer Gurtsicke (Abbildung 6.5) ergibt sich  $k_{w0}$  mit den bezogenen Biegesteifigkeiten  $k_{11,i}$  von Gurt und Steg zu

$$k_{w0} = \sqrt{\frac{\frac{k_{11,1}}{k_{11,2}} \cdot s_w + 2 \cdot b_1}{\frac{k_{11,1}}{k_{11,2}} \cdot s_w + 0,5 \cdot b_1}} \quad \text{Gl. 6.15}$$

und damit

$$k_w = \begin{cases} k_{w0} + (k_{w0} - 1) \cdot \left( \left( \frac{l_{b,p}}{s_w} \right)^2 - 2 \cdot \frac{l_{b,p}}{s_w} \right) & \text{für } \frac{l_{b,p}}{s_w} < 2 \\ k_{w0} & \frac{l_{b,p}}{s_w} \geq 2 \end{cases} \quad \text{Gl. 6.16}$$

Eine feinere Abstufung hinsichtlich teilperforierter Einzelflächen, z.B. teilperforierter Stege erscheint nicht sinnvoll, da nicht handhabbar.

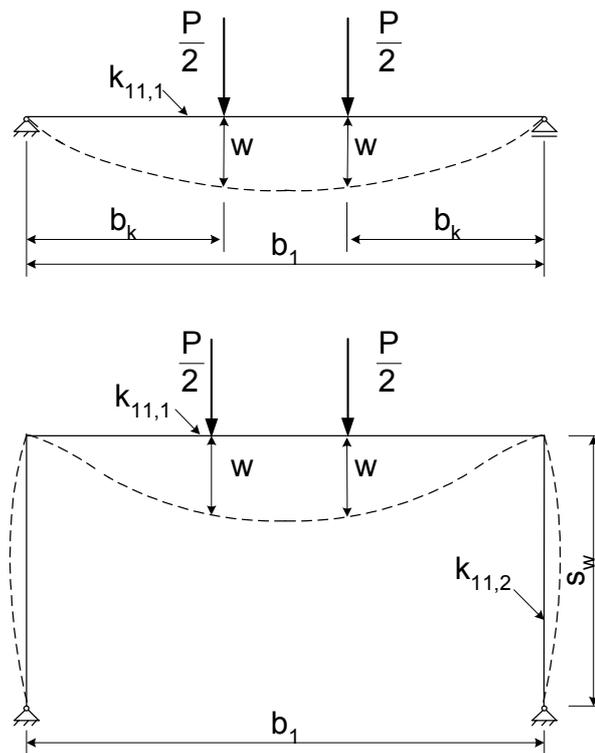


Abbildung 6.6: Übergang zum Rahmenmodell für Trapezprofile mit zwei Gurtsicken

Für Profile mit zwei Obergurtsicken (Abbildung 6.6) ergibt sich  $k_{w0}$  zu

$$k_{w0} = \sqrt{\frac{\left(2 \cdot b_1 + \frac{k_{11,1}}{k_{11,2}} \cdot s_w\right) \cdot (3 \cdot b_1 - 4 \cdot b_k)}{b_k \cdot (4 \cdot b_1 - 6 \cdot b_k) + \frac{k_{11,1}}{k_{11,2}} \cdot s_w \cdot (3 \cdot b_1 - 4 \cdot b_k)}} \quad \text{Gl. 6.17}$$

und  $k_w$  entsprechend Gl. 6.16.

### 6.1.5 Traglast der Sicke

Die kritische Knickspannung der Sicke ist aus

$$\sigma_{cd} = \frac{N_{rel,p}}{A_{r,p}} = \frac{N_{rel,p}}{\frac{c_0}{c} \cdot A_r} \quad \text{Gl. 6.18}$$

zu berechnen. Wird bei vollperforierten Gurten die Schlankheit der Sicke mit

$$\bar{\lambda}_s = \sqrt{\frac{c_0}{c} \cdot \frac{f_y}{\sigma_{cd}}} \quad \text{Gl. 6.19}$$

berechnet, kann  $A_{r,p}$  unter Vernachlässigung der Perforation ermittelt werden. Bei teilperforierten Gurten, bei denen die Grenze zwischen unperforierten und perforierten Bereichen durch die Sicke verläuft und daher auch die Sicke teilperforiert ist, ist eine Berechnung der Schlankheit über die plastische Grenzlast der Sicke sinnvoller, d.h.

$$\bar{\lambda}_s = \sqrt{\frac{N_{rpl,sp}}{N_{rel,p}}} \quad \text{Gl. 6.20}$$

$N_{rpl,tp}$  ergibt sich durch Addition der einzelnen Teilflächen der Sicke und anschließende Multiplikation mit der Dehngrenze, wobei die Tragfähigkeit der perforierten Bereiche mit  $c_0/c$  abgemindert wird. Dies lässt sich durch

$$N_{rpl,tp} = f_y \cdot \sum_{i=1}^n \left( \frac{c_0}{c} \right)_i \cdot b_i \cdot t_i \quad \text{Gl. 6.21}$$

mit  $c_0/c = 1$  für unperforierte Bereiche der Sicke schreiben. Zur Berechnung der Tragfähigkeit der Sicke ist bei Profilen aus Stahl nach DIN 18807-1, Tabelle 4, die Knickspannungslinie

$$\chi_p = \begin{cases} \frac{c_0}{c} & \bar{\lambda}_s \leq 0,65 \\ \frac{c_0}{c} \cdot (1,47 - 0,723 \cdot \bar{\lambda}_s) & \text{für } 0,65 < \bar{\lambda}_s < 1,38 \\ \frac{c_0}{c} \cdot \frac{0,66}{\bar{\lambda}_s} & 1,38 \leq \bar{\lambda}_s \end{cases} \quad \text{Gl. 6.22}$$

und bei Profilen aus Aluminium nach DIN 18807-6, Tabelle 1, die Knickspannungslinie

$$\chi_p = \begin{cases} \frac{c_0}{c} & \bar{\lambda}_s \leq 0,25 \\ \frac{c_0}{c} \cdot (1,155 - 0,62 \cdot \bar{\lambda}_s) & \text{für } 0,25 < \bar{\lambda}_s < 1,04 \\ \frac{c_0}{c} \cdot \frac{0,53}{\bar{\lambda}_s} & 1,04 \leq \bar{\lambda}_s \end{cases} \quad \text{Gl. 6.23}$$

anzuwenden. Im Bereich der Sicke ist dann eine reduzierte Dicke

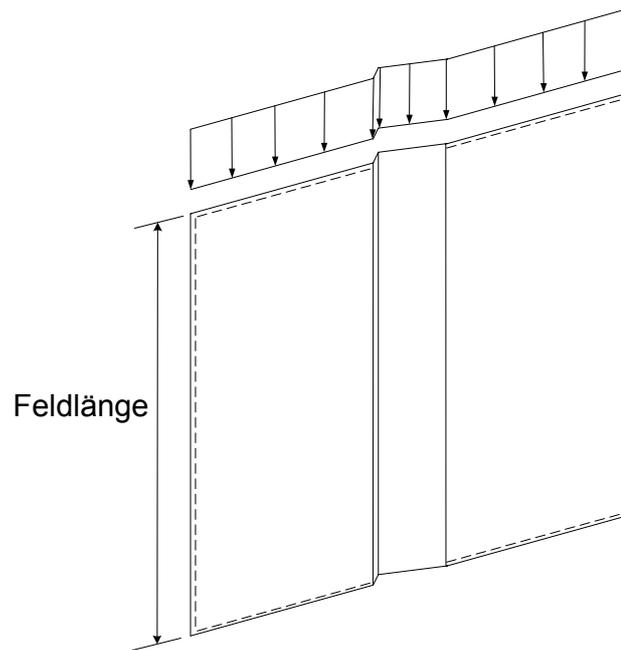
$$t_{red,p} = t \cdot \chi_p \quad \text{Gl. 6.24}$$

anzusetzen. Die sich aus der Lochung ergebende Reduzierung der Querschnittsfläche auf eine Nettoquerschnittsfläche ist damit bereits berücksichtigt, d.h. für eine Berechnung der Querschnittswerte für ein Trapezprofil sind die Knickspannungslinien nach [N1] oder [N3] zu verwenden, die keine Abminderung mit dem Faktor  $c_0/c$  beinhalten. Diese Abminderung erfolgt dann erst bei der Ermittlung des aufnehmbaren Biegemomentes.

### 6.1.6 Vergleichsberechnungen

Zur Überprüfung des Berechnungsverfahrens wurden Traglastberechnungen an einer durch eine v-förmige Längssicke (d.h. mit  $c_r = 0$ ) versteiften Blechgeometrie nach Abbildung 6.7 durchgeführt. Das Blech war vollperforiert mit einem quadratischen Lochraster, das in einem Fall unter  $0^\circ$  zur Belastungsrichtung angeordnet war und im anderen Fall unter  $45^\circ$  zur Belastungsrichtung angeordnet war. Die Feldlänge wurde variiert. Durch diese Variation der Knicklänge wurde der Platte und der Sicke jeweils eine Knicklänge aufgezwungen. Für diese Knicklängen wurden jeweils Traglasten berechnet und über der Feldlänge aufgetragen. Bei beiden Konfigurationen wurden Imperfektionen affin zur ersten Eigenform aufgebracht, so dass sich jeweils zwei Traglastkurven ergaben. Ergänzend wurden zur Kontrolle antimetrische Versagensformen untersucht sowie beim unter  $0^\circ$  ausgerichteten quadratischen Lochraster die Lage der Löcher so variiert, dass in einem Fall im Tiefpunkt der Sicke das Blech durchlief, im anderen Fall die Sicke in diesem Be-

reich durch die Löcher unterbrochen war. Beim unter  $45^\circ$  ausgerichteten quadratischen Lochraster kommt es in jedem Fall zu einer Lage der Löcher im Tiefpunkt der Sicke.



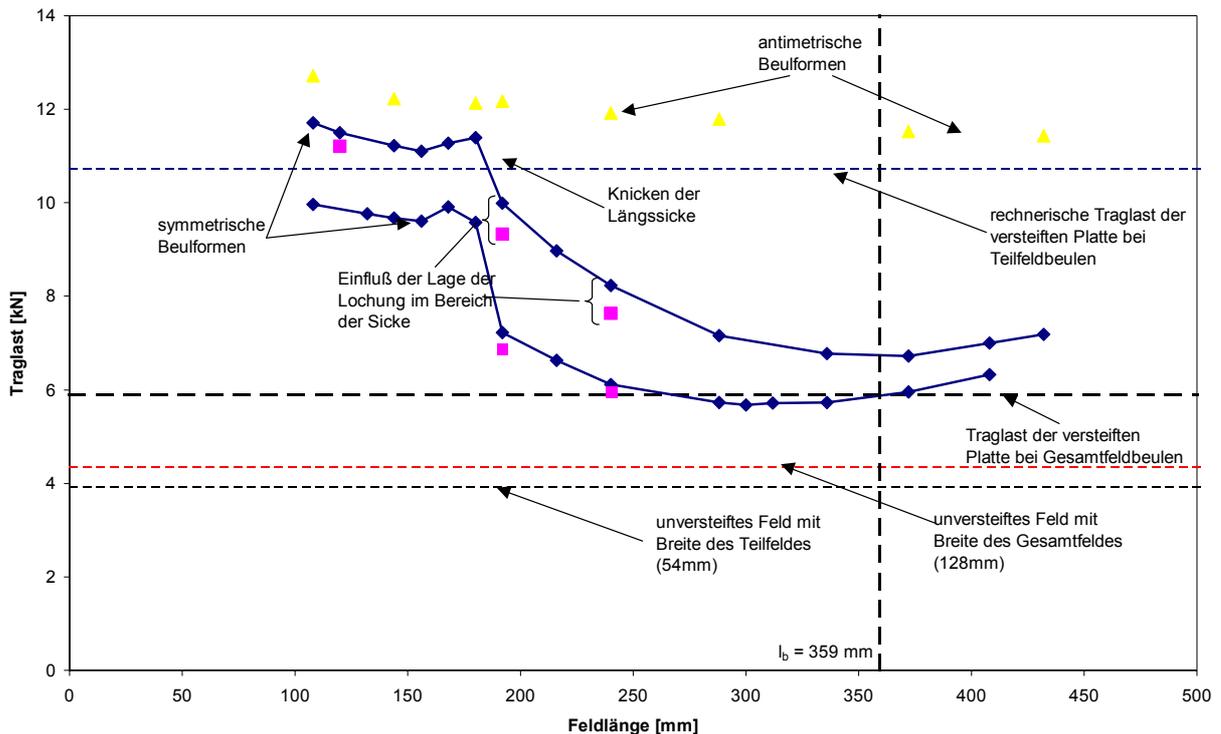
**Abbildung 6.7: Versteifte Platte für Traglastberechnungen**

Die Parameter für das quadratische, unter  $0^\circ$  ausgerichtete Lochraster sind:

- Blechdicke  $t = 0,75\text{mm}$
- Lochabstand  $c = 6\text{mm}$
- Lochdurchmesser  $d = 3\text{mm}$
- Gesamtfeldbreite:  $129\text{mm}$
- Teilfeldbreite:  $54\text{mm}$
- Sickentiefe:  $6\text{mm}$
- bezogene Imperfektionstiefen  $w/t = 0,05$  und  $0,5$

Die sich daraus in Abhängigkeit von der Feldlänge ergebenden Traglasten sind Abbildung 6.8 aufgetragen. Die durch einen Sekantenzug verbundenen Punkte stellen die Traglast in Abhängigkeit von der Feldlänge (= Beulhalbwellenlänge) dar. Dabei wurden die Löcher so angeordnet, dass im Bereich der Knicke keine Löcher lagen. Ein Einfluss der Lage der Lochung ist erkennbar: Verschiebt man das Lochraster um das Maß  $c/2$ , so dass Löcher im Knick zu liegen kommen, so ergeben sich geringfügig kleinere Tragfähigkeiten, die für einzelne Feldlängen ebenfalls ermittelt und in das Diagramm mit aufgenommen wurden. In diesen Fällen wurde eine symmetrische Beulform vorausgesetzt. Geht man von einer antimetrischen Beulform aus, so ergeben sich höhere Traglasten, die ebenfalls für einzelne Feldlängen ermittelt und in das Diagramm mit aufgenommen wurden. Als maßgeblicher Vergleichswert ist die rechnerische „Traglast der versteiften Platte bei Gesamtfeldbeulen“ mit aufgenommen worden. Setzt man den Bereich der Sicke als voll wirksam an und addiert die doppelte Traglast des unversteiften Teilfeldes, so erhält man die als horizontale Linie eingezeichnete „rechnerische Traglast der versteiften Platte bei Teilfeldbeulen“. Des

weiteren wurden die Traglasten des unversteiften Teil- und Gesamtfeldes mit aufgenommen. Diese sind als die beiden unteren horizontalen Linien erkennbar.



**Abbildung 6.8:** Traglast in Abhängigkeit der Feldlänge für die Platte mit unter  $0^\circ$  ausgerichtetem quadratischem Lochraaster

Bei geringen Feldlängen und damit geringen Knicklängen der Steife erfolgt das Versagen durch Teilfeldbeulen. Die sich für eine bezogene Imperfektionstiefe von 0,05 ergebende Traglastkurve liegt geringfügig über der rechnerisch ermittelten Traglastkurve bei Annahme des Versagens durch Teilfeldbeulen. Bei Überschreiten einer kritischen Feldlänge wechselt die Versagensform: das Feld versagt durch Gesamtfeldbeulen, d.h. Knicken der Längssicke. Die minimale Traglast erhält man je nach Imperfektionstiefe bei einer Feldlänge von 336mm bis 372mm. Diese Längen liegen im Bereich der auf theoretischer Basis abgeleiteten Knicklänge von 359mm, die im Diagramm durch die vertikale gestrichelte Linie dargestellt wird. Der Wert der Traglast liegt für die bezogene Imperfektionstiefe 0,5 nahe an der rechnerisch ermittelten Traglast.

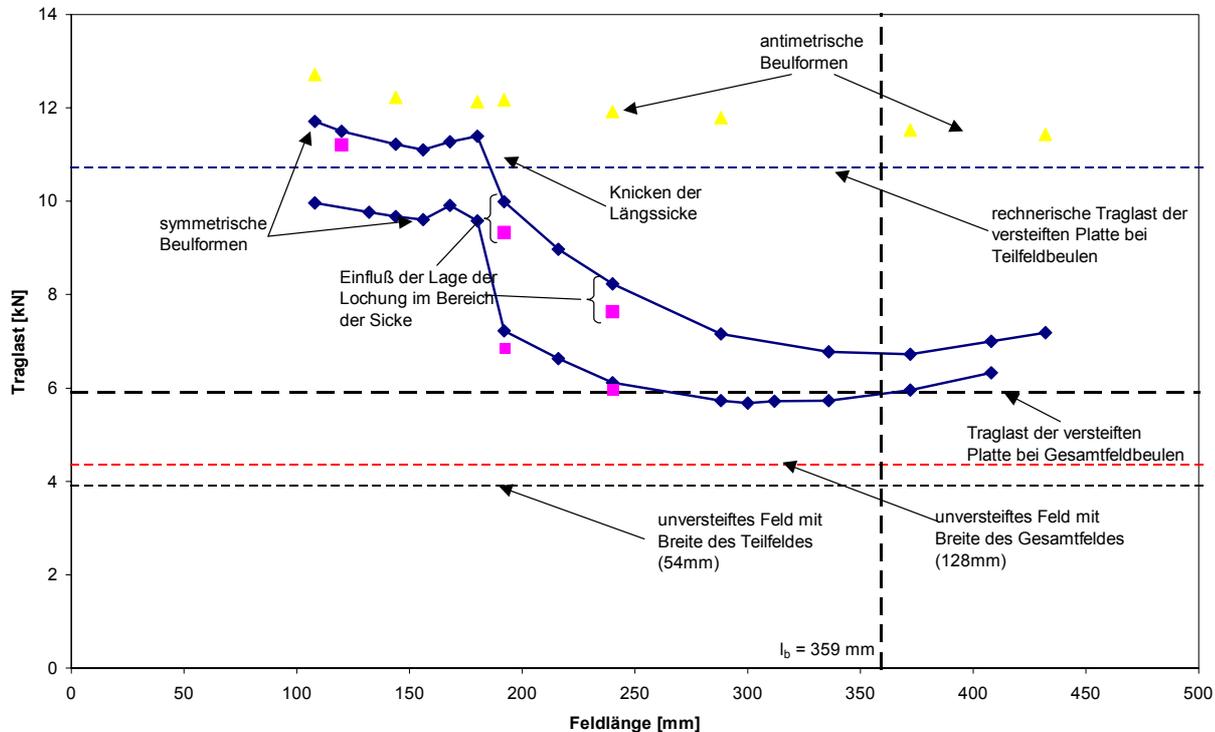
Die im Diagramm mit aufgenommenen Traglasten bei antimetrischen Versagensformen liegen bei den betrachteten Feldlängen über den Traglasten bei symmetrischen Versagensformen.

Ein ähnliches Bild ergibt sich für das quadratische, unter  $45^\circ$  ausgerichtete Lochraaster mit den Parametern

- Blechdicke  $t = 0,75$ mm
- Lochabstand  $c = 4$ mm
- Lochdurchmesser  $d = 2$ mm
- Gesamtfeldbreite: 121mm
- Teilfeldbreite: 51mm
- Sickentiefe: 4mm

- bezogene Imperfektionstiefen  $w/t = 0,05$  und  $0,5$

In Abbildung 6.9 wurden analog zu Abbildung 6.8 die Traglasten für das versteifte Blech in Abhängigkeit von der Feldlänge sowie die rechnerischen Traglasten aufgenommen. Die Untersuchung des Einflusses der Lage der Perforation (Verschiebung um  $c/2$ ) erübrigt sich beim unter  $45^\circ$  angeordneten quadratischen Lochraster.



**Abbildung 6.9:** Traglast in Abhängigkeit der Feldlänge für die Platte mit unter  $45^\circ$  ausgerichtetem quadratischem Lochraster

Auch hier liegen die für ein Versagen des Teilfeldes bei geringer bezogener Imperfektionstiefe von  $0,05$  und für ein Versagen des Gesamtfeldes bei größerer bezogener Imperfektionstiefe von  $0,5$  ermittelten Traglasten im durch die Handrechnung ermittelten Bereich. Lediglich die Knicklänge liegt nach der Handrechnung niedriger.

Weitere Vergleichsberechnungen wurden mit teilweise perforierten Blechen durchgeführt, bei denen der Übergang perforiert – unperforiert an unterschiedlichen Stellen der Sicke lag. Die versteifte Platte wurde als beidseitig eingespannte Platte modelliert, da sich dadurch in den FE-Berechnungen die Querverteilung der Beanspruchung aufgrund der unterschiedlichen Dehnsteifigkeiten in den perforierten und unperforierten Bereichen erfassen ließ. In diesem Fall ist statt der den Berechnungsverfahren nach [N1] und [N4] zugrundeliegenden Näherung für die ideale Knicklast des elastisch gebetteten Druckstabes nach Gl. 6.2 die Näherung

$$N_{krit} = 4 \cdot \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I}{l^2} + 2 \cdot \sqrt{c \cdot E \cdot I} \quad \text{Gl. 6.25}$$

verwendet worden. Die Berechnung der Tragfähigkeit der Sicke erfolgte nach Abschnitt 6.1.5.

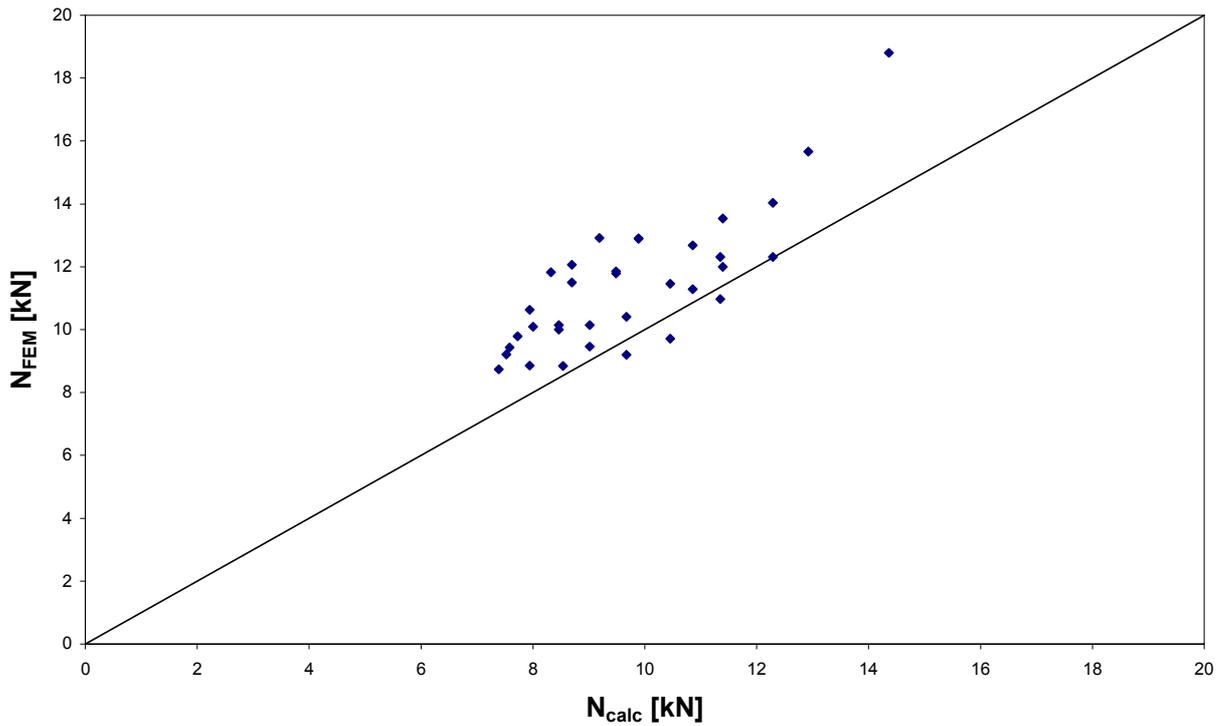


Abbildung 6.10: Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeit der versteiften Platte  $N_{FEM}$  mit der rechnerisch nach Abschnitt 6.1.3 und Abschnitt 6.1.5 ermittelten Tragfähigkeit  $N_{calc}$  für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

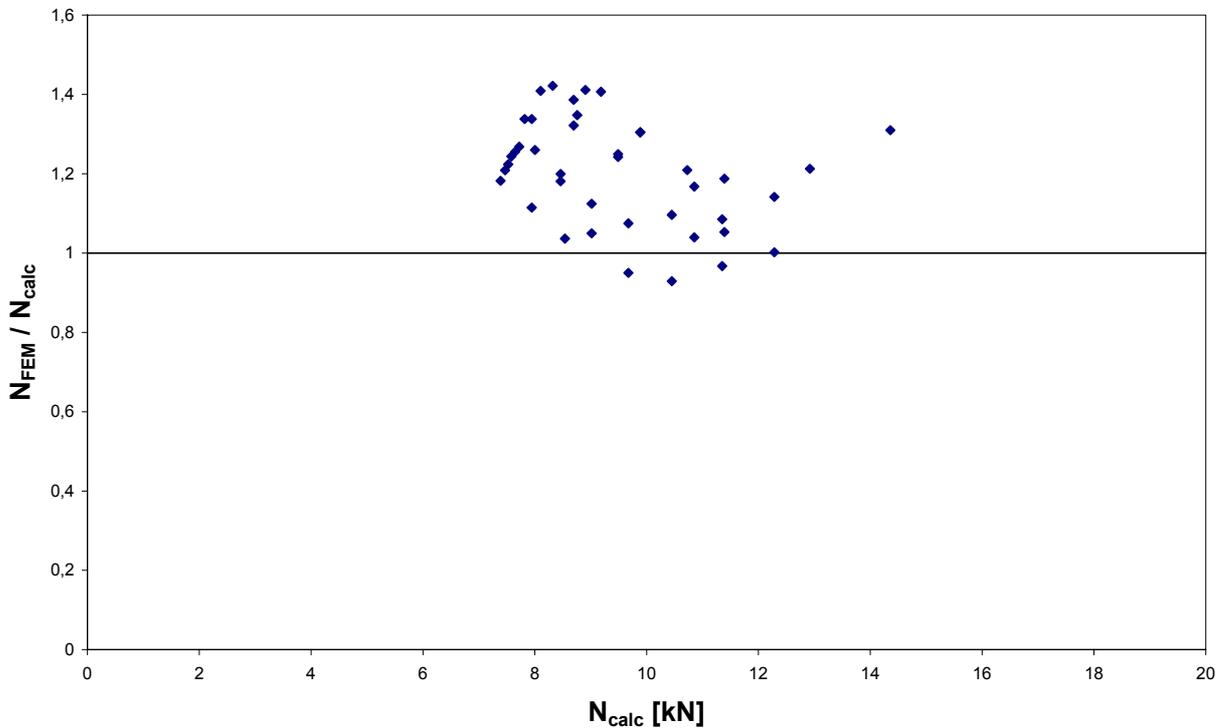


Abbildung 6.11: Durch das Verhältnis  $N_{FEM} / N_{calc}$  ausgedrückte Abweichung der numerisch ermittelten Tragfähigkeit der versteiften Platte von der auf Grundlage der rechnerisch nach Abschnitt 6.1.3 und Abschnitt 6.1.5 ermittelten Tragfähigkeit für unter  $0^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

Der Vergleich zeigt eine befriedigende Korrelation zwischen dem Bemessungsmodell und den numerische ermittelten Ergebnissen. Die Knickspannungslinie in DIN 18807-2 liefert auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse, bildet also die untere Einhüllende für die Einzelergebnisse.

## 6.2 Stegversätze

### 6.2.1 Vorbemerkungen

Stegversätze vergrößern die Querschnittstragfähigkeit in vielerlei Hinsicht: Zum einen wird die Biegetragfähigkeit vergrößert, da die druckbelasteten Bereiche des Steges ausgesteift werden. Analog gilt dies auch für Profile unter Normalkraftbelastung. Des weiteren wird die Querkrafttragfähigkeit vergrößert, da die Schubbeulspannung steigt. Weiterhin ergeben sich größere Beanspruchbarkeiten bei lokaler Belastung oder an Auflagern, da der Widerstand gegen Stegkrüppeln ansteigt.

### 6.2.2 Biegebeanspruchte Stege

Betrachtet wird zuerst ein teilperforierter Steg mit einem Versatz. Dabei wird angenommen, dass der in der Zugzone liegende unperforierte Bereich die Breite  $b_3 = 0$  hat. Diese Annahme ist aufgrund der empirisch begründete Wahl von  $a_2$  in DIN 18807-1 zu

$$a_2 = 0,9 \cdot (s_a + s_{sa} + s_b) \quad \text{Gl. 6.26}$$

gerechtfertigt und liegt für die Fälle, in denen  $b_3$  in  $a_2$  hineinreicht auf der sicheren Seite. Abbildung 6.12 zeigt die Geometrie für den Fall, dass der Versatz im perforierten Bereich des Steges liegt.

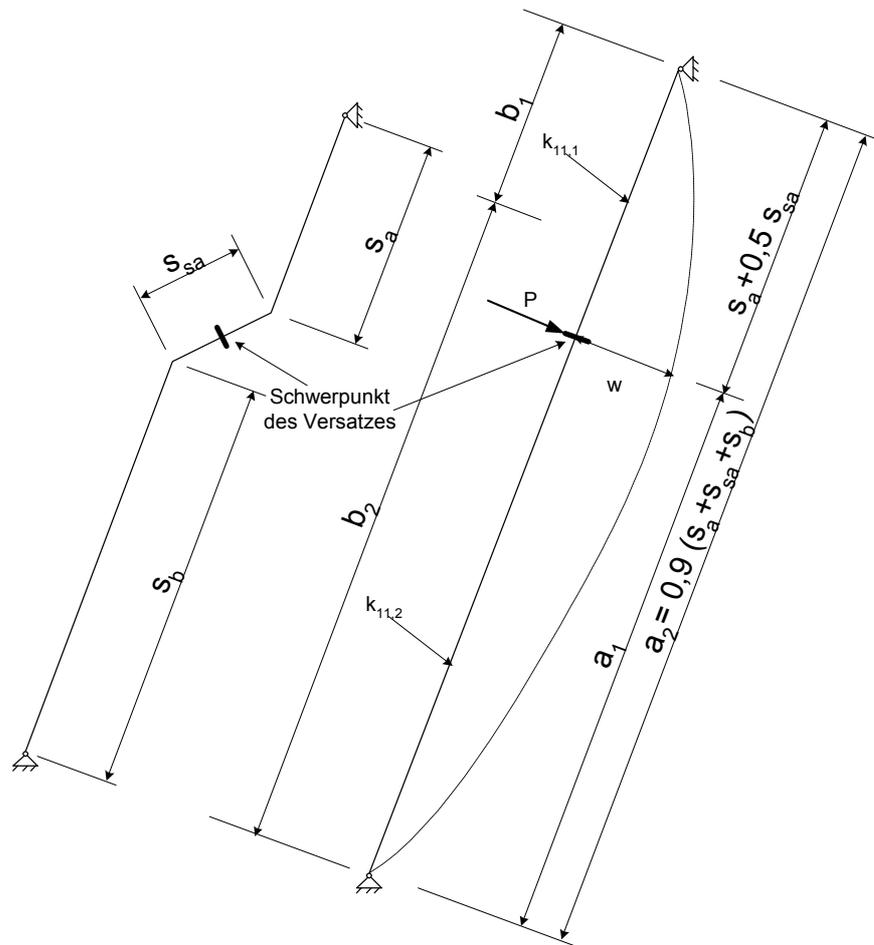


Abbildung 6.12: Idealisierung des Steges mit einem Versatz

In diesem Fall gilt  $b_1 \leq s_a + 0,5 s_{sa}$  und man erhält die kritische Normalkraft aus

$$N_{sel,tp} = \frac{E}{\sqrt{1-\nu^2}} \cdot \frac{a_2}{a_1} \cdot \sqrt{\frac{d_{11} \cdot I_s \cdot t^3}{\frac{b_1^3}{k_{11,1}} - \frac{b_1^3}{k_{11,2}} + \frac{a_2 \cdot (a_2 - a_1)^2}{k_{11,2}}}} \quad \text{Gl. 6.27}$$

mit  $k_{11,1} = 1,0$  für den unperforierten Bereich. Die Steifigkeit des Versatzes kann wieder unter Vernachlässigung der Perforation ermittelt werden und wird dann mit  $d_{11}$  reduziert. Für  $b_1 \geq s_a + 0,5 s_{sa}$  ergibt sich die kritische Normalkraft zu

$$N_{sel,tp} = \frac{E}{\sqrt{1-\nu^2}} \cdot \frac{a_2}{a_1 \cdot (a_2 - a_1)} \cdot \sqrt{\frac{I_s \cdot t^3}{\frac{b_1}{k_{11,1}} + \frac{a_2 - b_1}{k_{11,1}} - \frac{(a_2 - b_1)^3}{a_1^2} \cdot \left( \frac{1}{k_{11,1}} - \frac{1}{k_{11,2}} \right)}} \quad \text{Gl. 6.28}$$

Für vollperforierte Stege ( $b_1 = 0$ ) erhält man

$$N_{sel,p} = \frac{E}{\sqrt{1-\nu^2}} \cdot \frac{1}{a_1 \cdot (a_2 - a_1)} \cdot \sqrt{a_2 \cdot k_{11} \cdot d_{11} \cdot I_s \cdot t^3} = 1,05 \cdot E \cdot \frac{\sqrt{a_2 \cdot k_{11} \cdot d_{11} \cdot I_s \cdot t^3}}{a_1 \cdot (a_2 - a_1)} \quad \text{Gl. 6.29}$$

Ist ein zweiter Versatz vorhanden, so kann davon ausgegangen werden, dass dieser in der Zugzone liegt und nur bei entgegengesetzt wirkender Belastung (z.B. Windsog statt Auflast) stabilisierend wirkt. Gleichwohl darf der zweite Versatz berücksichtigt werden, indem

$$a_2 = s_a + s_{sa} + s_b + 0,75 \cdot s_{sb} + 0,5 \cdot s_c \quad \text{Gl. 6.30}$$

angesetzt wird.

### 6.2.3 Traglast des Versatzes

Das in Abschnitt 6.1.5 beschriebene Vorgehen für die Ermittlung der Traglast einer Sicke kann auf Versätze übertragen werden, so dass keine weiteren Untersuchungen erforderlich sind.

### 6.2.4 Normalkraftbeanspruchte Stege

Normalkraftbeanspruchte Stege können wie normalkraftbeanspruchte Gurte behandelt werden. Die sich dabei ergebenden ungünstig wirkende gegenseitige Beeinflussung zweier Versätze wird in [29] behandelt. Geht man vereinfachend von vollperforierten Stegen aus, so können die dortigen Regelungen auf der sicheren Seite liegend übernommen werden. Soll die stabilisierende Wirkung der unperforierten Randbereiche berücksichtigt werden, so kann die Knicklast der Versätze auf der Grundlage des dort vorgestellten Berechnungsverfahrens ermittelt werden. Eine weitergehende Untersuchung ist daher nicht erforderlich und nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit.

### 6.2.5 Schubbeulen

Die Berücksichtigung des Einflusses des Stegversatzes auf die Schubbeultragfähigkeit erfolgt nach DIN 18807-1 und DIN 18807-6 über eine Vergrößerung des Beulwertes. Diese additive Vergrößerung berücksichtigt die Steifigkeit des Versatzes bezogen auf die Steifigkeit der Platte. Das Vorgehen lässt sich für die Anwendung bei perforierten Trapezprofilen erweitern:

$$\Delta k_{\tau} = \sqrt[3]{\frac{I_{s,p}}{K_{11,p} \cdot s_1}} \approx \frac{2,10}{t} \cdot \sqrt[3]{\frac{d_{11} \cdot I_s}{k_{11} \cdot s_1}} \quad \text{Gl. 6.31}$$

Die Biegesteifigkeit  $I_s$  des Versatzes kann dabei unter Vernachlässigung der Perforation ermittelt werden und wird dann insgesamt mit  $d_{11}$  abgemindert. Die Steifigkeit der Platte wird vereinfachend mit  $k_{11}$  reduziert. Für  $\zeta \leq 1$  erhält man damit

$$k_{\tau,p} = k_{11} \cdot (3,293 + 2,286 \cdot \zeta - 0,24 \cdot \zeta^2) + \frac{2,10}{t} \cdot \sqrt[3]{k_{11}^2 \cdot d_{11} \cdot \frac{I_s}{s_1}} \quad \text{Gl. 6.32}$$

und für  $\zeta > 1$

$$k_{\tau,p} = k_{11} \cdot \sqrt{\zeta} \cdot \left( 4,757 + \frac{0,874}{\zeta^2} - \frac{0,283}{\zeta^4} \right) + \frac{2,10}{t} \cdot \sqrt[3]{k_{11}^2 \cdot d_{11} \cdot \frac{I_s}{s_1}} \quad \text{Gl. 6.33}$$

Hieraus ergibt sich die Schubbeulspannung zu

$$\tau_{ki,p} = k_{\tau,p} \cdot \sigma_e = k_{\tau,p} \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left( \frac{t}{b} \right)^2 \quad \text{Gl. 6.34}$$

Eine weitergehende Untersuchung ist daher nicht erforderlich und nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit.

### 6.2.6 Stegkrüppeln

Der stabilisierende Einfluss von Stegversätzen darf nach DIN 18807-1 oder DIN 18807-6 bei der Berechnung der aufnehmbaren Kräfte am Auflager oder unter Einzellasten durch Multiplikation

von  $R_{dB}$  mit einer Korrekturfunktion  $\kappa_s$  berücksichtigt werden. Diese wurde näherungsweise aus Versuchen abgeleitet und ist eine Funktion der Blechdicke  $t$  und der Versatztiefe  $e$ . Die zugehörigen Unterlagen sind jedoch auch bei den Untersuchungen durchführenden KTH Stockholm nicht mehr auffindbar. Um zu untersuchen, ob  $\kappa_s$  auch bei perforierten Trapezprofilen angewendet werden kann, wurden im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen Versuche an ausgesteiften, teilperforierten Trapezprofilen durchgeführt. Die Probekörper lagen in verschiedenen Blechdicken vor. Durch Vergleich der Versuchsergebnisse an perforierten und unperforierten Profilen konnte der Faktor  $C_{tp}$  aus den Versuchen bestimmt werden. Dieser konnte nun dem Faktor  $C_{tp}$  nach Gl. 5.66 gegenübergestellt werden. Der Vergleich der aus Versuchsergebnissen bestimmten und berechneten Faktoren ergab eine gute Übereinstimmung (Tabelle 1 in [30]). Hierbei wird deutlich, dass die Multiplikation der Traglast mit der Korrekturfunktion  $\kappa_s$  bei perforierten Bauteilen zu einem etwas stärkeren Anstieg der Traglast führt als bei unperforierten. Die Unterschiede sind jedoch minimal. Die Erfassung der stabilisierenden Wirkung von Stegversätzen durch Multiplikation der Traglast mit  $\kappa_s$  liefert auch bei perforierten Trapezprofilen zufriedenstellende Ergebnisse. Die Untersuchungen deuten darauf hin, dass der Faktor  $\kappa_s$  ohne weitere Änderungen auch für perforierte Profile angesetzt werden kann, d.h.

$$\kappa_{s,p} = \kappa_s \quad \text{Gl. 6.35}$$

Dies kann darauf zurückzuführen sein, dass die Abminderung der Tragfähigkeit infolge Perforation bereits in  $C_p$  oder  $C_{tp}$  voll berücksichtigt wird. Nicht berücksichtigt wird dabei aber der Unterschied, der sich bei teilperforierten Profilen und der damit verbundenen möglichen Lage der Versätze im perforierten oder unperforierten Bereich des Steges ergibt. Hierzu sind daher noch weitere Untersuchungen erforderlich. Es kann daher nur empfohlen werden, für Profile, bei denen die Versätze im perforierten Bereich liegen, grundsätzlich

$$\kappa_{s,p} = 1,0 \quad \text{Gl. 6.36}$$

anzusetzen.

### 6.2.7 Interaktion von Sicken im Druckgurt und Stegversätzen

Da sowohl für die Gurtsicken als auch für die Stegversätze von einer elastischen Bettung durch die angrenzenden Bereiche ausgegangen wird, diese jedoch miteinander verbunden sind, besteht eine Interaktion der Knicklasten der Gurtsicken und Stegversätze. Gleiches gilt für die Interaktion zweier Stegversätze bei Trapezprofilen unter axialem Druck, vgl. [29]. Die Knickgefahr des Stegversatzes erhöht die Knickgefahr für die Gurtsicke, wobei die geringere Auslastung der Stegversätze berücksichtigt wird. Dies erfolgt dem mechanischen Modell entsprechend auf der Grundlage der Kräfte, nicht der Spannungen weshalb

$$\delta = \frac{N_s}{N_r} = \frac{\sigma_s \cdot A_s}{\sigma_r \cdot A_r} = \left(1 - \frac{h'_a}{z_d}\right) \cdot \frac{A_s}{A_r} \quad \text{Gl. 6.37}$$

mit

$$h'_a = h_a + 0,5 \cdot h_{sa} \quad \text{Gl. 6.38}$$

nach Abbildung 3.25 zur Ermittlung der Auslastung des Stegversatzes angesetzt wird. Für vollperforierte Profile ergibt sich hier gegenüber unperforierten Profilen keine Änderung. Da es bei teilperforierten Profilen zu Spannungsumlagerungen kommt, diese aber berücksichtigt werden müssen, gilt in diesem Fall allgemein

$$\delta = \frac{\sigma(h'_a)}{\sigma_1} \cdot \frac{A_s}{A_r} \quad \text{Gl. 6.39}$$

## 7 Querschnittsberechnung

### 7.1 Vorbemerkungen

In den vorherigen Abschnitten, in denen es vor allem um die Ermittlung der wirksamen Querschnittsflächen der einzelnen Querschnittsteile für den Tragfähigkeitsnachweis ging, wurden zur Erfassung des Einflusses der Perforation die drei Faktoren  $d_{ij}$ ,  $k_{ij}$  und  $c_0/c$  eingeführt. Dabei zeigte sich der gegenüber der bezogenen effektiven Dehnsteifigkeit  $d_{ij}$  und dem die Nennspannungserhöhung berücksichtigenden Verhältnis  $c_0/c$  dominierende Einfluss der bezogenen effektiven Biegesteifigkeit  $k_{ij}$ .

Dieses Kapitel behandelt den Einfluss der Perforation auf die für den Tragfähigkeitsnachweis des Gesamtquerschnittes und den Durchbiegungsnachweis erforderlichen Querschnittswerte bei dem in DIN 18807 sowie EN 1993-1-3 vorgesehenen Vorgehen.

### 7.2 Grundlagen

Die Ermittlung der Spannungsverteilung über den Querschnitt hat unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Steifigkeiten zu erfolgen. Hierzu müssen die Querschnittswerte unter Berücksichtigung der gegebenenfalls reduzierten Dehn- und Biegesteifigkeiten perforierter Flächen berechnet werden. Dies erfolgt durch Ansatz der bezogenen effektiven Dehn- und Biegesteifigkeiten  $d_{11}$  und  $k_{11}$ . Dies berücksichtigt die Umlagerung der Spannungen von infolge Perforation weichen Teilflächen des Querschnittes zu unperforierten und daher im Verhältnis steiferen Teilflächen. Die sich durch die Perforation ergebende Reduzierung der eigentlichen Querschnittstragfähigkeit ist hingegen bereits in den Ansätzen zur Ermittlung der Grenzspannungen der Teilflächen berücksichtigt.

Die allgemeine Formulierung für das Flächenmomentes 2. Grades eines Elements lautet

$$I = d_{11} \cdot \frac{t \cdot b_i^3}{12} \cdot \sin^2 \varphi + k_{11,i} \cdot \frac{b_i \cdot t^3}{12} \cdot \cos^2 \varphi + d_{11} \cdot t \cdot b_i \cdot z_{0,i}^2 \quad \text{Gl. 7.1}$$

Für dünnwandige Bauteile mit verhältnismäßig kleiner Blechdicke  $t$  kann der zweite Summand vernachlässigt werden, so dass das Flächenmomentes 2. Grades und damit auch die Spannungsverteilung im Querschnitt nur noch von  $d_{11}$  abhängt.

$$A_{ef} = \sum_i A_i = \sum_i d_{11,i} \cdot t \cdot b_i \quad \text{Gl. 7.2}$$

$$z_0 = \frac{\sum_i d_{11,i} \cdot t \cdot b_i \cdot z_{0,i}}{\sum_i d_{11,i} \cdot t \cdot b_i} = \frac{\sum_i d_{11,i} \cdot t \cdot b_i \cdot z_{0,i}}{A_{ef}} \quad \text{Gl. 7.3}$$

$$I_{ef} = \sum_i I_i = \sum_i d_{11,i} \cdot \left( \frac{t \cdot b_i^3}{12} \cdot \sin^2 \varphi + t \cdot b_i \cdot z_i^2 \right) \quad \text{Gl. 7.4}$$

Dies bedeutet, dass für die Ermittlung der Querschnittswerte unter Berücksichtigung der Umlagerung der Einfluss der bezogenen effektiven Biegesteifigkeit  $k_{ij}$  zu vernachlässigen ist. Dies gilt

auch dann, wenn die Querschnittstragfähigkeit nicht über  $I_{ef}$  und  $W_{ef}$  ermittelt wird, sondern Plastizieren der Zugzone berücksichtigt wird.

### 7.3 Querschnittstragfähigkeit: Allgemeines Vorgehen

Zur Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit eines Profils müssen die vorgestellten Faktoren in das allgemeine Vorgehen zur Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit eingebaut werden. Soll der wirksame Querschnitt eines Profils berechnet werden, für das die vereinfachten Regelungen für Trapezprofile nicht anwendbar sind, ist in Anlehnung an DIN EN 1993-1-3 - d.h. ohne innere Iteration - wie folgt vorzugehen:

1. Berechnung der Spannungsverteilung und der  $y$ -Werte am Bruttoquerschnitt unter Berücksichtigung der Perforation, d.h. Querschnittsanteile perforierter Flächen sind durch Multiplikation der Anteile mit  $d_{11}$  zu berücksichtigen.
2. Berechnung der Knicklast einer ggf. vorhandenen Rand- oder Zwischenaussteifung der Elemente unter Berücksichtigung einer Perforation.
3. Berechnung der reduzierten Blechdicke der Aussteifungen, erforderlichenfalls iterativ (Schritt 2 und 3)
4. Ermittlung der wirksamen Querschnittsfläche, ebenfalls unter Berücksichtigung der Perforation.
5. Berücksichtigung der sich aus einer Verschiebung der Schwerachsen ergebenden Momente

Dies bedeutet, dass die  $k_{\sigma, tp}$ -Werte teilperforierter Flächen mit der Spannungsverteilung  $\psi$  des Bruttoquerschnitts ermittelt werden, wobei der Einfluss der innerhalb des Elements liegenden perforierten Bereiche mit reduzierter Steifigkeit (Umlagerung) dann in den  $k_{\sigma, tp}$ -Werten berücksichtigt ist.

### 7.4 Querschnittstragfähigkeit bei Trapezprofilen

Auch zur Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit eines Trapezprofils müssen die Faktoren berücksichtigt werden. Nach DIN 18807 und DIN EN 1993-1-3 wird bei der Berechnung der Querschnittstragfähigkeit von Trapezprofilen wie folgt vorgegangen:

1. Berechnung der wirksamen Breite der Druckzone
2. Berechnung der vorläufigen Lage der Nulllinie mit wirksamen Breiten des Gurtes und voll wirksamen Stegen
3. Berechnung der wirksamen Breiten  $s_{ef}$  des Steges
4. Berechnung der Knicklast einer ggf. vorhandenen Aussteifung der Gurte oder Stege
5. Überlagerung der Knicklasten bei Profilen mit Gurt- und Steg aussteifungen
6. Berechnung der reduzierten Blechdicke der Aussteifungen
7. Berechnung der endgültigen Lage der Nulllinie
8. Berechnung des aufnehmbaren Biegemomentes

Wird – wie dies im Folgenden zur vereinfachten Darstellung der Zusammenhänge geschieht – Plastizieren der Zugzone vernachlässigt, kann das aufnehmbare Biegemoment dann über die Querschnittswerte  $I_{ef}$  und  $W_{ef}$  berechnet werden. Es wird dann mit

$$M_{R,k} = W_{ef} \cdot f_y \quad \text{Gl. 7.5}$$

ermittelt.

Soll nun auch eine Perforation berücksichtigt werden, sind die folgenden Punkte zu beachten:

- Die Berechnung der wirksamen Breite eines Querschnittselements muß unter Berücksichtigung einer Perforation erfolgen.
- Die Berechnung der Querschnittswerte sowie der Lage der Nulllinie muß ebenfalls unter Berücksichtigung einer Perforation erfolgen.
- Teilperforierte Stege können ergänzende Betrachtungen zur Berechnung von  $s_{efi,p}$  erforderlich machen.

Das obige Schema ist daher wie folgt zu erweitern:

1. Berechnung der wirksamen Breite der Druckzone unter Berücksichtigung einer Perforation
2. Berechnung der vorläufigen Lage der Nulllinie mit wirksamen Breiten des Gurtes und voll wirksamen Stegen. Perforierte Flächen sind durch Multiplikation der Anteile mit  $d_{11}$  zu berücksichtigen.
3. Berechnung der wirksamen Breiten  $s_{efi,p}$  des Steges unter Berücksichtigung einer Perforation
4. Berechnung der Knicklast einer ggf. vorhandenen Aussteifung der Gurte oder Stege unter Berücksichtigung einer Perforation
5. Überlagerung der Knicklasten bei Profilen mit Gurt- und Steg aussteifungen
6. Berechnung der reduzierten Blechdicke der Aussteifungen
7. Berechnung der endgültigen Lage der Nulllinie
8. Berechnung des aufnehmbaren Biegemomentes

Bei vollperforierten Trapezprofilen kann das elastisch aufnehmbare Moment mit

$$M_{R,k} = W_{ef} \cdot \frac{c_0}{c} \cdot f_y \quad \text{Gl. 7.6}$$

ermittelt werden. Da keine Umlagerung infolge über den Querschnitt veränderlicher Steifigkeit erfolgt, spielt  $d_{11}$  keine Rolle.

Bei teilperforierten Profilen muß hingegen geprüft werden, welche Querschnittsfaser für die Ermittlung des aufnehmbaren Biegemomentes maßgebend wird. Der kleinere der Werte ist dann maßgebend.

1. Gurte unperforiert, Stege zumindest teilperforiert:

Elastisch aufnehmbares Moment für die unperforierten Gurte:

$$M_{R,k} = \frac{I_{ef}}{z_{\max}} \cdot f_y \quad \text{Gl. 7.7}$$

Elastisch aufnehmbares Moment für die Stege:

$$M_{R,k} = \frac{I_{ef}}{z_{tp}} \cdot \frac{1}{d_{11}} \cdot \frac{c_0}{c} \cdot f_y \quad \text{Gl. 7.8}$$

$z_{tp}$  ist die maximale Ordinate der beiden Übergänge perforiert – unperforiert. Da zumeist

$$\frac{1}{d_{11}} \cdot \frac{c_0}{c} \leq 1 \quad \text{Gl. 7.9}$$

gilt, hängt es von  $z_{tp}$  ab, ob die Perforation der Stege einen Einfluss auf die Tragfähigkeit hat.

2. Gurte perforiert, Stege zumindest teilperforiert:

Elastisch aufnehmbares Moment für die perforierten Gurte:

$$M_{R,k} = \frac{I_{ef}}{z_{\max}} \cdot \frac{1}{d_{11}} \cdot \frac{c_0}{c} \cdot f_y \quad \text{Gl. 7.10}$$

Elastisch aufnehmbares Moment für die Stege (perforierter, an den Gurt grenzender Bereich mit  $z \geq z_{tp}$ ):

$$M_{R,k} = \frac{I_{ef}}{z_{tp}} \cdot \frac{1}{d_{11}} \cdot \frac{c_0}{c} \cdot f_y \quad \text{Gl. 7.11}$$

Elastisch aufnehmbares Moment für die Stege (unperforierter Bereich zwischen Nulllinie und an den Gurt grenzender Stegperforation):

$$M_{R,k} = \frac{I_{ef}}{z_{tp}} \cdot f_y \quad \text{Gl. 7.12}$$

Mit

$$\frac{1}{d_{11}} \cdot \frac{c_0}{c} \leq 1 \quad \text{Gl. 7.13}$$

und zumeist  $z_{\max} \geq z_{tp}$  wird der Gurt maßgebend. Liegt der Übergang perforiert – unperforiert im Gurt, gelten die gleichen Regeln. In diesem Fall ist  $z_{tp} = z_{\max}$ .

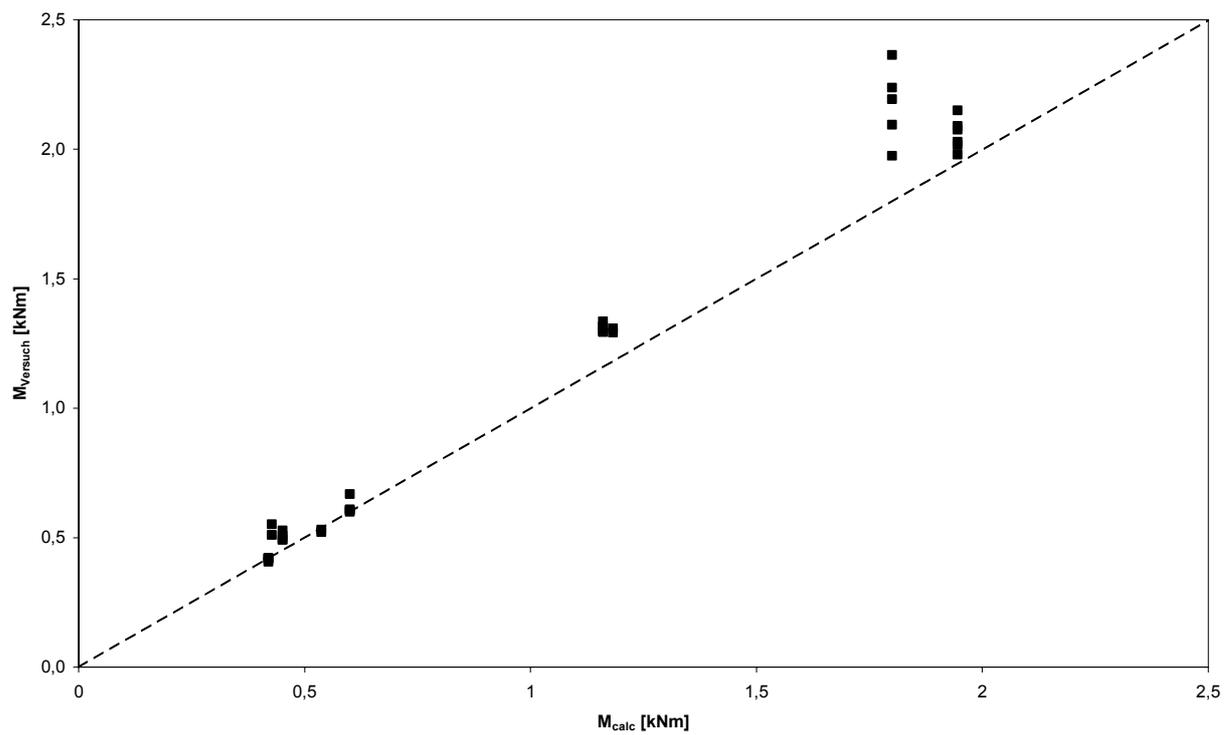
Wird Plastizieren der Zugzone mit angesetzt, gilt die beschriebene Vorgehensweise analog: Die reduzierte Beanspruchung infolge reduzierter Steifigkeit sowie die reduzierte Tragfähigkeit perforierter Einzelelemente ist zu berücksichtigen.

Die gegenüber DIN 18807-1 und DIN 18807-6 bei der Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit vorzunehmenden Änderungen sind im Anhang D zusammengefasst.

Als Grundlage für eine Vergleichsberechnung lagen etwa 1000 Versuche an Stahltrapezprofilen vor. Von diesen 1000 Versuchen handelte es sich bei etwa 100 Versuchen um solche an vollperforierten Stahltrapezprofilen, die im Rahmen der Vergleichsberechnungen berücksichtigt wurden. Ebenfalls berücksichtigt wurden die Versuche am Endauflager unter Auflast und am Zwischenaflager unter Auflast (nur mit kleinster Stützweite) an teilperforierten Stahltrapezprofilen. Auf Vergleichsberechnungen zum aufnehmbaren Biegemoment der Versuche an teilperforierten Stahltrapezprofilen wurde verzichtet. Ergebnisse von Versuchen an voll- oder teilperforierten Aluminiumtrapezprofilen lagen nicht vor. Die herangezogenen Versuche sind im Anhang B zusammengestellt.

Im Rahmen der Berechnung wurden jeweils die tatsächlich gemessenen Blechdicken (Kernblechdicke) sowie die im Zugversuch gemessenen Dehngrenzen  $f_y$  herangezogen. Plastizieren

der Zugzone wurde berücksichtigt. Die dargestellten Ergebnisse beziehen sich jeweils auf eine Rippe.



**Abbildung 7.1: Vergleich der Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten: Feldmoment bei vollperforierten Profilen**

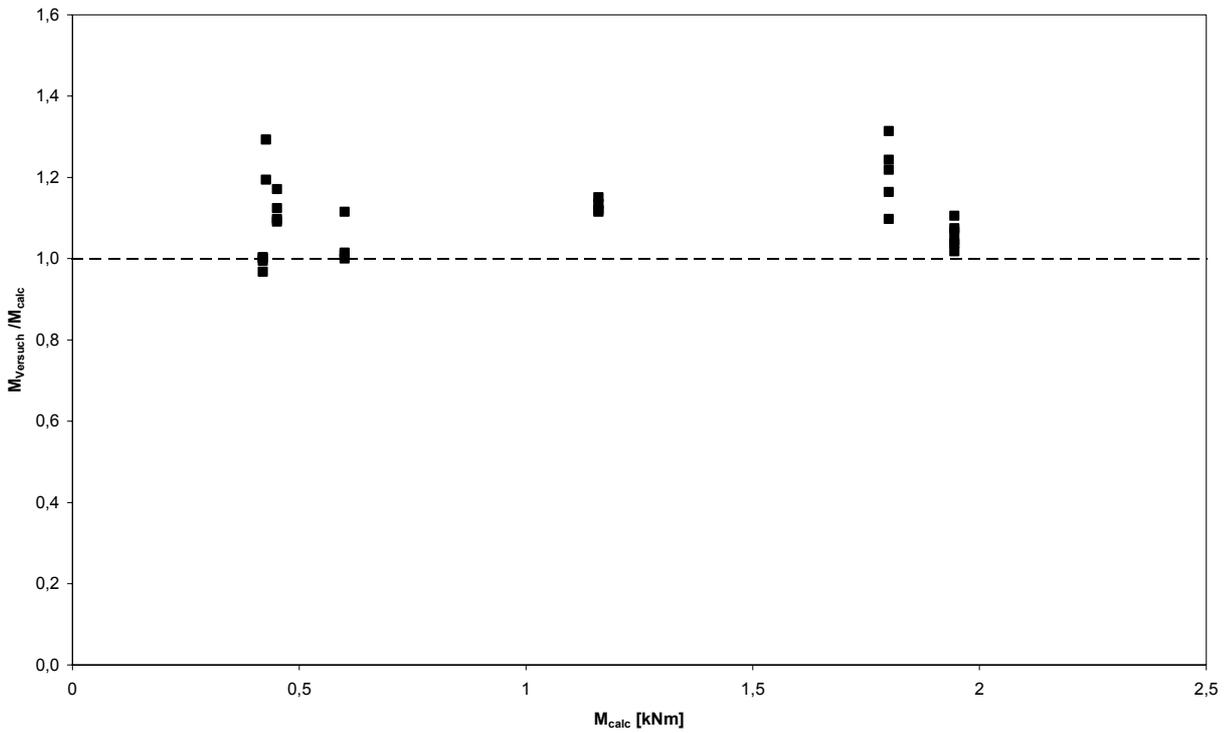


Abbildung 7.2: Vergleich der auf die berechneten Werte bezogenen Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten: Feldmoment bei vollperforierten Profilen

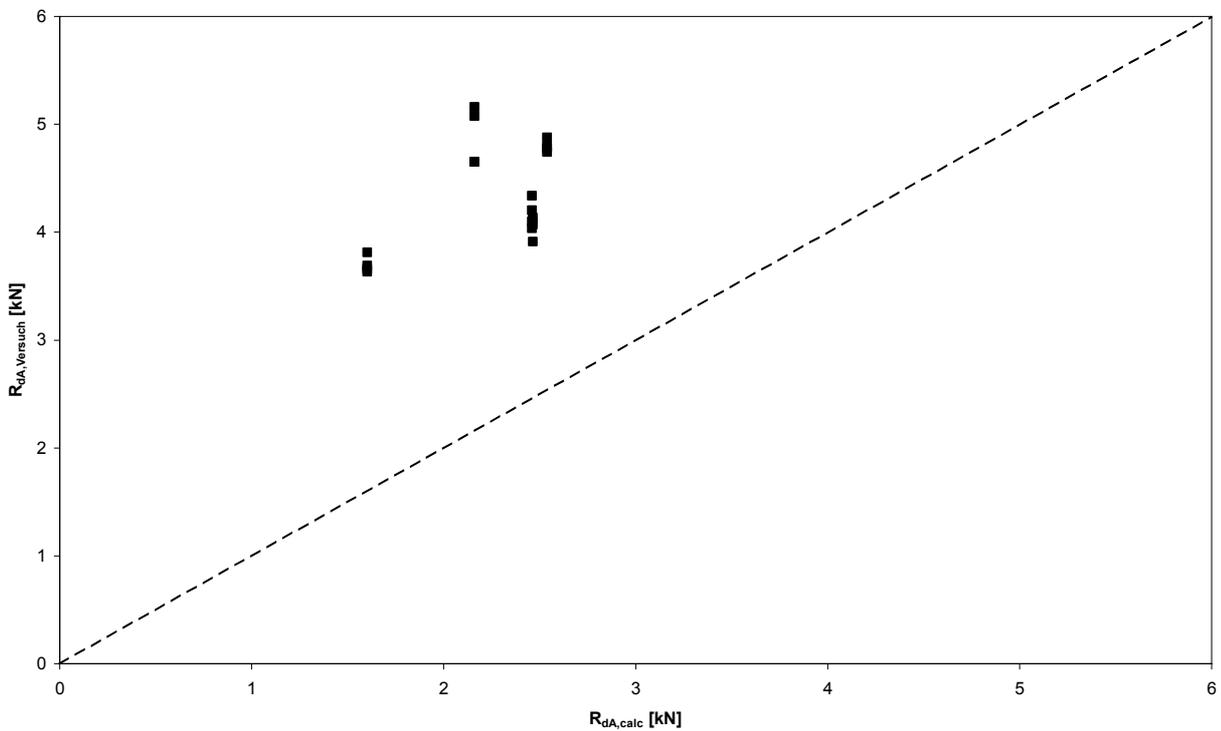


Abbildung 7.3: Vergleich der Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten: Endauflagerkraft unter Auflast bei vollperforierten Profilen

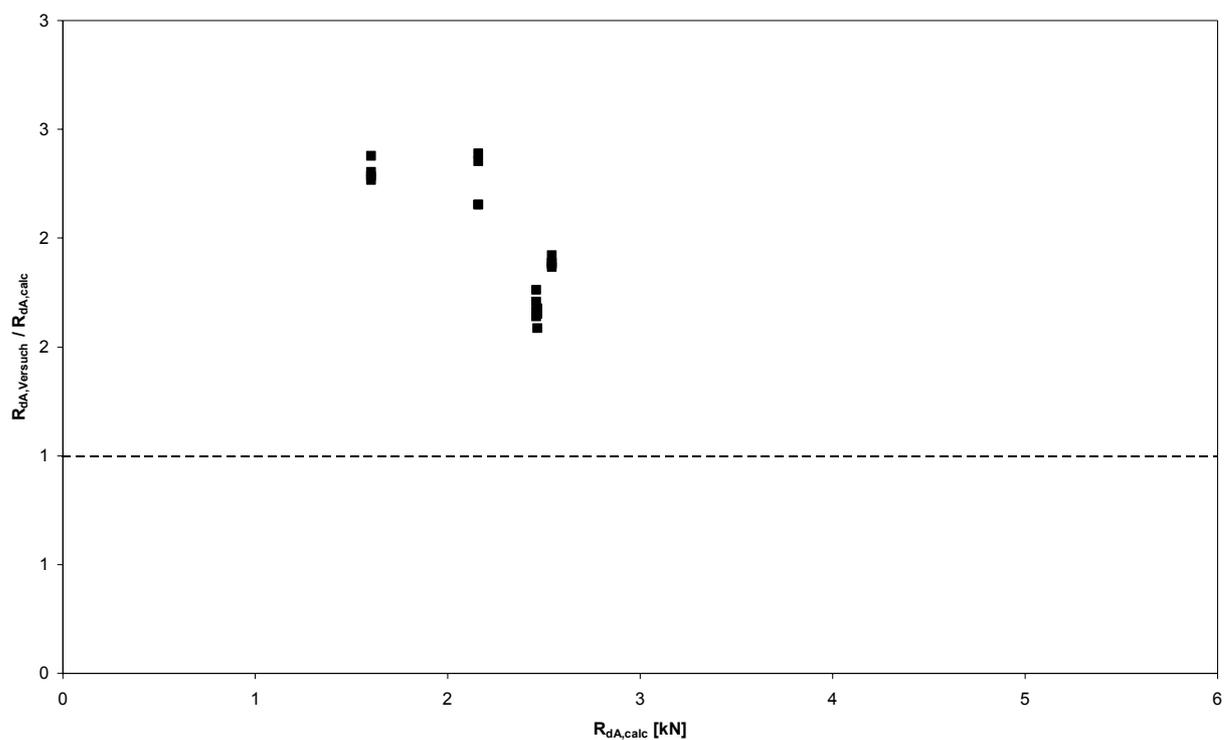


Abbildung 7.4: Vergleich der auf die berechneten Werte bezogenen Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten: Endauflagerkraft unter Auflast bei vollperforierten Profilen

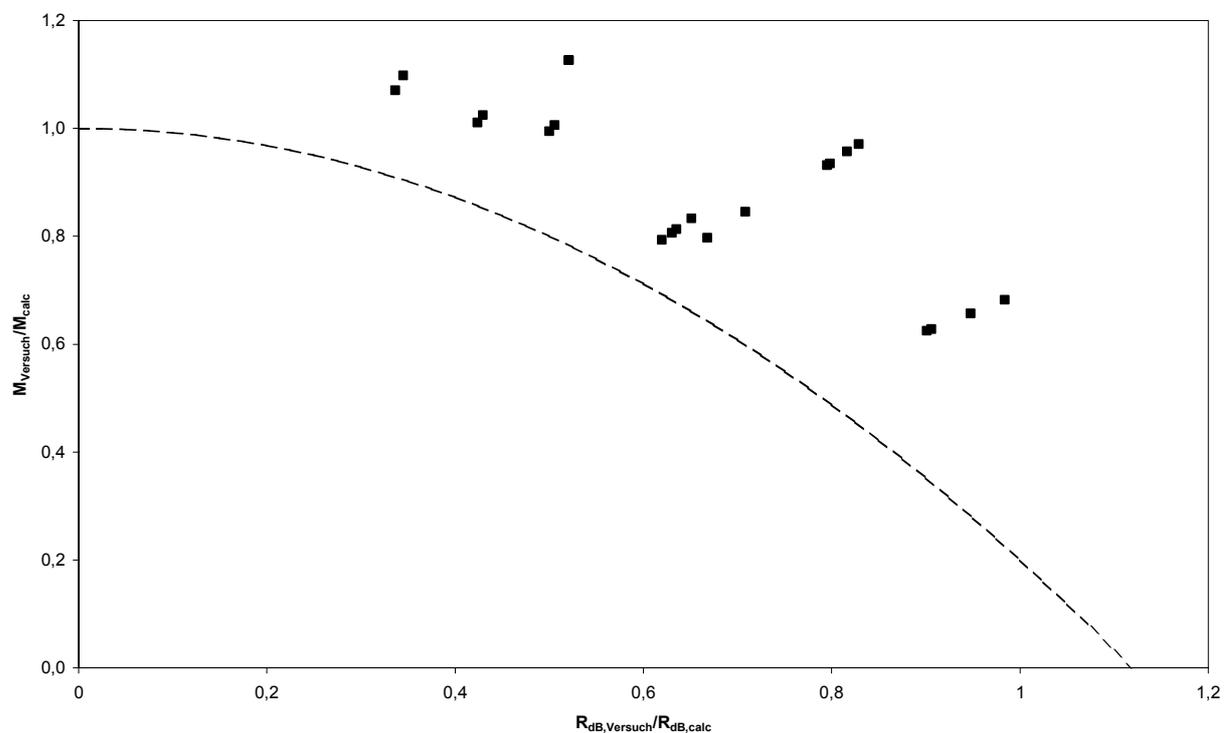
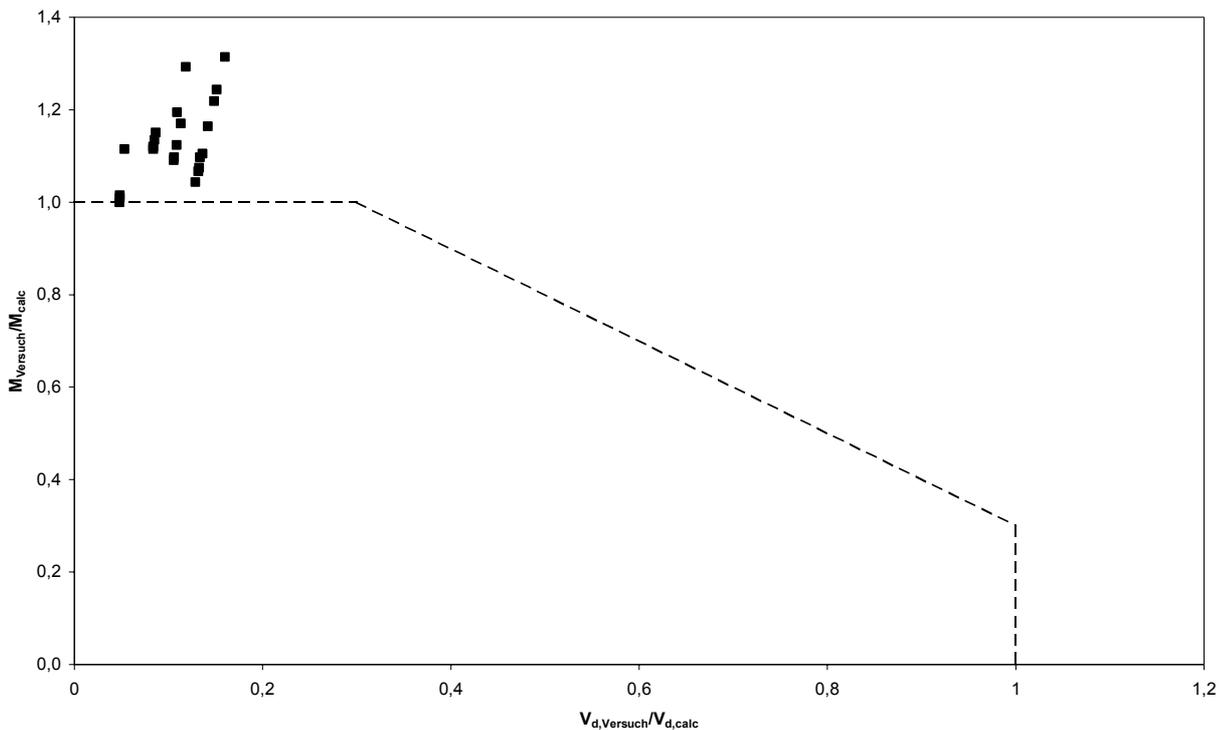


Abbildung 7.5: Vergleich der Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten: Interaktion Zwischenaufleger unter Auflast bei vollperforierten Profilen



**Abbildung 7.6: Vergleich der Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten: Interaktion Zwischenaufleger unter Windsog bei vollperforierten Profilen**

Der Vergleich der berechneten und im Versuch ermittelten aufnehmbaren Biegemomente zeigt eine gute Übereinstimmung. Gleiches gilt für die Interaktionsbeziehung für das Zwischenaufleger unter Auflast.

Die aufnehmbare Endauflagerkraft liegt in den Versuchen über den berechneten Werten. Auf diese Diskrepanz wird schon in [31] hingewiesen. Offensichtlich erfasst die nach DIN 18807-1 angesetzte Tragfähigkeit am Endauflager von 50% der Tragfähigkeit am Zwischenaufleger das tatsächliche Tragverhalten nicht.

Für eine Bewertung der Interaktionsbeziehung für das Zwischenaufleger unter Windsogbelastung stehen nicht ausreichend Versuchsergebnisse zur Verfügung. In den vorliegenden Versuchen war die Querkrafttragfähigkeit der Profile nicht ausreichend ausgenutzt.

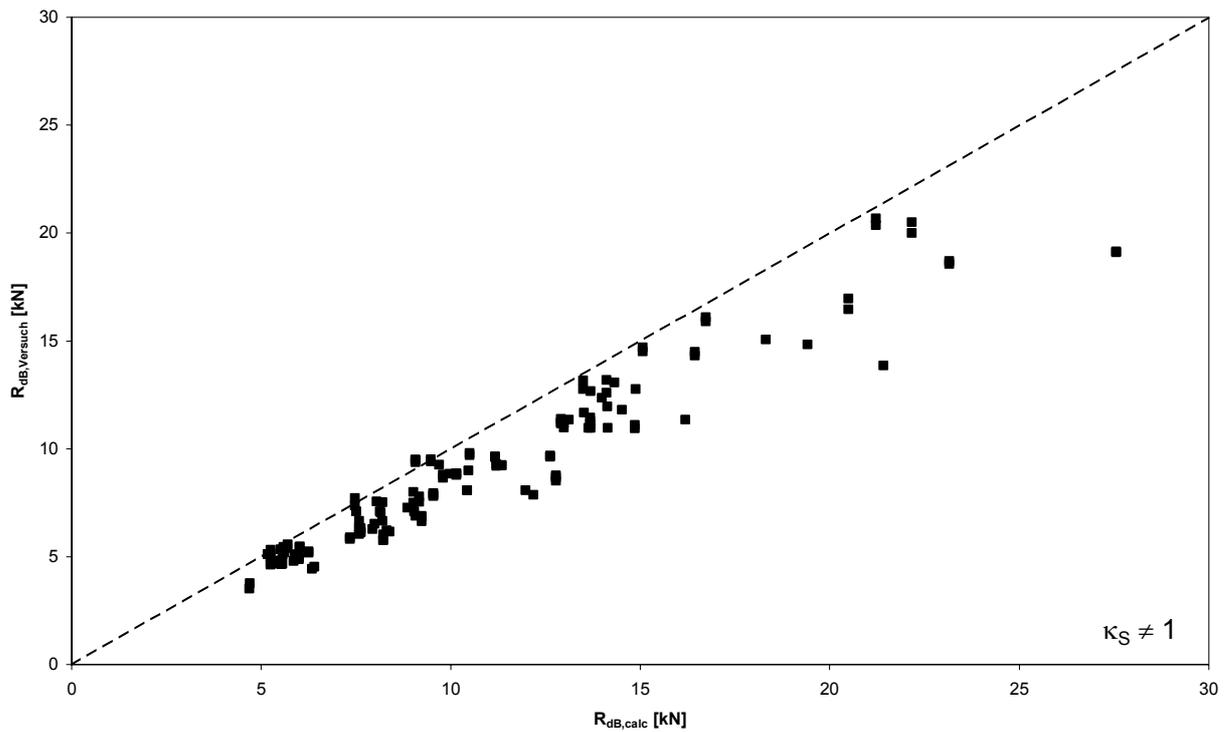


Abbildung 7.7: Vergleich der Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten: Zwischenauflagerkraft unter Auflast bei teilperforierten Profilen,  $\kappa_S \neq 1$

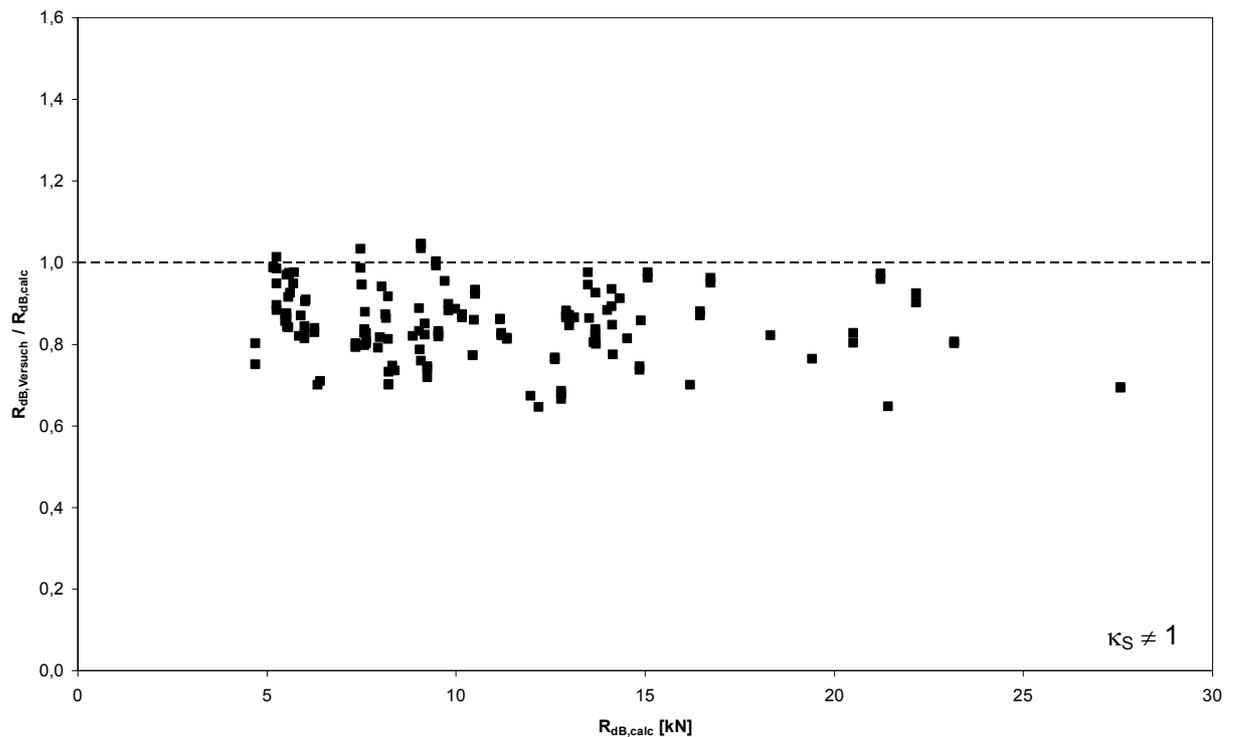


Abbildung 7.8: Vergleich der auf die berechneten Werte bezogenen Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten: Zwischenauflagerkraft unter Auflast bei teilperforierten Profilen,  $\kappa_S \neq 1$

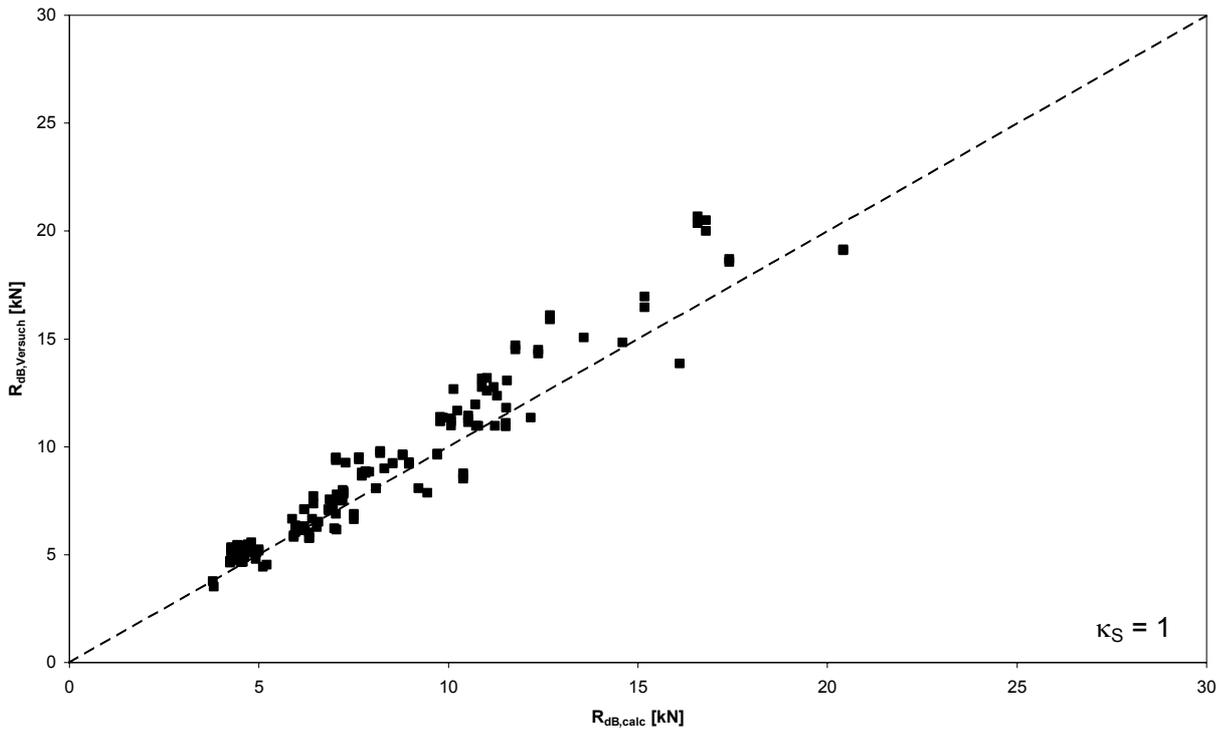


Abbildung 7.9: Vergleich der Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten: Zwischenauflagerkraft unter Auflast bei teilperforierten Profilen,  $\kappa_S = 1$

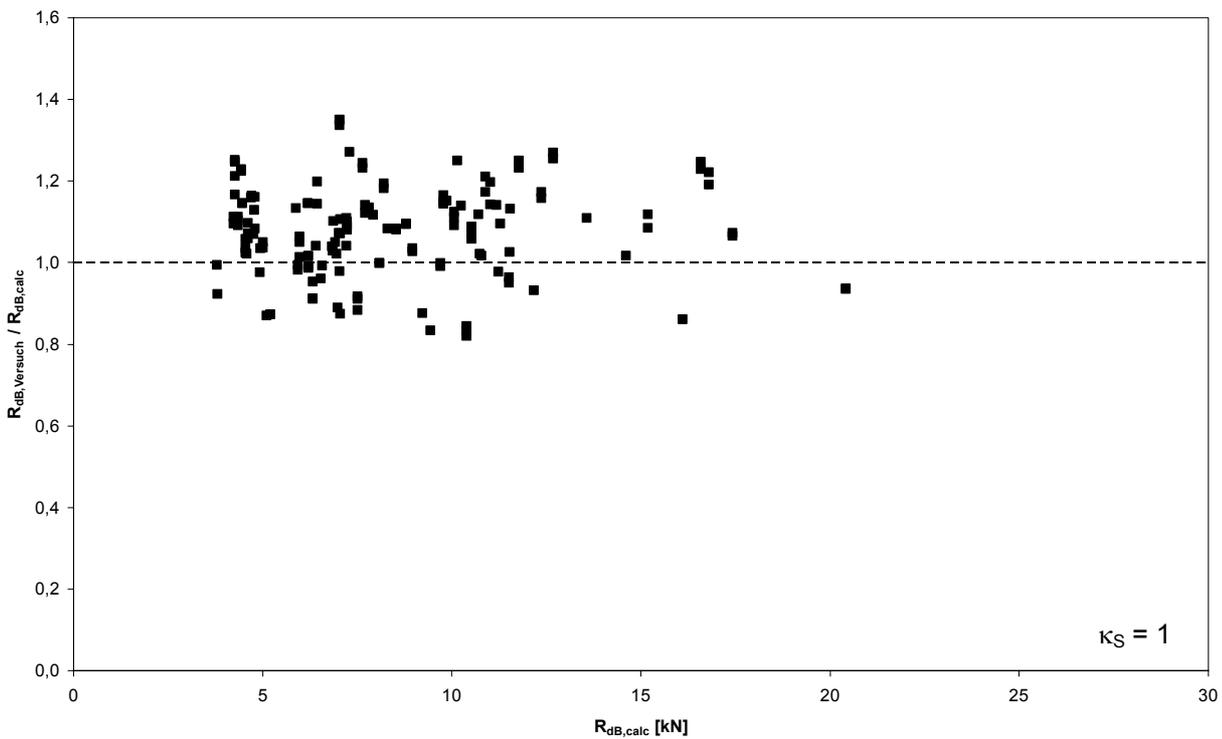


Abbildung 7.10: Vergleich der auf die berechneten Werte bezogenen Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten: Zwischenauflagerkraft unter Auflast bei teilperforierten Profilen,  $\kappa_S = 1$

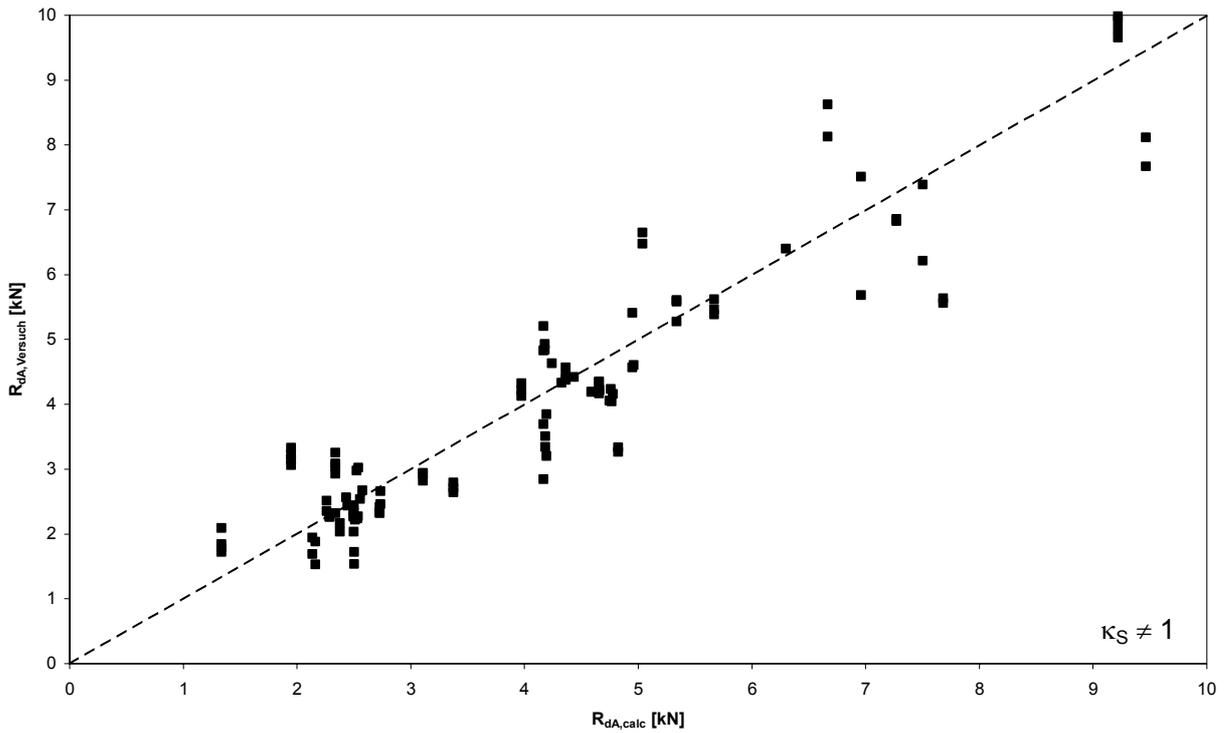


Abbildung 7.11: Vergleich der Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten: Endauflagerkraft unter Auflast bei teilperforierten Profilen,  $\kappa_S \neq 1$

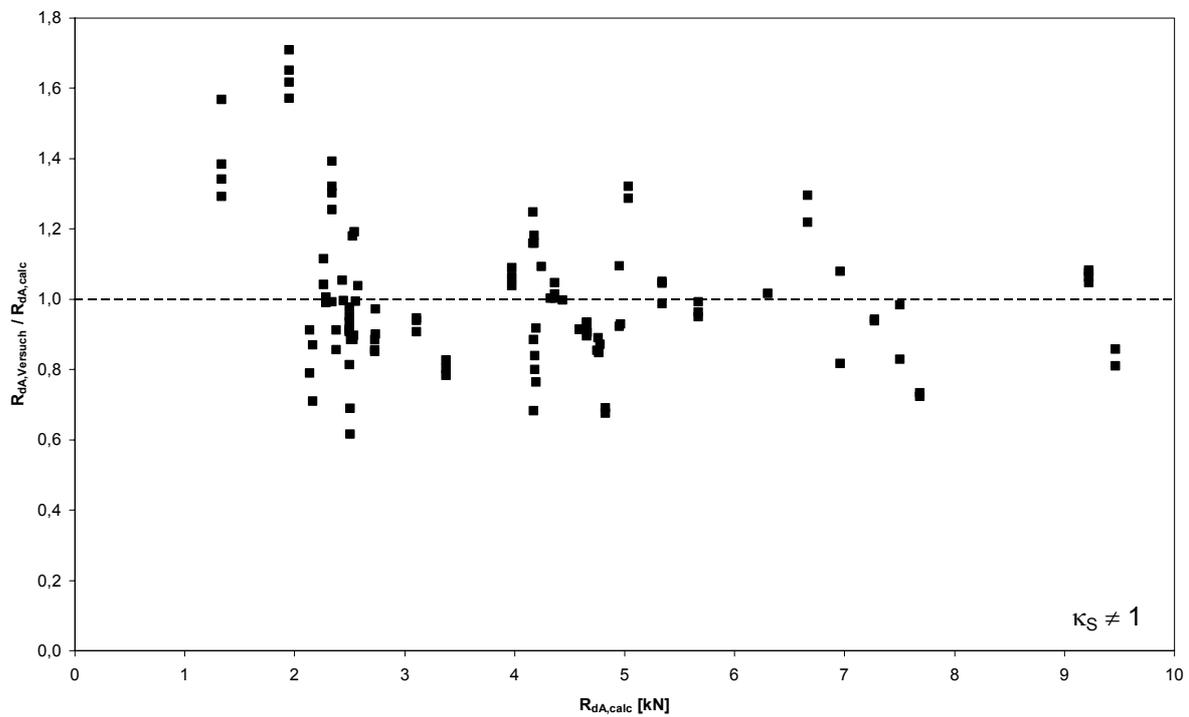


Abbildung 7.12: Vergleich der auf die berechneten Werte bezogenen Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten: Endauflagerkraft unter Auflast bei teilperforierten Profilen,  $\kappa_S \neq 1$

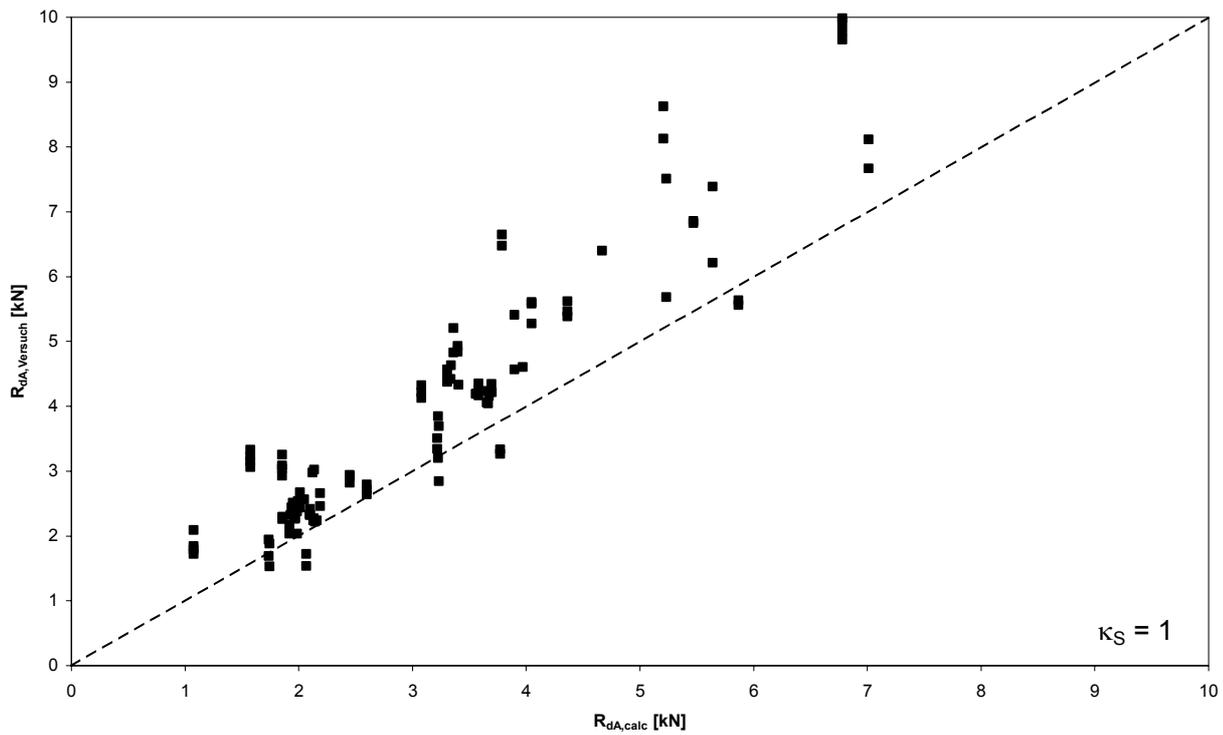


Abbildung 7.13: Vergleich der Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten: Endauflagerkraft unter Auflast bei teilperforierten Profilen,  $\kappa_S = 1$

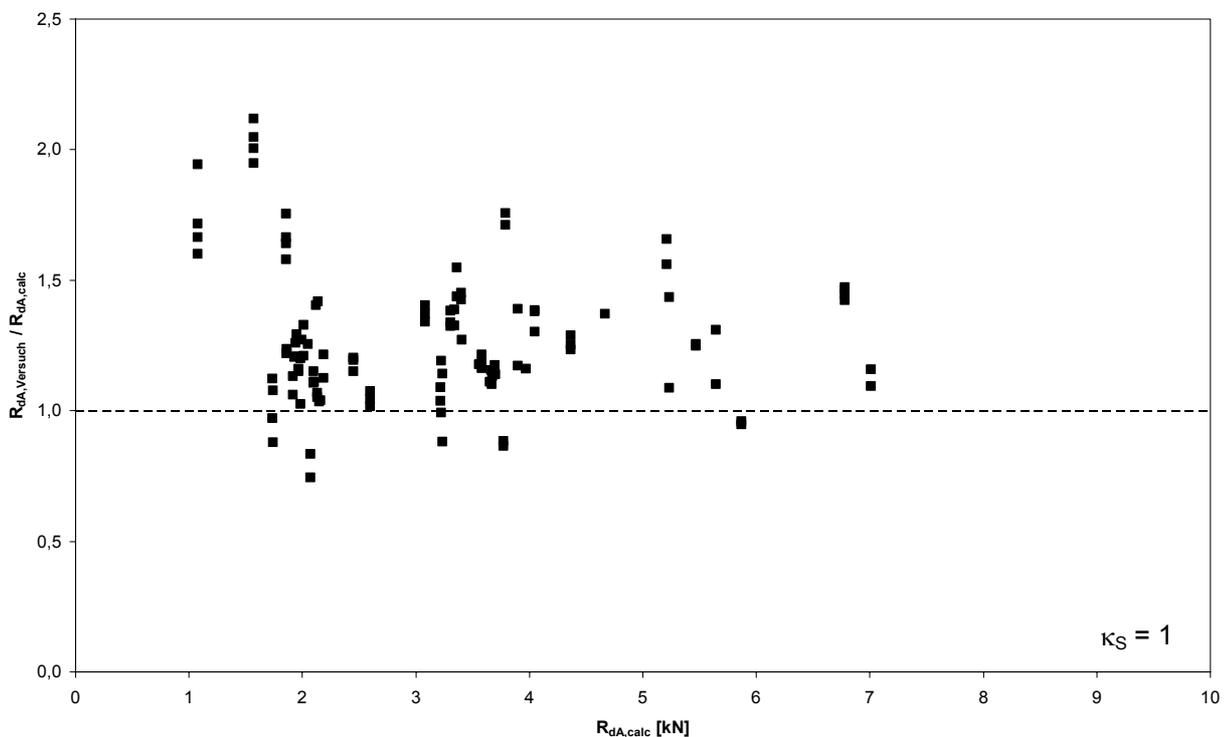
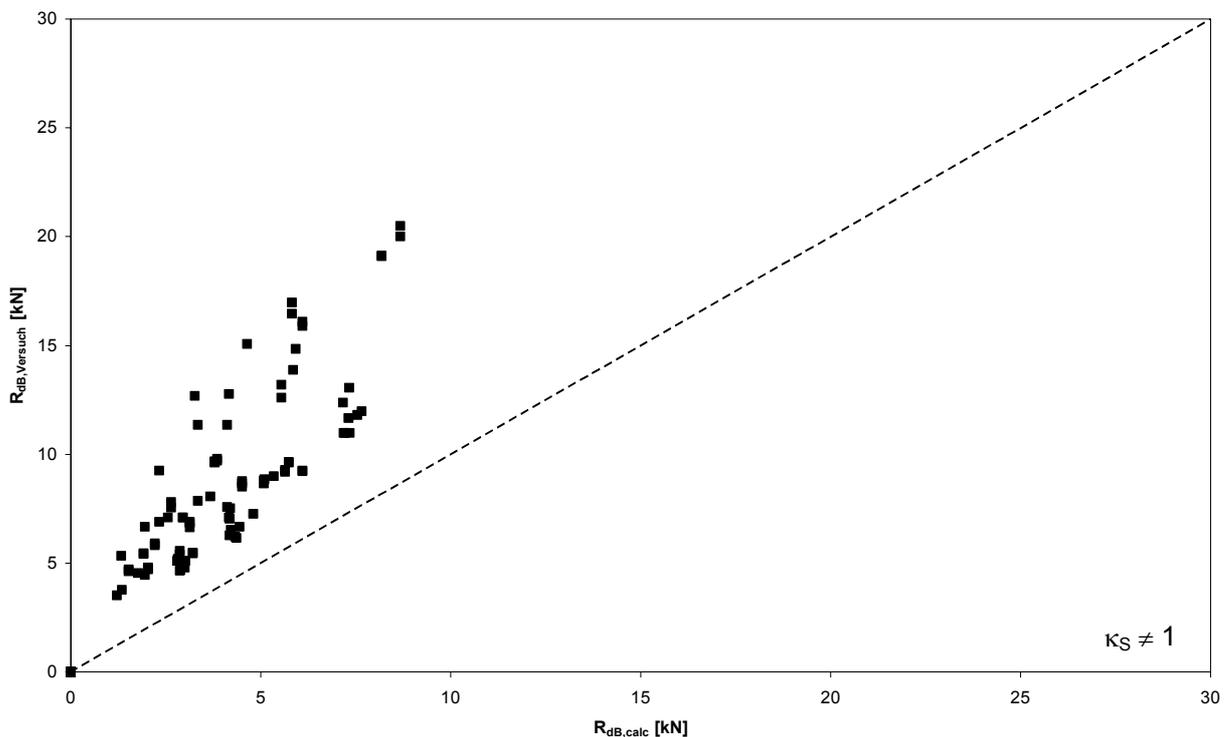


Abbildung 7.14: Vergleich der auf die berechneten Werte bezogenen Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten: Endauflagerkraft unter Auflast bei teilperforierten Profilen,  $\kappa_S = 1$

Für die aus der geringsten geprüften Stützweite im Versuch Zwischenaufleger unter Auflast ermittelten Werte der aufnehmbaren Zwischenauflegerkraft bei teilperforierten Stahltrapezprofilen zeigt sich, dass die berechneten Kräfte zum Teil über den Versuchsergebnissen liegen. Setzt man hingegen den die versteifende Wirkung der Stegversätze berücksichtigenden Faktor  $\kappa_S$  zu  $\kappa_S =$

gegen den die versteifende Wirkung der Stegversätze berücksichtigenden Faktor  $\kappa_s$  zu  $\kappa_s = 1,0$ , so liegen die Ergebnisse auf der sicheren Seite. Auch kann eine sehr gute Korrelation zwischen berechneten Werten und Versuchsergebnissen festgestellt werden. Ein vergleichbares Bild hinsichtlich  $\kappa_s$  ergibt sich für die Endauflagerkräfte. Offensichtlich gilt aber auch für teilperforierte Stahltrapezprofile, dass die Versuchsergebnisse zum Teil deutlich über den berechneten Werten liegen, wie dies oben schon einmal erwähnt wurde.

Die nachfolgenden Abbildungen zeigen einen Vergleich der Versuchsergebnisse Zwischenaufleger unter Auflast mit den Ergebnissen einer Berechnung nach DIN EN 1993-1-3. Zum besseren Vergleich mit Abbildung 7.7 bis Abbildung 7.10 wurde die Skalierung der x-Achse von dort übernommen.



**Abbildung 7.15: Vergleich der Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten nach DIN EN 1993-1-3: Zwischenauflegerkraft unter Auflast bei teilperforierten Profilen,  $\kappa_s \neq 1$**

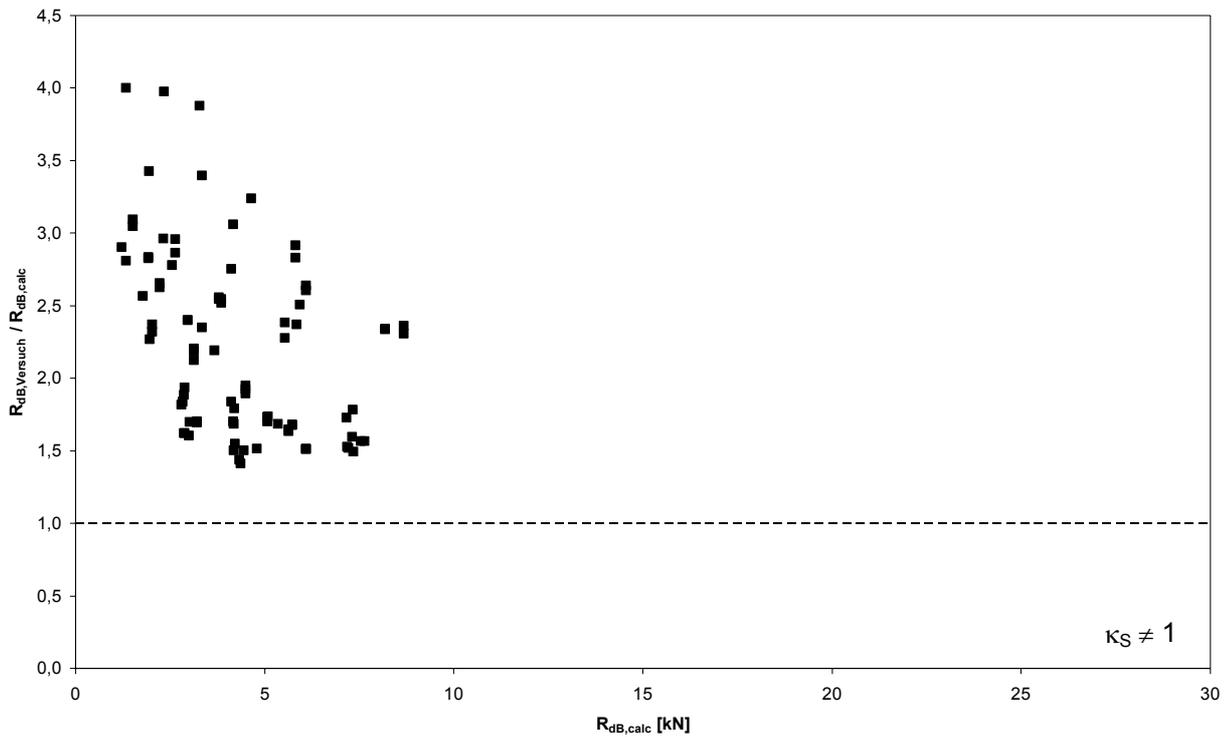


Abbildung 7.16: Vergleich der auf die berechneten Werte bezogenen Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten nach DIN EN 1993-1-3: Zwischenauflagerkraft unter Auflast bei teilperforierten Profilen,  $\kappa_S \neq 1$

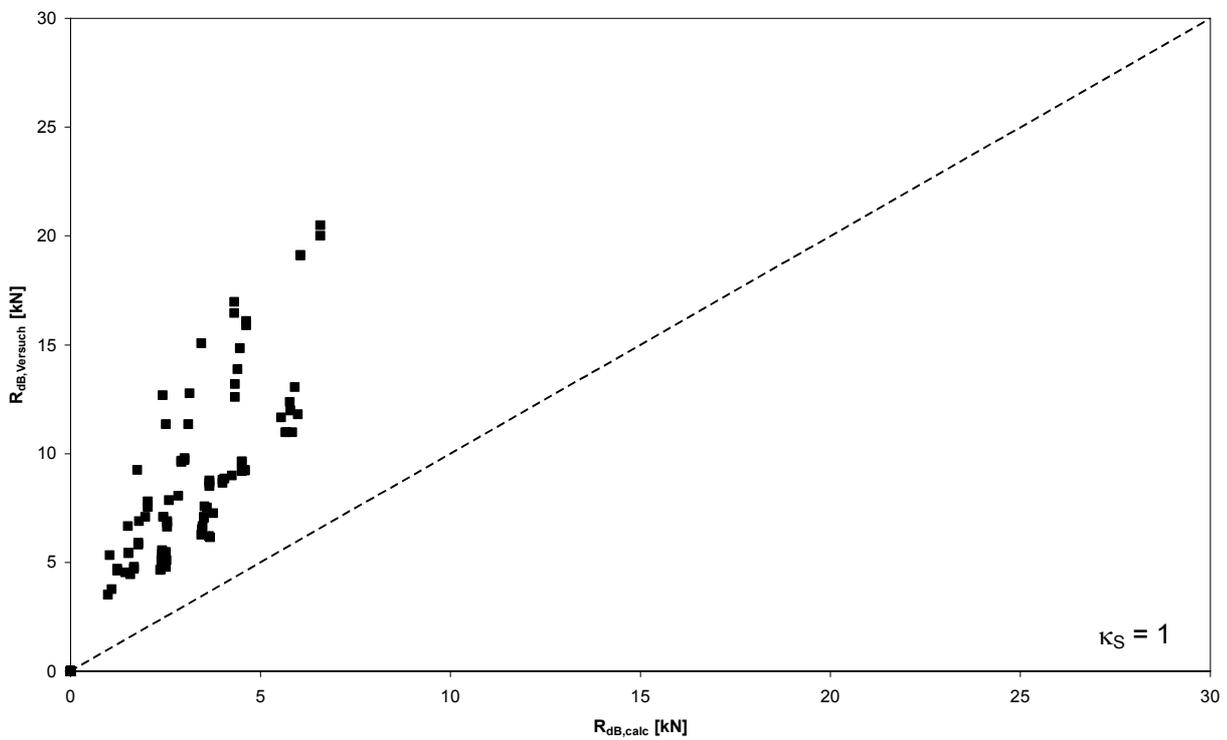
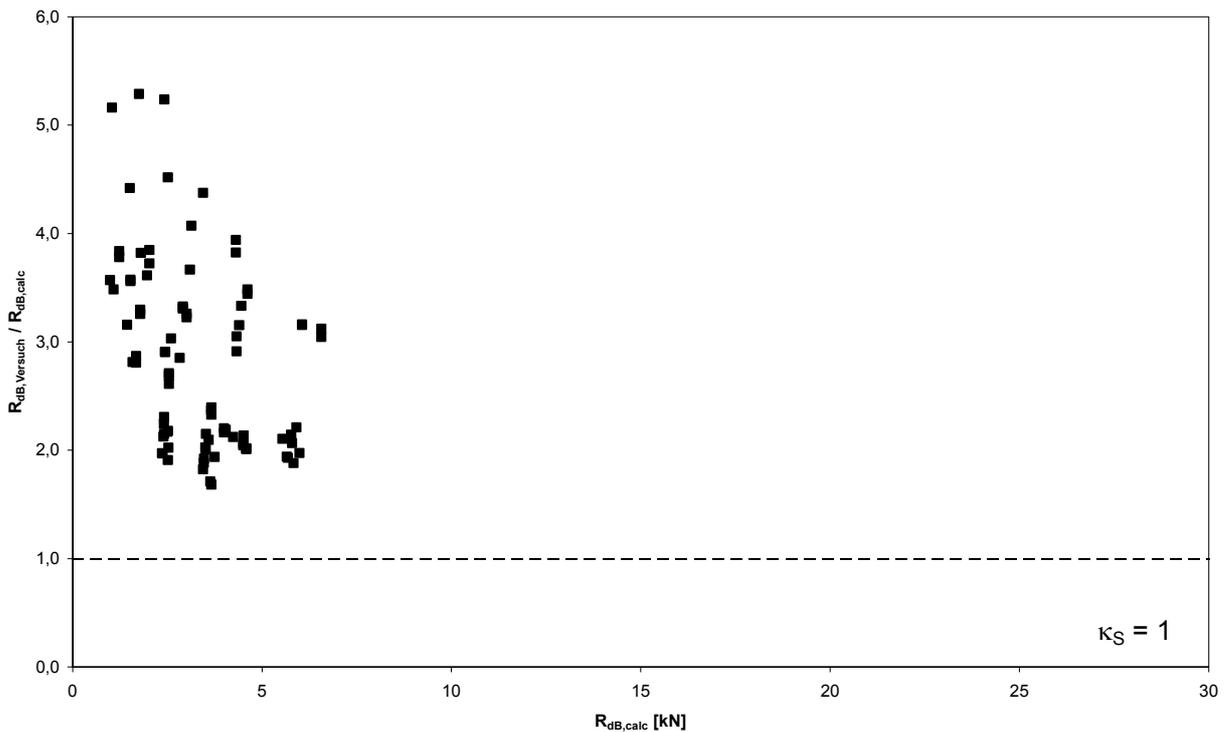


Abbildung 7.17: Vergleich der Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten nach DIN EN 1993-1-3: Zwischenauflagerkraft unter Auflast bei teilperforierten Profilen,  $\kappa_S = 1$



**Abbildung 7.18: Vergleich der auf die berechneten Werte bezogenen Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten nach DIN EN 1993-1-3: Zwischenauflagerkraft unter Auflast bei teilperforierten Profilen,  $\kappa_S = 1$**

Ein Vergleich der Versuchsergebnisse mit den Ergebnissen der Berechnung nach DIN EN 1993-1-3 zeigt, dass das dort beschriebene Verfahren weit auf der sicheren Seite liegt und unwirtschaftliche Ergebnisse liefert. Eine genauere Untersuchung und Bewertung dieses Verfahrens war nicht möglich, da keine Informationen zum Hintergrund zu erhalten waren.

### 7.5 Querschnittstragfähigkeit bei Wellprofilen

Das aufnehmbare Biegemoment im Feld sowie das Trägheitsmoment können für Wellprofile rein auf Grundlage der Querschnittsabmessungen berechnet werden. Die Querschnittswerte der Wellprofile lassen sich auf Grundlage einer Näherungsfunktion für die Geometrie in geschlossener Form rechnerisch bestimmen. Wird die Geometrie vereinfachend durch eine Parabel beschrieben, so ergibt sich das Flächenmoment 2. Grades zu

$$I = I_{ef} = \frac{2}{105} \cdot h^2 \cdot n \cdot b_r \cdot t \cdot \left( \frac{1}{\cos\left(\arctan\left(\frac{4 \cdot h}{b_r}\right)\right)} + 6 \right) \quad \text{Gl. 7.14}$$

Hierbei ist  $n$  die Anzahl der Rippen je Profil,  $b_r$  die Rippenbreite,  $h$  die Profilhöhe und  $t$  die Blechdicke. Hieraus erhält man das aufnehmbare Biegemoment des Profils zu

$$M_{R,k} = \frac{2 \cdot I_{ef}}{h} \cdot f_y \quad \text{Gl. 7.15}$$

Entsprechend zu dem in den Abschnitten 7.2 und 7.4 für Trapezprofile vorgestellten Berechnungsverfahren für Trapezprofile ergibt sich für vollperforierte Wellprofile das Flächenmoment 2. Grades zu

$$I_p = I_{ef,p} = d_{11} \cdot \frac{2}{105} \cdot h^2 \cdot n \cdot b_r \cdot t \cdot \left( \frac{1}{\cos\left(\arctan\left(\frac{4 \cdot h}{b_r}\right)\right)} + 6 \right) \quad \text{Gl. 7.16}$$

Das im Feld aufnehmbare Biegemoment beträgt

$$M_{R,k} = \frac{2 \cdot I_{ef}}{h} \cdot \frac{c_0}{c} \cdot f_y \quad \text{Gl. 7.17}$$

Die gegenüber DIN 18807-1 und DIN 18807-6 bei der Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit vorzunehmenden Änderungen sind im Anhang D zusammengefasst.

Als Grundlage für den Vergleich des Berechnungsverfahrens mit Versuchsergebnissen stehen leider nur Versuche Zwischenaufleger unter Auflast zur Verfügung, bei denen die Verschiebungen auf dem der Lasteinleitung dienenden und das Auflager repräsentierenden Rechteckprofil gemessen wurden (Maschinenweg). Ein direkter Vergleich ist wegen des Einflusses der lokalen Eindrückung nicht möglich, jedoch lassen sich Tendenzen ablesen. Insgesamt stehen die Ergebnisse von 100 Versuchen als Vergleichsbasis zur Verfügung.

Abbildung 7.19 zeigt den Vergleich des rechnerisch ermittelten Flächenmomente 2. Grades mit dem aus den Kraft-Weg-Diagrammen der Versuche berechneten Wert für Wellprofile aus Stahl. Abbildung 7.21 zeigt dies für Aluminiumwellprofile.

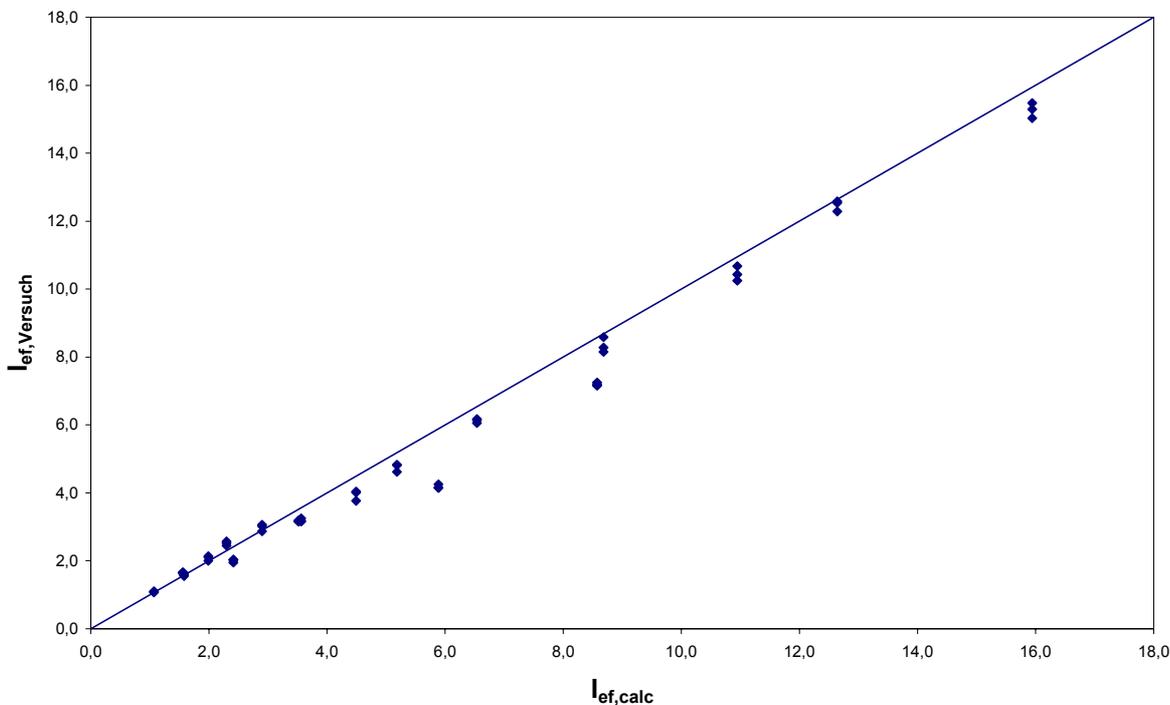


Abbildung 7.19: Vergleich des Flächenmomente 2. Grades – Stahlwellprofile

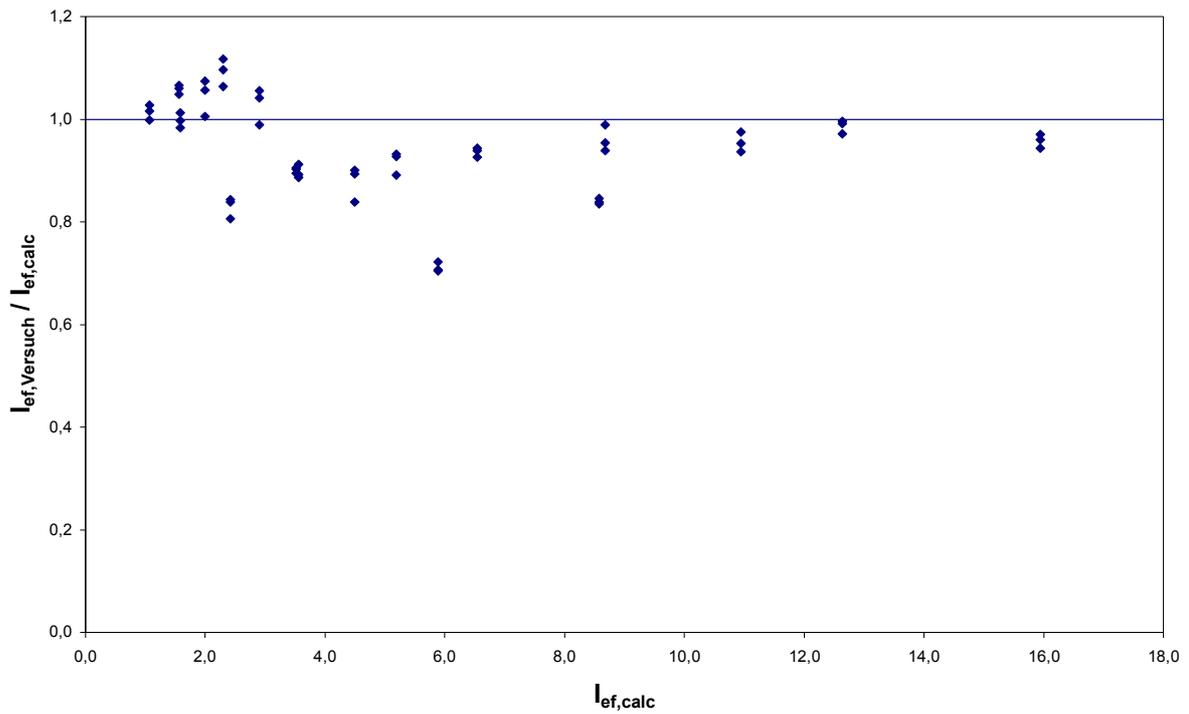


Abbildung 7.20: Vergleich des Flächenmomente 2. Grades – Stahlwellprofile (bezogene Darstellung)

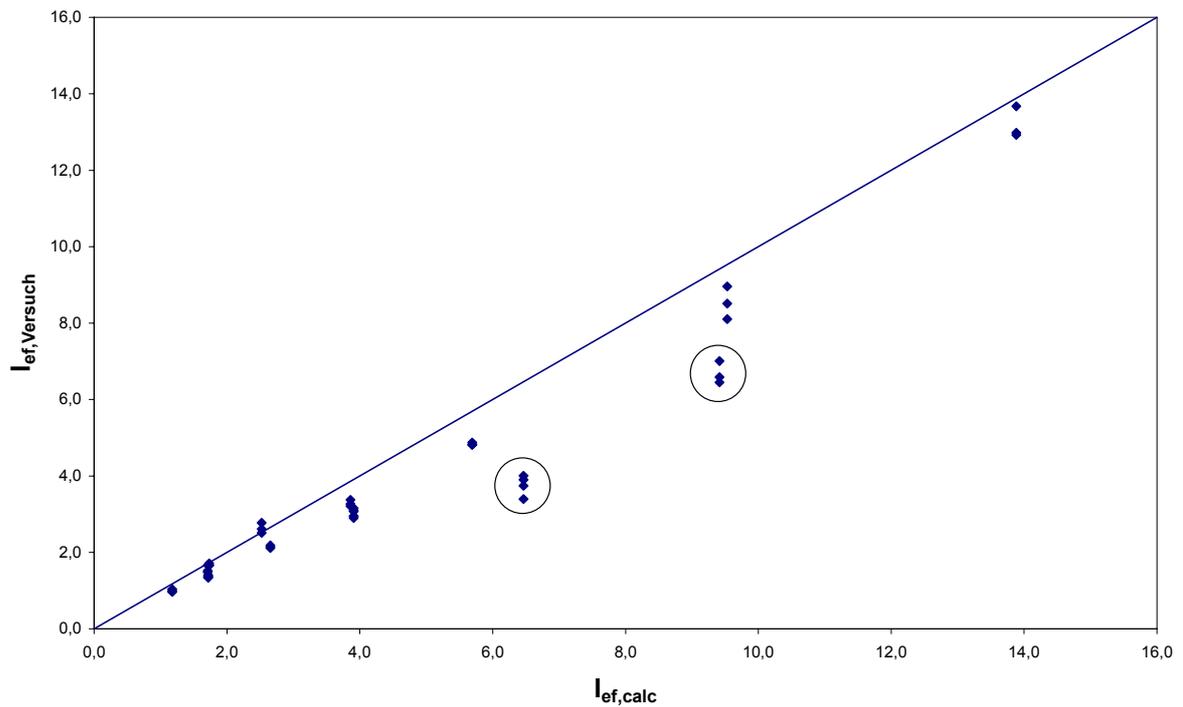
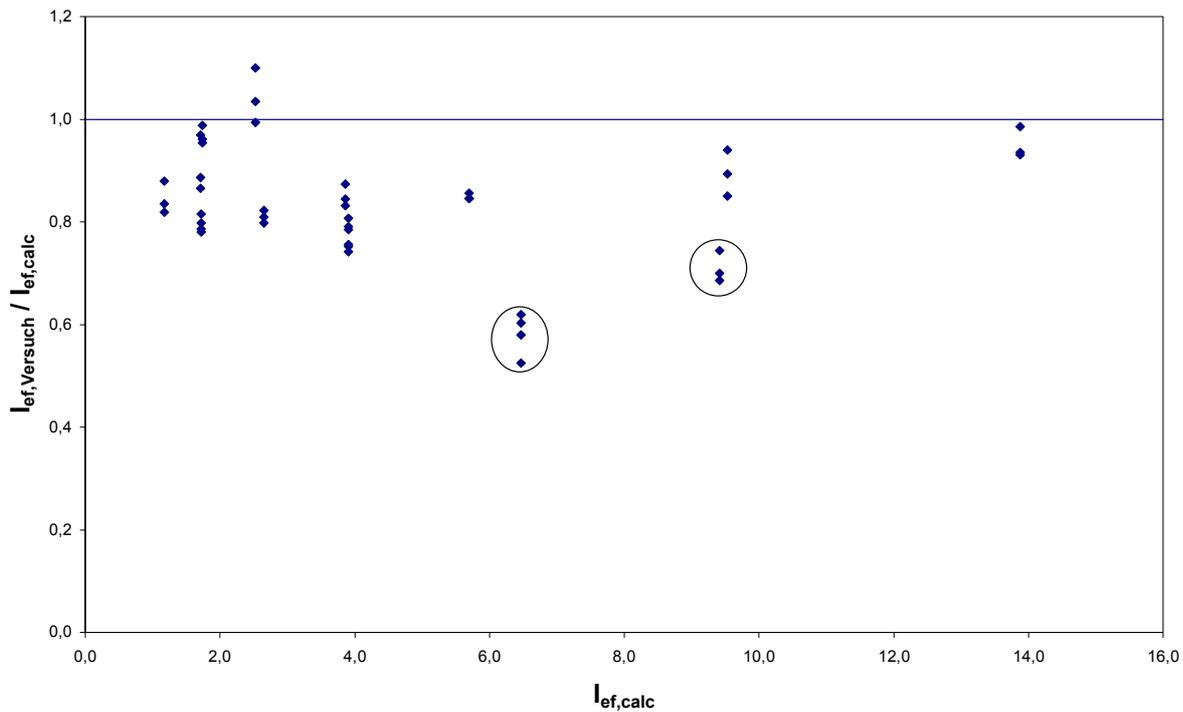


Abbildung 7.21: Vergleich des Flächenmomente 2. Grades – Aluminiumwellprofile



**Abbildung 7.22: Vergleich des Flächenmomente 2. Grades – Aluminiumwellprofile (bezogene Darstellung)**

Die Diagramme zeigen - mit zwei Ausnahmen - eine sehr gute Korrelation zwischen Versuchsergebnissen und berechneten Werten. Lediglich in zwei Versuchsserien (mit insgesamt sieben Versuchen) mit Aluminiumwellprofilen wurden im Versuch nicht einmal annähernd die berechneten Werte erreicht.

Bei diesen Serien handelt es sich um zwei Serien mit gleicher Profilgeometrie, gleicher Blechdicke und unterschiedlichem Lochraster, die jedoch die gleiche Stützweite hatten und zum selben Prüfprogramm gehörten. Diese wurden zeitlich in direkter Folge geprüft. Der Verdacht liegt nahe, dass die Versuche mit einer anderen als der dokumentierten Stützweite durchgeführt wurden.

Abbildung 7.23 zeigt den Vergleich des rechnerisch ermittelten aufnehmbaren Biegemomentes mit dem in den Versuchen erreichten Biegemomenten für Wellprofile aus Stahl. Abbildung 7.25 zeigt dies für Aluminiumwellprofile.

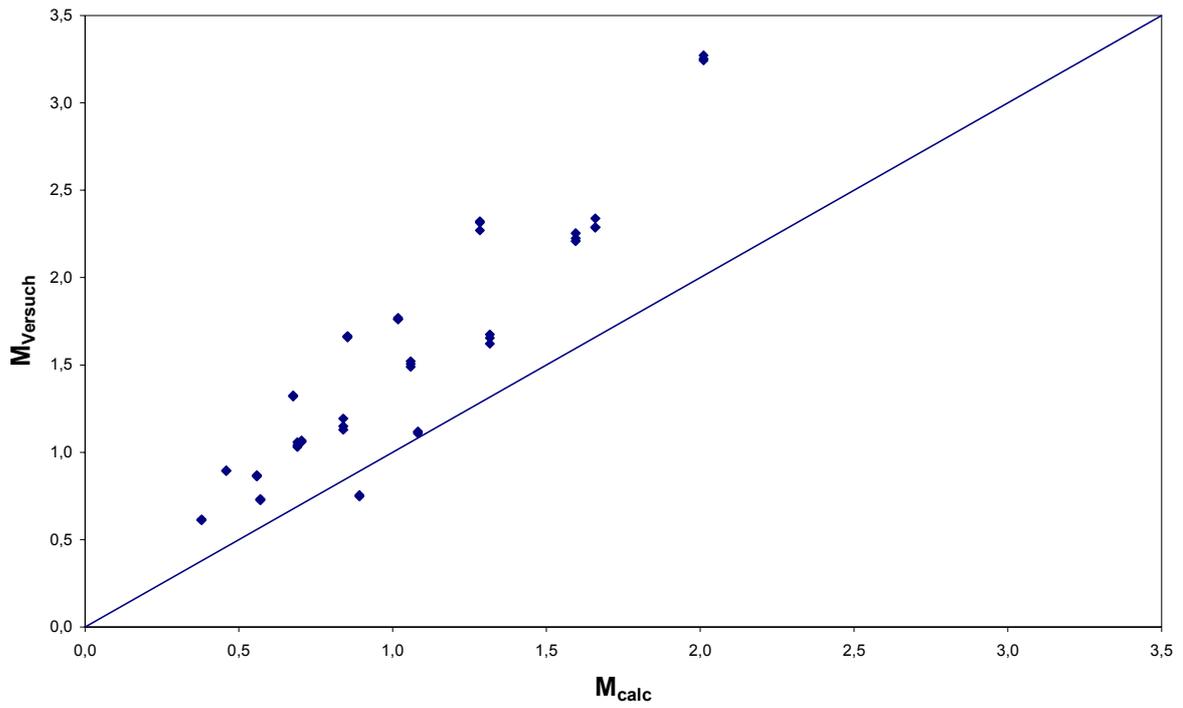


Abbildung 7.23: Vergleich des aufnehmbaren Biegemomentes – Stahlwellprofile

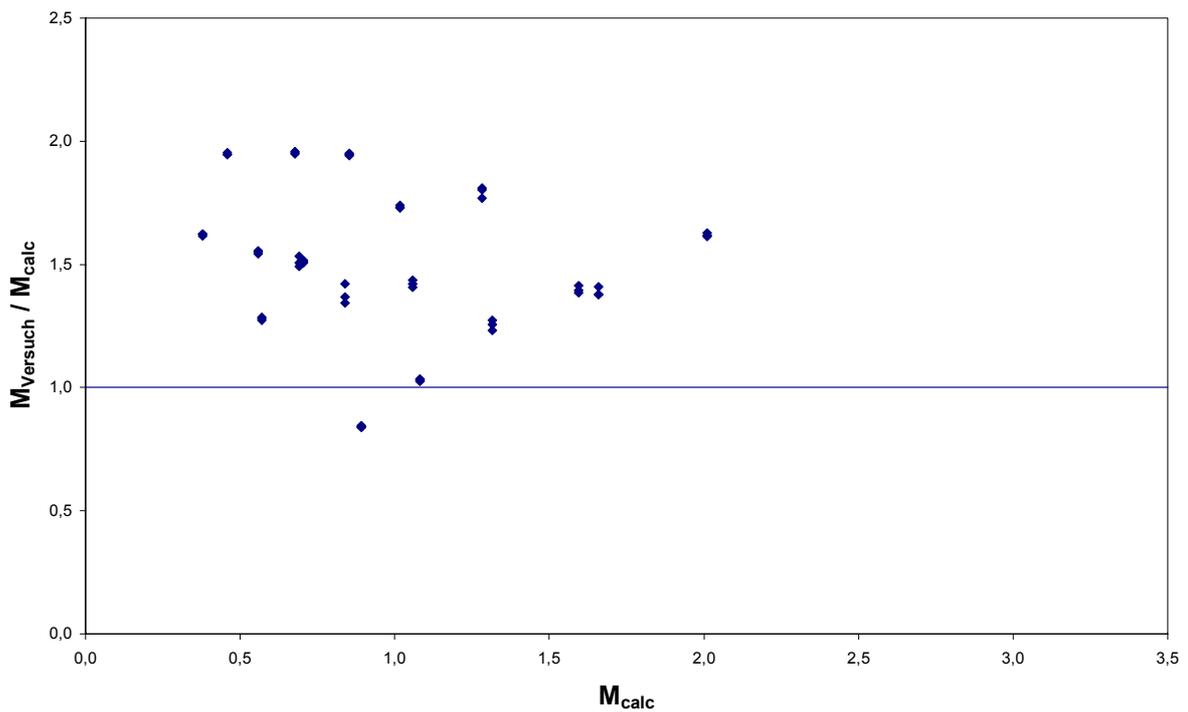


Abbildung 7.24: Vergleich des aufnehmbaren Biegemomentes – Stahlwellprofile (bezogene Darstellung)

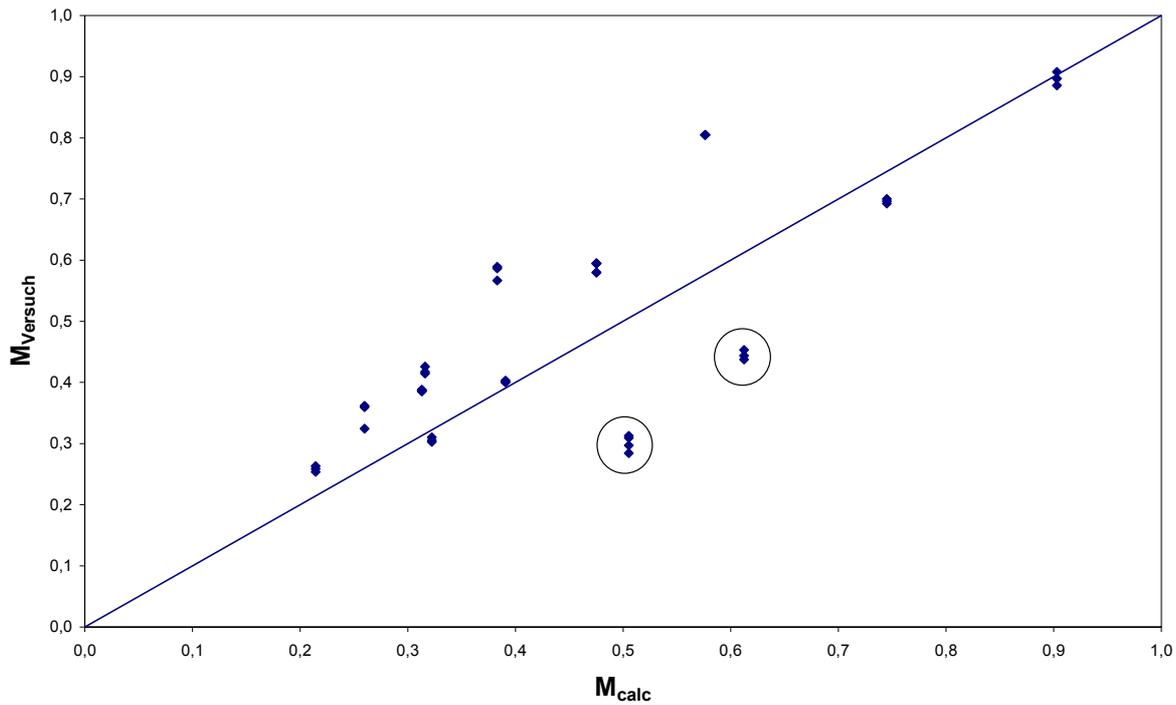


Abbildung 7.25: Vergleich des aufnehmbaren Biegemomentes – Aluminiumwellprofile

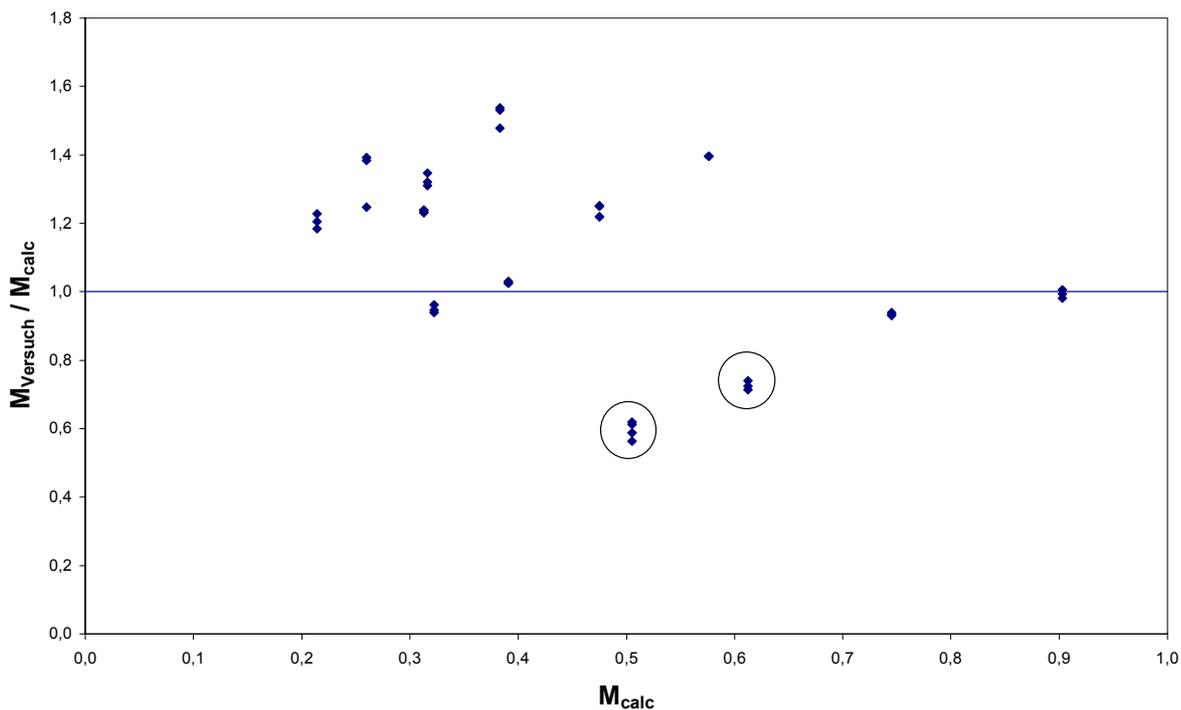


Abbildung 7.26: Vergleich des aufnehmbaren Biegemomentes – Aluminiumwellprofile (bezogene Darstellung)

Die Versuchsergebnisse liegen dabei in der Regel über den rechnerischen Werten. Dies kann auf den Einfluss der Werkstoffkennwerte zurückzuführen sein: Örtliches Beulen tritt nicht auf, so dass das Versagen rechnerisch durch Erreichen der Streckgrenze oder Dehngrenze eintritt. Hierbei wird vereinfachend ein linear-elastisches Werkstoffmodell ohne Verfestigung oder plastische Tragfähigkeitsreserven verwendet. Die einzigen Versuchsergebnisse, die unter den berechneten

Werten lagen sind die bereits beim Vergleich der Flächenmomente 2. Grades abweichenden Versuche.



## 8 Zusammenfassung

Für die rechnerische Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit perforierter Bauteile wie z.B. Trapezprofile existierte bisher noch kein Berechnungsverfahren. Nur für einige Teilbereiche wie z.B. die effektiven Steifigkeiten von Blechen mit dreieckigen Lochrastern lagen Berechnungsansätze vor. Ziel war es daher, das Tragverhalten perforierter dünnwandiger Bauteile mit unterschiedlichen Lochrastern zu untersuchen und auf dieser Grundlage ein Berechnungsverfahren zur Ermittlung der Tragfähigkeit von voll- oder teilperforierten dünnwandigen Bauteilen wie Trapez- oder Wellprofile zu entwickeln.

Ausgehend von theoretischen Betrachtungen zum Trag- und Verformungsverhalten wurde der Einfluss der Perforation auf die Biege- und Dehnsteifigkeit über reduzierte Steifigkeiten erfasst. Durch Bezug auf die Steifigkeit des unperforierten Querschnitts ergeben sich die Faktoren  $d_{ij}$  (Dehnsteifigkeit) und  $k_{ij}$  (Biegesteifigkeit), die es erlauben, die vorhandenen Berechnungsmethoden für dünnwandige Bauteile auf verhältnismäßig einfachem Wege für die Anwendung auf vollperforierte Bauteile zu erweitern. Dies wurde am Beispiel der Tragfähigkeitsermittlung für vollperforierte druck- und schubbeanspruchte Flächen gezeigt.

Für teilperforierte Flächen unter einachsiger Druckbeanspruchung wurde mit Hilfe des Verfahrens der Übertagungsmatrizen ein einfaches Berechnungsmodell für die Ermittlung der für die Tragfähigkeitsermittlung dünnwandiger Bauteile erforderlichen Beulwerte abgeleitet. Auch für die sich daran anschließende Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit teilperforierter Flächen wurde ein einfaches Verfahren abgeleitet.

Weitere Untersuchungen behandeln die Querkrafttragfähigkeit perforierter dünnwandiger Bauteile. Die vorhandenen Berechnungsmethoden für den Nachweis gegen Stegkrüppeln wurden mit Hilfe theoretischer Überlegungen und den reduzierten Steifigkeiten für die Anwendung auf vollperforierte Stege erweitert. Auf der Grundlage umfangreicher numerischer Untersuchungen konnte auch für teilperforierte Stege eine sichere und wirtschaftliche Berechnungsmethode entwickelt werden.

Alle aus theoretischen Überlegungen oder numerischen Untersuchungen abgeleiteten Ergebnisse konnten durch den Vergleich mit Versuchsergebnissen verifiziert werden. Hierfür dienten sowohl die Ergebnisse aus einer im Rahmen dieser Arbeit erstellten umfangreichen Versuchsdatenbank als auch speziell für diese Arbeit durchgeführte Versuche (siehe Anhang B).

Die Ergebnisse der Untersuchungen wurden als Ergänzung zu den Berechnungsmethoden der Normen der Reihe DIN 18807 aufbereitet (siehe Anhang D) und erweitern so die dort aufgeführten Berechnungsmethoden um die bisher explizit ausgeschlossene Anwendung auf voll- oder teilperforierte Trapez- oder Wellprofile aus Stahl oder Aluminium.

Das damit vorliegende Berechnungsverfahren ermöglicht nun für alle praktisch vorkommenden Perforationen eine an DIN 18807 oder DIN EN 1993-1-3 angelehnte rechnerische Tragfähigkeitsermittlung voll- und teilperforierter Trapez- und Wellprofile. Die auf diese Weise erhaltenen Trag-

fähigkeiten liegen auf der sicheren Seite, erfordern einen sehr viel geringeren finanziellen und zeitlichen Aufwand als die bisher erforderliche experimentelle Bestimmung und weisen für den Bereich, für den es bisher Regeln gab, eine sehr viel bessere Korrelation zu den Versuchsergebnissen auf als die nach diese Regeln.

## 9 Unterlagen

- [1] Schardt, R., Bollinger, K.: Zur Berechnung regelmäßig gelochter Scheiben und Platten, Der Bauingenieur 56 (1981), S. 227-239
- [2] Schardt, R., Strehl, C.: Stand der Theorie zur Bemessung von Trapezblechscheiben, Der Stahlbau 49 (1980), H. 11, S. 325-334
- [3] Malkin, I.: Notes on a theoretical basis for design of tube sheets of triangular layout: Transactions of the ASME (1952), S. 387 – 396
- [4] Horvay, G.: Bending of honeycombs and of perforated plates: Journal of applied mechanics (1952), S. 122 – 123
- [5] Horvay, G.: The plane-stress problem of perforated plates: Journal of applied mechanics (1952), S. 355 – 360
- [6] Bailey, R., Hicks, R.: Behaviour of perforated plates under plane stress: Journal of mechanical engineering science (1960), S. 143 - 161
- [7] Salerno, V.L., Mahoney, J.B.: A review, comparison and modification of present deflection theory for flat perforated plates: Welding Research Council Bulletin No. 52, July 1959
- [8] Deagle, L.: Correlation of experimental data with theory for perforated plates with a triangular hole array: Welding Research Council Bulletin No. 52, July 1959
- [9] Mahoney, J.B., Salerno, V.L., Goldberg, M.A.: Analysis of a perforated circular plate containing a rectangular array of holes: Welding Research Council Bulletin No. 80, August 1962
- [10] Douglas Bynum, Jr., Lemcoe, M.M.: Stresses and deflections in laterally loaded perforated plates: Welding Research Council Bulletin No. 80, August 1962
- [11] O'Donnell, W. J.: A study of perforated plates with square penetration patterns: Welding Research Council Bulletin No. 124, September 1967
- [12] O'Donnell, W.J.: Further theoretical treatment of perforated plates with square penetration patterns: Welding Research Council Bulletin No. 151, Juni 1970
- [13] Porowski, J.S., O'Donnell, W.J.: Elastic-plastic bending of a constrained circular perforated plate under uniform pressure (Triangular penetration pattern): Welding Research Council Bulletin No. 180, Januar 1973
- [14] O'Donnell, W.J., Langer, B.F.: Design of perforated plates: Transactions of the ASME - Journal of engineering for industry, 1962, S. 307 - 320
- [15] Tamate, O.: Einfluss einer unendlichen Reihe gleicher Kreislöcher auf die Durchbiegung einer dünnen Platte: Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik 37 (1957), S. 431-441
- [16] Ellwanger, G.: Beanspruchungsgerechtes Gestalten von Rohrplatten bei Rohrbündel-Wärmeübertragern: Dissertation, Erlangen 1977

- [17] Meijers, P.: Doubly-periodic stress distributions in perforated plates: Dissertation, Delft 1967
- [18] Tsai, Yung-Min, Crisinel, Michel: Etude des formulas de résistance a l'écrasement des ames de profiles a parois minces: Construction Métallique (1988), S. 43-49
- [19] Kromm, A: Stabilität von homogenen Platten und Schalen im elastischen Bereich: Ringbuch der Luftfahrttechnik, II A 10, Reichsluftfahrtministerium, 1940
- [20] Seydel, E.: Über das Ausbeulen von rechteckigen, isotropen oder orthogonal-anisotropen Platten bei Schubübertragung: Ingenieur-Archiv 4 (1933), S. 169-191
- [21] Blomm, F., Coffin, D.: Handbook of thin plate buckling and postbuckling, Boca Raton 2001
- [22] Baehre, R., Fick, K.: Berechnung und Bemessung von Trapezprofilen – mit Erläuterungen zur DIN 18807 – Berichte der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe – 4. Folge – Heft 7, Karlsruhe 1982
- [23] Höglund, T.: Design of trapezoidal sheeting provided with stiffeners in the flanges and webs – Swedish council for building research, Document D28:1980, Stockholm 1980
- [24] Altenbach, H., Altenbach, J., Naumenko, K.: Ebene Flächentragwerke, Berlin Heidelberg 1998
- [25] Tsai, Y.-M.: Comportement sur appuis de tôles minces formées a froid: Dissertation, Lausanne 1987
- [26] Dimitrov, N. : Ermittlung konstanter Ersatz-Trägheitsmomente: Der Bauingenieur 28 (1953), S. 207-211
- [27] Schnell, W.: Zur Berechnung der Beulwerte von längs- und querversteiften rechteckigen Platten unter Drucklast: Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik 36 (1956), S. 36-51
- [28] Scheer, J.: Zum Problem der Gesamtstabilität von einfach-symmetrischen I-Trägern: Dissertation, Darmstadt 1958
- [29] Baehre, R., Huck, G.: Zur Berechnung der aufnehmbaren Normalkraft von Stahltrapezprofilen nach DIN 18807 Teile 1 und 3: Der Stahlbau 59 (1990) , S. 225-232
- [30] Misiek, Th., Albiez, M.: Stegkrüppeln bei voll- und teilperforierten Trapezprofilen: Stahlbau 77 (2008), S. 87-92
- [31] Lindner, J., Shin, T. S.: Zum Krüppeln von Trapezprofilen unter örtlich konzentrierten Lasten, Der Stahlbau 65 (1996), H. 4, S. 137-142
- [32] Huck, G.: Das Konzept der wirksamen Breite bei Bauteilen aus elastoplastischem Material – Berichte der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe – 4. Folge – Heft 27, Karlsruhe 1993

## 10 Normen

- [N1] DIN 18807-1:1987-06: Trapezprofile im Hochbau; Stahltrapezprofile; Allgemeine Anforderungen, Ermittlung der Tragfähigkeitswerte durch Berechnung
- [N2] DIN 18807-2:1987-06: Trapezprofile im Hochbau; Stahltrapezprofile; Durchführung und Auswertung von Tragfähigkeitsversuchen
- [N3] DIN 18807-6:1995-09: Trapezprofile im Hochbau; Aluminium-Trapezprofile und ihre Verbindungen; Ermittlung der Tragfähigkeitswerte durch Berechnung
- [N4] EN 1993-1-3:2006-10: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-3: Allgemeine Bemessungsregeln; Ergänzende Regeln für kaltgeformte dünnwandige Bauteile und Bleche
- [N5] EN 1999-1-4:2007-02: Bemessung und Konstruktion von Aluminiumtragwerken - Teil 1-4: Ergänzende Regeln für kaltgeformte Bleche



# **Anhang A: Numerische Untersuchungen**

## **A.1 Allgemeines**

Die Berechnungen wurden mit dem Finite-Elemente-Programm Ansys durchgeführt. Dabei wurde das 4-Knoten-Schalenelement 181 verwendet, das auf der Theorie schubelastischer Platten (Reissnersches Plattenmodell) basiert. Das Element besitzt Biege- und MembranstEIFigkeit. Die Knoten dieses Schalenelement besitzen jeweils drei Verschiebungs- und drei Rotationsfreiheitsgrade. Zur Vermeidung von Schubversteifungen wurde auf Unterintegration (1-Punkt-Integration) mit Assumed-Strain-Hourglass-Stabilisierung zurückgegriffen. Vergleichende Berechnungen im Rahmen der Untersuchungen zur bezogenen effektiven Steifigkeit brachten jedoch aufgrund der Netzfeinheit bei voller Integration (2x2-Integration) keine Änderungen in den Ergebnissen. Eine Ausnahme hiervon bildeten die Berechnungen für großes  $d/c$ , bei denen z.T. Elemente mit ungünstigem Seitenverhältnis vorkamen. In diesem Fall konnte eine – wenn auch nicht signifikante – erhöhte Steifigkeit bei voller Integration festgestellt werden. Auch die im Rahmen der Untersuchungen zur Steifigkeit durchgeführten vergleichenden Berechnungen mit anderen Elementtypen brachten keine signifikanten Unterschiede.

Für die Untersuchungen zur bezogenen effektiven Steifigkeit wurde ein linear-elastisches Werkstoffgesetz verwendet. In allen übrigen Fällen wurde ein linear-elastisches/ideal-plastisches Werkstoffgesetz ohne Verfestigung verwendet. Ergänzende Berechnungen mit Verfestigung wurden im Rahmen der Versuchsnachrechnung für die Untersuchungen zum Stegkrüppeln durchgeführt.

Die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen ließen sich durch Vergleich am Übergang vom sehr kleinen Lochdurchmesser zum unperforierten Fall überprüfen. Eine weitere Kontrolle ergab sich durch Gegenüberstellung mit dem parallel entwickelten theoretisch begründeten Handrechenverfahren.

## **A.2 Steifigkeiten**

Die Ermittlung der effektiven Steifigkeiten erfolgt an periodisch wiederkehrenden Grundelementen (Abbildung A.2.1).

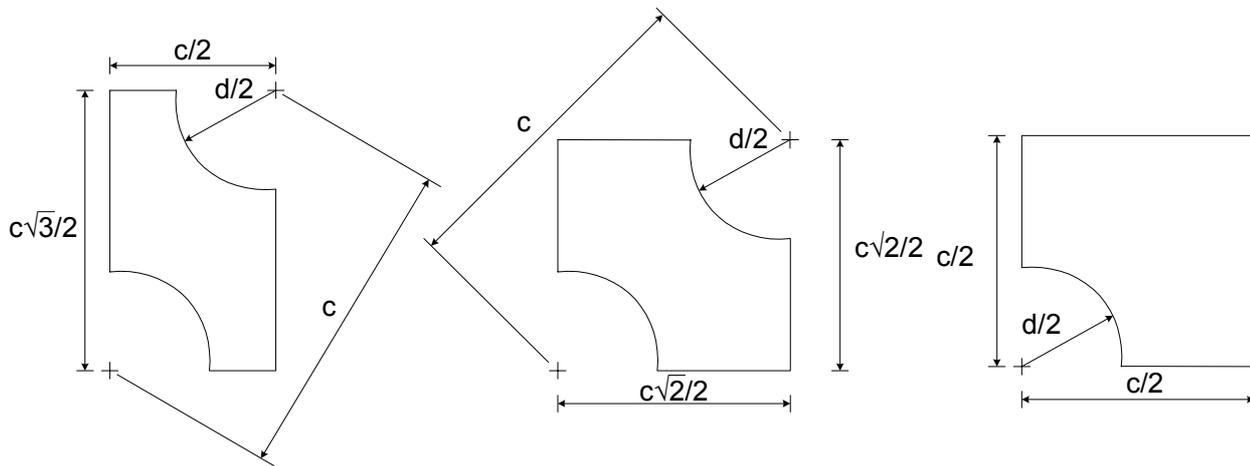


Abbildung A.2.1: Geometrie der Grundelemente

Es wird davon ausgegangen, dass Scheiben- und Plattenbeanspruchung entkoppelt sind. Die bezogenen effektiven Dehnsteifigkeiten wurden durch Bezug der Verschiebungen des unperforierten Grundelementes auf die größeren Verschiebung des perforierten Grundelementes ermittelt. Für die Ermittlung der bezogenen effektiven Biegesteifigkeiten wurde die Verdrehungen herangezogen.

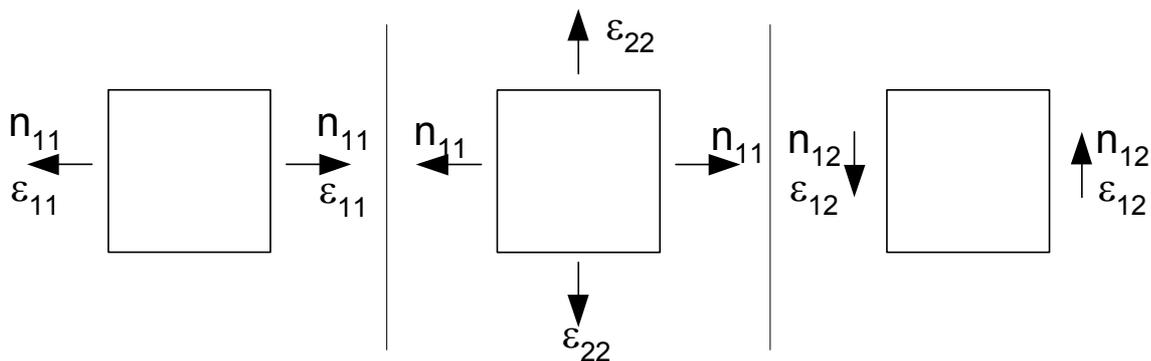


Abbildung A.2.2: Mechanisches Modell für die Ermittlung von  $d_{ij}$

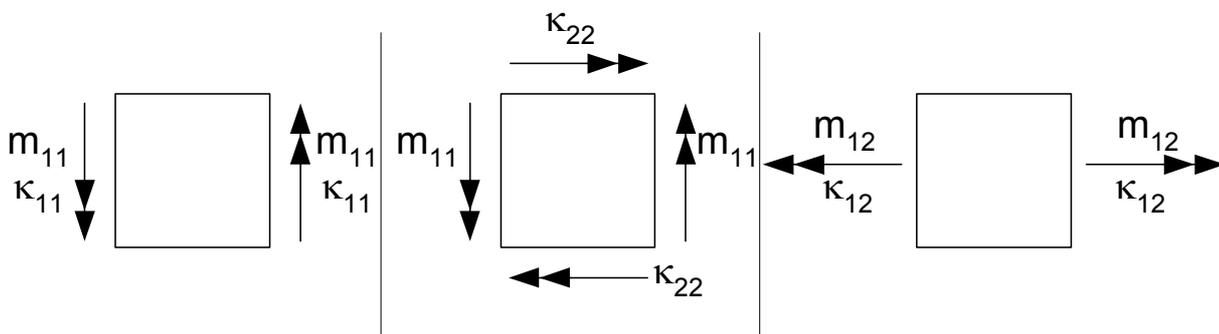


Abbildung A.2.3: Mechanisches Modell für die Ermittlung von  $k_{ij}$

Für die Steifigkeitsuntersuchungen wurde aufgrund der geringen Modellgröße auf umfangreiche Netz-Konvergenz-Studien verzichtet und ein vergleichsweise feines Netz verwendet. Eine Kontrolle bildete der Übergang zum theoretischen Ergebnis für  $d/c = 0$ . Abbildung A.2.4 und

Abbildung A.2.5 zeigen beispielhaft die Vernetzung der Grundelemente für ein Verhältnis  $d/c = 0,6$ .

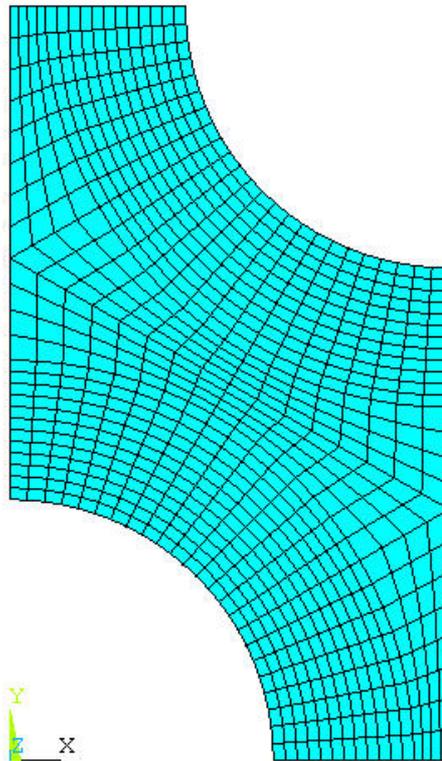


Abbildung A.2.4: Vernetzung des Grundelements für dreieckige Lochraster

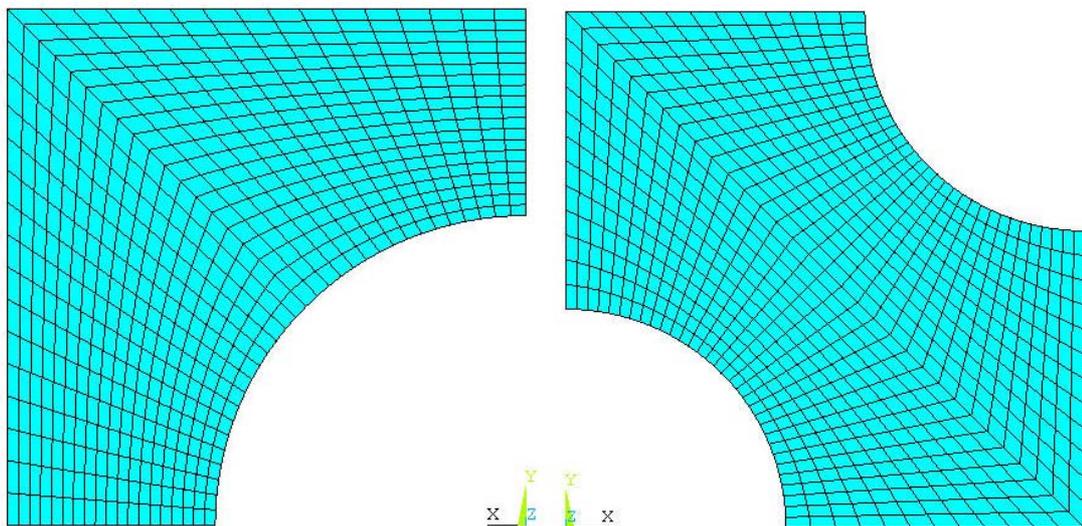


Abbildung A.2.5: Vernetzung des Grundelements für unter  $0^\circ$  und unter  $45^\circ$  angeordnete quadratische Lochraster

### A.3 Konstante einachsige Druckbeanspruchung

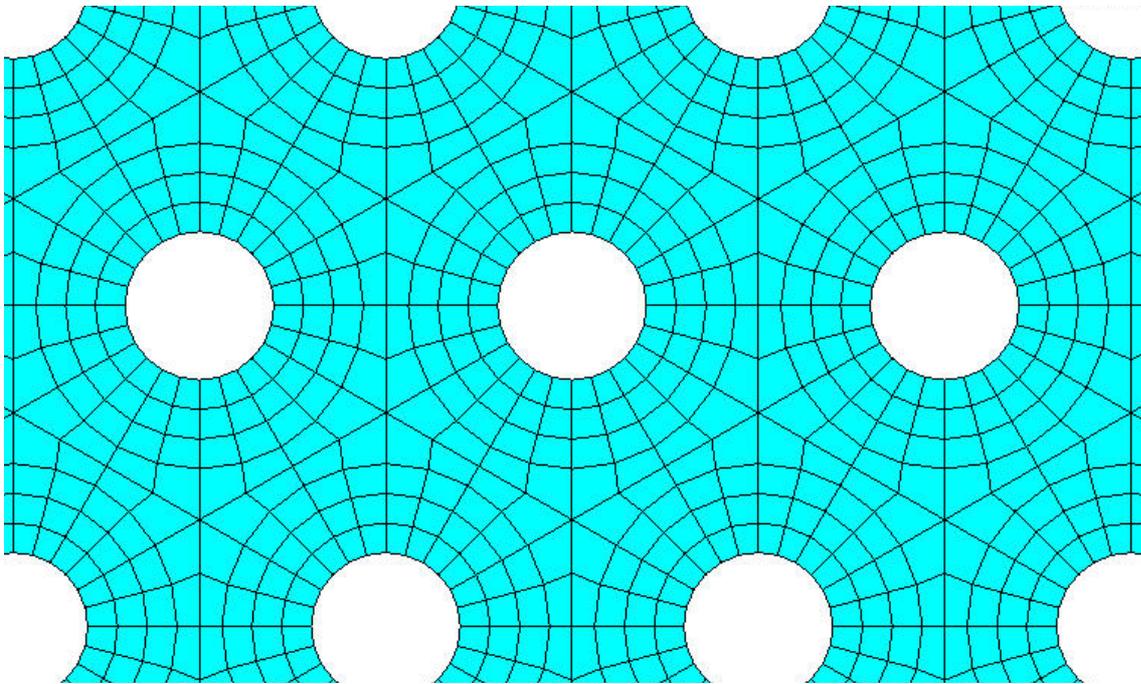
Zur Überprüfung der vorangehenden theoretischen Betrachtungen zur Bestimmung der idealen Beulspannung und der Grenzbeulspannung wurden numerische Untersuchungen an Platten mit

den drei betrachteten Lochrastern durchgeführt. Der variierte Parameterbereich wurde hierbei wie folgt gewählt:

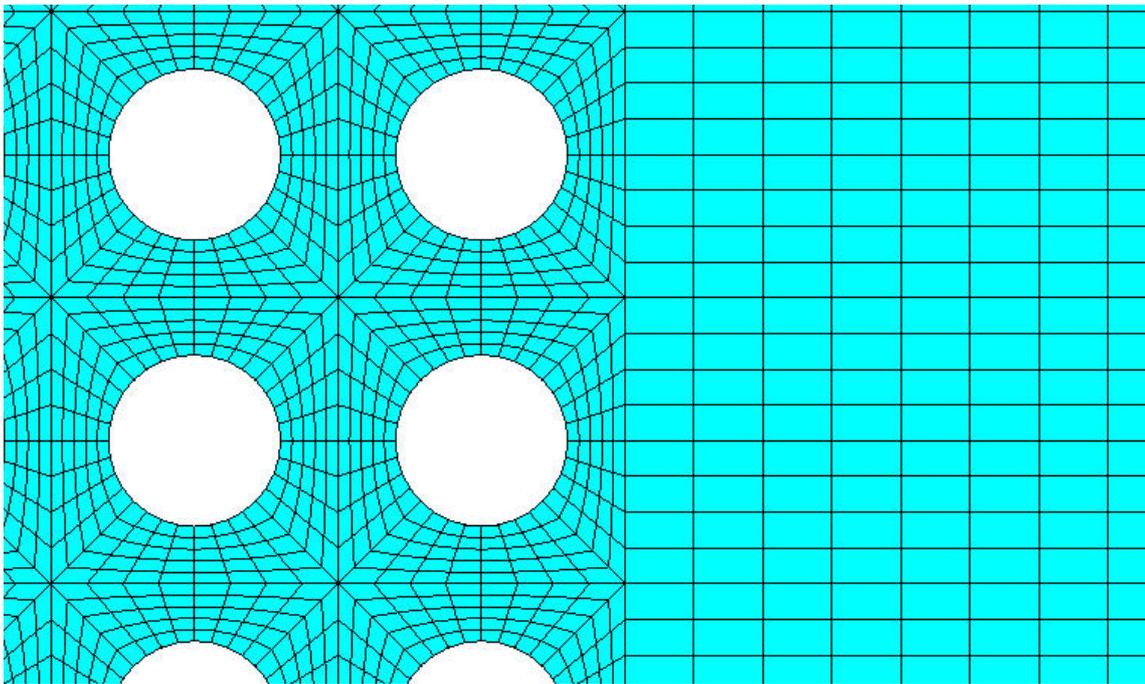
- Stahl: Elastizitätsmodul  $E = 210000\text{N/mm}^2$ ,  $\nu = 0,3$ ,  $f_y = 280\text{N/mm}^2$  oder  $320\text{N/mm}^2$
- Quadratische Platten  $\alpha = a/b \approx 1,0$
- Blechdicken  $t = 0,63\text{mm}$  bis  $3,0\text{mm}$
- Verhältnis  $d/c$  von  $0,05$  bis  $0,8$  mit einem Lochabstand  $c = 6\text{ mm}$  und  $8\text{mm}$

Die Platten wurden umlaufend gelenkig aufgelagert, so dass kein Ausweichen der Plattenränder aus der Ebene heraus möglich war. Die parallel zur Belastungsrichtung verlaufenden Ränder konnten sich in der Plattenebene frei verschieben. Die Verschiebungen der rechtwinklig zur Belastungsrichtung liegenden Ränder wurden festgehalten (Auflager) oder in Belastungsrichtung gekoppelt (Lasteinleitung).

Abbildung A.3.1 zeigt am Beispiel des dreieckigen Lochrasters einen Ausschnitt aus der Diskretisierung der Perforation. Im Rahmen einer Konvergenzstudie konnte gezeigt werden, dass sich für dieses Netz in jedem Fall eine ausreichende Genauigkeit ergab.



**Abbildung A.3.1: Vernetzung des Modells für konstante einachsige Druckbeanspruchung (hier: dreieckiges Lochraster,  $d/c = 0,4$ )**



**Abbildung A.3.2:** Vernetzung des Modells einer teilperforierten Platte unter für konstante einachsige Druckbeanspruchung (hier: unter 0° angeordnetes quadratisches Lochraster,  $d/c = 0,6$ )

Die Berechnung setzte sich aus den beiden Teilen „Ermittlung der idealen Beulspannung“ und „Ermittlung der Traglast“ zusammen.

Die Ermittlung ideale Beulspannung  $\sigma_{ki} = \sigma_{ki,FEM}$  erfolgte mittels linearer Eigenwertanalyse (Unterraumiteration). Die mit Hilfe der theoretischen Ableitungen ermittelte ideale Beulspannung  $\sigma_{ki,calc}$  wurde der in den numerischen Untersuchungen ermittelten idealen Beulspannung  $\sigma_{ki,FEM}$  gegenübergestellt:

$$\Delta(\sigma_{ki}) = \frac{\sigma_{ki,calc} - \sigma_{ki,FEM}}{\sigma_{ki,FEM}} \quad \text{Gl. A.3.1}$$

Werte  $\Delta(\sigma_{ki}) > 0$  kennzeichnen Konfigurationen, für die die nach dem vorgestellten Verfahren ermittelte ideale Beulspannung über dem numerisch ermittelten Wert liegt.

Die zur Beulspannung zugehörige erste Beuleigenform diente nach Skalierung als Ausgangsimperfektion für die anschließende Traglastuntersuchung. Bei Traglastuntersuchungen an Platten wird in der Regel von einer Vorverformung ausgegangen, die etwa in Form einer Sinus- oder Parabelfunktion über die Plattenfläche verläuft. Alternativ wird eine Vorverformung affin zur ersten Eigenform der Platte angesetzt. Die Skalierung dieser Imperfektion, also der auf eine Abmessung der Platte bezogene Wert der Ausmitte kann z.B. auf die Blechdicke erfolgen. Bei dünnwandigen kaltgeformten Bauteilen liegt der Stich dieser Imperfektion im Regelfall unterhalb des messbaren Bereichs. Daher werden z.B. in [32] für dieses Maß auf die Blechdicke bezogene Imperfektionstiefen von  $w_0/t = 0,001, 0,01, 0,1$  und  $1,0$  untersucht, jedoch für die abschließende Beurteilung nur die Ergebnisse für die bezogene Imperfektionstiefe  $w_0/t = 0,1$  herangezogen. Imperfektionen dieser Größenordnung wurden daher auch für die vorliegenden Untersuchungen mit  $0,01$  bis  $0,5$  angesetzt. Die Imperfektionsform entsprach der ersten Eigenform der jeweils betrachteten Platte.

Bei Trapezprofilen weit häufiger anzutreffen ist eine Vorverformung der Gurte in Form einer Obergurtwölbung oder Obergurtdurchsenkung (letztere vorwiegend bei Profilen mit Gurtsicken) in der Größenordnung von 1 bis 3 mm. Diese verläuft mit gleichbleibendem Stichmaß über die Gesamtlänge des Profils, stellt damit also keine Imperfektion im Sinne einer Ausmitte als Hebelarm eines Imperfektionsmomentes dar. DIN 18807-1 fordert die Berücksichtigung der Obergurtdurchsenkung bei Profilen mit breiten Gurten, wenn die Durchsenkung  $u$  mehr als 5% der Profilhöhe ausmacht. Dies wird durch eine Reduzierung der rechnerischen statischen Höhe des Profils um die Hälfte der maximalen Durchbiegung berücksichtigt. Diese Imperfektionsform wird daher in den nachfolgenden Untersuchungen nicht behandelt.

In dieser wurde die Belastung so lange gesteigert, bis kein Gleichgewicht mehr gefunden werden konnte. Abbildung A.2.5 zeigt ein Beispiel für einen Spannungs-Durchbiegungs-Verlauf, Abbildung A.3.4 das zugehörige Verformungsbild.

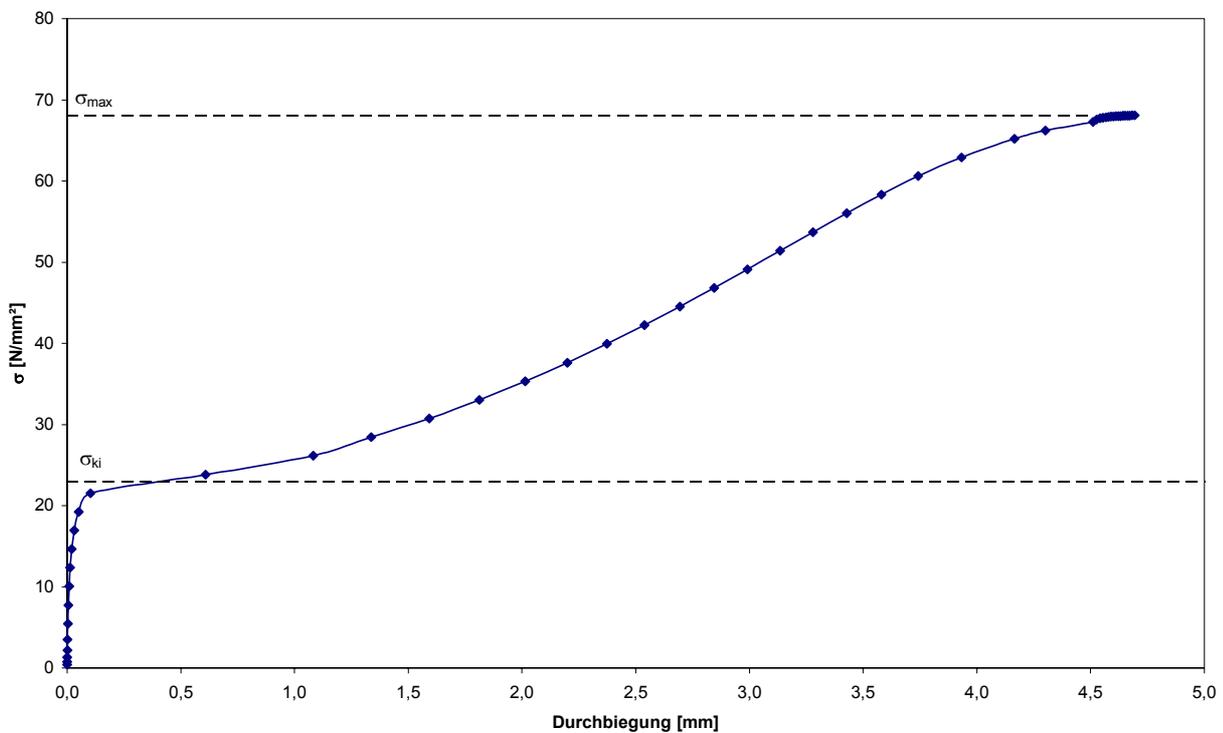
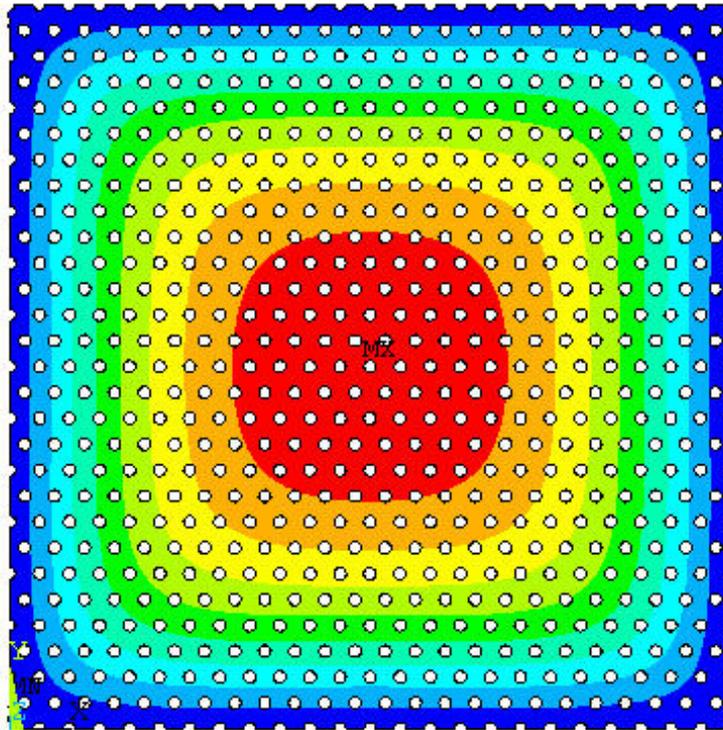


Abbildung A.3.3: Plattenbeulen unter konstanter einachsiger Druckbeanspruchung: Durchbiegung



**Abbildung A.3.4: Plattenbeulen unter konstanter einachsiger Druckbeanspruchung: Durchbiegung**

Aus der erreichten Maximallast wurde die Nennspannung

$$\sigma_{\max} = \frac{N_{\max}}{b \cdot t} \quad \text{Gl. A.3.2}$$

ermittelt und anschließend durch Bezug auf die Dehngrenze der Parameter  $\rho$

$$\rho = \rho_{FEM} = \frac{\sigma_{\max}}{f_y} \quad \text{Gl. A.3.3}$$

berechnet. Dies entspricht der Darstellung in der Form

$$\rho_{FEM} = \frac{b_{\text{eff}}}{b} \quad \text{Gl. A.3.4}$$

Ausgehend von der Schlankheit

$$\bar{\lambda}_{p,p} = \sqrt{\frac{c_0 \cdot f_y}{c \cdot \sigma_{ki,calc}}} \quad \text{Gl. A.3.5}$$

für vollperforierte Platten und

$$\bar{\lambda}_{p,p} = \sqrt{\frac{\beta_{y,0} \cdot f_y}{\sigma_{ki,calc}}} \quad \text{Gl. A.3.6}$$

Für teilperforierte Platten wurden diese Werte dem unter Berücksichtigung der angepassten Winkterkurve ermittelten rechnerischen Ergebnis in der Form

$$\Delta(\rho) = \frac{\rho_{calc} - \rho_{FEM}}{\rho_{FEM}} \quad \text{Gl. A.3.7}$$

gegenübergestellt, wobei für teilperforierte Platten

$$\rho = \rho_{calc} = \beta_y = \left( \rho_{1,1} + \frac{c_0}{c} \cdot \rho_{1,2} + \frac{c_0}{c} \cdot \rho_{2,2} + \rho_{2,3} \right) \quad \text{Gl. A.3.8}$$

gilt. Die Ergebnisse dieser Gegenüberstellung ist in den folgenden Tabellen zusammengestellt.

E	$f_y$	$\nu$	a	b	d	t	c	$k_{\sigma,p}$	$\sigma_{ki,calc}$	$\sigma_{ki,FEM}$	$\Delta(\sigma_{ki})$	w	$\lambda_{\pi,p}$	$\rho_{calc}$	$\rho_{FEM}$	$\Delta(\rho)$
N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	-	mm	mm	mm	mm	mm	-	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	%	mm	-	-	-	%
210000	320	0,3	41,6	40	6,4	1,50	8	0,84	225	216	4,4	0,075	0,53	0,20	0,19	3,1
210000	320	0,3	41,6	40	6,4	1,50	8	0,84	225	215	4,7	0,75	0,53	0,20	0,16	27,1
210000	280	0,3	41,6	40	6,4	1,50	8	0,84	225	216	4,4	0,75	0,50	0,20	0,16	24,7
210000	280	0,3	55,4	56	6,4	1,25	8	0,88	82,8	81,7	1,5	0,125	0,82	0,18	0,17	3,2
210000	320	0,3	110,9	112	6,4	1,50	8	0,84	28,7	30,2	-4,9	0,15	1,49	0,11	0,11	5,8
210000	320	0,3	83,1	84	4,8	0,75	6	0,91	13,8	14,1	-2,4	0,075	2,16	0,08	0,08	6,4
210000	320	0,3	41,6	40	4,8	3,00	8	1,77	1893	1693	11,9	1,50	0,26	0,40	0,39	1,8
210000	320	0,3	55,4	56	4,8	3,00	8	1,77	966	899	7,5	1,50	0,36	0,40	0,37	6,8
210000	320	0,3	55,4	56	4,8	3,00	8	1,77	966	899	7,5	0,30	0,36	0,40	0,45	-11,3
210000	320	0,3	55,4	56	4,8	3,00	8	1,77	966	899	7,5	0,03	0,36	0,40	0,48	-16,2
210000	280	0,3	55,4	56	4,8	1,25	8	1,89	179	172	3,8	0,125	0,79	0,36	0,38	-3,4
210000	320	0,3	55,4	56	4,8	1,25	8	1,89	179	172	3,8	0,125	0,85	0,35	0,36	-3,4
210000	320	0,3	55,4	56	4,8	0,75	8	1,92	65,4	63,8	2,5	0,075	1,40	0,24	0,23	3,7
210000	320	0,3	110,9	112	4,8	1,00	8	1,90	28,8	28,5	1,0	0,50	2,11	0,17	0,17	-0,3
210000	320	0,3	31,2	30	2,4	2,50	6	2,81	3698	3298	12,1	0,50	0,23	0,60	0,68	-11,4
210000	320	0,3	41,6	40	3,2	1,00	8	2,88	342	334	2,4	0,20	0,75	0,57	0,56	0,1
210000	320	0,3	110,9	112	3,2	1,25	8	2,87	67,9	67,2	1,0	0,013	1,68	0,31	0,32	-4,2
210000	320	0,3	83,1	84	2,4	0,75	6	2,88	43,6	43,3	0,6	0,075	2,10	0,26	0,27	-6,0
210000	320	0,3	110,9	112	3,2	0,75	8	2,89	24,6	24,5	0,3	0,075	2,80	0,20	0,22	-8,3

Tabelle A.3.1: Vollperforation: Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit dreieckigem Lochraster unter konstanter Druckbeanspruchung

E	$f_y$	$\nu$	a	b	d	t	c	$k_{\sigma,p}$	$\sigma_{ki,calc}$	$\sigma_{ki,FEM}$	$\Delta(\sigma_{ki})$	w	$\lambda_{p,p}$	$\rho_{calc}$	$\rho_{FEM}$	$\Delta(\rho)$
N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	-	mm	mm	mm	mm	mm	-	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	%	mm	-	-	-	%
210000	320	0,3	40	40	6,4	3,00	8	0,87	925	869	0,87	0,15	0,26	0,20	0,33	-38,5
210000	320	0,3	40	40	6,4	2,00	8	0,94	448	429	0,94	0,10	0,38	0,20	0,25	-20,9
210000	320	0,3	120	120	6,4	3,00	8	0,87	103	108	0,87	0,15	0,79	0,18	0,21	-11,8
210000	320	0,3	80	80	6,4	1,25	8	1,05	48,8	50,2	1,05	0,063	1,15	0,14	0,16	-12,1
210000	320	0,3	80	80	6,4	1,00	8	1,10	32,7	33,4	1,10	0,05	1,40	0,12	0,14	-10,9
210000	320	0,3	80	80	6,4	0,75	8	1,16	19,3	19,5	1,16	0,038	1,82	0,10	0,11	-12,5
210000	320	0,3	96	96	6,4	0,75	8	1,16	13,4	13,7	1,16	0,038	2,19	0,08	0,17	-51,8
210000	320	0,3	80	80	6,4	0,63	8	1,18	13,9	14,5	1,18	0,032	2,15	0,08	0,25	-66,3
210000	320	0,3	160	160	6,4	1,00	8	1,10	8,2	9,3	1,10	0,05	2,80	0,07	0,08	-19,8
210000	320	0,3	32	32	4,8	4,00	8	1,83	5426	4540	1,83	2,00	0,15	0,40	0,45	-11,7
210000	320	0,3	40	40	4,8	2,00	8	1,99	943	877	1,99	0,10	0,37	0,40	0,50	-19,8
210000	320	0,3	40	40	4,8	1,25	8	2,06	383	365	2,06	0,063	0,58	0,40	0,44	-9,6
210000	320	0,3	80	80	4,8	1,00	8	2,09	61,9	61,4	2,09	0,05	1,44	0,24	0,26	-9,5
210000	320	0,3	80	80	4,8	0,75	8	2,11	35,3	35,0	2,11	0,038	1,91	0,19	0,21	-11,3
210000	320	0,3	80	80	4,8	0,63	8	2,13	25,0	24,9	2,13	0,032	2,26	0,16	0,31	-48,7
210000	320	0,3	64	64	4,8	0,50	8	2,14	24,8	24,6	2,14	0,025	2,27	0,16	0,31	-48,3
210000	320	0,3	160	160	4,8	1,00	8	2,09	15,5	16,1	2,09	0,50	2,87	0,13	0,15	-17,0
210000	320	0,3	160	160	4,8	1,00	8	2,09	15,5	16,1	2,09	0,05	2,87	0,13	0,16	-17,9
210000	320	0,3	80	80	4,8	0,50	8	2,14	15,9	16,0	2,14	0,025	2,84	0,13	0,15	-15,0

Tabelle A.3.2: Vollperforation: Teil 1 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 0° angeordnetem quadratischem Lochraster unter konstanter Druckbeanspruchung.

E	$f_y$	$\nu$	a	b	d	t	c	$k_{\sigma,p}$	$\sigma_{ki,calc}$	$\sigma_{ki,FEM}$	$\Delta(\sigma_{ki})$	w	$\lambda_{p,p}$	$\rho_{calc}$	$\rho_{FEM}$	$\Delta(\rho)$
N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	-	mm	mm	mm	mm	mm	-	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	%	mm	-	-	-	%
210000	320	0,3	40	40	3,2	2,00	8	2,97	1408	2005	2,97	0,10	0,37	0,60	0,56	7,9
210000	320	0,3	64	64	3,2	1,50	8	2,99	311	302	2,99	0,30	0,79	0,55	0,56	-2,6
210000	320	0,3	64	64	3,2	1,50	8	2,99	311	302	2,99	0,075	0,79	0,55	0,63	-12,4
210000	320	0,3	64	64	3,2	1,00	8	3,00	139	137	3,00	0,05	1,17	0,42	0,45	-8,3
210000	320	0,3	64	64	3,2	0,63	8	3,02	55,5	55,0	3,02	0,032	1,86	0,28	0,31	-8,0
210000	320	0,3	96	96	3,2	0,50	8	3,02	15,6	15,5	3,02	0,025	3,51	0,16	0,19	-17,5
210000	320	0,3	160	160	3,2	0,63	8	3,02	8,9	9,0	3,02	0,032	4,65	0,12	0,14	-14,6

**Tabelle A.3.3: Vollperforation: Teil 2 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 0° angeordnetem quadratischem Lochraster unter konstanter Druckbeanspruchung.**

E	$f_y$	$\nu$	a	b	d	t	c	$k_{\sigma,p}$	$\sigma_{ki,calc}$	$\sigma_{ki,FEM}$	$\Delta(\sigma_{ki})$	w	$\lambda_{p,p}$	$\rho_{calc}$	$\rho_{FEM}$	$\Delta(\rho)$
N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	-	mm	mm	mm	mm	mm	-	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	%	mm	-	-	-	%
210000	320	0,3	45	45	6,4	2,00	8	1,15	426	400	6,7	1,00	0,39	0,20	0,16	25,7
210000	320	0,3	113	113	6,4	3,50	8	1,13	206	198	3,9	0,35	0,56	0,20	0,18	11,3
210000	320	0,3	45	45	6,4	1,50	8	1,16	242	231	4,7	0,75	0,51	0,20	0,15	32,2
210000	320	0,3	57	57	6,4	1,25	8	1,17	108	105	2,9	0,125	0,77	0,19	0,16	14,0
210000	320	0,3	45	45	6,4	0,75	8	1,18	61,8	60,3	2,4	0,075	1,02	0,15	0,14	11,0
210000	320	0,3	57	57	6,4	0,75	8	1,18	39,5	38,9	1,7	0,075	1,27	0,13	0,11	14,5
210000	320	0,3	68	68	6,4	0,75	8	1,18	27,4	27,1	1,2	0,075	1,53	0,11	0,10	16,9
210000	320	0,3	113	113	6,4	0,75	8	1,18	9,9	9,9	0,2	0,375	2,54	0,07	0,10	-26,9

**Tabelle A.3.4: Vollperforation: Teil 1 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 45° angeordnetem quadratischem Lochraster unter konstanter Druckbeanspruchung.**

E	$f_y$	$\nu$	a	b	d	t	c	$k_{\sigma,p}$	$\sigma_{ki,calc}$	$\sigma_{ki,FEM}$	$\Delta(\sigma_{ki})$	w	$\lambda_{p,p}$	$\rho_{calc}$	$\rho_{FEM}$	$\Delta(\rho)$
N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	-	mm	mm	mm	mm	mm	-	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	%	mm	-	-	-	%
210000	320	0,3	45	45	4,8	4,00	8	2,03	3005	2595	15,8	0,40	0,21	0,40	0,44	-8,6
210000	320	0,3	45	45	4,8	4,00	8	2,03	3005	2595	15,8	2,00	0,21	0,40	0,37	7,1
210000	320	0,3	45	45	4,8	3,00	8	2,04	1705	1533	11,2	1,50	0,27	0,40	0,36	12,6
210000	320	0,3	45	45	4,8	2,00	8	2,08	770	717	7,4	1,00	0,41	0,40	0,34	19,1
210000	320	0,3	113	113	4,8	3,50	8	2,03	370	353	4,6	1,75	0,59	0,40	0,32	25,1
210000	320	0,3	45	45	4,8	1,50	8	2,09	436	414	5,4	0,15	0,54	0,40	0,37	6,7
210000	320	0,3	45	45	4,8	1,50	8	2,09	436	414	5,4	0,75	0,54	0,40	0,32	24,5
210000	320	0,3	45	45	4,8	1,50	8	2,09	436	416	4,9	0,75	0,54	0,40	0,33	22,7
210000	320	0,3	57	57	4,8	1,25	8	2,10	195	188	3,6	0,375	0,81	0,36	0,29	25,9
210000	320	0,3	45	45	4,8	0,75	8	2,12	110	108	2,2	0,375	1,08	0,30	0,24	20,9
210000	320	0,3	45	45	4,8	0,75	8	2,12	110	108	2,3	0,375	1,08	0,30	0,24	23,2
210000	320	0,3	57	57	4,8	0,75	8	2,12	70,6	69,2	2,1	0,375	1,35	0,25	0,22	15,5
210000	320	0,3	51	51	3,6	0,63	6	2,11	61,4	60,3	1,9	0,063	1,44	0,23	0,22	7,0
210000	320	0,3	51	51	3,6	0,63	6	2,11	61,4	60,3	1,9	0,315	1,44	0,23	0,21	14,3
210000	320	0,3	68	68	3,6	0,75	6	2,11	48,8	48,0	1,7	0,375	1,62	0,21	0,19	11,5
210000	320	0,3	68	68	4,8	0,75	8	2,12	49,0	48,2	1,7	0,375	1,62	0,21	0,19	12,3
210000	320	0,3	158	158	4,8	1,50	8	2,09	35,6	35,0	1,7	0,15	1,90	0,19	0,18	4,7
210000	320	0,3	113	113	4,8	1,00	8	2,11	31,3	30,8	1,5	0,05	2,02	0,18	0,17	4,1
210000	320	0,3	113	113	4,8	1,00	8	2,11	31,3	30,8	1,4	0,50	2,02	0,18	0,17	6,7

**Tabelle A.3.5: Vollperforation: Teil 2 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 45° angeordnetem quadratischem Lochraster unter konstanter Druckbeanspruchung.**

E	f <sub>y</sub>	v	a	b	d	t	c	k <sub>σ,p</sub>	σ <sub>ki,calc</sub>	σ <sub>ki,FEM</sub>	Δ(σ <sub>ki</sub> )	w	λ <sub>p,p</sub>	ρ <sub>calc</sub>	ρ <sub>FEM</sub>	Δ(ρ)
N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	-	mm	mm	mm	mm	mm	-	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	%	mm	-	-	-	%
210000	320	0,3	113	113	4,8	0,75	8	2,12	17,6	17,6	0,5	0,375	2,69	0,14	0,13	3,0
210000	320	0,3	113	113	4,8	0,75	8	2,12	17,6	17,5	0,9	0,375	2,69	0,14	0,13	4,5
210000	320	0,3	144	144	3,6	0,75	6	2,11	10,8	10,7	0,8	0,375	3,44	0,11	0,11	-0,3
210000	320	0,3	45	45	3,2	2,50	8	2,98	1726	1603	7,7	1,25	0,33	0,60	0,54	11,2
210000	320	0,3	45	45	3,2	1,50	8	3,00	626	602	4,0	0,75	0,55	0,60	0,50	19,0
210000	320	0,3	113	113	3,2	1,00	8	3,01	44,6	44,3	0,9	0,50	2,07	0,26	0,26	0,2
210000	320	0,3	147	147	3,2	0,75	8	3,02	14,9	14,8	0,3	0,375	3,59	0,16	0,17	-5,8
210000	320	0,3	45	45	0,8	0,75	8	3,93	205	202	1,2	0,375	1,19	0,62	0,58	6,6
210000	320	0,3	45	45	0,4	2,5	8	3,99	2310	2168	6,6	1,25	0,36	0,95	0,87	8,7
210000	320	0,3	45	45	0,4	0,75	8	3,99	208	205	1,4	0,375	1,21	0,64	0,62	4,3
210000	320	0,3	45	45	0,4	0,75	8	3,99	208	205	1,3	0,375	1,21	0,64	0,63	2,7
210000	320	0,3	113	113	0,4	0,75	8	3,99	33,4	33,1	0,9	0,375	3,02	0,29	0,32	-9,2

**Tabelle A.3.6: Vollperforation: Teil 3 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 45° angeordnetem quadratischem Lochraster unter konstanter Druckbeanspruchung.**

a	b	$\beta_1$	$\beta_3$	d	t	c	$\beta_{y,0}$	$K_{\sigma,p}$	$\sigma_{ki,calc}$	$\sigma_{ki,FEM}$	$\Delta(\sigma_{ki})$	w	$\lambda_{p,tp}$	$\rho_{calc}=\beta_y$	$\rho_{FEM}$	$\Delta(\rho)$
mm	mm	-	-	mm	mm	mm	-	-	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	%	-	-	-	-	%
124,0	120,0	0,05	0,05	5	1,5	8	0,44	2,27	63,1	63,0	0,3	0,075	1,49	0,28	0,30	-7,0
100,0	96,0	0,10	0,10	4,8	1	8	0,52	2,75	52,2	51,6	1,2	0,05	1,79	0,32	0,32	-1,7
100,0	104,0	0,10	0,10	4,8	1	8	0,52	2,75	52,2	51,6	1,2	0,05	1,79	0,32	0,32	-1,9
106,0	104,0	0,05	0,05	4,5	1	8	0,49	2,55	43,1	43,3	-0,5	0,05	1,91	0,26	0,27	-6,6
114,0	112,0	0,01	0,01	5	0,75	8	0,39	2,08	17,1	17,1	0,1	0,038	2,69	0,14	0,16	-13,5
114,0	112,0	0,04	0,04	5	0,75	8	0,43	2,32	19,0	19,0	0,4	0,038	2,69	0,18	0,20	-7,4
114,0	112,0	0,08	0,08	5	0,75	8	0,47	2,56	21,0	21,1	-0,4	0,038	2,69	0,23	0,23	-0,3
114,0	112,0	0,11	0,11	5	0,75	8	0,52	2,79	22,9	22,6	1,3	0,038	2,69	0,27	0,25	6,5
114,0	112,0	0,15	0,15	5	0,75	8	0,56	3,00	24,6	24,5	0,4	0,038	2,70	0,31	0,27	15,8
114,0	112,0	0,18	0,18	5	0,75	8	0,61	3,18	26,1	25,7	1,6	0,038	2,72	0,34	0,29	18,3
114,0	112,0	0,25	0,25	5	0,75	8	0,69	3,46	28,4	28,0	1,6	0,038	2,79	0,33	0,30	8,3
114,0	112,0	0,22	0,22	5	0,75	8	0,65	3,34	27,4	26,9	1,7	0,038	2,75	0,33	0,30	12,6
114,0	112,0	0,26	0,18	5	0,75	8	0,65	3,31	27,2	26,8	1,6	0,038	2,76	0,33	0,29	13,0
114,0	112,0	0,31	0,13	5	0,75	8	0,65	3,24	26,6	26,3	1,4	0,038	2,79	0,31	0,29	7,1
114,0	112,0	0,35	0,09	5	0,75	8	0,65	3,14	25,8	25,5	1,0	0,038	2,84	0,28	0,28	0,4
114,0	112,0	0,39	0,04	5	0,75	8	0,65	3,02	24,8	24,6	0,6	0,038	2,90	0,25	0,26	-4,9
114,0	112,0	0,44	0,00	5	0,75	8	0,65	2,89	23,7	23,6	0,5	0,038	2,96	0,22	0,24	-9,5
114,0	112,0	0,22	0,22	5	2	8	0,65	3,28	191	186	2,7	0,10	1,04	0,56	0,58	-3,7
114,0	112,0	0,31	0,13	5	2	8	0,65	3,52	205	181	13,3	0,10	1,01	0,57	0,57	-0,3

**Tabelle A.3.7: Teilperforation: Teil 1 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 0° angeordnetem quadratischem Lochraster unter konstanter Druckbeanspruchung.**

a	b	$\beta_1$	$\beta_3$	d	t	c	$\beta_{y,0}$	$k_{\sigma,p}$	$\sigma_{ki,calc}$	$\sigma_{ki,FEM}$	$\Delta(\sigma_{ki})$	w	$\lambda_{p,tp}$	$\rho_{calc}=\beta_y$	$\rho_{FEM}$	$\Delta(\rho)$
mm	mm	-	-	mm	mm	mm	-	-	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	%	-	-	-	-	%
114,0	112,0	0,29	0,29	5	0,75	8	0,74	3,55	29,1	28,7	1,4	0,038	2,84	0,32	0,31	4,6
114,0	112,0	0,39	0,39	5	0,75	8	0,87	3,72	30,5	30,3	0,7	0,038	3,02	0,31	0,32	-4,3
114,0	112,0	0,46	0,46	5	0,75	8	0,96	3,86	31,7	31,9	-0,6	0,038	3,11	0,30	0,32	-7,5
124,0	120,0	0,05	0,05	3	1,5	8	0,44	2,27	63,1	63,0	0,3	0,075	1,54	0,38	0,41	-5,6
106,6	104,0	0,20	0,20	4,8	1	8	0,52	2,75	52,2	51,6	1,2	0,05	1,93	0,42	0,38	12,4
114,0	112,0	0,22	0,22	5	1,5	8	0,52	2,75	52,2	51,6	1,2	0,075	1,38	0,50	0,47	6,4
114,0	112,0	0,44	0,00	4	0,75	8	0,49	2,55	43,1	43,3	-0,5	0,038	2,95	0,24	0,26	-9,3
160,0	160,0	0,30	0,30	4,8	1	8	0,39	2,08	17,1	17,1	0,1	0,05	3,02	0,31	0,30	2,4
160,0	160,0	0,37	0,23	4,8	1	8	0,43	2,32	19,0	19,0	0,4	0,05	3,04	0,31	0,30	2,6
160,0	160,0	0,43	0,17	4,8	1	8	0,47	2,56	21,0	21,1	-0,4	0,05	3,09	0,30	0,29	3,6
160,0	160,0	0,50	0,10	4,8	1	8	0,52	2,79	22,9	22,6	1,3	0,05	3,16	0,27	0,28	-3,1
160,0	160,0	0,56	0,04	4,8	1	8	0,56	3,00	24,6	24,5	0,4	0,05	3,23	0,22	0,25	-11,0
160,0	160,0	0,60	0,00	4,8	1	8	0,61	3,18	26,1	25,7	1,6	0,05	3,28	0,20	0,23	-14,9
160,0	160,0	0,30	0,30	4,8	2	8	0,69	3,46	28,4	28,0	1,6	0,10	1,52	0,56	0,50	12,5
160,0	160,0	0,30	0,30	4,8	0,63	8	0,65	3,34	27,4	26,9	1,7	0,032	4,80	0,20	0,17	13,9
104,0	100,0	0,10	0,10	2,5	0,63	8	0,65	3,31	27,2	26,8	1,6	0,032	3,10	0,27	0,28	-3,3
104,0	100,0	0,10	0,10	2,5	2	8	0,65	3,24	26,6	26,3	1,4	0,10	0,98	0,60	0,68	-11,6
106,6	104,0	0,20	0,20	3,2	1	8	0,65	3,14	25,8	25,5	1,0	0,05	2,01	0,43	0,40	5,6
96,0	96,0	0,00	0,00	2	0,75	8	0,65	3,02	24,8	24,6	0,6	0,038	2,41	0,28	0,32	-10,3
160,0	160,0	0,25	0,25	4	0,75	8	0,65	2,89	23,7	23,6	0,5	0,038	4,01	0,24	0,23	2,0

Tabelle A.3.8: Teilperforation: Teil 2 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 0° angeordnetem quadratischem Lochraster unter konstanter Druckbeanspruchung.

a	b	$\beta_1$	$\beta_3$	d	t	c	$\beta_{y,0}$	$k_{\sigma,p}$	$\sigma_{ki,calc}$	$\sigma_{ki,FEM}$	$\Delta(\sigma_{ki})$	w	$\lambda_{p,tp}$	$\rho_{calc}=\beta_y$	$\rho_{FEM}$	$\Delta(\rho)$
mm	mm	-	-	mm	mm	mm	-	-	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	%	-	-	-	-	%
160,0	160,0	0,31	0,19	4	0,75	8	0,65	3,28	191	186	2,7	0,038	4,02	0,23	0,23	2,1
160,0	160,0	0,38	0,13	4	0,75	8	0,65	3,52	205	181	13,3	0,038	4,07	0,23	0,23	3,1
160,0	160,0	0,47	0,03	4	0,75	8	0,74	3,55	29,1	28,7	1,4	0,038	4,17	0,19	0,20	-8,7
160,0	160,0	0,48	0,02	4	0,75	8	0,87	3,72	30,5	30,3	0,7	0,038	4,19	0,18	0,20	-10,6
160,0	160,0	0,50	0,00	4	0,75	8	0,75	3,24	13,5	13,5	-0,1	0,038	4,21	0,17	0,19	-12,0
128,0	128,0	0,00	0,00	3	1	8	0,63	3,09	35,8	35,7	0,3	0,05	2,36	0,24	0,27	-11,4
128,0	128,0	0,03	0,03	3	1	8	0,65	3,18	36,9	36,9	0,1	0,05	2,37	0,26	0,29	-9,2
128,0	128,0	0,06	0,06	3	1	8	0,67	3,28	38,0	37,9	0,2	0,05	2,38	0,29	0,31	-7,1
128,0	128,0	0,09	0,09	3	1	8	0,70	3,37	39,0	38,9	0,3	0,05	2,39	0,31	0,32	-4,6
128,0	128,0	0,16	0,16	3	1	8	0,74	3,54	41,0	40,8	0,4	0,05	2,41	0,35	0,35	1,9
128,0	128,0	0,19	0,19	3	1	8	0,77	3,61	41,8	41,7	0,4	0,05	2,42	0,38	0,35	6,2
128,0	128,0	0,22	0,22	3	1	8	0,79	3,68	42,6	42,4	0,5	0,05	2,43	0,37	0,36	3,9
128,0	128,0	0,25	0,25	3	1	8	0,81	3,73	43,3	43,1	0,5	0,05	2,45	0,37	0,36	1,9
128,0	128,0	0,31	0,19	3	1	8	0,81	3,72	43,1	42,9	0,4	0,05	2,46	0,37	0,36	2,4
128,0	128,0	0,38	0,13	3	1	8	0,81	3,67	42,5	42,4	0,4	0,05	2,47	0,35	0,35	-2,4
128,0	128,0	0,44	0,06	3	1	8	0,81	3,60	41,7	41,6	0,3	0,05	2,50	0,32	0,34	-5,8
128,0	128,0	0,50	0,00	3	1	8	0,81	3,53	40,9	40,7	0,3	0,05	2,52	0,29	0,32	-9,3
128,0	128,0	0,31	0,31	3	1	8	0,86	3,82	44,3	44,1	0,5	0,05	2,49	0,37	0,37	-1,2
128,0	128,0	0,41	0,41	3	1	8	0,93	3,91	45,3	45,1	0,4	0,05	2,56	0,36	0,37	-4,6
128,0	128,0	0,47	0,47	3	1	8	0,98	3,97	45,9	45,8	0,4	0,05	2,61	0,35	0,38	-6,7

**Tabelle A.3.9: Teilperforation: Teil 3 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 0° angeordnetem quadratischem Lochraster unter konstanter Druckbeanspruchung.**

a	b	$\beta_1$	$\beta_3$	d	t	c	$\beta_{y,0}$	$k_{\sigma,p}$	$\sigma_{ki,calc}$	$\sigma_{ki,FEM}$	$\Delta(\sigma_{ki})$	w	$\lambda_{p,tp}$	$\rho_{calc}=\beta_y$	$\rho_{FEM}$	$\Delta(\rho)$
mm	mm	-	-	mm	mm	mm	-	-	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	%	-	-	-	-	%
90,5	90,5	0,13	0,13	4,8	0,75	8	0,55	3,09	40,2	40,3	-0,1	0,075	2,09	0,32	0,30	6,5
90,5	90,5	0,25	0,25	4,8	0,75	8	0,70	3,69	48,0	43,8	9,6	0,075	2,16	0,42	0,36	14,6
90,5	90,5	0,31	0,31	4,8	0,75	8	0,78	3,79	49,4	42,3	16,6	0,075	2,24	0,40	0,38	6,8
90,5	90,5	0,38	0,38	4,8	0,75	8	0,85	3,82	49,8	40,7	22,3	0,075	2,34	0,39	0,39	0,5
90,5	90,5	0,00	0,00	3,0	1,00	8	0,63	3,10	71,7	71,4	0,4	0,10	1,67	0,32	0,33	-0,8
90,5	90,5	0,06	0,06	3,0	1,00	8	0,67	3,30	76,6	78,0	-1,9	0,10	1,68	0,37	0,38	-1,8
90,5	90,5	0,13	0,13	3,0	1,00	8	0,72	3,50	81,0	82,8	-2,2	0,10	1,69	0,42	0,42	-0,6
90,5	90,5	0,19	0,19	3,0	1,00	8	0,77	3,66	84,8	86,3	-1,8	0,10	1,70	0,46	0,45	2,3
90,5	90,5	0,25	0,25	3,0	1,00	8	0,81	3,78	87,6	89,1	-1,7	0,10	1,72	0,50	0,47	7,2
90,5	90,5	0,31	0,31	3,0	1,00	8	0,86	3,87	89,5	90,5	-1,0	0,10	1,75	0,50	0,48	3,3
90,5	90,5	0,38	0,38	3,0	1,00	8	0,91	3,92	90,7	91,4	-0,8	0,10	1,79	0,49	0,49	0,1
90,5	90,5	0,44	0,44	3,0	1,00	8	0,95	3,95	91,5	91,6	-0,1	0,10	1,83	0,48	0,49	-2,6
67,9	67,9	0,31	0,31	3,3	1,00	6	1,00	4,00	92,7	92,7	0,0	0,10	1,27	0,64	0,57	11,2
67,9	67,9	0,38	0,38	3,3	1,00	6	0,79	3,80	156	160	-2,1	0,10	1,32	0,63	0,59	6,7
67,9	67,9	0,00	0,00	4,05	1,00	6	0,86	3,84	158	159	-0,4	0,10	1,19	0,22	0,21	7,9
67,9	67,9	0,06	0,06	4,05	1,00	6	0,33	1,77	72,9	70,2	3,8	0,10	1,15	0,31	0,31	1,9
67,9	67,9	0,13	0,13	4,05	1,00	6	0,41	2,39	98,4	106	-7,3	0,10	1,13	0,40	0,40	0,2
67,9	67,9	0,19	0,19	4,05	1,00	6	0,49	2,99	123	137	-10,3	0,10	1,14	0,48	0,48	1,6
67,9	67,9	0,25	0,25	4,05	1,00	6	0,58	3,44	142	157	-9,9	0,10	1,18	0,56	0,53	6,6

Tabelle A.3.10: Teilperforation: Teil 1 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 45° angeordnetem quadratischem Lochraster unter konstanter Druckbeanspruchung.

a	b	$\beta_1$	$\beta_3$	d	t	c	$\beta_{y,0}$	$k_{\sigma,p}$	$\sigma_{ki,calc}$	$\sigma_{ki,FEM}$	$\Delta(\sigma_{ki})$	w	$\lambda_{p,tp}$	$\rho_{calc}=\beta_y$	$\rho_{FEM}$	$\Delta(\rho)$
mm	mm	-	-	mm	mm	mm	-	-	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	%	-	-	-	-	%
67,9	67,9	0,19	0,31	4,05	1,00	6	0,66	3,69	152	164	-7,0	0,10	1,20	0,56	0,52	8,3
67,9	67,9	0,13	0,38	4,05	1,00	6	0,66	3,36	138	144	-3,8	0,10	1,24	0,52	0,49	7,2
67,9	67,9	0,06	0,44	4,05	1,00	6	0,66	3,07	126	128	-1,7	0,10	1,30	0,47	0,45	3,3
67,9	67,9	0,00	0,50	4,05	1,00	6	0,66	2,79	115	113	1,5	0,10	1,36	0,41	0,41	0,3
67,9	67,9	0,31	0,31	4,05	1,00	6	0,75	3,77	155	162	-4,3	0,10	1,24	0,64	0,56	14,6
67,9	67,9	0,38	0,38	4,05	1,00	6	0,83	3,77	155	157	-1,3	0,10	1,31	0,64	0,58	10,3
67,9	67,9	0,44	0,44	4,05	1,00	6	0,92	3,79	156	155	0,5	0,10	1,37	0,61	0,59	3,1
67,9	67,9	0,06	0,44	4,05	1,00	6	1,00	4,00	165	165	0,0	0,10	1,30	0,47	0,45	3,3

**Tabelle A.3.11: Teilperforation: Teil 2 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 45° angeordnetem quadratischem Lochraster unter konstanter Druckbeanspruchung.**

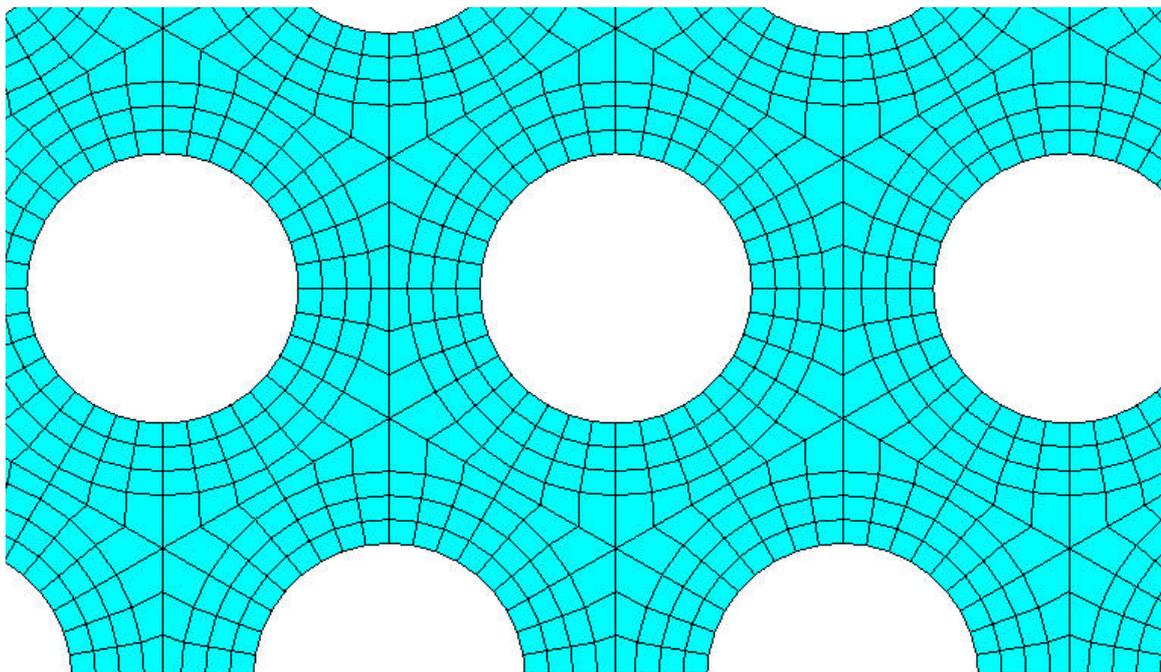
#### A.4 Schubbeanspruchung

Zur Überprüfung der theoretischen Betrachtungen zur Bestimmung der idealen Beulspannung wurden numerische Untersuchungen an Platten mit den drei betrachteten Lochrastern durchgeführt. Der variierte Parameterbereich wurde hierbei wie folgt gewählt:

- Stahl: Elastizitätsmodul  $E = 210000\text{N/mm}^2$ ,  $\nu = 0,3$ ,  $f_y = 320\text{N/mm}^2$
- Rechteckige Platten  $\alpha = a/b \approx 4,0$
- Blechdicken  $t = 0,63\text{mm}$  bis  $3,0\text{mm}$
- Verhältnis  $d/c$  von  $0,05$  bis  $0,8$  mit einem Lochabstand  $8\text{mm}$

Die Platten wurden umlaufend gelenkig aufgelagert, so dass kein Ausweichen der Plattenränder aus der Ebene heraus möglich war. Die Verschiebungen des belasteten Randes wurden in Belastungsrichtung gekoppelt, die Verschiebungen des parallel dazu verlaufenden und als Auflager dienenden Randes wurden festgehalten. Die beiden übrigen Ränder konnten sich in der Plattenebene frei verschieben.

Abbildung A.3.1 zeigt am Beispiel des dreieckigen Lochrasters einen Ausschnitt aus der Diskretisierung der Perforation. Im Rahmen einer Konvergenzstudie konnte gezeigt werden, dass sich für dieses Netz in jedem Fall eine ausreichende Genauigkeit ergab.



**Abbildung A.4.1: Vernetzung des Modells für Schubbeanspruchung (hier: dreieckiges Lochraster,  $d/c = 0,6$ ),**

Die Berechnung setzte sich aus den beiden Teilen „Ermittlung der idealen Beulspannung“ und „Ermittlung der Traglast zusammen. Im Rahmen der Berechnung wurden die beiden Längsränder gegeneinander verschoben, wobei Verschiebungen rechtwinklig zur Belastungsrichtung nicht möglich waren. Alle Randknoten wurden gegen Verschiebungen aus der Plattenebene gehalten. Die Ermittlung ideale Beulspannung  $\tau_{ki} = \tau_{ki,FEM}$  erfolgte mittels linearer Eigenwertanalyse (Unterraumiteration). Die mit Hilfe der theoretischen Ableitungen ermittelte ideale Beulspannung  $\tau_{ki,calc}$

wurde der in den numerischen Untersuchungen ermittelten idealen Beulspannung  $\tau_{ki,FEM}$  gegenübergestellt:

$$\Delta(\tau_{ki}) = \frac{\tau_{ki,calc} - \tau_{ki,FEM}}{\tau_{ki,FEM}} \quad \text{Gl. 4.1}$$

Werte  $\Delta(\tau_{ki}) > 0$  kennzeichnen Konfigurationen, für die die nach dem vorgestellten Verfahren ermittelte ideale Beulspannung über dem numerisch ermittelten Wert liegt.

Die zur Beulspannung zugehörige erste Beuleigenform diente nach Skalierung als Ausgangsimperfektion für die anschließende Traglastuntersuchung. Die angesetzt auf die Blechdicke bezogene Imperfektionstiefen  $w/t$  betragen 0,05 bis 0,5. In der Traglastuntersuchung wurde die Belastung so lange gesteigert, bis kein Gleichgewicht mehr gefunden werden konnte. Abbildung A.2.5 zeigt ein Beispiel für einen Spannungs-Durchbiegungs-Verlauf, Abbildung A.3.4 das zugehörige Verformungsbild.

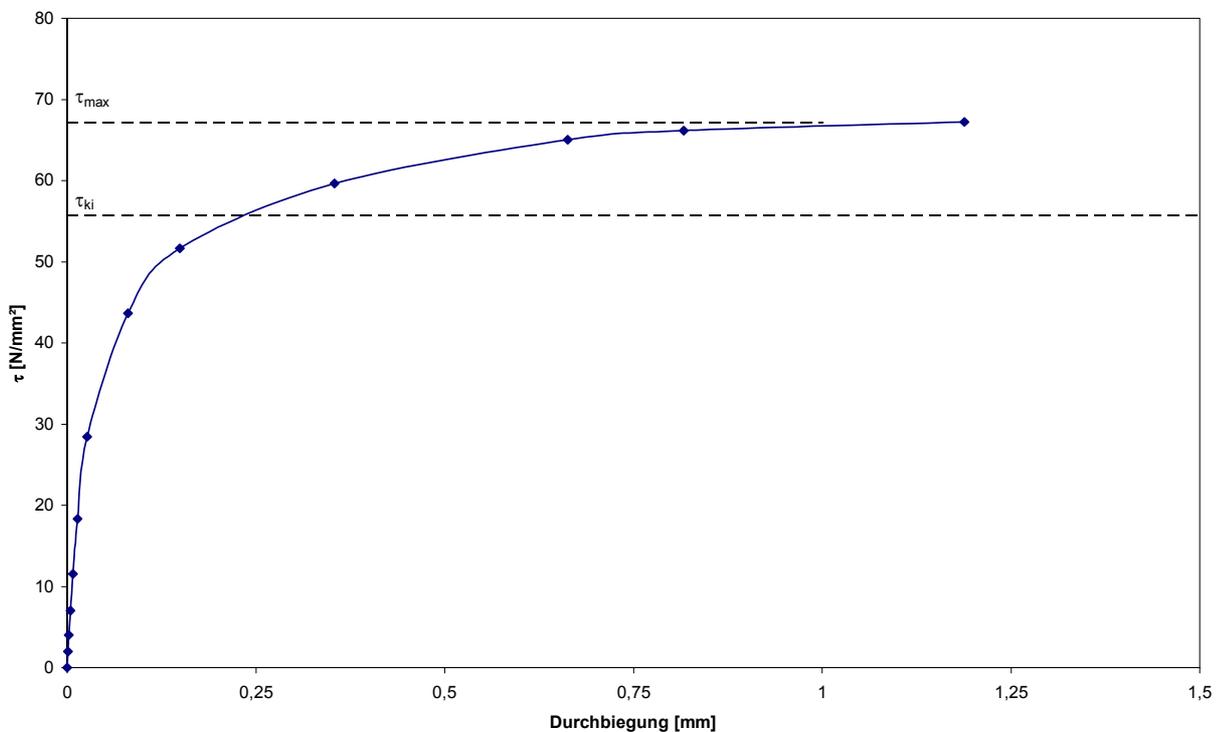


Abbildung A.4.2: Plattenbeulen unter Schubbeanspruchung: Durchbiegung

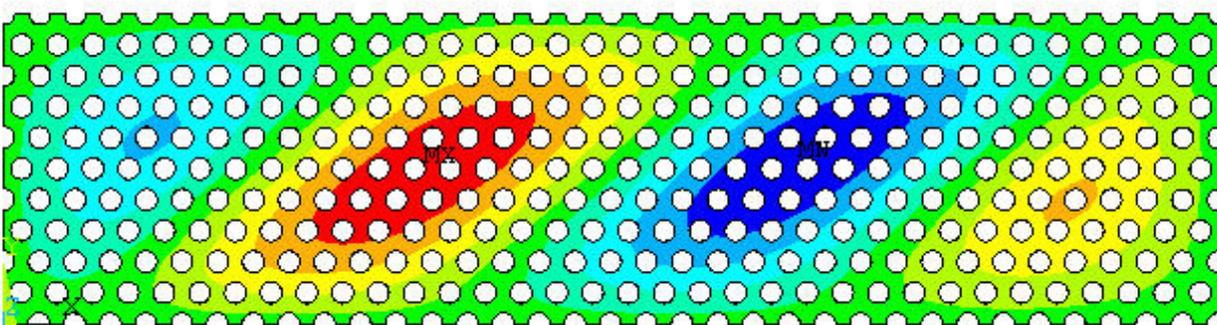


Abbildung A.4.3: Plattenbeulen unter Schubbeanspruchung: Durchbiegung

Aus der erreichten Maximallast wurde die Nennspannung

$$\tau_{\max} = \frac{V_{\max}}{b \cdot t} \quad \text{Gl. A.4.2}$$

ermittelt und anschließend durch Bezug auf die Dehngrenze der Parameter  $\rho$

$$\rho = \rho_{FEM} = \frac{\tau_{\max}}{f_y} \quad \text{Gl. A.4.3}$$

berechnet. Dies entspricht der Darstellung in der Form

$$\rho_{FEM} = \frac{\tau_d}{f_y} \quad \text{Gl. A.4.4}$$

nach DIN 18807-1. Ausgehend von der Schlankheit

$$\bar{\lambda}_{p,p} = \sqrt{\frac{\frac{c_0}{c} \cdot f_y}{\tau_{ki,calc} \cdot \sqrt{3}}} \quad \text{Gl. A.4.5}$$

wurde mit

$$\rho_{calc} = \frac{\tau_d}{f_y} = \begin{cases} \frac{c_0}{c} \cdot \frac{0,48}{\bar{\lambda}_{p,p}} \\ \frac{c_0}{c} \cdot \frac{0,67}{\bar{\lambda}_{p,p}^2} \end{cases} \text{ für } \begin{cases} \bar{\lambda}_{p,p} \leq 1,40 \\ \bar{\lambda}_{p,p} > 1,40 \end{cases} \quad \text{Gl. 4.6}$$

der Wert  $\rho$  nach dem Handrechenmodell bestimmt. Beide Werte wurden sich in der Form

$$\Delta(\rho) = \frac{\rho_{calc} - \rho_{FEM}}{\rho_{FEM}} \quad \text{Gl. 4.7}$$

gegenübergestellt. Die Ergebnisse dieser Gegenüberstellung ist in den folgenden Tabellen zusammengestellt.

E	$f_y$	$\nu$	a	b	$\alpha$	d	t	c	$\zeta$	$\tau_{ki,calc}$	$\tau_{ki,FEM}$	$\Delta(\tau_{ki})$	w	$\lambda$	$\rho$	$\rho_{FEM}$	$\Delta(\rho)$
N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	-	mm	mm	-	mm	mm	mm	-	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	%	mm	-	-	-	%
210000	320	0,3	224	55	4,0	6,4	2,00	8	0,978	267	276	-3,1	0,10	0,37	0,12	0,09	23,0
210000	320	0,3	224	55	4,0	6,4	1,25	8	0,985	113	116	-2,4	0,063	0,57	0,12	0,09	22,4
210000	320	0,3	224	55	4,0	6,4	0,63	8	0,992	31,4	31,3	0,1	0,032	1,09	0,09	0,08	4,7
210000	320	0,3	224	55	4,0	6,4	0,50	8	0,993	20,1	20,0	0,7	0,025	1,36	0,07	0,07	-2,1
210000	320	0,3	160	69	2,3	4,8	2,00	8	1,155	412	392	5,0	0,10	0,42	0,23	0,21	10,9
210000	320	0,3	224	55	4,0	4,8	1,25	8	1,189	261	235	11,1	0,063	0,53	0,23	0,21	11,1
210000	320	0,3	272	69	3,9	4,8	1,00	8	1,200	108	97,6	10,6	0,05	0,83	0,23	0,20	14,0
210000	320	0,3	272	69	3,9	4,8	0,75	8	1,211	61,5	55,6	10,7	0,038	1,10	0,18	0,19	-6,2
210000	320	0,3	272	69	3,9	4,8	0,50	8	1,221	27,6	25,0	10,7	0,025	1,64	0,10	0,15	-34,9
210000	320	0,3	176	42	4,2	3,2	2,00	8	0,999	1671	1555	7,5	0,10	0,26	0,35	0,32	7,1
210000	320	0,3	176	42	4,2	3,2	0,50	8	1,001	106	107	-0,8	0,025	1,02	0,28	0,30	-6,8
210000	320	0,3	176	42	4,2	3,2	0,50	8	1,001	106	103	3,6	0,025	1,02	0,28	0,30	-7,2
210000	320	0,3	272	69	3,9	3,2	0,50	8	1,001	38,3	37,1	3,1	0,025	1,70	0,14	0,24	-41,8
210000	320	0,3	272	69	3,9	3,2	0,50	8	1,001	38,3	37,1	3,1	0,025	1,70	0,14	0,25	-43,4
210000	320	0,3	320	83	3,8	3,2	0,50	8	1,001	26,6	25,8	3,0	0,025	2,04	0,10	0,21	-54,7
210000	320	0,3	272	69	3,9	0,4	1,50	8	1,000	473	457	3,6	0,075	0,61	0,55	0,53	4,3
210000	320	0,3	272	69	3,9	0,4	0,75	8	1,000	118	1159	2,9	0,038	1,22	0,37	0,40	-5,8
210000	320	0,3	272	69	3,9	0,4	0,50	8	1,000	52,6	51,2	2,7	0,025	1,83	0,19	0,36	-47,1
210000	320	0,3	320	83	3,8	0,4	0,50	8	1,000	36,5	35,6	2,6	0,025	2,19	0,13	0,32	-58,8

Tabelle A.4.1: Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit dreieckigem Lochraster unter Schubbeanspruchung.

E	$f_y$	$\nu$	a	b	$\alpha$	d	t	c	$\zeta$	$\tau_{ki,calc}$	$\tau_{ki,FEM}$	$\Delta(\tau_{ki})$	w	$\lambda$	$\rho$	$\rho_{FEM}$	$\Delta(\rho)$
N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	-	mm	mm	-	mm	mm	mm	-	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	%	mm	-	-	-	%
210000	320	0,3	160	40	4,0	6,4	2,00	8	0,650	596	642	-1,3	0,10	0,24	0,12	0,09	22,7
210000	320	0,3	160	40	4,0	6,4	1,25	8	0,809	242	308	-12,8	0,063	0,37	0,12	0,09	30,3
210000	320	0,3	512	128	4,0	6,4	3,00	8	0,534	127	156	-16,5	0,15	0,53	0,12	0,08	43,6
210000	320	0,3	160	40	4,0	6,4	1,00	8	0,882	157	180	-0,7	0,05	0,46	0,12	0,09	26,5
210000	320	0,3	160	40	4,0	6,4	0,75	8	0,954	89,9	104	-0,3	0,038	0,60	0,12	0,09	34,5
210000	320	0,3	200	40	5,0	6,4	0,75	8	0,954	89,9	108	-3,8	0,038	0,60	0,12	0,09	32,1
210000	320	0,3	512	128	4,0	6,4	2,00	8	0,650	58,2	75,5	-18,1	0,10	0,77	0,12	0,08	45,1
210000	320	0,3	160	40	4,0	6,4	0,50	8	1,025	40,6	47,6	0,4	0,025	0,88	0,11	0,08	41,2
210000	320	0,3	512	128	4,0	6,4	1,00	8	0,882	15,4	18,9	-7,7	0,50	1,46	0,06	0,07	-5,2
210000	320	0,3	512	128	4,0	6,4	1,00	8	0,882	15,4	18,9	-7,7	0,05	1,46	0,06	0,07	-6,0
210000	320	0,3	160	40	4,0	4,8	2,00	8	0,921	1187	1277	0,0	0,10	0,24	0,23	0,27	-13,4
210000	320	0,3	160	40	4,0	4,8	1,00	8	0,987	301	339	-2,0	0,05	0,47	0,23	0,23	0,8
210000	320	0,3	160	40	4,0	4,8	0,88	8	0,994	234	264	-2,2	0,044	0,54	0,23	0,23	2,0
210000	320	0,3	160	40	4,0	4,8	0,75	8	1,003	170	193	-2,2	0,038	0,63	0,23	0,23	2,4
210000	320	0,3	512	128	4,0	4,8	2,00	8	0,921	116	130	-3,8	0,10	0,77	0,23	0,22	6,4
210000	320	0,3	160	40	4,0	4,8	0,50	8	1,019	75,8	86,7	-2,2	0,025	0,93	0,21	0,22	-7,7
210000	320	0,3	192	48	4,0	4,8	0,50	8	1,019	52,7	60,4	-2,5	0,025	1,12	0,17	0,20	-14,1
210000	320	0,3	192	48	4,0	4,8	0,50	8	1,019	52,7	60,4	-2,5	0,025	1,12	0,17	0,20	-14,1
210000	320	0,3	512	128	4,0	4,8	1,00	8	0,987	29,4	33,6	-3,4	0,05	1,51	0,12	0,18	-32,9
210000	320	0,3	512	128	4,0	4,8	0,75	8	1,003	16,6	19,0	-3,1	0,375	2,00	0,07	0,15	-55,0
210000	320	0,3	512	128	4,0	4,8	0,75	8	1,003	16,6	19,0	-3,1	0,038	2,00	0,07	0,15	-55,1

Tabelle A.4.2: Teil 1 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 0° angeordnetem quadratischem Lochraster unter Schubbeanspruchung.

E	$f_y$	$\nu$	a	b	$\alpha$	d	t	c	$\zeta$	$\tau_{ki,calc}$	$\tau_{ki,FEM}$	$\Delta(\tau_{ki})$	w	$\lambda$	$\rho$	$\rho_{FEM}$	$\Delta(\rho)$
N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	-	mm	mm	-	mm	mm	mm	-	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	%	mm	-	-	-	%
210000	320	0,3	160	40	4,0	3,2	2,00	8	0,988	1884	1799	4,7	0,10	0,24	0,35	0,36	-4,6
210000	320	0,3	448	112	4,0	3,2	4,00	8	0,965	941	913	3,1	0,20	0,34	0,35	0,34	1,3
210000	320	0,3	160	40	4,0	3,2	1,00	8	0,999	476	469	1,6	0,05	0,48	0,35	0,36	-3,1
210000	320	0,3	160	40	4,0	3,2	0,50	8	1,005	120	119	0,8	0,025	0,96	0,30	0,35	-13,9
210000	320	0,3	512	128	4,0	3,2	1,00	8	0,999	46,5	46,1	0,9	0,05	1,54	0,17	0,26	-35,7
210000	320	0,3	512	128	4,0	3,2	0,75	8	1,002	26,3	26,0	1,0	0,038	2,05	0,10	0,22	-56,7
210000	320	0,3	448	112	4,0	3,2	0,50	8	1,005	15,3	15,2	0,9	0,25	2,69	0,06	0,18	-69,4
210000	320	0,3	448	112	4,0	3,2	0,50	8	1,005	15,3	15,2	0,9	0,025	2,69	0,06	0,18	-69,3
210000	320	0,3	96	24	4,0	0,4	2,00	8	1,000	7006	6245	12,2	0,10	0,16	0,55	0,54	2,3
210000	320	0,3	384	96	4,0	0,4	2,00	8	1,000	438	423	3,6	0,10	0,63	0,55	0,54	2,5
210000	320	0,3	96	24	4,0	0,4	0,63	8	1,000	695	678	2,5	0,032	0,50	0,55	0,54	1,9
210000	320	0,3	192	48	4,0	0,4	0,50	8	1,000	110	107	2,6	0,025	1,27	0,36	0,45	-19,4
210000	320	0,3	384	96	4,0	0,4	0,50	8	1,000	27,4	26,7	2,7	0,025	2,53	0,10	0,29	-65,8

**Tabelle A.4.3: Teil 2 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 0° angeordnetem quadratischem Lochraster unter Schubbeanspruchung.**

E	$f_y$	$\nu$	a	b	$\alpha$	d	t	c	$\zeta$	$\tau_{ki,calc}$	$\tau_{ki,FEM}$	$\Delta(\tau_{ki})$	w	$\lambda$	$\rho$	$\rho_{FEM}$	$\Delta(\rho)$
N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	-	mm	mm	-	mm	mm	mm	-	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	%	mm	-	-	-	%
210000	320	0,3	226,3	57	4,0	6,4	3,00	8	1,584	742	687	8,1	0,15	0,22	0,12	0,18	-36,9
210000	320	0,3	226,3	57	4,0	6,4	1,25	8	1,168	139	140	-1,1	0,063	0,52	0,12	0,19	-39,6
210000	320	0,3	226,3	57	4,0	6,4	1,00	8	1,077	90,4	86,3	4,7	0,05	0,64	0,12	0,17	-30,9
210000	320	0,3	452,5	113	4,0	6,4	1,00	8	1,077	22,6	21,9	3,4	0,05	1,28	0,08	0,10	-27,3
210000	320	0,3	452,5	113	4,0	6,4	0,75	8	0,995	12,9	12,5	3,0	0,038	1,69	0,05	0,08	-43,4
210000	320	0,3	226,3	57	4,0	4,8	3,00	8	1,152	1431	1319	8,5	0,15	0,23	0,23	0,30	-22,4
210000	320	0,3	226,3	57	4,0	4,8	1,00	8	0,988	165	159	4,0	0,05	0,67	0,23	0,29	-19,8
210000	320	0,3	362	91	4,0	4,8	1,00	8	0,988	64,6	62,5	3,4	0,05	1,07	0,18	0,23	-23,6
210000	320	0,3	362	91	4,0	4,8	0,63	8	0,973	26,0	25,1	3,4	0,032	1,69	0,09	0,17	-44,4
210000	320	0,3	452,5	113	4,0	4,8	0,63	8	0,973	16,6	16,1	3,2	0,032	2,11	0,06	0,14	-57,5
210000	320	0,3	226,3	57	4,0	3,2	2,00	8	1,012	946	895	5,7	0,10	0,34	0,35	0,39	-11,7
210000	320	0,3	362	91	4,0	3,2	2,00	8	1,012	370	354	4,5	0,10	0,55	0,35	0,39	-10,1
210000	320	0,3	226,3	57	4,0	3,2	1,00	8	1,001	239	230	3,8	0,05	0,68	0,35	0,38	-9,0
210000	320	0,3	362	91	4,0	3,2	0,88	8	1,000	72,1	69,9	3,1	0,044	1,24	0,23	0,31	-25,1
210000	320	0,3	362	91	4,0	3,2	0,63	8	0,997	37,0	36,0	2,9	0,032	1,73	0,13	0,25	-46,1
210000	320	0,3	452,5	113	4,0	3,2	0,50	8	0,995	14,9	14,5	2,8	0,025	2,72	0,05	0,17	-68,4
210000	320	0,3	226,3	57	4,0	0,4	1,25	8	1,000	494	476	3,8	0,063	0,60	0,55	0,53	3,9
210000	320	0,3	362	91	4,0	0,4	0,75	8	1,000	69,4	67,4	3,0	0,038	1,59	0,25	0,39	-36,1
210000	320	0,3	452,5	113	4,0	0,4	0,75	8	1,000	44,4	43,1	3,0	0,038	1,99	0,16	0,34	-52,7
210000	320	0,3	452,5	113	4,0	0,4	0,50	8	1,000	19,7	19,2	2,9	0,025	2,98	0,07	0,26	-72,1

Tabelle A.4.4: Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 45° angeordnetem quadratischem Lochraster unter Schubbeanspruchung.

## A.5 Stegkrüppeln

In den numerischen Untersuchungen zur Ermittlung des Faktors  $C_{tp}$  wurde ein Versuch vom Typ Zwischenaufleger unter Auflast modelliert. Das unter Ausnutzung der Symmetriebedingungen erstellte Modell ist in Abbildung A. 5.1 dargestellt.

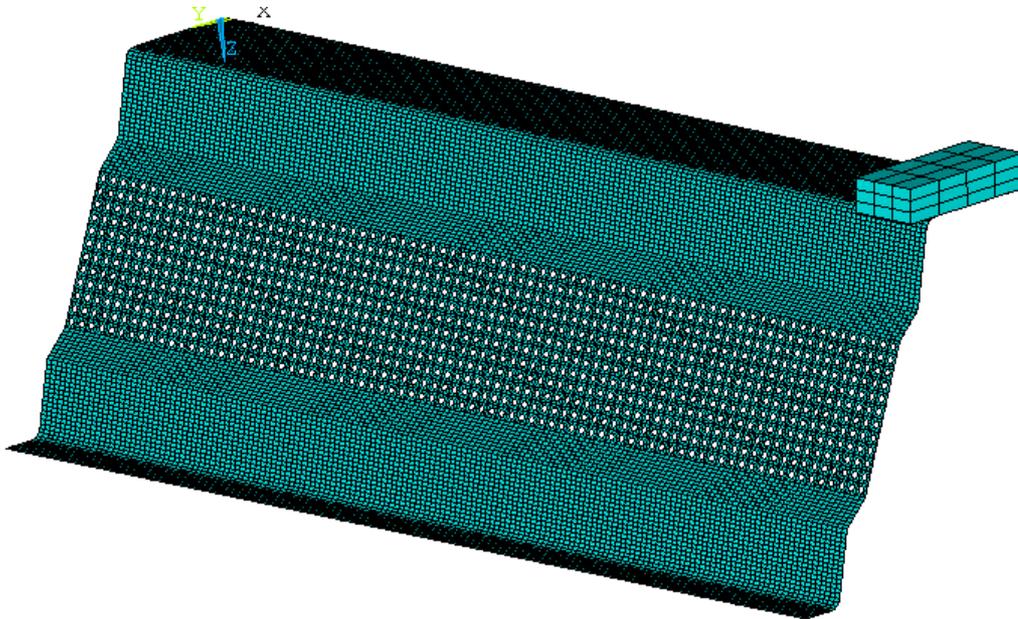


Abbildung A. 5.1: Modell für die numerischen Untersuchungen zum Stegkrüppeln

Die in der Abbildung unten liegenden Gurte sind durch Auflager gegen Verschiebung in y-Richtung (Profilquerrichtung) und gegen Verdrehung um die x-Achse (Profillängsrichtung) gehalten.

Der unter dem Profil liegende, die Auflager im Versuch darstellende Block Abbildung A. 5.2) ist gegen Verschiebungen in z- und y-Richtung gehalten. Um das Rollen-Kipplager des Versuches zu modellieren sind keine Auflager in Modelllängsrichtung modelliert.

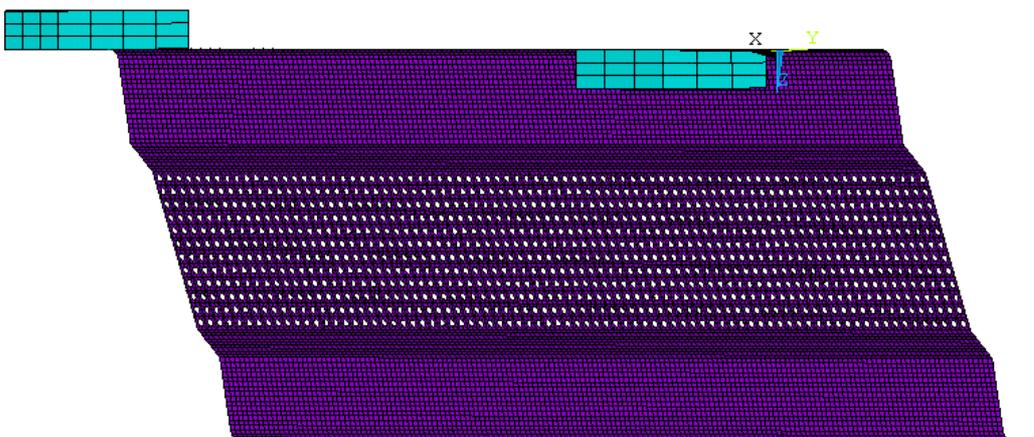
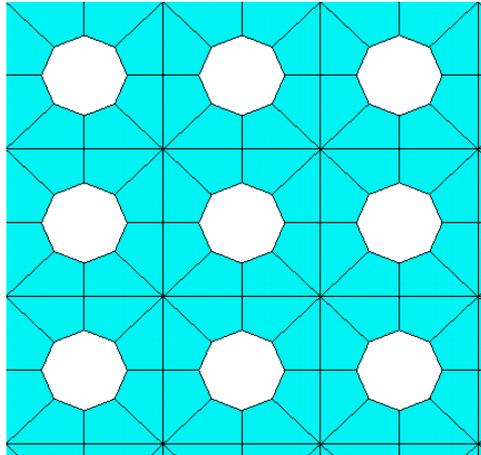


Abbildung A. 5.2: Modell für die numerischen Untersuchungen zum Stegkrüppeln

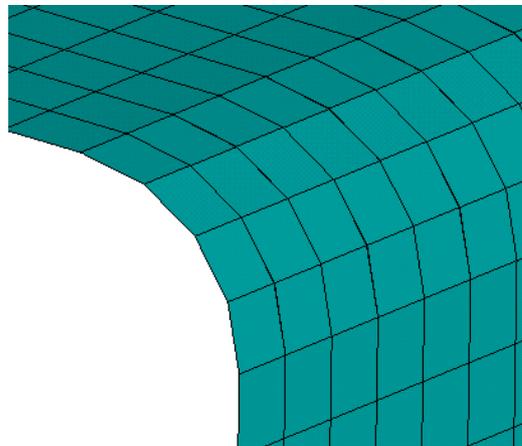
Zur Modellierung des Kontakts im Bereich des untersuchten Zwischenaufagers erfolgte mit Elementen der Typen Targe170 (Lasteinleitungsblock) und Contac173 (Trapezprofil). Die mit Contac173 versehene Kontaktfläche wurde dabei größer als die entsprechende, mit Targe170 versehene Kontaktfläche des Lasteinleitungsblocks gewählt.

Aufgrund der Größe des Modells waren Vereinfachungen in der Vernetzung im Bereich der Perforation erforderlich (Abbildung A. 5.3)



**Abbildung A. 5.3: Vernetzung im Bereich der Perforation**

Die Nachrechnung von Versuchsergebnissen und die Versagensmodi zeigen den großen Einfluss der Vernetzung im Bereich der Ausrundung Gurt – Steg, weshalb hier eine größere Anzahl Elemente erforderlich waren. Abbildung A. 5.4 zeigt die Vernetzung in diesem Bereich.



**Abbildung A. 5.4: Ausrundung Gurt – Steg**

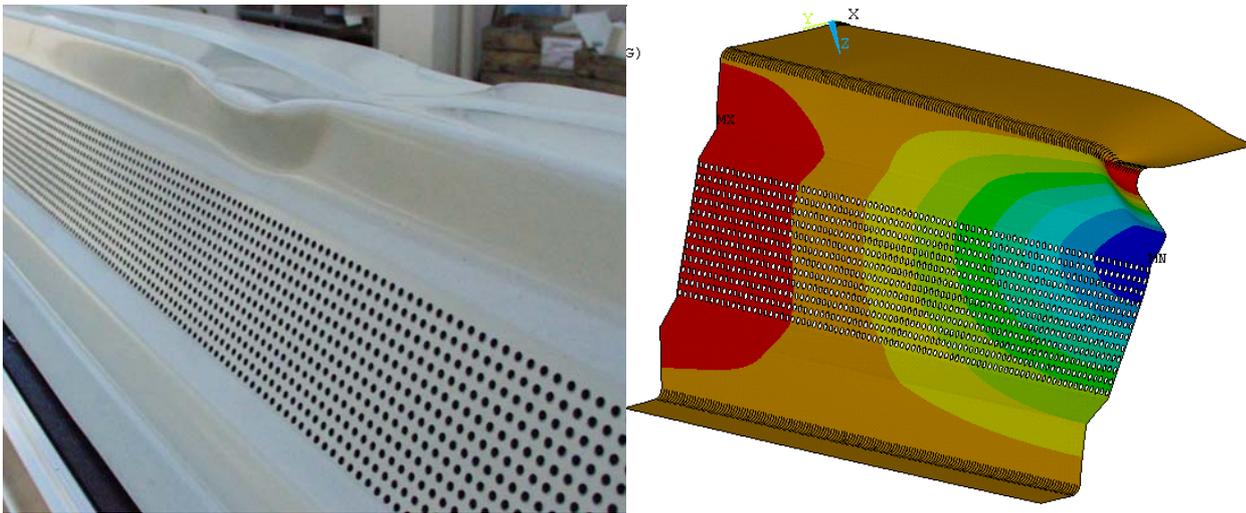


Abbildung A. 5.5: Vergleich der Versagensbilder Versuch – Berechnung

$b_B$	$r$	$s_w$	$\varphi$	$t$	$d$	$c$	$c_0$	$\zeta$	$k_{\sigma,p}$	$b_1$	$R_B$	$C_{tp}$	$C_p$	calc $b_B$	$\beta_{tp}$	$C^*_{tp}$	$C_{tp,calc}$
mm	mm	mm	°	mm	mm	mm	mm	-	-	mm	KN	-	-	mm	-	-	-
60	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	70,0	1,69	1,00	0,51	60	0,40	0,80	1,00
60	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	64,5	1,69	1,00	0,51	60	0,40	0,80	1,00
60	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	53,3	1,69	1,00	0,51	60	0,40	0,80	1,00
60	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	48,0	1,69	1,00	0,51	60	0,40	0,80	1,00
60	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	37,0	1,69	1,00	0,51	60	0,40	0,80	1,00
60	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	31,5	1,68	0,99	0,51	60	0,40	0,80	1,00
60	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	26,0	1,67	0,99	0,51	60	0,40	0,80	1,00
60	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	23,3	1,66	0,98	0,51	60	0,40	0,80	0,99
60	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	20,5	1,65	0,97	0,51	60	0,40	0,80	0,97
60	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	15,0	1,58	0,94	0,51	60	0,40	0,80	0,92
60	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	9,5	1,50	0,89	0,51	60	0,40	0,80	0,88
60	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	6,8	1,47	0,87	0,51	60	0,40	0,80	0,86
60	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	4,0	1,43	0,84	0,51	60	0,40	0,80	0,83
60	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	0,0	0,88	0,52	0,51	60	0,40	0,80	0,51
60	5	145,5	85	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	70,0	1,54	1,00	0,51	60	0,28	0,80	1,00
60	5	145,5	85	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	53,3	1,54	1,00	0,51	60	0,28	0,80	1,00
60	5	145,5	85	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	48,0	1,54	1,00	0,51	60	0,28	0,80	1,00
60	5	145,5	85	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	37,0	1,54	1,00	0,51	60	0,28	0,80	1,00
60	5	145,5	85	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	31,5	1,54	1,00	0,51	60	0,28	0,80	1,00
60	5	145,5	85	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	20,5	1,53	0,99	0,51	60	0,28	0,80	1,00
60	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	70,0	1,69	1,00	0,51	60	0,40	0,80	1,00

Tabelle A.5.1: Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit dreieckigem Lochraster unter Schubbeanspruchung.

$b_B$	$r$	$s_w$	$\varphi$	$t$	$d$	$c$	$c_0$	$\zeta$	$k_{\sigma,p}$	$b_1$	$R_B$	$C_{tp}$	$C_p$	calc $b_B$	$\beta_{tp}$	$C^*_{tp}$	$C_{tp,calc}$
mm	mm	mm	°	mm	mm	mm	mm	-	-	mm	KN	-	-	mm	-	-	-
60	5	145,5	85	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	9,5	1,40	0,90	0,51	60	0,28	0,80	0,91
60	5	145,5	50	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	53,3	1,78	1,00	0,51	60	0,54	0,80	1,00
60	5	145,5	50	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	48,0	1,79	1,00	0,51	60	0,54	0,80	1,00
60	5	145,5	50	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	37,0	1,76	0,98	0,51	60	0,54	0,80	1,00
60	5	145,5	50	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	31,5	1,75	0,98	0,51	60	0,54	0,80	1,00
60	5	145,5	50	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	20,5	1,66	0,93	0,51	60	0,54	0,80	0,93
60	5	145,5	50	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	15,0	1,59	0,89	0,51	60	0,54	0,80	0,89
60	5	145,5	50	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	9,5	1,54	0,86	0,51	60	0,54	0,80	0,86
60	2	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	70,0	2,70	1,00	0,51	60	0,48	0,80	1,00
60	2	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	64,5	2,69	1,00	0,51	60	0,48	0,80	1,00
60	2	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	48,0	2,70	1,00	0,51	60	0,48	0,80	1,00
60	2	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	31,5	2,60	0,96	0,51	60	0,48	0,80	1,00
60	2	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	20,5	2,52	0,93	0,51	60	0,48	0,80	0,94
60	2	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	9,5	2,32	0,86	0,51	60	0,48	0,80	0,87
60	2	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	4,0	2,22	0,82	0,51	60	0,48	0,80	0,83
60	7	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	70,0	1,37	1,00	0,51	60	0,37	0,80	1,00
60	7	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	64,5	1,37	1,00	0,51	60	0,37	0,80	1,00
60	7	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	37,0	1,37	1,00	0,51	60	0,37	0,80	1,00
60	7	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	31,5	1,36	1,00	0,51	60	0,37	0,80	1,00
60	7	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	20,5	1,35	0,99	0,51	60	0,37	0,80	0,99

Tabelle A.5.2: Teil 1 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 0° angeordnetem quadratischem Lochraster unter Schubbeanspruchung.

$b_B$	$r$	$s_w$	$\varphi$	$t$	$d$	$c$	$c_0$	$\zeta$	$k_{\sigma,p}$	$b_1$	$R_B$	$C_{tp}$	$C_p$	calc $b_B$	$\beta_{tp}$	$C^*_{tp}$	$C_{tp,calc}$
mm	mm	mm	°	mm	mm	mm	mm	-	-	mm	KN	-	-	mm	-	-	-
60	7	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	9,5	1,23	0,90	0,51	60	0,37	0,80	0,89
60	5	145,5	70	0,75	2,5	6	3,5	0,83	3,66	70,0	1,68	1,00	0,66	60	0,40	0,86	1,00
60	5	145,5	70	0,75	2,5	6	3,5	0,83	3,66	53,3	1,68	1,00	0,66	60	0,40	0,86	1,00
60	5	145,5	70	0,75	2,5	6	3,5	0,83	3,66	48,0	1,68	1,00	0,66	60	0,40	0,86	1,00
60	5	145,5	70	0,75	2,5	6	3,5	0,83	3,66	37,0	1,68	1,00	0,66	60	0,40	0,86	1,00
60	5	145,5	70	0,75	2,5	6	3,5	0,83	3,66	31,5	1,67	1,00	0,66	60	0,40	0,86	1,00
60	5	145,5	70	0,75	2,5	6	3,5	0,83	3,66	20,5	1,66	0,99	0,66	60	0,40	0,86	0,98
60	5	145,5	70	0,75	2,5	6	3,5	0,83	3,66	9,5	1,56	0,93	0,66	60	0,40	0,86	0,91
60	5	145,5	70	0,75	2,5	6	3,5	0,83	3,66	6,8	1,54	0,92	0,66	60	0,40	0,86	0,90
60	5	145,5	70	0,75	2,5	6	3,5	0,83	3,66	4,0	1,51	0,90	0,66	60	0,40	0,86	0,88
60	5	145,5	70	0,75	2,5	6	3,5	0,83	3,66	0,0	1,03	0,61	0,66	60	0,40	0,86	0,66
60	5	145,5	70	0,75	4,5	6,5	2	0,66	3,32	70,0	1,68	1,00	0,35	60	0,40	0,73	1,00
60	5	145,5	70	0,75	4,5	6,5	2	0,66	3,32	53,3	1,67	1,00	0,35	60	0,40	0,73	1,00
60	5	145,5	70	0,75	4,5	6,5	2	0,66	3,32	48,0	1,67	1,00	0,35	60	0,40	0,73	1,00
60	5	145,5	70	0,75	4,5	6,5	2	0,66	3,32	37,0	1,66	0,99	0,35	60	0,40	0,73	1,00
60	5	145,5	70	0,75	4,5	6,5	2	0,66	3,32	31,5	1,64	0,98	0,35	60	0,40	0,73	1,00
60	5	145,5	70	0,75	4,5	6,5	2	0,66	3,32	20,5	1,56	0,93	0,35	60	0,40	0,73	0,96
60	5	145,5	70	0,75	4,5	6,5	2	0,66	3,32	15,0	1,47	0,87	0,35	60	0,40	0,73	0,90
60	5	145,5	70	0,75	4,5	6,5	2	0,66	3,32	9,5	1,38	0,82	0,35	60	0,40	0,73	0,84
60	5	145,5	70	0,75	4,5	6,5	2	0,66	3,32	6,8	1,34	0,80	0,35	60	0,40	0,73	0,81

Tabelle A.5.3: Teil 2 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 0° angeordnetem quadratischem Lochraster unter Schubbeanspruchung.

$b_B$	$r$	$s_w$	$\varphi$	$t$	$d$	$c$	$c_0$	$\zeta$	$k_{\sigma,p}$	$b_1$	$R_B$	$C_{tp}$	$C_p$	calc $b_B$	$\beta_{tp}$	$C^*_{tp}$	$C_{tp,calc}$
mm	mm	mm	°	mm	mm	mm	mm	-	-	mm	KN	-	-	mm	-	-	-
60	5	145,5	70	0,75	4,5	6,5	2	0,66	3,32	4,0	1,29	0,77	0,35	60	0,40	0,73	0,78
60	5	145,5	70	0,75	4,5	6,5	2	0,66	3,32	0,0	0,61	0,36	0,35	60	0,40	0,73	0,35
60	5	145,5	70	0,75	1	6,5	5,5	0,98	3,95	70,0	0,72	1,00	0,90	60	0,40	0,96	1,00
60	5	145,5	70	0,75	1	6,5	5,5	0,98	3,95	53,3	0,72	1,00	0,90	60	0,40	0,96	1,00
60	5	145,5	70	0,75	1	6,5	5,5	0,98	3,95	31,5	0,72	1,00	0,90	60	0,40	0,96	1,00
60	5	145,5	70	0,75	1	6,5	5,5	0,98	3,95	15,0	0,72	1,00	0,90	60	0,40	0,96	0,98
60	5	145,5	70	0,75	1	6,5	5,5	0,98	3,95	9,5	0,72	1,00	0,90	60	0,40	0,96	0,98
60	5	145,5	70	0,75	1	6,5	5,5	0,98	3,95	4,0	0,71	0,99	0,90	60	0,40	0,96	0,97
60	5	145,5	70	0,75	1	6,5	5,5	0,98	3,95	0,0	0,66	0,91	0,90	60	0,40	0,96	0,90
60	5	145,5	70	0,75	5	6	1	0,69	3,37	70,0	0,71	1,00	0,20	60	0,40	0,67	1,00
60	5	145,5	70	0,75	5	6	1	0,69	3,37	53,3	0,70	0,99	0,20	60	0,40	0,67	1,00
60	5	145,5	70	0,75	5	6	1	0,69	3,37	48,0	0,70	1,00	0,20	60	0,40	0,67	1,00
60	5	145,5	70	0,75	5	6	1	0,69	3,37	31,5	0,68	0,96	0,20	60	0,40	0,67	1,00
60	5	145,5	70	0,75	5	6	1	0,69	3,37	20,5	0,61	0,86	0,20	60	0,40	0,67	0,95
60	5	145,5	70	0,75	5	6	1	0,69	3,37	15,0	0,57	0,80	0,20	60	0,40	0,67	0,87
60	5	145,5	70	0,75	5	6	1	0,69	3,37	9,5	0,53	0,75	0,20	60	0,40	0,67	0,80
60	5	145,5	70	0,75	5	6	1	0,69	3,37	4,0	0,48	0,69	0,20	60	0,40	0,67	0,73
60	5	145,5	70	0,75	5	6	1	0,69	3,37	0,0	0,15	0,21	0,20	60	0,40	0,67	0,20
60	5	145,5	70	0,63	2,5	6	3,5	0,83	3,66	70,0	1,17	1,00	0,66	60	0,39	0,86	1,00
60	5	145,5	70	0,63	2,5	6	3,5	0,83	3,66	53,3	1,17	1,00	0,66	60	0,39	0,86	1,00

Tabelle A.5.4: Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 45° angeordnetem quadratischem Lochraster unter Schubbeanspruchung.

$b_B$	$r$	$s_w$	$\varphi$	$t$	$d$	$c$	$c_0$	$\zeta$	$k_{\sigma,p}$	$b_1$	$R_B$	$C_{tp}$	$C_p$	calc $b_B$	$\beta_{tp}$	$C^*_{tp}$	$C_{tp,calc}$
mm	mm	mm	°	mm	mm	mm	mm	-	-	mm	KN	-	-	mm	-	-	-
60	5	145,5	70	0,63	2,5	6	3,5	0,83	3,66	48,0	1,17	1,00	0,66	60	0,39	0,86	1,00
60	5	145,5	70	0,63	2,5	6	3,5	0,83	3,66	37,0	1,17	1,00	0,66	60	0,39	0,86	1,00
60	5	145,5	70	0,63	2,5	6	3,5	0,83	3,66	31,5	1,17	1,00	0,66	60	0,39	0,86	1,00
60	5	145,5	70	0,63	2,5	6	3,5	0,83	3,66	20,5	1,15	0,99	0,66	60	0,39	0,86	0,98
60	5	145,5	70	0,63	2,5	6	3,5	0,83	3,66	15,0	1,11	0,95	0,66	60	0,39	0,86	0,95
60	5	145,5	70	0,63	2,5	6	3,5	0,83	3,66	9,5	1,05	0,90	0,66	60	0,39	0,86	0,92
60	5	145,5	70	0,63	2,5	6	3,5	0,83	3,66	4,0	0,99	0,85	0,66	60	0,39	0,86	0,88
60	5	145,5	70	1,25	3	5,5	2,5	0,77	3,53	70,0	4,95	1,00	0,51	60	0,45	0,80	1,00
60	5	145,5	70	1,25	3	5,5	2,5	0,77	3,53	53,3	4,95	1,00	0,51	60	0,45	0,80	1,00
60	5	145,5	70	1,25	3	5,5	2,5	0,77	3,53	48,0	4,95	1,00	0,51	60	0,45	0,80	1,00
60	5	145,5	70	1,25	3	5,5	2,5	0,77	3,53	37,0	4,92	0,99	0,51	60	0,45	0,80	1,00
60	5	145,5	70	1,25	3	5,5	2,5	0,77	3,53	31,5	4,91	0,99	0,51	60	0,45	0,80	1,00
60	5	145,5	70	1,25	3	5,5	2,5	0,77	3,53	20,5	4,74	0,96	0,51	60	0,45	0,80	0,95
60	5	145,5	70	1,25	3	5,5	2,5	0,77	3,53	15,0	4,55	0,92	0,51	60	0,45	0,80	0,91
60	5	145,5	70	1,25	3	5,5	2,5	0,77	3,53	9,5	4,32	0,87	0,51	60	0,45	0,80	0,87
60	5	145,5	70	1,25	3	5,5	2,5	0,77	3,53	4,0	4,16	0,84	0,51	60	0,45	0,80	0,83
60	5	145,5	70	1	3	5,5	2,5	0,77	3,53	70,0	3,09	1,00	0,51	60	0,43	0,80	1,00
60	5	145,5	70	1	3	5,5	2,5	0,77	3,53	9,5	2,73	0,88	0,51	60	0,43	0,80	0,87
150	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	70,0	0,00	0,00	0,51	145,5	0,40	0,80	1,00
150	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	53,3	2,92	1,00	0,51	145,5	0,40	0,80	0,98

Tabelle A.5.5: Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 45° angeordnetem quadratischem Lochraster unter Schubbeanspruchung.

$b_B$	$r$	$s_w$	$\varphi$	$t$	$d$	$c$	$c_0$	$\zeta$	$k_{\sigma,p}$	$b_1$	$R_B$	$C_{tp}$	$C_p$	calc $b_B$	$\beta_{tp}$	$C^*_{tp}$	$C_{tp,calc}$
mm	mm	mm	°	mm	mm	mm	mm	-	-	mm	KN	-	-	mm	-	-	-
150	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	48,0	2,92	1,00	0,51	145,5	0,40	0,80	0,96
150	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	42,5	2,89	0,99	0,51	145,5	0,40	0,80	0,94
150	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	37,0	2,84	0,97	0,51	145,5	0,40	0,80	0,93
150	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	31,5	2,76	0,95	0,51	145,5	0,40	0,80	0,91
150	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	20,5	2,56	0,88	0,51	145,5	0,40	0,80	0,87
150	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	15,0	2,49	0,85	0,51	145,5	0,40	0,80	0,85
150	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	9,5	2,41	0,83	0,51	145,5	0,40	0,80	0,83
150	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	4,0	2,31	0,79	0,51	145,5	0,40	0,80	0,81
100	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	70,0	2,30	1,00	0,51	100	0,40	0,80	1,00
100	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	53,3	2,29	1,00	0,51	100	0,40	0,80	1,00
100	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	48,0	2,30	1,00	0,51	100	0,40	0,80	1,00
100	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	42,5	2,30	1,00	0,51	100	0,40	0,80	1,00
100	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	37,0	2,27	0,99	0,51	100	0,40	0,80	0,98
100	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	31,5	2,26	0,99	0,51	100	0,40	0,80	0,96
100	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	26,0	2,21	0,96	0,51	100	0,40	0,80	0,93
100	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	20,5	2,11	0,92	0,51	100	0,40	0,80	0,90
100	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	15,0	2,02	0,88	0,51	100	0,40	0,80	0,87
100	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	9,5	1,95	0,85	0,51	100	0,40	0,80	0,85
100	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	4,0	1,87	0,81	0,51	100	0,40	0,80	0,82
30	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	70,0	1,17	1,00	0,51	30	0,40	0,80	1,00

Tabelle A.5.6: Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 45° angeordnetem quadratischem Lochraster unter Schubbeanspruchung.

$b_B$	$r$	$s_w$	$\varphi$	$t$	$d$	$c$	$c_0$	$\zeta$	$k_{\sigma,p}$	$b_1$	$R_B$	$C_{tp}$	$C_p$	calc $b_B$	$\beta_{tp}$	$C^*_{tp}$	$C_{tp,calc}$
mm	mm	mm	°	mm	mm	mm	mm	-	-	mm	KN	-	-	mm	-	-	-
30	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	53,3	1,17	1,00	0,51	30	0,40	0,80	1,00
30	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	48,0	1,17	1,00	0,51	30	0,40	0,80	1,00
30	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	37,0	1,17	1,00	0,51	30	0,40	0,80	1,00
30	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	31,5	1,17	0,99	0,51	30	0,40	0,80	1,00
30	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	20,5	1,16	0,99	0,51	30	0,40	0,80	1,00
30	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	15,0	1,16	0,99	0,51	30	0,40	0,80	1,00
30	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	9,5	1,15	0,98	0,51	30	0,40	0,80	0,96
30	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	6,8	1,07	0,91	0,51	30	0,40	0,80	0,91
30	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	4,0	1,03	0,88	0,51	30	0,40	0,80	0,87
45	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	70,0	1,42	1,00	0,51	45	0,40	0,80	1,00
45	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	53,3	1,42	1,00	0,51	45	0,40	0,80	1,00
45	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	48,0	1,42	1,00	0,51	45	0,40	0,80	1,00
45	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	37,0	1,42	1,00	0,51	45	0,40	0,80	1,00
45	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	31,5	1,41	1,00	0,51	45	0,40	0,80	1,00
45	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	26,0	1,41	0,99	0,51	45	0,40	0,80	1,00
45	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	20,5	1,40	0,99	0,51	45	0,40	0,80	1,00
45	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	15,0	1,37	0,97	0,51	45	0,40	0,80	0,96
45	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	12,3	1,34	0,94	0,51	45	0,40	0,80	0,93
45	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	9,5	1,30	0,91	0,51	45	0,40	0,80	0,90
45	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	6,8	1,26	0,89	0,51	45	0,40	0,80	0,87

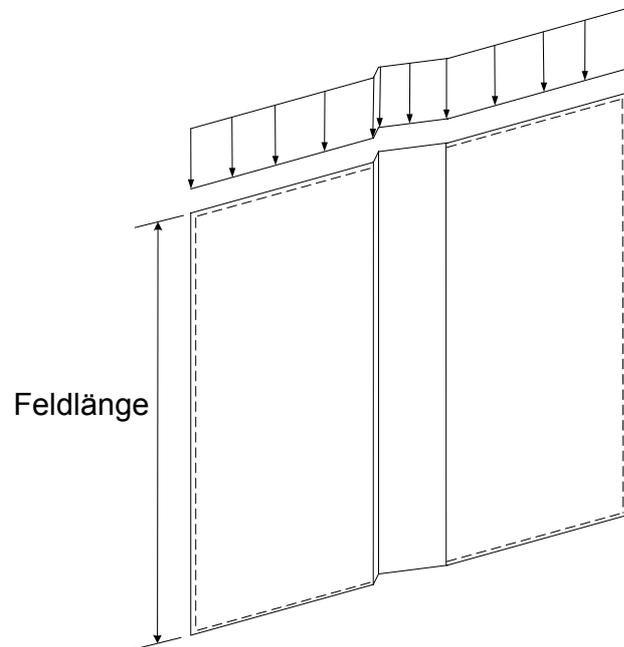
Tabelle A.5.7: Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 45° angeordnetem quadratischem Lochraster unter Schubbeanspruchung.

$b_B$	$r$	$s_w$	$\varphi$	$t$	$d$	$c$	$c_0$	$\zeta$	$k_{\sigma,p}$	$b_1$	$R_B$	$C_{tp}$	$C_p$	calc $b_B$	$\beta_{tp}$	$C^*_{tp}$	$C_{tp,calc}$
mm	mm	mm	°	mm	mm	mm	mm	-	-	mm	KN	-	-	mm	-	-	-
45	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	4,0	1,22	0,86	0,51	45	0,40	0,80	0,84
60	5	50	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	22,5	1,65	1,00	0,51	50	0,40	0,80	1,00
60	5	50	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	16,8	1,63	0,99	0,51	50	0,40	0,80	0,97
60	5	50	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	11,3	1,54	0,93	0,51	50	0,40	0,80	0,91
60	5	50	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	8,5	1,50	0,91	0,51	50	0,40	0,80	0,88
60	5	50	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	5,8	1,45	0,88	0,51	50	0,40	0,80	0,86
100	5	50	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	22,5	2,23	1,00	0,51	50	0,40	0,80	1,00
100	5	50	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	16,8	2,14	0,96	0,51	50	0,40	0,80	0,97
100	5	50	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	11,3	2,04	0,91	0,51	50	0,40	0,80	0,91
100	5	50	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	8,5	1,98	0,89	0,51	50	0,40	0,80	0,88
100	5	50	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	5,8	1,95	0,87	0,51	50	0,40	0,80	0,86
150	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	53,5	2,72	1,00	0,51	145,5	0,40	0,80	0,98
150	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	48,0	2,71	1,00	0,51	145,5	0,40	0,80	0,96
150	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	37,0	2,59	0,95	0,51	145,5	0,40	0,80	0,93
150	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	20,5	2,35	0,86	0,51	145,5	0,40	0,80	0,87
150	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	4,0	2,09	0,77	0,51	145,5	0,40	0,80	0,81
100	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	53,5	2,20	0,81	0,51	100	0,40	0,80	1,00
100	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	37,0	2,18	0,80	0,51	100	0,40	0,80	0,98
100	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	26,0	2,11	0,77	0,51	100	0,40	0,80	0,93
100	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	20,5	2,00	0,74	0,51	100	0,40	0,80	0,90
100	5	145,5	70	0,75	3	5,5	2,5	0,77	3,53	15,0	1,93	0,71	0,51	100	0,40	0,80	0,87

Tabelle A.5.8: Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an Platten mit unter 45° angeordnetem quadratischem Lochraster unter Schubbeanspruchung.

## A.6 Versteifte Bleche

Die Untersuchungen an versteiften Blechen wurden an einem Blech durchgeführt, dass in der folgenden Abbildung skizziert ist.



**Abbildung A.6.1: Versteifte Platte für Traglastberechnungen**

Die Parameter für das quadratische, unter  $0^\circ$  ausgerichtete Lochraster sind:

- Lochabstand  $c = 6\text{mm}$
- Lochdurchmesser  $d = 3\text{mm}$
- Gesamtfeldbreite:  $129\text{mm}$
- Teilfeldbreite:  $54\text{mm}$
- Sickentiefe:  $6\text{mm}$

Die Parameter für das quadratische, unter  $0^\circ$  ausgerichtete Lochraster sind:

- Lochabstand  $c = 4\text{mm}$
- Lochdurchmesser  $d = 2\text{mm}$
- Gesamtfeldbreite:  $121\text{mm}$
- Teilfeldbreite:  $51\text{mm}$
- Sickentiefe:  $4\text{mm}$

Die Blechdicke betrug einheitlich  $0,75\text{mm}$ . Es wurde nur das halbe Blech als FE-Modell aufgebaut und stattdessen mit Symmetrierandbedingungen gearbeitet: Die Bleche wurden am belasteten Rand und an den beiden parallel zur Belastungsrichtung verlaufenden Rändern gelenkig gelagert, so dass kein Ausweichen der Plattenränder aus der Ebene heraus möglich war. Am der Belastung gegenüberliegende Rand wurden Symmetrierandbedingungen (Abbildung A.6.2 und Abbildung A.6.3) oder Antimetrierandbedingungen (Abbildung A.6.4) modelliert. Die parallel zur Belastungsrichtung verlaufenden Ränder konnten sich in der Plattenebene frei verschieben. Die

Belastung wurde verschiebungsgesteuert aufgebracht, wobei die Verschiebungen des belasteten Plattenrandes in Belastungsrichtung gekoppelt wurden.

Es wurde zuerst eine lineare Eigenwertanalyse durchgeführt, deren Ergebnis (erste Beuleigenform) als Imperfektion angesetzt wurde. Als bezogene Imperfektionstiefen wurden  $w/t = 0,05$  und  $0,5$  gewählt. In der anschließenden Traglastuntersuchung wurde die Belastung so lange gesteigert, bis kein Gleichgewicht mehr gefunden werden konnte. In der Traglastuntersuchung konnte sowohl Beulen der Teilfelder als auch Sickenknicken als Versagensmodus beobachtet werden.

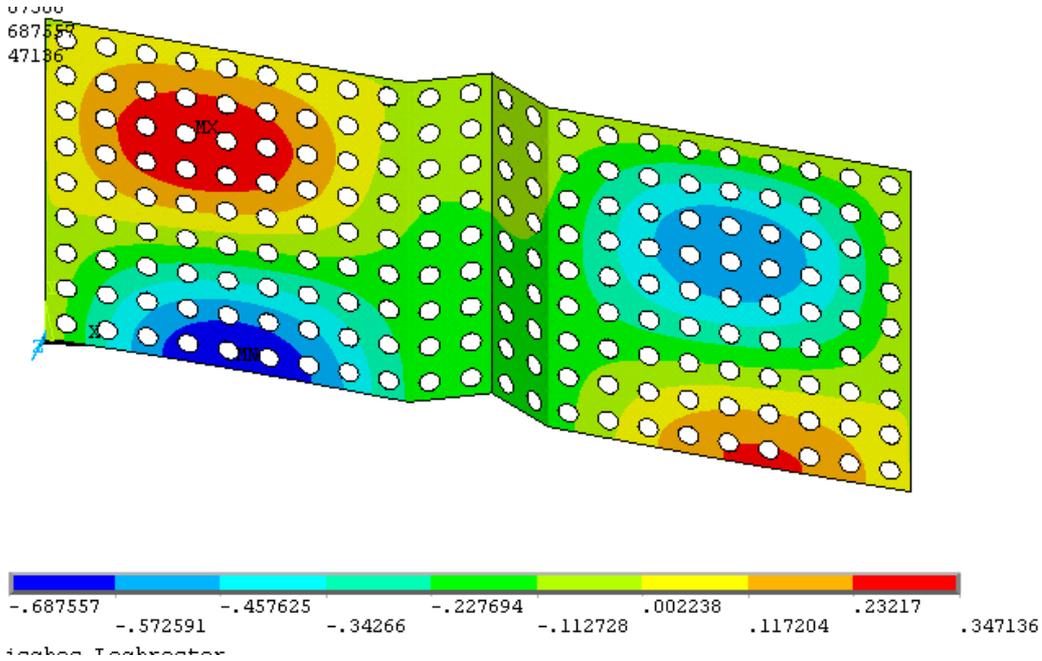


Abbildung A.6.2: Teilfeldbeulen

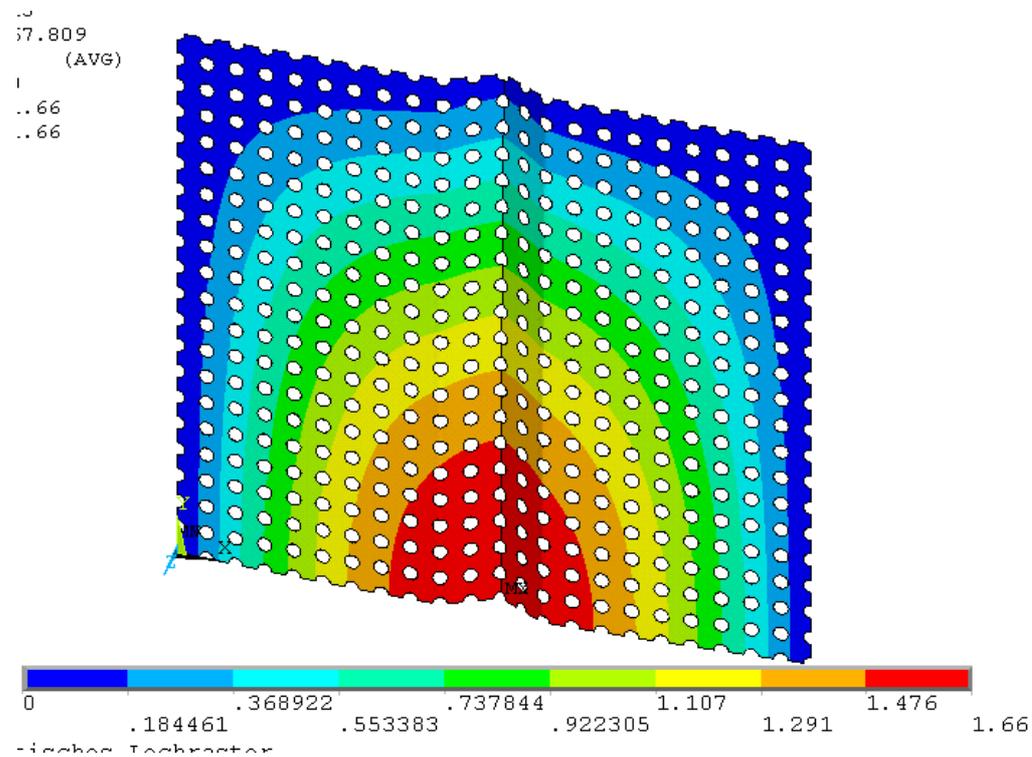
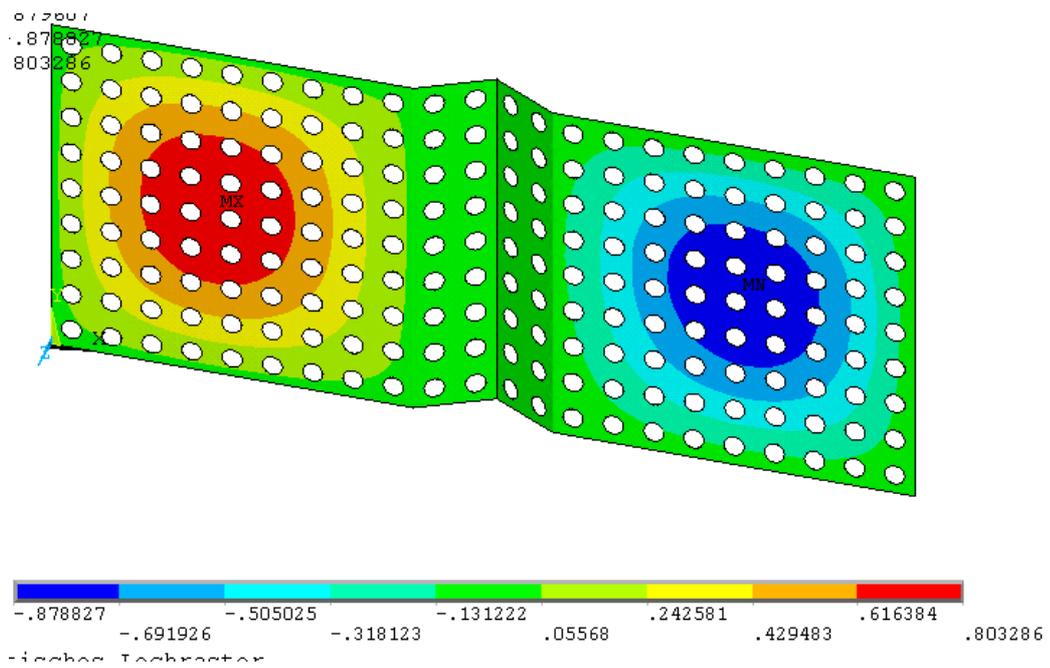


Abbildung A.6.3: Sickenknicken

Ergänzend wurden vereinzelt Modelle mit Antimetrierandbedingungen untersucht, vgl. Abbildung A.6.4)



**Abbildung A.6.4: Teilfeldbeulen bei Antimetrie**

Die Ergebnisse der Berechnungen sind nachfolgend aufgeführt.

Loch- raster	Beul- eigen- form	t	$k_{11}$	$k_{12}$	$k_{44}$	$d_{11}$	w	Feld- länge l	Traglast $N_{FEM}$
-	-	mm	-	-	-	-	mm	mm <sup>2</sup>	kN
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	108	11,71
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	120	11,50
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	120	11,21 <sup>a)</sup>
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	144	11,22
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	156	11,10
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	168	11,27
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	180	11,40
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	192	9,99
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	192	9,32 <sup>a)</sup>
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	216	8,97
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	240	8,23
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	240	7,64 <sup>a)</sup>
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	288	7,16
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	336	6,78
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	372	6,73
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	408	7,00
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	432	7,18

**Tabelle A.6.1: Vollperforation: Teil 1 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an versteiften Blechen mit unter 0° angeordnetem quadratischem Lochraster <sup>a)</sup>: um das Maß c/2 verschobenes Lochraster).**

Lochraster	Beul-eigen-form	t	$k_{11}$	$k_{12}$	$k_{44}$	$d_{11}$	w	Feld-länge l	Traglast $N_{FEM}$
-	-	mm	-	-	-	-	mm	mm <sup>2</sup>	kN
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,38	108	9,97
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,38	132	9,76
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,38	144	9,67
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,38	156	9,60
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,38	168	9,91
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,38	180	9,58
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,38	192	7,22
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,38	192	6,87 <sup>a)</sup>
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,38	216	6,63
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,38	240	6,12
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,38	240	5,06 <sup>a)</sup>
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,38	288	5,73
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,38	300	5,67
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,38	312	5,72
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,38	336	5,73
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,38	372	5,96
4-0	sym.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,38	408	6,33
4-0	anti.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	108	12,71
4-0	anti.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	144	12,23
4-0	anti.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	180	12,14
4-0	anti.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	192	12,17
4-0	anti.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	240	11,92
4-0	anti.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	288	11,80
4-0	anti.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	372	11,53
4-0	anti.	0,75	0,550	0,531	0,548	0,536	0,04	432	11,43

**Tabelle A.6.2: Vollperforation: Teil 2 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an versteiften Blechen mit unter 0° angeordnetem quadratischem Lochraster (<sup>a)</sup>: um das Maß c/2 verschobenes Lochraster).**

Loch- raster	Beul- eigen- form	t	$k_{11}$	$k_{12}$	$k_{44}$	$d_{11}$	w	Feld- länge l	Traglast $N_{FEM}$
-	-	mm	-	-	-	-	mm	mm <sup>2</sup>	kN
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	23	12,28
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	102	11,01
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	113	10,77
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	136	10,55
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	147	10,45
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	158	8,88
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	181	8,06
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	226	6,76
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	272	6,11
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	294	6,02
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	317	6,07
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	351	6,20
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,38	102	9,11
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,38	113	8,78
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,38	136	8,75
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,38	147	8,68
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,38	158	6,17
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,38	181	5,69
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,38	226	5,12
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,38	272	5,03
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,38	294	5,08
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,38	317	5,12
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,38	351	5,58
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,38	385	9,11
4-45	sym.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,38	407	8,78
4-45	anti.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	102	11,27
4-45	anti.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	113	11,89
4-45	anti.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	124	11,71
4-45	anti.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	136	11,13
4-45	anti.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	147	10,98
4-45	anti.	0,75	0,574	0,632	0,659	0,482	0,04	226	10,98

**Tabelle A.6.3: Vollperforation: Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an versteiften Blechen mit unter 45° angeordnetem quadratischem Lochraster.**

Die Berechnungen mit teilperforierten versteiften Blechen wurden an einem an den Querrändern eingespannten Blech durchgeführt. Die Längsränder waren gehalten. Ergänzende Berechnungen wurden mit vollperforierten versteiften Blechen durchgeführt. Es wurden nur Berechnungen mit dem unter  $0^\circ$  angeordnetem quadratischem Lochraster durchgeführt. Die Ergebnisse der Berechnungen sind nachfolgend aufgeführt.

Lochraster	Beul-eigenform	t	$b_{k1}$	$s_{r1}$	$s_{r2}$	$b_{k2}$	w	Feldlänge l	Traglast $N_{FEM}$
-	-	mm	-	-	-	-	mm	mm <sup>2</sup>	kN
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	perf.	0,04	120	12,32
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	perf.	0,04	144	11,46
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	perf.	0,04	180	10,40
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	perf.	0,04	216	10,14
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	perf.	0,04	252	10,15
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	perf.	0,04	288	10,09
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	perf.	0,04	324	9,79
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	perf.	0,04	360	9,60
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	perf.	0,04	396	9,43
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	perf.	0,04	432	9,21
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	perf.	0,04	504	9,03
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	perf.	0,04	576	8,74
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	perf.	0,04	648	10,98
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	perf.	0,04	792	9,71
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	perf.	0,04	288	9,19
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	perf.	0,04	360	9,47

**Tabelle A.6.4: Teilperforation: Teil 1 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an versteiften Blechen mit unter  $0^\circ$  angeordnetem quadratischem Lochraster.**

Loch- raster	Beul- eigen- form	t	b <sub>k1</sub>	s <sub>r1</sub>	s <sub>r2</sub>	b <sub>k2</sub>	w	Feld- länge l	Traglast N <sub>FEM</sub>
-	-	mm	-	-	-	-	mm	mm <sup>2</sup>	kN
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	unperf.	0,04	120	15,67
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	unperf.	0,04	288	13,53
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	unperf.	0,04	324	12,68
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	unperf.	0,04	432	11,86
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	unperf.	0,04	504	11,81
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	unperf.	0,04	576	11,83
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	unperf.	0,04	648	11,42
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	unperf.	0,04	720	8,86
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	unperf.	0,04	792	10,46
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	unperf.	0,04	288	12,00
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	unperf.	0,04	324	11,29
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	unperf.	0,04	432	11,79
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	perf.	unperf.	0,04	720	10,63
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	unperf.	unperf.	0,04	120	18,81
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	unperf.	unperf.	0,04	324	14,03
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	unperf.	unperf.	0,04	432	12,98
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	unperf.	unperf.	0,04	504	12,89
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	unperf.	unperf.	0,04	576	12,92
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	unperf.	unperf.	0,04	648	12,57
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	unperf.	unperf.	0,04	720	12,06
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	unperf.	unperf.	0,04	792	8,85
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	unperf.	unperf.	0,04	324	12,31
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	unperf.	unperf.	0,04	504	12,90
4-0	sym.	0,75	perf.	perf.	unperf.	unperf.	0,04	720	11,50

**Tabelle A.6.5: Teilperforation: Teil 2 der Zusammenstellung der numerischen Untersuchungen an versteiften Blechen mit unter 0° angeordnetem quadratischem Lochraster.**

# Anhang B: Versuche

## B.1 Allgemeines

Der vorliegende Anhang stellt die in den Diagrammen des Hauptteils aufgeführten Versuchsergebnisse in tabellarischer Form zusammen. Die Versuche nach Abschnitt B.2 wurden im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen durchgeführt. Bei den Versuchen der übrigen Abschnitte („Versuchsdatenbank“) handelt es sich um Versuche nach DIN 18807-1, die an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Universität Karlsruhe (TH) in der Vergangenheit durchgeführt wurden und in deren Prüfberichte dokumentiert sind.

## B.2 Stegkrüppeln von vollperforierten Trapezprofilen

In den Versuchen wurde die durch die Perforation bedingte Abminderung der Traglast der unperforierten Trapezprofile mit dem theoretischen Ansatz verglichen. Hierzu wurden Versuche nach DIN 18807-2 sowohl an unperforierten als auch an vollperforierten Trapezprofilen durchgeführt. Die Profile unterschieden sich hinsichtlich Werkstoff, Geometrie, Lochraster und Blechdicke. Die unterschiedlichen Geometrien sind in Abbildung B.2.1 dargestellt. Jedes Profil der Geometrien I - VI lag unperforiert und vollperforiert mit zwei verschiedenen Lochrastern vor. Profilgeometrie VII lag unperforiert und mit dreieckigem Lochraster vor (Abbildung B.2.2). Die Blechdicken bei den Aluminiumprofilen betragen 0,8mm oder 1,0mm, bei Stahlprofilen 0,63mm, 0,7mm oder 1,0mm.

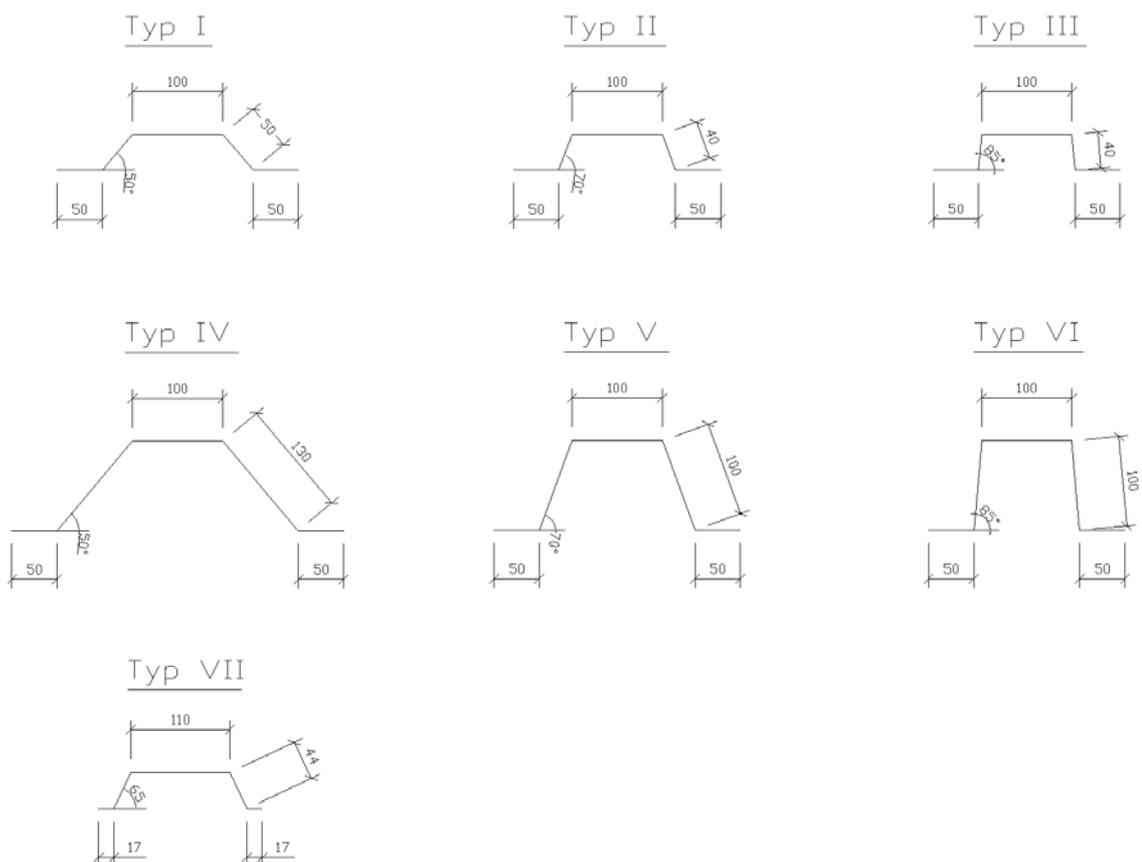


Abbildung B.2.1: Geometrien der untersuchten Trapezprofile

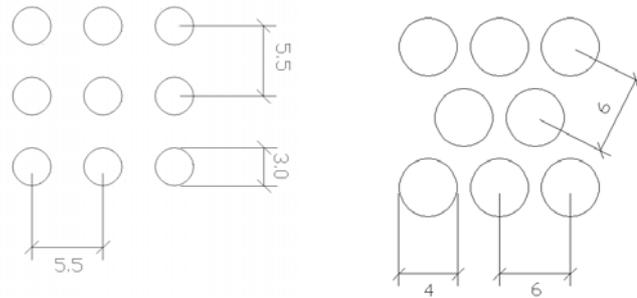


Abbildung B.2.2: Lochraster Profiltypen I bis VI

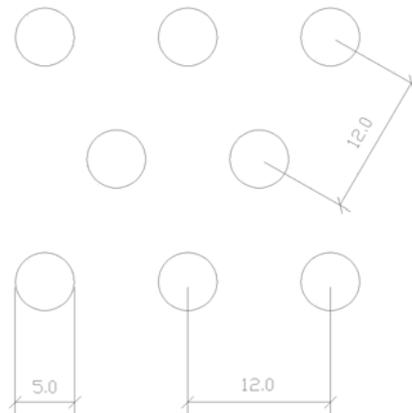


Abbildung B.2.3: Lochraster Profiltypen VII

Die Versuche wurden als Versuch Zwischenaufleger unter Auflast (Abbildung B.2.4) oder Endaufleger unter Auflast (Abbildung B.2.5) durchgeführt.

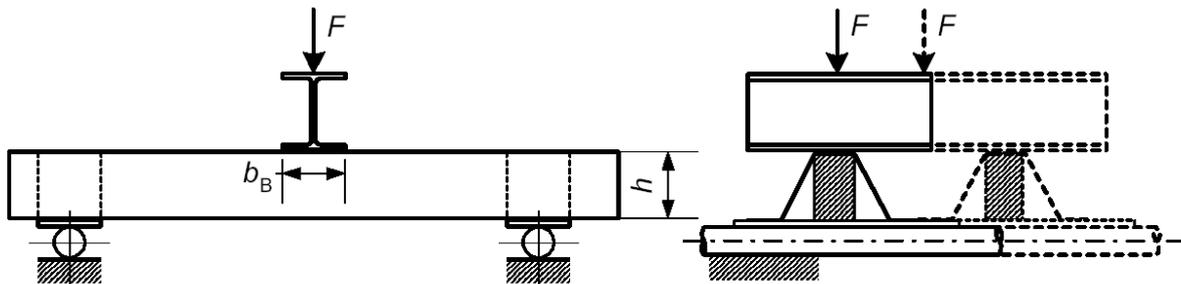
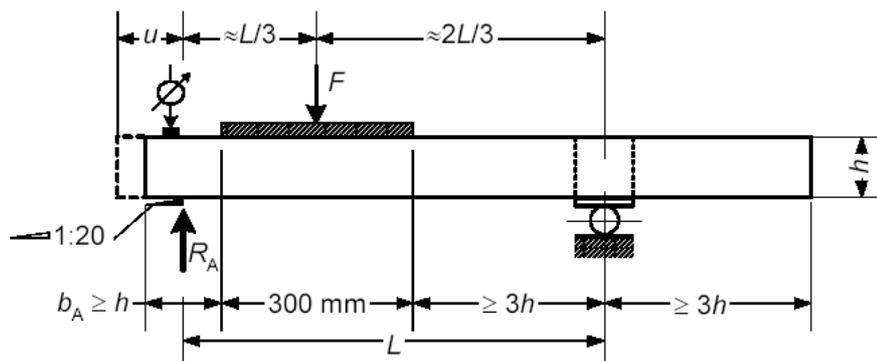


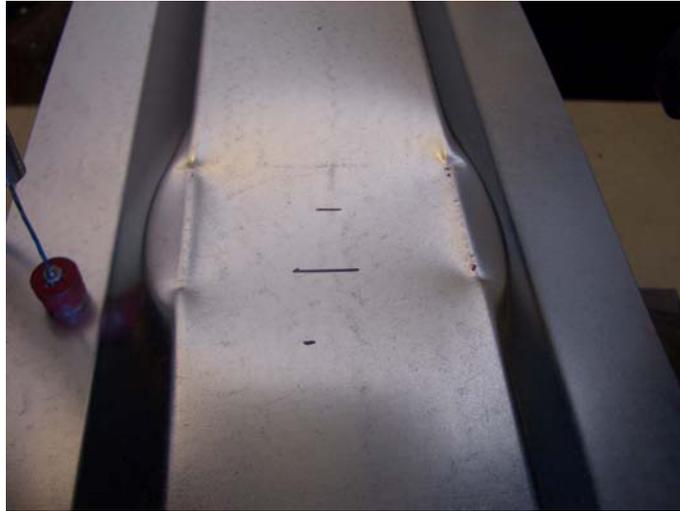
Abbildung B.2.4: Versuch Zwischenaufleger unter Auflast



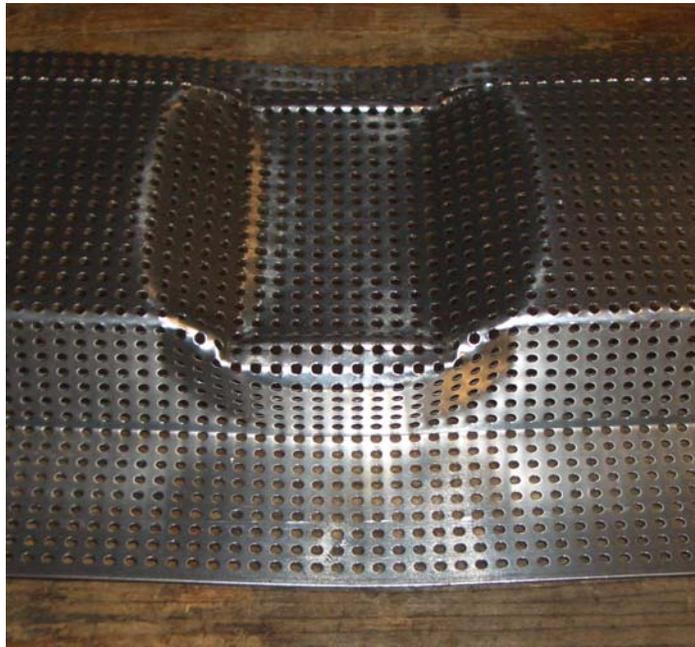
**Abbildung B.2.5: Versuch Endauflager unter Auflast**

Die Stützweite betrug bei den Versuchen Zwischenaufleger unter Auflast profilgeometrieabhängig 220mm (alle Geometrien) oder 460mm (nur Geometrie IV bis VI). Die Lasteinleitungsbreite betrug  $b_B = 60\text{mm}$ . Abbildung B.2.6 bis Abbildung B.2.8 zeigt Probekörper nach dem Versuch. Der Überstand  $u$  bei den Versuchen Endauflager unter Auflast betrug 90mm.

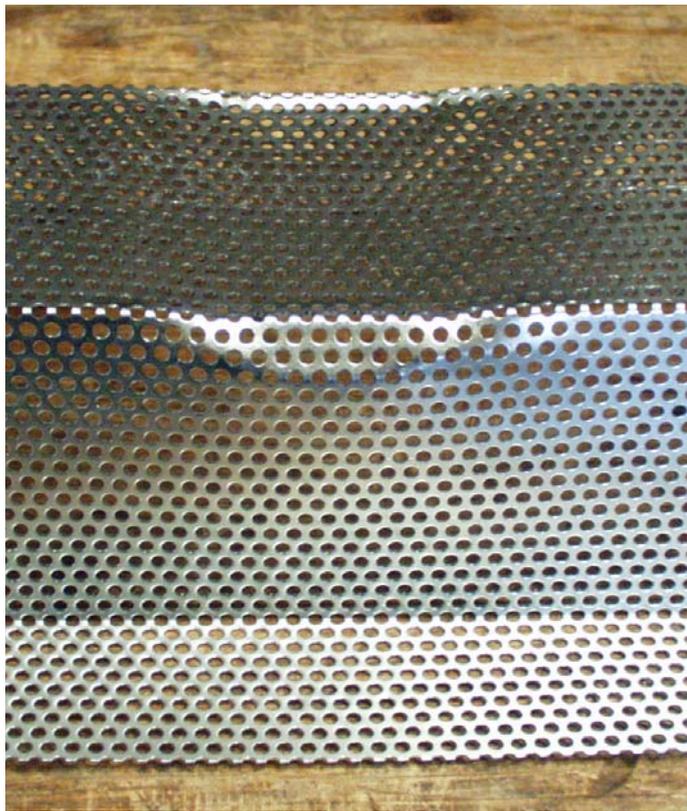
Die ermittelten Maximalkräfte sind in Tabelle B.2.1 bis Tabelle B.2.9 aufgeführt.



**Abbildung B.2.6: Unperforierter Versuchskörper der Geometrie II nach dem Versuch Zwischenaufleger unter Auflast**



**Abbildung B.2.7: Vollperforierter Versuchskörper der Geometrie III nach dem Versuch Zwischenaufleger unter Auflast**



**Abbildung B.2.8: Vollperforierter Versuchskörper der Geometrie V nach dem Versuch Zwischenaufleger unter Auflast**

Werkstoff	Blechdicke	Profilgeometrie	$F_{\max}$ [kN]
Stahl	0,7	I	4,73
Stahl	1,0	I	9,17
Aluminium	0,8	I	2,29
Aluminium	1,0	I	4,04
Stahl	0,7	II	5,47
Stahl	1,0	II	9,90
Aluminium	0,8	II	2,68
Aluminium	1,0	II	4,47
Stahl	0,7	III	5,44
Stahl	1,0	III	10,56
Aluminium	0,8	III	2,75
Aluminium	1,0	III	4,39
Stahl	0,7	IV	4,61
Stahl	1,0	IV	9,39
Aluminium	0,8	IV	2,28
Aluminium	1,0	IV	3,92
Stahl	0,7	V	5,66
Stahl	1,0	V	10,65
Aluminium	0,8	V	2,60
Aluminium	1,0	V	4,60
Stahl	0,7	VI	5,70
Stahl	1,0	VI	10,84
Aluminium	0,8	VI	2,83
Aluminium	1,0	VI	4,62
Stahl	0,7	VII	4,86
Stahl	0,7	VII	4,90

Tabelle B.2.1: Ergebnisse der Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an unperforierten Profilen

Werkstoff	Blechdicke	Profilgeometrie	$F_{\max}$ [kN]
Stahl	0,7	I	1,73
Stahl	1,0	I	3,88
Aluminium	0,8	I	0,80
Aluminium	1,0	I	1,44
Stahl	0,7	II	1,75
Stahl	1,0	II	4,14
Aluminium	0,8	II	0,89
Aluminium	1,0	II	1,58
Stahl	0,7	III	1,62
Stahl	1,0	III	4,31
Aluminium	0,8	III	0,81
Aluminium	1,0	III	1,46
Stahl	0,7	IV	1,65
Stahl	1,0	IV	3,80
Aluminium	0,8	IV	0,94
Aluminium	0,8	IV	0,92
Aluminium	0,8	IV	0,95
Aluminium	1,0	IV	1,50
Stahl	0,7	V	2,15
Stahl	1,0	V	5,13
Aluminium	0,8	V	1,15
Aluminium	0,8	V	1,12
Aluminium	0,8	V	1,12
Aluminium	1,0	V	1,75
Stahl	0,7	VI	2,34
Stahl	1,0	VI	5,63
Aluminium	0,8	VI	1,22
Aluminium	1,0	VI	1,45
Stahl	0,63	VII	2,16
Stahl	0,63	VII	2,21
Stahl	0,63	VII	2,32
Stahl	1,0	VII	6,04
Stahl	1,0	VII	6,02
Stahl	1,0	VII	6,56

**Tabelle B.2.2: Ergebnisse der Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an Profilen mit dreieckigem Lochraster (Stützweite 220mm)**

Werkstoff	Blechdicke	Profilgeometrie	$F_{\max}$ [kN]
Stahl	0,7	IV	1,40
Stahl	0,7	IV	3,10
Aluminium	1,0	IV	1,26
Stahl	1,0	V	1,80
Stahl	1,0	V	4,18
Aluminium	1,0	V	1,57
Stahl	0,7	VI	1,99
Stahl	1,0	VI	4,97
Aluminium	0,8	VI	1,00
Aluminium	1,0	VI	1,50

**Tabelle B.2.3: Ergebnisse der Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an Profilen mit dreieckigem Lochraster (Stützweite 460mm)**

Werkstoff	Blechdicke	Profilgeometrie	F <sub>max</sub> [kN]
Stahl	0,7	I	2,37
Stahl	0,7	I	2,47
Stahl	0,7	I	2,44
Stahl	1,0	I	5,09
Stahl	1,0	I	5,55
Stahl	1,0	I	5,03
Aluminium	0,8	I	1,23
Aluminium	1,0	I	2,22
Stahl	0,7	II	2,97
Stahl	1,0	II	6,31
Aluminium	0,8	II	1,46
Aluminium	1,0	II	2,26
Stahl	0,7	III	3,09
Stahl	1,0	III	7,21
Aluminium	0,8	III	1,19
Aluminium	0,8	III	1,30
Aluminium	0,8	III	1,26
Aluminium	1,0	III	3,08
Aluminium	1,0	III	2,89
Aluminium	1,0	III	2,84
Stahl	0,7	IV	2,73
Stahl	1,0	IV	6,51
Aluminium	0,8	IV	1,45
Aluminium	0,8	IV	1,38
Aluminium	0,8	IV	1,35
Aluminium	1,0	IV	2,12

**Tabelle B.2.4: Ergebnisse der Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an Profilen mit unter 0° angeordnetem quadratischem Lochraster (Stützweite 220mm) – Teil 1**

Werkstoff	Blechdicke	Profilgeometrie	$F_{\max}$ [kN]
Stahl	0,7	V	2,71
Stahl	0,7	V	3,15
Stahl	0,7	V	2,90
Stahl	1,0	V	6,91
Aluminium	0,8	V	1,63
Aluminium	0,8	V	1,58
Aluminium	0,8	V	1,64
Aluminium	1,0	V	2,85
Aluminium	1,0	V	2,86
Aluminium	1,0	V	2,83
Stahl	0,7	VI	2,50
Stahl	1,0	VI	8,38
Aluminium	0,8	VI	1,30
Aluminium	1,0	VI	2,08

**Tabelle B.2.5: Ergebnisse der Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an Profilen mit unter 0° angeordnetem quadratischem Lochraster (Stützweite 220mm) – Teil 2**

Werkstoff	Blechdicke	Profilgeometrie	$F_{\max}$ [kN]
Stahl	0,7	IV	2,06
Aluminium	1,0	IV	1,82
Stahl	1,0	V	5,99
Aluminium	1,0	V	2,85
Stahl	0,7	VI	2,93
Stahl	1,0	VI	7,18
Aluminium	0,8	VI	1,27
Aluminium	1,0	VI	2,08

**Tabelle B.2.6: Ergebnisse der Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an Profilen mit unter 0° angeordnetem quadratischem Lochraster (Stützweite 460mm)**

Werkstoff	Blechdicke	Profilgeometrie	F <sub>max</sub> [kN]
Stahl	0,7	I	1,78
Stahl	1,0	I	3,71
Aluminium	0,8	I	0,73
Aluminium	1,0	I	1,32
Stahl	0,7	II	1,79
Aluminium	1,0	II	1,35
Stahl	0,7	III	1,72
Aluminium	0,8	III	0,77
Stahl	1,0	IV	2,80
Aluminium	1,0	IV	1,24
Stahl	0,7	V	1,98
Aluminium	0,8	V	1,07
Stahl	0,7	VI	2,32
Stahl	1,0	VI	4,77
Aluminium	0,8	VI	1,30
Aluminium	1,0	VI	1,95
Stahl	0,63	VII	2,45
Stahl	0,63	VII	2,51
Stahl	0,63	VII	2,52
Stahl	1,0	VII	7,28
Stahl	1,0	VII	5,69
Stahl	1,0	VII	6,27

**Tabelle B.2.7: Ergebnisse der Versuche Endauflager unter Auflast an Profilen mit dreieckigem Lochraster**

Werkstoff	Blechdicke	Profilgeometrie	$F_{\max}$ [kN]
Stahl	0,7	I	2,75
Stahl	0,7	I	2,75
Stahl	0,7	I	2,75
Stahl	1,0	I	5,77
Stahl	1,0	I	5,77
Stahl	1,0	I	5,77
Aluminium	0,8	I	1,38
Aluminium	1,0	I	2,23
Stahl	0,7	II	2,74
Stahl	1,0	II	5,80
Aluminium	1,0	II	2,25
Stahl	0,7	III	2,88
Aluminium	0,8	III	1,26
Stahl	1,0	IV	4,11
Aluminium	1,0	IV	2,03
Stahl	0,7	V	2,96
Aluminium	0,8	V	1,53
Stahl	0,7	VI	3,35
Stahl	1,0	VI	9,00
Aluminium	0,8	VI	1,71
Aluminium	1,0	VI	3,50
Aluminium	1,0	VI	3,31

**Tabelle B.2.8: Ergebnisse der Versuche Endauflager unter Auflast an Profilen mit unter 0° angeordnetem quadratischem Lochraster**

Werkstoff	Blechdicke	Profilgeometrie	$F_{\max}$ [kN]
Stahl	0,7	I	5,50
Stahl	1,0	I	9,81
Aluminium	0,8	I	2,44
Aluminium	1,0	I	4,04
Stahl	0,7	II	3,43
Aluminium	1,0	II	2,59
Stahl	0,7	III	3,61
Aluminium	0,8	III	1,56
Stahl	1,0	IV	5,21
Aluminium	1,0	IV	2,95
Stahl	0,7	V	3,87
Aluminium	0,8	V	2,00
Stahl	0,7	VI	4,24
Stahl	1,0	VI	9,69
Aluminium	0,8	VI	2,37
Aluminium	1,0	VI	4,20

**Tabelle B.2.9: Ergebnisse der Versuche Endauflager unter Auflast an unperforierten Profilen**

**B.3 Versuchsdatenbank: Aufnehmbares Feldmoment von vollperforierten Profilen**

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	f <sub>y</sub>	Stützweite [m]	F <sub>max</sub> [kN]	M <sub>max</sub> [kNm/Rippe]
40R/915	0,83	3,0	7,8	4-45	331	2,0	10,61	0,531
40R/915	0,83	3,0	7,8	4-45	331	2,0	10,42	0,521
70R/800	0,83	3,0	7,8	4-45	331	3,2	13,08	1,38
70R/800	0,83	3,0	7,8	4-45	331	3,2	12,92	1,29
106R/750	0,83	3,0	7,8	4-45	331	4,6	10,52	2,02
106R/750	0,83	3,0	7,8	4-45	331	4,6	10,33	1,98
40R/915	0,818	3,0	7,8	4-45	391	1,2	11,15	0,669
40R/915	0,818	3,0	7,8	4-45	391	1,2	10,15	0,609
40R/915	0,818	3,0	7,8	4-45	391	1,2	10,00	0,600
40R/915	0,818	3,0	7,8	4-45	391	1,2	10,1	0,606
40R/915B	0,818	3,0	5,5	4-0	391	1,2	8,80	0,528
40R/915B	0,818	3,0	5,5	4-0	391	1,2	8,25	0,495
40R/915B	0,818	3,0	5,5	4-0	391	1,2	8,45	0,507
40R/915B	0,818	3,0	5,5	4-0	391	1,2	8,20	0,492
40R/915B	0,818	3,0	5,5	4-0	391	1,2	8,50	0,510
40R/915B	0,818	3,0	5,5	4-0	391	1,2	9,20	0,552
70R/800	0,815	3,0	7,8	4-45	341	1,2	17,80	1,335
70R/800	0,815	3,0	7,8	4-45	341	1,2	17,25	1,294
70R/800	0,815	3,0	7,8	4-45	341	1,2	17,55	1,316
70R/800	0,815	3,0	7,8	4-45	341	1,2	17,33	1,30
106R/750	0,815	3,0	7,8	4-45	341	1,2	20,30	2,03
106R/750	0,815	3,0	7,8	4-45	341	1,2	20,75	2,08
106R/750	0,815	3,0	7,8	4-45	341	1,2	20,90	2,09
106R/750	0,815	3,0	7,8	4-45	341	1,2	21,50	2,15
106R/750	0,951	3,0	5,5	4-0	356	1,2	19,75	1,98
106R/750	0,951	3,0	5,5	4-0	356	1,2	23,65	2,37
106R/750	0,951	3,0	5,5	4-0	356	1,2	22,38	2,24
106R/750	0,951	3,0	5,5	4-0	356	1,2	21,93	2,19
106R/750	0,951	3,0	5,5	4-0	356	1,2	20,95	2,10

Tabelle B.3.1: Versuche Feld an vollperforierten Stahltrapezprofilen – Teil 1

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	$f_y$	Stützweite [m]	$F_{\max}$ [kN]	$M_{\max}$ [kNm/Rippe]
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	2,4	5,61	0,421
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	2,4	5,42	0,407
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	2,4	5,62	0,422
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	2,4	5,57	0,418

**Tabelle B.3.2: Versuche Feld an vollperforierten Stahltrapezprofilen – Teil 1**

**B.4 Versuchsdatenbank: Zwischenauflegerinteraktion von vollperforierten Profilen**

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	f <sub>y</sub>	Stützweite [m]	R <sub>B,max</sub> [kN/Rippe]	M <sub>max</sub> [kNm/Rippe]
70R/800	0,83	3,0	7,8	4-45	331	1,6	0,95	0,380
70R/800	0,83	3,0	7,8	4-45	331	1,6	0,93	0,370
70R/800	0,83	3,0	7,8	4-45	331	1,2	1,17	0,350
70R/800	0,83	3,0	7,8	4-45	331	1,2	1,18	0,355
70R/800	0,83	3,0	7,8	4-45	331	1,0	1,38	0,344
70R/800	0,83	3,0	7,8	4-45	331	1,0	1,39	0,348
70R/800	0,83	3,0	7,8	4-45	331	0,6	1,84	0,276
70R/800	0,83	3,0	7,8	4-45	331	0,6	1,95	0,293
70R/800	0,83	3,0	7,8	4-45	331	2,4	1,77	1,063
70R/800	0,83	3,0	7,8	4-45	331	2,4	1,77	1,063
70R/800	0,83	3,0	7,8	4-45	331	2,0	2,14	1,068
70R/800	0,83	3,0	7,8	4-45	331	2,0	2,07	1,036
70R/800	0,83	3,0	7,8	4-45	331	1,4	2,81	0,982
70R/800	0,83	3,0	7,8	4-45	331	1,4	2,86	1,003
106R/750	0,83	3,0	7,8	4-45	331	3,4	2,26	1,921
106R/750	0,83	3,0	7,8	4-45	331	3,4	2,09	1,772
106R/750	0,83	3,0	7,8	4-45	331	2,8	2,53	1,770
106R/750	0,83	3,0	7,8	4-45	331	2,8	2,66	1,859
106R/750	0,83	3,0	7,8	4-45	331	2,0	3,52	1,762
106R/750	0,83	3,0	7,8	4-45	331	2,0	3,64	1,819
106R/750	0,83	3,0	7,8	4-45	331	1,6	4,15	1,659
106R/750	0,83	3,0	7,8	4-45	331	1,6	4,32	1,729

Tabelle B.4.1: Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an vollperforierten Stahltrapezprofilen – Teil 1

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	f <sub>y</sub>	Stützweite [m]	R <sub>B,max</sub> [kN/Rippe]	M <sub>max</sub> [kNm/Rippe]
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	0,65	2,58	1,290
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	0,65	2,69	1,345
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	0,65	2,65	1,325
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	0,65	2,59	1,295
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	1,2	1,69	0,845
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	1,2	1,69	0,845
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	1,2	1,69	0,845
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	1,2	1,69	0,845
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	0,65	1,82	0,910
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	0,65	1,89	0,945
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	0,65	1,74	0,870
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	0,65	1,73	0,865
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	1,2	1,19	0,595
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	1,2	1,25	0,625
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	1,2	1,22	0,610
E50Ag	0,97	4,0	7,0	3	321	1,2	1,21	0,605

**Tabelle B.4.2: Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an vollperforierten Stahltrapezprofilen – Teil 2**

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	f <sub>y</sub>	Stützweite [m]	V <sub>max</sub> [kN/Rippe]	M <sub>max</sub> [kNm/Rippe]
40R/915	0,818	3,0	7,8	4-45	391	1,2	2,23	0,669
40R/915	0,818	3,0	7,8	4-45	391	1,2	2,03	0,609
40R/915	0,818	3,0	7,8	4-45	391	1,2	2,00	0,600
40R/915	0,818	3,0	7,8	4-45	391	1,2	2,02	0,606
40R/915B	0,818	3,0	5,5	4-0	391	1,2	1,76	0,528
40R/915B	0,818	3,0	5,5	4-0	391	1,2	1,65	0,495
40R/915B	0,818	3,0	5,5	4-0	391	1,2	1,69	0,507
40R/915B	0,818	3,0	5,5	4-0	391	1,2	1,64	0,492
40R/915B	0,818	3,0	5,5	4-0	391	1,2	1,70	0,510
40R/915B	0,818	3,0	5,5	4-0	391	1,2	1,84	0,552
70R/800	0,815	3,0	7,8	4-45	341	1,2	4,45	1,335
70R/800	0,815	3,0	7,8	4-45	341	1,2	4,31	1,294
70R/800	0,815	3,0	7,8	4-45	341	1,2	4,39	1,316
70R/800	0,815	3,0	7,8	4-45	341	1,2	4,33	1,300
106R/750	0,815	3,0	7,8	4-45	341	1,2	6,77	2,030
106R/750	0,815	3,0	7,8	4-45	341	1,2	6,92	2,075
106R/750	0,815	3,0	7,8	4-45	341	1,2	6,97	2,090
106R/750	0,815	3,0	7,8	4-45	341	1,2	7,17	2,150
106R/750	0,951	3,0	5,5	4-0	356	1,2	6,58	1,975
106R/750	0,951	3,0	5,5	4-0	356	1,2	7,88	2,365
106R/750	0,951	3,0	5,5	4-0	356	1,2	7,46	2,238
106R/750	0,951	3,0	5,5	4-0	356	1,2	7,31	2,193
106R/750	0,951	3,0	5,5	4-0	356	1,2	6,98	2,095

Tabelle B.4.3: Versuche Zwischenauflager unter Windsog an vollperforierten Stahltrapezprofilen

**B.5 Versuchsdatenbank: Stegkrüppeln von teilperforierten Trapezprofilen**

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	f <sub>y</sub>	b <sub>1</sub> [mm]	b <sub>B</sub> [mm]	R <sub>B,max</sub> [kN/Rippe]
100/345	1,00	5,0	12,5	3	347	20,1	60	9,22
100/345	1,00	5,0	12,5	3	347	20,1	60	9,25
130/233	1,00	5,0	12,5	3	347	18,5	60	9,62
130/233	1,00	5,0	12,5	3	347	18,5	60	9,64
160/250	1,00	5,0	12,5	3	347	18,9	60	9,28
160/250	1,00	5,0	12,5	3	347	18,9	60	9,21
105/345-L	0,72	5,0	12,5	3	329	20	60	5,44
105/345-L	0,72	5,0	12,5	3	331	20	60	5,48
105/345-L	0,70	5,0	12,5	3	328	20	160	6,67
105/345-L	0,73	5,0	12,5	3	331	20	160	7,27
105/345-L	0,95	5,0	12,5	3	318	20	160	11,97
105/345-L	0,93	5,0	12,5	3	313	20	160	11,67
125/300-L	0,70	5,0	12,5	3	329	19,6	60	4,68
125/300-L	0,70	5,0	12,5	3	325	19,6	60	4,66
125/300-L	0,94	5,0	12,5	3	327	19,6	60	8,80
125/300-L	0,94	5,0	12,5	3	327	19,6	60	8,65
125/300-L	0,70	5,0	12,5	3	325	19,6	160	6,28
125/300-L	0,70	5,0	12,5	3	329	19,6	160	6,53
125/300-L	0,94	5,0	12,5	3	319	19,6	160	10,97
125/300-L	0,94	5,0	12,5	3	316	19,6	160	10,97
140/280-L	0,71	5,0	12,5	3	339	19,5	60	4,80
140/280-L	0,71	5,0	12,5	3	343	19,5	60	5,12
140/280-L	0,95	5,0	12,5	3	314	19,5	60	8,85
140/280-L	0,96	5,0	12,5	3	333	19,5	60	9,00
140/280-L	0,71	5,0	12,5	3	333	19,5	160	6,22
140/280-L	0,71	5,0	12,5	3	339	19,5	160	6,17
140/280-L	0,95	5,0	12,5	3	316	19,5	160	10,97
140/280-L	0,95	5,0	12,5	3	333	19,5	160	11,82

**Tabelle B.5.1: Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an teilperforierten Stahltrapezprofilen – Teil 1**

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	f <sub>y</sub>	b <sub>1</sub> [mm]	b <sub>B</sub> [mm]	R <sub>B,max</sub> [kN/Rippe]
160/250-L	0,7	5,0	12,5	3	334	18,9	60	5,20
160/250-L	0,7	5,0	12,5	3	329	18,9	60	5,10
160/250-L	0,71	5,0	12,5	3	330	18,9	160	7,52
160/250-L	0,70	5,0	12,5	3	333	18,9	160	7,57
160/250-L	0,95	5,0	12,5	3	314	18,9	160	12,37
160/250-L	0,95	5,0	12,5	3	329	18,9	160	13,07
170/250	0,69	5,0	12,5	3	371	20,6	60	5,40
170/250	0,69	5,0	12,5	3	373	20,6	60	5,57
170/250	0,69	5,0	12,5	3	369	20,6	160	7,10
170/250	0,69	5,0	12,5	3	371	20,6	160	7,05
135/310A	0,70	5,0	12,0	3	386	10	60	5,11
135/310A	0,70	5,0	12,0	3	386	10	60	5,11
135/310A	0,70	5,0	12,0	3	386	10	160	7,37
135/310A	0,70	5,0	12,0	3	386	10	160	7,72
135/310A	0,96	5,0	12,0	3	361	10	60	9,41
135/310A	0,96	5,0	12,0	3	361	10	60	9,51
135/310A	0,96	5,0	12,0	3	361	10	160	13,17
135/310A	0,96	5,0	12,0	3	361	10	160	12,77
135/310A	1,20	5,0	12,0	3	384	10	60	14,51
135/310A	1,20	5,0	12,0	3	384	10	60	14,71
135/310A	1,20	5,0	12,0	3	384	10	160	20,37
135/310A	1,20	5,0	12,0	3	384	10	160	20,67

Tabelle B.5.2: Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an teilperforierten Stahltrapezprofilen – Teil 2

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	f <sub>y</sub>	b <sub>1</sub> [mm]	b <sub>B</sub> [mm]	R <sub>B,max</sub> [kN/Rippe]
AT100	0,71	5,0	9,0	3	357	27	60	5,43
AT100	0,71	5,0	9,0	3	357	27	60	5,45
TA170	0,68	5,0	9,0	3	365	50	60	4,70
TA170	0,68	5,0	9,0	3	365	50	60	4,80
TA170	0,68	5,0	9,0	3	365	50	160	7,10
TA170	0,68	5,0	9,0	3	365	50	160	7,10
TA170	0,94	5,0	9,0	3	372	50	60	9,80
TA170	0,94	5,0	9,0	3	372	50	60	9,70
TA170	0,94	5,0	9,0	3	372	50	160	13,20
TA170	0,94	5,0	9,0	3	372	50	160	12,60
TA170	1,21	5,0	9,0	3	365	50	60	16,10
TA170	1,21	5,0	9,0	3	365	50	60	15,90
TA170	1,21	5,0	9,0	3	365	50	160	20,50
TA170	1,21	5,0	9,0	3	365	50	160	20,00
TA108	0,93	5,0	9,0	3	406	30	60	6,89
TA108	0,93	5,0	9,0	3	406	30	60	6,64
TA108	0,93	5,0	9,0	3	406	30	60	6,84
TA108	0,93	5,0	9,0	3	406	30	160	8,77
TA108	0,93	5,0	9,0	3	406	30	160	8,52
TA108	0,93	5,0	9,0	3	406	30	160	8,67
E100A	0,72	5,0	8,0	3	340	32,5	60	4,71
E100A	0,72	5,0	8,0	3	340	32,5	60	4,64
E100A	0,98	5,0	8,0	3	318	32,5	60	7,80
E100A	0,98	5,0	8,0	3	318	32,5	60	7,55
E100A	1,50	5,0	8,0	3	312	32,5	60	16,47
E100A	1,50	5,0	8,0	3	312	32,5	60	16,97
E100A	0,72	5,0	8,0	3	340	32,5	160	5,82
E100A	0,72	5,0	8,0	3	340	32,5	160	5,89
E100A	0,98	5,0	8,0	3	318	32,5	160	9,69
E100A	0,99	5,0	8,0	3	318	32,5	160	9,63
E100A	1,50	5,0	8,0	3	312	32,5	160	19,14
E100A	1,50	5,0	8,0	3	312	32,5	160	19,11

Tabelle B.5.3: Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an teilperforierten Stahltrapezprofilen – Teil 3

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	f <sub>y</sub>	b <sub>1</sub> [mm]	b <sub>B</sub> [mm]	R <sub>B,max</sub> [kN/Rippe]
165/250A	0,73	5,0	12,0	3	378	10	60	5,25
165/250A	0,73	5,0	12,0	3	378	10	60	5,19
165/250A	0,97	5,0	12,0	3	357	10	60	8,08
165/250A	0,97	5,0	12,0	3	357	10	60	8,08
165/250A	1,21	5,0	12,0	3	379	10	60	14,50
165/250A	1,21	5,0	12,0	3	379	10	60	14,32
165/250A	0,73	5,0	12,0	3	378	10	160	8,01
165/250A	0,73	5,0	12,0	3	378	10	160	7,51
165/250A	0,97	5,0	12,0	3	357	10	160	10,95
165/250A	0,97	5,0	12,0	3	357	10	160	11,10
165/250A	1,21	5,0	12,0	3	379	10	160	18,70
165/250A	1,21	5,0	12,0	3	379	10	160	18,57
135R/930	0,70	3,0	7,8	4-45	338	5	60	5,18
135R/930	0,70	3,0	7,8	4-45	338	5	60	5,33
135R/930	0,70	3,0	7,8	4-45	338	5	60	4,99
135R/930	0,70	3,0	7,8	4-45	338	5	160	6,31
135R/930	0,70	3,0	7,8	4-45	338	5	160	6,16
135R/930	0,70	3,0	7,8	4-45	338	5	160	6,12
135R/930	0,95	3,0	7,8	4-45	306	5	60	9,39
135R/930	0,95	3,0	7,8	4-45	306	5	60	9,49
135R/930	0,95	3,0	7,8	4-45	306	5	60	9,49
135R/930	0,95	3,0	7,8	4-45	306	5	160	11,19
135R/930	0,95	3,0	7,8	4-45	306	5	160	10,99
135R/930	0,95	3,0	7,8	4-45	306	5	160	11,32
135R/930	0,69	3,0	5,5	4-0	357	46	60	4,83
135R/930	0,69	3,0	5,5	4-0	357	46	60	4,79
135R/930	0,69	3,0	5,5	4-0	357	46	60	4,74
135R/930	0,69	3,0	5,5	4-0	357	46	160	6,05
135R/930	0,69	3,0	5,5	4-0	357	46	160	6,28
135R/930	0,69	3,0	5,5	4-0	357	46	160	6,35

Tabelle B.5.4: Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an teilperforierten Stahltrapezprofilen – Teil 4

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	f <sub>y</sub>	b <sub>1</sub> [mm]	b <sub>B</sub> [mm]	R <sub>B,max</sub> [kN/Rippe]
135R/930	0,94	3,0	5,5	4-0	321	46	60	7,88
135R/930	0,94	3,0	5,5	4-0	321	46	60	7,82
135R/930	0,94	3,0	5,5	4-0	321	46	60	7,95
135R/930	0,94	3,0	5,5	4-0	321	46	160	11,24
135R/930	0,94	3,0	5,5	4-0	321	46	160	11,40
135R/930	0,94	3,0	5,5	4-0	321	46	160	11,19
158R/750	0,70	3,0	5,5	4-0	354	51	60	4,89
158R/750	0,70	3,0	5,5	4-0	354	51	60	4,95
158R/750	0,70	3,0	5,5	4-0	354	51	60	5,07
158R/750	0,70	3,0	5,5	4-0	354	51	160	6,03
158R/750	0,70	3,0	5,5	4-0	354	51	160	5,76
158R/750	0,70	3,0	5,5	4-0	354	51	160	5,78
158R/750	0,95	3,0	5,5	4-0	334	51	60	8,87
158R/750	0,95	3,0	5,5	4-0	334	51	60	8,80
158R/750	0,95	3,0	5,5	4-0	334	51	60	8,87
158R/750	0,95	3,0	5,5	4-0	334	51	160	11,45
158R/750	0,95	3,0	5,5	4-0	334	51	160	11,14
158R/750	0,95	3,0	5,5	4-0	334	51	160	11,30
150/280A	0,68	5,0	8,0	3	333	50	60	3,77
150/280A	0,68	5,0	8,0	3	333	50	160	4,45
150/280A	0,93	5,0	8,0	3	352	50	60	7,11
150/280A	0,93	5,0	8,0	3	352	50	160	8,07
150/280A	1,22	5,0	8,0	3	338	50	60	12,77
150/280A	1,22	5,0	8,0	3	338	50	160	14,85
165/250A	0,68	5,0	8,0	3	330	43	60	3,52
165/250A	0,68	5,0	8,0	3	330	43	160	4,55
165/250A	0,94	5,0	8,0	3	340	43	60	6,89
165/250A	0,94	5,0	8,0	3	340	43	160	7,87
165/250A	1,23	5,0	8,0	3	382	43	60	11,35
165/250A	1,23	5,0	8,0	3	382	43	160	13,87

Tabelle B.5.5: Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an teilperforierten Stahltrapezprofilen – Teil 5

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	f <sub>y</sub>	b <sub>1</sub> [mm]	b <sub>B</sub> [mm]	R <sub>B,max</sub> [kN/Rippe]
135/310A	0,72	5,0	8,0	3	388	35	60	5,35
135/310A	0,99	5,0	8,0	3	339	35	60	9,27
135/310A	1,21	5,0	8,0	3	315	35	60	12,68
135/310A	0,72	5,0	8,0	3	388	35	160	6,67
135/310A	0,99	5,0	8,0	3	339	35	160	11,36
135/310A	1,21	5,0	8,0	3	315	35	160	15,06

**Tabelle B.5.6: Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an teilperforierten Stahltrapezprofilen – Teil 6**

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	f <sub>y</sub>	b <sub>1</sub> [mm]	b <sub>A</sub> [mm]	R <sub>A,max</sub> [kN/Rippe]
100/345	1,00	5,0	12,5	3	347	20,1	40	6,65
100/345	1,00	5,0	12,5	3	347	20,1	40	6,48
130/233	1,00	5,0	12,5	3	347	18,5	40	4,57
130/233	1,00	5,0	12,5	3	347	18,5	40	5,41
160/250	1,00	5,0	12,5	3	347	18,9	40	4,61
105/345-L	0,70	5,0	12,5	3	339	20	40	2,54
105/345-L	0,70	5,0	12,5	3	345	20	40	2,67
15/300-L	0,68	5,0	12,5	3	334	19,6	40	2,32
15/300-L	0,69	5,0	12,5	3	346	19,6	40	2,44
15/300-L	0,95	5,0	12,5	3	313	19,6	40	4,33
15/300-L	0,93	5,0	12,5	3	325	19,6	40	4,63
140/280-L	0,70	5,0	12,5	3	345	19,5	40	2,24
140/280-L	0,70	5,0	12,5	3	346	19,5	40	2,27
140/280-L	0,94	5,0	12,5	3	363	19,5	40	4,22
140/280-L	0,94	5,0	12,5	3	362	19,5	40	4,34
160/250-L	0,70	5,0	12,5	3	345	18,9	40	2,22
160/250-L	0,70	5,0	12,5	3	349	18,9	40	2,24
106R/750	0,70	3,0	7,8	4-45	380	0	40	3,33
106R/750	0,70	3,0	7,8	4-45	380	0	40	3,06
106R/750	0,70	3,0	7,8	4-45	380	0	40	3,22
106R/750	0,70	3,0	7,8	4-45	380	0	40	3,15
106R/750	0,70	4,3	7,5	3	382	0	40	1,79
106R/750	0,70	4,3	7,5	3	382	0	40	2,09
106R/750	0,70	4,3	7,5	3	382	0	40	1,72
106R/750	0,70	4,3	7,5	3	382	0	40	1,85
120R/625	0,95	4,3	7,5	3	353	0	40	3,09
120R/625	0,95	4,3	7,5	3	353	0	40	2,93
120R/625	0,95	4,3	7,5	3	353	0	40	3,25
120R/625	0,95	4,3	7,5	3	353	0	40	3,04

Tabelle B.5.7: Versuche Endauflager unter Auflast an teilperforierten Stahltrapezprofilen – Teil 1

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	f <sub>y</sub>	b <sub>1</sub> [mm]	b <sub>A</sub> [mm]	R <sub>A,max</sub> [kN/Rippe]
170/250	0,68	5,0	12,5	3	370	20,6	40	2,57
170/250	0,69	5,0	12,5	3	370	20,6	40	2,34
170/250	0,68	5,0	12,5	3	398	20,6	40	2,98
170/250	0,68	5,0	12,5	3	403	20,6	40	3,03
135/310A	0,70	5,0	12,0	3	386	10	40	2,36
135/310A	0,70	5,0	12,0	3	386	10	40	2,52
135/310A	0,96	5,0	12,0	3	361	10	40	5,21
135/310A	0,96	5,0	12,0	3	361	10	40	4,83
135/310A	1,20	5,0	12,0	3	384	10	40	8,13
135/310A	1,20	5,0	12,0	3	384	10	40	8,63
AT100	0,71	5,0	9,0	3	357	27	40	2,04
AT100	0,71	5,0	9,0	3	357	27	40	2,38
TA170	0,68	5,0	9,0	3	365	50	40	1,73
TA170	0,68	5,0	9,0	3	365	50	40	1,54
TA170	0,94	5,0	9,0	3	372	50	40	3,27
TA170	0,94	5,0	9,0	3	372	50	40	3,34
TA170	1,21	5,0	9,0	3	365	50	40	5,57
TA170	1,21	5,0	9,0	3	365	50	40	5,64
TA108	0,93	5,0	9,0	3	406	30	40	4,84
TA108	0,93	5,0	9,0	3	406	30	40	4,93
E100A	0,72	5,0	8,0	3	340	32,5	40	2,17
E100A	0,72	5,0	8,0	3	340	32,5	40	2,04
E100A	0,98	5,0	8,0	3	318	32,5	40	3,51
E100A	0,98	5,0	8,0	3	318	32,5	40	3,34
E100A	1,50	5,0	8,0	3	312	32,5	40	8,12
E100A	1,50	5,0	8,0	3	312	32,5	40	7,67
165/250A	0,73	5,0	12,0	3	378	10	40	2,66
165/250A	0,73	5,0	12,0	3	378	10	40	2,46
165/250A	0,97	5,0	12,0	3	357	10	40	4,19
165/250A	0,97	5,0	12,0	3	357	10	40	4,19
165/250A	1,21	5,0	12,0	3	379	10	40	6,86
165/250A	1,21	5,0	12,0	3	379	10	40	6,83

Tabelle B.5.8: Versuche Endauflager unter Auflast an teilperforierten Stahltrapezprofilen – Teil 2

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	f <sub>y</sub>	b <sub>1</sub> [mm]	b <sub>A</sub> [mm]	R <sub>A,max</sub> [kN/Rippe]
135R/930	0,70	3,0	7,8	4-45	338	5	40	2,30
135R/930	0,70	3,0	7,8	4-45	338	5	40	2,27
135R/930	0,70	3,0	7,8	4-45	338	5	40	2,27
135R/930	0,95	3,0	7,8	4-45	306	5	40	4,33
135R/930	0,95	3,0	7,8	4-45	306	5	40	4,13
135R/930	0,95	3,0	7,8	4-45	306	5	40	4,22
135R/930	0,69	3,0	5,5	4-0	357	46	40	2,27
135R/930	0,69	3,0	5,5	4-0	357	46	40	2,27
135R/930	0,69	3,0	5,5	4-0	357	46	40	2,29
135R/930	0,94	3,0	5,5	4-0	321	46	40	4,38
135R/930	0,94	3,0	5,5	4-0	321	46	40	4,57
135R/930	0,94	3,0	5,5	4-0	321	46	40	4,43
135R/930	0,69	3,0	5,5	4-0	357	46	90	2,94
135R/930	0,69	3,0	5,5	4-0	357	46	90	2,92
135R/930	0,69	3,0	5,5	4-0	357	46	90	2,82
135R/930	0,94	3,0	5,5	4-0	321	46	90	5,27
135R/930	0,94	3,0	5,5	4-0	321	46	90	5,58
135R/930	0,94	3,0	5,5	4-0	321	46	90	5,61
158R/750	0,70	3,0	5,5	4-0	354	51	40	2,33
158R/750	0,70	3,0	5,5	4-0	354	51	40	2,32
158R/750	0,70	3,0	5,5	4-0	354	51	40	2,42
158R/750	0,95	3,0	5,5	4-0	334	51	40	4,17
158R/750	0,95	3,0	5,5	4-0	334	51	40	4,35
158R/750	0,95	3,0	5,5	4-0	334	51	40	4,25
158R/750	0,70	3,0	5,5	4-0	354	51	90	2,71
158R/750	0,70	3,0	5,5	4-0	354	51	90	2,79
158R/750	0,70	3,0	5,5	4-0	354	51	90	2,64
158R/750	0,95	3,0	5,5	4-0	334	51	90	5,62
158R/750	0,95	3,0	5,5	4-0	334	51	90	5,47
158R/750	0,95	3,0	5,5	4-0	334	51	90	5,39

Tabelle B.5.9: Versuche Endauflager unter Auflast an teilperforierten Stahltrapezprofilen – Teil 3

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	$f_y$	$b_1$ [mm]	$b_A$ [mm]	$R_{A,max}$ [kN/Rippe]
TRE106P	1,43	4,0	7,0	3	371	26	40	9,79
TRE106P	1,43	4,0	7,0	3	371	26	40	9,66
TRE106P	1,43	4,0	7,0	3	371	26	40	9,92
TRE106P	1,43	4,0	7,0	3	371	26	40	9,99
150/280A	0,68	5,0	8,0	3	333	50	40	1,53
150/280A	0,93	5,0	8,0	3	352	50	40	3,21
150/280A	1,22	5,0	8,0	3	338	50	40	5,69
150/280A	0,68	5,0	8,0	3	333	50	40	1,88
150/280A	0,93	5,0	8,0	3	352	50	40	3,85
150/280A	1,22	5,0	8,0	3	338	50	40	7,51
165/250A	0,68	5,0	8,0	3	330	43	40	1,69
165/250A	0,94	5,0	8,0	3	340	43	40	2,85
165/250A	1,23	5,0	8,0	3	382	43	40	6,22
165/250A	0,68	5,0	8,0	3	330	43	40	1,95
165/250A	0,94	5,0	8,0	3	340	43	40	3,69
165/250A	1,23	5,0	8,0	3	382	43	40	7,39
135/310A	0,72	5,0	8,0	3	388	35	40	2,44
135/310A	0,99	5,0	8,0	3	339	35	40	4,42
135/310A	1,21	5,0	8,0	3	315	35	40	6,40
153/840A	0,93	0,5	8,0	3	402	57	40	4,06
153/840A	0,93	0,5	8,0	3	402	58	40	4,23
153/840A	0,93	0,5	8,0	3	402	59	40	4,04
153/840A	0,93	0,5	8,0	3	402	60	40	4,16

Tabelle B.5.10: Versuche Endauflager unter Auflast an teilperforierten Stahltrapezprofilen – Teil 4

### B.6 Versuchsdatenbank: Aufnehmbares Biegemoment und Flächenmoment zweiter Ordnung von vollperforierten Wellprofilen

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	$f_y$	Stützweite [m]	$F_{\max}$ [kN]	$M_{\max}$ [kNm/Rippe]	$I_{\text{eff}}$ [mm <sup>4</sup> /Rippe]
18/76	0,62	5,0	8,0	3	452	1,2	2,18	0,615	1,069
18/76	0,62	5,0	8,0	3	452	1,2	2,18	0,615	1,088
18/76	0,62	5,0	8,0	3	452	1,2	2,17	0,612	1,100
18/76	0,92	5,0	8,0	3	399	1,4	2,62	0,862	1,552
18/76	0,92	5,0	8,0	3	399	1,4	2,64	0,868	1,598
18/76	0,92	5,0	8,0	3	399	1,4	2,63	0,865	1,575
18/76	1,16	5,0	8,0	3	411	1,6	2,84	1,068	2,001
18/76	1,16	5,0	8,0	3	411	1,6	2,83	1,064	2,140
18/76	1,16	5,0	8,0	3	411	1,6	2,82	1,060	2,103
18/76	0,62	3,0	5,5	4-0	452	1,2	3,17	0,894	1,663
18/76	0,62	3,0	5,5	4-0	452	1,2	3,17	0,894	1,635
18/76	0,62	3,0	5,5	4-0	452	1,2	3,18	0,897	1,653
18/76	0,92	3,0	5,5	4-0	399	1,4	4,03	1,326	2,522
18/76	0,92	3,0	5,5	4-0	399	1,4	4,02	1,322	2,569
18/76	0,92	3,0	5,5	4-0	399	1,4	4,01	1,319	2,446
18/76	1,16	3,0	5,5	4-0	411	1,6	4,43	1,665	2,869
18/76	1,16	3,0	5,5	4-0	411	1,6	4,41	1,658	3,060
18/76	1,16	3,0	5,5	4-0	411	1,6	4,42	1,662	3,019
27/111	0,62	5,0	8,0	3	452	1,4	2,07	0,725	1,947
27/111	0,62	5,0	8,0	3	452	1,4	2,08	0,729	2,026
27/111	0,62	5,0	8,0	3	452	1,4	2,09	0,732	2,037
27/111	0,92	5,0	8,0	3	399	1,6	2,98	1,193	3,156
27/111	0,92	5,0	8,0	3	399	1,6	2,87	1,149	3,179
27/111	0,92	5,0	8,0	3	399	1,6	2,82	1,129	3,249
27/111	1,16	5,0	8,0	3	411	1,6	3,8	1,522	3,763
27/111	1,16	5,0	8,0	3	411	1,6	3,72	1,489	4,041
27/111	1,16	5,0	8,0	3	411	1,6	3,76	1,506	4,014

Tabelle B.6.1: Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an vollperforierten Stahlwellprofilen – Teil 1

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	$f_y$	Stützweite [m]	$F_{\max}$ [kN]	$M_{\max}$ [kNm/Rippe]	$I_{\text{eff}}$ [mm <sup>4</sup> /Rippe]
27/111	0,62	3,0	5,5	4-0	452	1,4	2,97	1,041	3,148
27/111	0,62	3,0	5,5	4-0	452	1,4	3,02	1,058	3,175
27/111	0,62	3,0	5,5	4-0	452	1,4	2,94	1,030	3,185
27/111	0,92	3,0	5,5	4-0	399	1,6	4,42	1,770	4,618
27/111	0,92	3,0	5,5	4-0	399	1,6	4,4	1,762	4,810
27/111	0,92	3,0	5,5	4-0	399	1,6	4,4	1,762	4,832
27/111	1,16	3,0	5,5	4-0	411	1,6	5,78	2,314	6,054
27/111	1,16	3,0	5,5	4-0	411	1,6	5,8	2,322	6,170
27/111	1,16	3,0	5,5	4-0	411	1,6	5,67	2,270	6,141
42/160	0,62	5,0	8,0	3	452	1,4	2,06	0,751	4,252
42/160	0,62	5,0	8,0	3	452	1,4	2,07	0,755	4,145
42/160	0,62	5,0	8,0	3	452	1,4	2,05	0,747	4,158
42/160	0,92	5,0	8,0	3	399	1,6	3,89	1,621	8,150
42/160	0,92	5,0	8,0	3	399	1,6	3,97	1,654	8,282
42/160	0,92	5,0	8,0	3	399	1,6	4,02	1,675	8,584
42/160	1,16	5,0	8,0	3	411	1,8	4,88	2,288	10,250
42/160	1,16	5,0	8,0	3	411	1,8	4,88	2,288	10,675
42/160	1,16	5,0	8,0	3	411	1,8	4,99	2,339	10,428
42/160	0,62	3,0	5,5	4-0	452	1,4	3,07	1,119	7,189
42/160	0,62	3,0	5,5	4-0	452	1,4	3,04	1,108	7,250
42/160	0,62	3,0	5,5	4-0	452	1,4	3,06	1,116	7,158
42/160	0,92	3,0	5,5	4-0	399	1,6	5,3	2,208	12,287
42/160	0,92	3,0	5,5	4-0	399	1,6	5,34	2,225	12,586
42/160	0,92	3,0	5,5	4-0	399	1,6	5,41	2,254	12,535
42/160	1,16	3,0	5,5	4-0	411	1,8	6,94	3,253	15,473
42/160	1,16	3,0	5,5	4-0	411	1,8	6,92	3,244	15,033
42/160	1,16	3,0	5,5	4-0	411	1,8	6,98	3,272	15,296

Tabelle B.6.2: Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an vollperforierten Stahlwellprofilen – Teil 2

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	f <sub>y</sub>	Stütz- weite [m]	F <sub>max</sub> [kN]	M <sub>max</sub> [kNm/Rippe]	I <sub>eff</sub> [mm <sup>4</sup> /Rippe]
18/76	1,00	5,0	8,0	3	176	1,0	1,65	0,388	1,350
18/76	1,00	5,0	8,0	3	176	1,0	1,64	0,385	1,340
18/76	1,00	5,0	8,0	3	176	1,0	1,65	0,388	1,370
18/76	1,00	5,0	8,0	3	176	1,0	1,64	0,385	1,400
18/76	0,69	5,0	8,0	3	157	1,0	1,08	0,254	0,962
18/76	0,69	5,0	8,0	3	157	1,0	1,12	0,263	1,034
18/76	0,69	5,0	8,0	3	157	1,0	1,10	0,258	0,982
18/76	1,01	5,0	8,0	3	154	1,2	1,51	0,426	1,654
18/76	1,01	5,0	8,0	3	154	1,2	1,48	0,417	1,666
18/76	1,01	5,0	8,0	3	154	1,2	1,47	0,414	1,713
18/76	0,69	3,0	5,5	4-0	157	1,0	1,38	0,324	1,517
18/76	0,69	3,0	5,5	4-0	157	1,0	1,53	0,359	1,481
18/76	0,69	3,0	5,5	4-0	157	1,0	1,54	0,362	1,659
18/76	1,01	3,0	5,5	4-0	154	1,2	2,09	0,589	2,610
18/76	1,01	3,0	5,5	4-0	154	1,2	2,08	0,586	2,777
18/76	1,01	3,0	5,5	4-0	154	1,2	2,01	0,567	2,509
27/111	0,69	5,0	8,0	3	157	1,0	1,24	0,310	2,146
27/111	0,69	5,0	8,0	3	157	1,0	1,21	0,303	2,181
27/111	0,69	5,0	8,0	3	157	1,0	1,22	0,305	2,114
27/111	1,01	5,0	8,0	3	154	1,2	1,98	0,595	3,155
27/111	1,01	5,0	8,0	3	154	1,2	1,98	0,595	3,093
27/111	1,01	5,0	8,0	3	154	1,2	1,93	0,580	2,953
27/111	0,69	3,0	5,5	4-0	157	1,0	1,61	0,403	3,209
27/111	0,69	3,0	5,5	4-0	157	1,0	1,60	0,400	3,262
27/111	0,69	3,0	5,5	4-0	157	1,0	1,60	0,400	3,371
27/111	1,01	3,0	5,5	4-0	154	1,2	2,68	0,805	4,815
27/111	1,01	3,0	5,5	4-0	154	1,2	2,68	0,805	4,815
27/111	1,01	3,0	5,5	4-0	154	1,2	2,68	0,805	4,874

Tabelle B.6.3: Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an vollperforierten Aluminiumwellprofilen – Teil 1

Profil	t [mm]	d [mm]	c [mm]	Typ	$f_y$	Stützweite [m]	$F_{\max}$ [kN]	$M_{\max}$ [kNm/Rippe]	$I_{\text{eff}}$ [mm <sup>4</sup> /Rippe]
42/160	0,69	5,0	8,0	3	157	1,2	0,91	0,284	3,392
42/160	0,69	5,0	8,0	3	157	1,2	0,95	0,297	3,899
42/160	0,69	5,0	8,0	3	157	1,2	0,99	0,309	3,744
42/160	0,69	5,0	8,0	3	157	1,2	1,00	0,313	4,002
42/160	1,01	5,0	8,0	3	154	1,4	1,91	0,696	8,510
42/160	1,01	5,0	8,0	3	154	1,4	1,92	0,700	8,104
42/160	1,01	5,0	8,0	3	154	1,4	1,90	0,693	8,957
42/160	0,69	3,0	5,5	4-0	157	1,2	1,45	0,453	6,586
42/160	0,69	3,0	5,5	4-0	157	1,2	1,42	0,444	7,007
42/160	0,69	3,0	5,5	4-0	157	1,2	1,40	0,438	6,450
42/160	1,01	3,0	5,5	4-0	154	1,4	2,49	0,908	12,983
42/160	1,01	3,0	5,5	4-0	154	1,4	2,46	0,897	12,921
42/160	1,01	3,0	5,5	4-0	154	1,4	2,43	0,886	13,671
27/111	1,01	5,0	8,0	3	154	1,2	1,98	0,595	3,070
27/111	1,01	5,0	8,0	3	154	1,2	1,98	0,595	2,940
27/111	1,01	5,0	8,0	3	154	1,2	1,93	0,580	2,900

**Tabelle B.6.4: Versuche Zwischenaufleger unter Auflast an vollperforierten Aluminiumwellprofilen – Teil 2**



## Anhang C: Übertragungsmatrizen

zu Gl. 5.23:  $k > \left(\frac{\mathcal{G}}{\pi}\right)^2$

Nullstellen der charakteristischen Gleichung:

$$\lambda_{1,2} = \pm \sqrt{\mathcal{G} \cdot \left( \sqrt{\left( \left( \frac{K_{12}^*}{K_{11}} \right)^2 - 1\right) \cdot \mathcal{G}^2 + \pi^2 \cdot k + \frac{K_{12}^*}{K_{11}} \cdot \mathcal{G}} \right)} = \pm \sqrt{\mathcal{G} \cdot \left( \sqrt{(\zeta^2 - 1) \cdot \mathcal{G}^2 + \pi^2 \cdot k + \zeta \cdot \mathcal{G}} \right)}$$

$$\lambda_{3,4} = \pm i \cdot \sqrt{\mathcal{G} \cdot \left( \sqrt{\left( \left( \frac{K_{12}^*}{K_{11}} \right)^2 - 1\right) \cdot \mathcal{G}^2 + \pi^2 \cdot k - \frac{K_{12}^*}{K_{11}} \cdot \mathcal{G}} \right)} = \pm i \cdot \sqrt{\mathcal{G} \cdot \left( \sqrt{(\zeta^2 - 1) \cdot \mathcal{G}^2 + \pi^2 \cdot k - \zeta \cdot \mathcal{G}} \right)}$$

Übertragungsmatrix

$$\begin{pmatrix} w(\eta) \\ \dot{w}(\eta) \\ m(\eta) \\ q(\eta) \end{pmatrix} = \frac{1}{A_1 + A_2} \cdot \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} w(0) \\ \dot{w}(0) \\ m(0) \\ q(0) \end{pmatrix}$$

mit

$$a_{11} = A_2 \cdot C + A_1 \cdot c$$

$$a_{12} = \frac{A_1}{\kappa_1} \cdot S + \frac{A_2}{\kappa_2} \cdot s$$

$$a_{13} = C - c$$

$$a_{14} = \frac{1}{\kappa_1} \cdot S - \frac{1}{\kappa_2} \cdot s$$

$$a_{21} = A_2 \cdot \kappa_1 \cdot S - A_1 \cdot \kappa_2 \cdot s$$

$$a_{22} = A_1 \cdot C + A_2 \cdot c$$

$$a_{23} = \kappa_1 \cdot S + \kappa_2 \cdot s$$

$$a_{31} = A_1 \cdot A_2 \cdot (C - c)$$

$$a_{32} = \frac{A_1^2}{\kappa_1} \cdot S - \frac{A_2^2}{\kappa_2} \cdot s$$

$$a_{41} = A_2^2 \cdot \kappa_1 \cdot S + A_1^2 \cdot \kappa_2 \cdot s$$

und

$$\kappa_1 = \sqrt{\mathcal{G} \cdot \left( \sqrt{(\zeta^2 - 1) \cdot \mathcal{G}^2 + \pi^2 \cdot k + \zeta \cdot \mathcal{G}} \right)}$$

$$\kappa_2 = \sqrt{\mathcal{G} \cdot \left( \sqrt{(\zeta^2 - 1) \cdot \mathcal{G}^2 + \pi^2 \cdot k - \zeta \cdot \mathcal{G}} \right)}$$

$$A_1 = \kappa_1^2 \cdot k_{11} - \nu \cdot \mathcal{G}^2 \cdot k_{12}$$

$$A_2 = \kappa_2^2 \cdot k_{11} + \nu \cdot \vartheta^2 \cdot k_{12}$$

$$S = \sinh(\kappa_1 \cdot \eta)$$

$$s = \sin(\kappa_2 \cdot \eta)$$

$$C = \cosh(\kappa_1 \cdot \eta)$$

$$c = \cos(\kappa_2 \cdot \eta)$$

zu Gl. 5.24:  $k = \left(\frac{g}{\pi}\right)^2$

Nullstellen der charakteristischen Gleichung:

$$\lambda_{1,2} = \pm g \cdot \sqrt{2 \cdot \zeta}$$

$$\lambda_{3,4} = 0$$

Übertragungsmatrix

$$\begin{pmatrix} w(\eta) \\ \dot{w}(\eta) \\ m(\eta) \\ q(\eta) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} b_{11} & b_{12} & b_{13} & b_{14} \\ b_{21} & b_{22} & b_{23} & b_{24} \\ b_{31} & b_{32} & b_{33} & b_{34} \\ b_{41} & b_{42} & b_{43} & b_{44} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} w(0) \\ \dot{w}(0) \\ m(0) \\ q(0) \end{pmatrix}$$

mit

$$b_{11} = \frac{\nu \cdot k_{12}}{2 \cdot \zeta \cdot k_{11}} \cdot C + \frac{\nu \cdot k_{12} + 2 \cdot (1 - \nu) \cdot k_{44}}{2 \cdot \zeta \cdot k_{11}}$$

$$b_{12} = \frac{\nu \cdot k_{12} + 2 \cdot (1 - \nu) \cdot k_{44}}{2 \cdot \sqrt{2} \cdot g \cdot \zeta^{3/2} \cdot k_{11}} \cdot S + \frac{\nu \cdot k_{12}}{2 \cdot \zeta \cdot k_{11}} \cdot \eta$$

$$b_{13} = \frac{1}{2 \cdot g^2 \cdot \zeta \cdot k_{11}} \cdot C - \frac{1}{2 \cdot g^2 \cdot \zeta \cdot k_{11}}$$

$$b_{14} = -\frac{1}{2 \cdot \sqrt{2} \cdot g^3 \cdot \zeta^{3/2} \cdot k_{11}} \cdot S + \frac{1}{2 \cdot g \cdot \zeta \cdot k_{11}} \cdot \eta$$

$$b_{21} = \frac{\nu \cdot k_{12}}{\sqrt{2} \cdot \zeta \cdot k_{11}} \cdot g \cdot S$$

$$b_{22} = \frac{\nu \cdot k_{12} + 2 \cdot (1 - \nu) \cdot k_{44}}{2 \cdot \zeta \cdot k_{11}} \cdot C + \frac{\nu \cdot k_{12}}{2 \cdot \zeta \cdot k_{11}}$$

$$b_{23} = \frac{1}{g \cdot \sqrt{2} \cdot \zeta \cdot k_{11}} \cdot S$$

$$b_{31} = \frac{\nu \cdot k_{12} \cdot (\nu \cdot k_{12} + 2 \cdot (1 - \nu) \cdot k_{44})}{2 \cdot \zeta \cdot k_{11}} \cdot g^2 \cdot C - \frac{\nu \cdot k_{12} \cdot (\nu \cdot k_{12} + 2 \cdot (1 - \nu) \cdot k_{44})}{2 \cdot \zeta \cdot k_{11}} \cdot g^2$$

$$b_{32} = \frac{\sqrt{2} \cdot (1 - \nu) \cdot k_{44}}{\sqrt{\zeta}} \cdot g^2 \cdot S + \frac{\nu^2 \cdot k_{12}^2}{2 \cdot \zeta \cdot k_{11}} \cdot g^2 \cdot \eta$$

$$b_{41} = -\frac{\nu \cdot k_{12} \cdot (\nu \cdot k_{12} - 2 \cdot (1 - \nu) \cdot k_{44})}{\sqrt{2} \cdot \zeta \cdot k_{11}} \cdot g^3 \cdot S$$

und

$$S = \sinh(g \cdot \sqrt{2 \cdot \zeta} \cdot \eta)$$

$$C = \cosh(g \cdot \sqrt{2 \cdot \zeta} \cdot \eta)$$

zu Gl. 5.25:  $(1 - \zeta^2) \cdot \left(\frac{\vartheta}{\pi}\right)^2 < k < \left(\frac{\vartheta}{\pi}\right)^2$

Nullstellen der charakteristischen Gleichung:

$$\lambda_{1,2} = \pm \sqrt{\vartheta \cdot \left( \frac{K_{12}^*}{K_{11}} \cdot \vartheta + \sqrt{\left( \left( \frac{K_{12}^*}{K_{11}} \right)^2 - 1\right) \cdot \vartheta^2 + \pi^2 \cdot k} \right)} = \pm \sqrt{\vartheta \cdot \left( \zeta \cdot \vartheta + \sqrt{(\zeta^2 - 1) \cdot \vartheta^2 + \pi^2 \cdot k} \right)}$$

$$\lambda_{3,4} = \pm i \cdot \sqrt{\vartheta \cdot \left( \frac{K_{12}^*}{K_{11}} \cdot \vartheta - \sqrt{\left( \left( \frac{K_{12}^*}{K_{11}} \right)^2 - 1\right) \cdot \vartheta^2 + \pi^2 \cdot k} \right)} = \pm i \cdot \sqrt{\vartheta \cdot \left( \zeta \cdot \vartheta - \sqrt{(\zeta^2 - 1) \cdot \vartheta^2 + \pi^2 \cdot k} \right)}$$

Übertragungsmatrix

$$\begin{pmatrix} w(\eta) \\ \dot{w}(\eta) \\ m(\eta) \\ q(\eta) \end{pmatrix} = \frac{1}{C_1 - C_2} \cdot \begin{pmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{13} & c_{14} \\ c_{21} & c_{22} & c_{23} & c_{24} \\ c_{31} & c_{32} & c_{33} & c_{34} \\ c_{41} & c_{42} & c_{43} & c_{44} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} w(0) \\ \dot{w}(0) \\ m(0) \\ q(0) \end{pmatrix}$$

mit

$$c_{11} = C_1 \cdot c - C_2 \cdot C$$

$$c_{12} = \frac{C_1}{\kappa_1} \cdot S - \frac{C_2}{\kappa_2} \cdot s$$

$$c_{13} = C - c$$

$$c_{14} = \frac{1}{\kappa_1} \cdot S - \frac{1}{\kappa_2} \cdot s$$

$$c_{21} = C_1 \cdot \kappa_2 \cdot s - C_2 \cdot \kappa_1 \cdot S$$

$$c_{22} = C_1 \cdot C - C_2 \cdot c$$

$$c_{23} = \kappa_1 \cdot S - \kappa_2 \cdot s$$

$$c_{31} = C_1 \cdot C_2 \cdot (c - C)$$

$$c_{32} = \frac{C_1^2}{\kappa_1} \cdot S - \frac{C_2^2}{\kappa_2} \cdot s$$

$$c_{41} = C_2^2 \cdot \kappa_1 \cdot S - C_1^2 \cdot \kappa_2 \cdot s$$

und

$$\kappa_1 = \sqrt{\vartheta \cdot \left( \zeta \cdot \vartheta + \sqrt{(\zeta^2 - 1) \cdot \vartheta^2 + \pi^2 \cdot k} \right)}$$

$$\kappa_2 = \sqrt{\vartheta \cdot \left( \zeta \cdot \vartheta - \sqrt{(\zeta^2 - 1) \cdot \vartheta^2 + \pi^2 \cdot k} \right)}$$

$$C_1 = \kappa_1^2 \cdot k_{11} - \nu \cdot \vartheta^2 \cdot k_{12}$$

$$C_2 = \kappa_2^2 \cdot k_{11} - \nu \cdot \vartheta^2 \cdot k_{12}$$

$$S = \sinh(\kappa_1 \cdot \eta)$$

$$s = \sinh(\kappa_2 \cdot \eta)$$

$$C = \cosh(\kappa_1 \cdot \eta)$$

$$c = \cosh(\kappa_2 \cdot \eta)$$

zu Gl. 5.26:  $k = (1 - \zeta^2) \cdot \left(\frac{\varrho}{\pi}\right)^2$

Nullstellen der charakteristischen Gleichung:

$$\lambda_{1,2} = \varrho \cdot \sqrt{\zeta}$$

$$\lambda_{3,4} = -\varrho \cdot \sqrt{\zeta}$$

Übertragungsmatrix

$$\begin{pmatrix} w(\eta) \\ \dot{w}(\eta) \\ m(\eta) \\ q(\eta) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} d_{11} & d_{12} & d_{13} & d_{14} \\ d_{21} & d_{22} & d_{23} & d_{24} \\ d_{31} & d_{32} & d_{33} & d_{34} \\ d_{41} & d_{42} & d_{43} & d_{44} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} w(0) \\ \dot{w}(0) \\ m(0) \\ q(0) \end{pmatrix}$$

mit

$$d_{11} = C - \frac{(1-\nu)}{2 \cdot \sqrt{\zeta}} \cdot \frac{k_{44}}{k_{11}} \cdot \varrho \cdot \eta \cdot S$$

$$d_{12} = \frac{2 \cdot \nu \cdot k_{12} + (1-\nu) \cdot k_{44}}{2 \cdot \varrho \cdot \zeta^{3/2} \cdot k_{11}} \cdot S + \frac{(1-\nu)}{2 \cdot \zeta} \cdot \frac{k_{44}}{k_{11}} \cdot \eta \cdot C$$

$$d_{13} = \frac{1}{2 \cdot \varrho \cdot \sqrt{\zeta} \cdot k_{11}} \cdot \eta \cdot S$$

$$d_{14} = -\frac{1}{2 \cdot \varrho^3 \cdot \zeta^{3/2} \cdot k_{11}} \cdot S + \frac{1}{2 \cdot \varrho^2 \cdot \zeta \cdot k_{11}} \cdot \eta \cdot C$$

$$d_{21} = \frac{2 \cdot \nu \cdot k_{12} + (1-\nu) \cdot k_{44}}{2 \cdot \sqrt{\zeta} \cdot k_{11}} \cdot \varrho \cdot S - \frac{(1-\nu)}{2} \cdot \frac{k_{44}}{k_{11}} \cdot \eta \cdot C$$

$$d_{22} = C + \frac{(1-\nu)}{2 \cdot \sqrt{\zeta}} \cdot \frac{k_{44}}{k_{11}} \cdot \varrho \cdot \eta \cdot S$$

$$d_{23} = \frac{1}{2 \cdot \varrho \cdot \sqrt{\zeta} \cdot k_{11}} \cdot S + \frac{1}{2 \cdot k_{11}} \cdot \eta \cdot C$$

$$d_{31} = -\frac{(1-\nu)^2 \cdot k_{44}^2}{2 \cdot \sqrt{\zeta} \cdot k_{11}} \cdot \varrho^2 \cdot \eta \cdot S$$

$$d_{32} = \frac{4 \cdot \nu \cdot k_{12} + 3 \cdot (1-\nu) \cdot k_{44}}{2 \cdot \zeta \cdot \sqrt{\zeta} \cdot k_{11}} \cdot (1-\nu) \cdot k_{44} \cdot \varrho \cdot S + \frac{(1-\nu)^2 \cdot k_{44}^2}{2 \cdot \zeta \cdot k_{11}} \cdot \varrho^2 \cdot \eta \cdot C$$

$$d_{41} = -\frac{4 \cdot \nu \cdot k_{12} + 3 \cdot (1-\nu) \cdot k_{44}}{2 \cdot \sqrt{\zeta} \cdot k_{11}} \cdot (1-\nu) \cdot k_{44} \cdot \varrho^3 \cdot S + \frac{(1-\nu)^2 \cdot k_{44}^2}{2 \cdot k_{11}} \cdot \varrho^4 \cdot \eta \cdot C$$

und

$$S = \sinh(\varrho \cdot \sqrt{\zeta} \cdot \eta)$$

$$C = \cosh(\varrho \cdot \sqrt{\zeta} \cdot \eta)$$

zu Gl. 5.27:  $k < (1-\zeta^2) \cdot \left(\frac{\mathcal{G}}{\pi}\right)^2$

Nullstellen der charakteristischen Gleichung:

$$\lambda_{1,2} = \pm \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \mathcal{G} \cdot \left( \sqrt{\mathcal{G}^2 - \pi^2 \cdot k} + \frac{K_{12}^*}{K_{11}} \cdot \mathcal{G} \right)} \pm i \cdot \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \mathcal{G} \cdot \left( \sqrt{\mathcal{G}^2 - \pi^2 \cdot k} - \frac{K_{12}^*}{K_{11}} \cdot \mathcal{G} \right)} = \pm \beta \pm i \cdot \varepsilon$$

$$\lambda_{3,4} = \pm \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \mathcal{G} \cdot \left( \sqrt{\mathcal{G}^2 - \pi^2 \cdot k} + \frac{K_{12}^*}{K_{11}} \cdot \mathcal{G} \right)} \mp i \cdot \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \mathcal{G} \cdot \left( \sqrt{\mathcal{G}^2 - \pi^2 \cdot k} - \frac{K_{12}^*}{K_{11}} \cdot \mathcal{G} \right)} = \pm \beta \mp i \cdot \varepsilon$$

Übertragungsmatrix

$$\begin{pmatrix} w(\eta) \\ \dot{w}(\eta) \\ m(\eta) \\ q(\eta) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \mathfrak{g}_{11} & \mathfrak{g}_{12} & \mathfrak{g}_{13} & \mathfrak{g}_{14} \\ \mathfrak{g}_{21} & \mathfrak{g}_{22} & \mathfrak{g}_{23} & \mathfrak{g}_{24} \\ \mathfrak{g}_{31} & \mathfrak{g}_{32} & \mathfrak{g}_{33} & \mathfrak{g}_{34} \\ \mathfrak{g}_{41} & \mathfrak{g}_{42} & \mathfrak{g}_{43} & \mathfrak{g}_{44} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} w(0) \\ \dot{w}(0) \\ m(0) \\ q(0) \end{pmatrix}$$

mit

$$\mathfrak{g}_{11} = C \cdot c - \frac{\mathcal{G}^2 \cdot (1-\nu) \cdot k_{44}}{2 \cdot \beta \cdot \varepsilon \cdot k_{11}} \cdot S \cdot s$$

$$\mathfrak{g}_{12} = \frac{1}{\beta^2 + \varepsilon^2} \cdot \frac{1}{2 \cdot \beta \cdot \varepsilon \cdot k_{11}} \cdot (\varepsilon \cdot G_1 \cdot S \cdot c + \beta \cdot G_2 \cdot C \cdot s)$$

$$\mathfrak{g}_{13} = \frac{1}{2 \cdot \beta \cdot \varepsilon \cdot k_{11}} \cdot S \cdot s$$

$$\mathfrak{g}_{14} = \frac{1}{\beta^2 + \varepsilon^2} \cdot \left( \frac{1}{2 \cdot \varepsilon \cdot k_{11}} \cdot C \cdot s - \frac{1}{2 \cdot \beta \cdot k_{11}} \cdot S \cdot c \right)$$

$$\mathfrak{g}_{21} = \left( \beta - \frac{\mathcal{G}^2 \cdot (1-\nu) \cdot k_{44}}{2 \cdot \beta \cdot k_{11}} \right) \cdot S \cdot c - \left( \varepsilon + \frac{\mathcal{G}^2 \cdot (1-\nu) \cdot k_{44}}{2 \cdot \varepsilon \cdot k_{11}} \right) \cdot C \cdot s$$

$$\mathfrak{g}_{22} = C \cdot c + \frac{\mathcal{G}^2 \cdot (1-\nu) \cdot k_{44}}{2 \cdot \beta \cdot \varepsilon \cdot k_{11}} \cdot S \cdot s$$

$$\mathfrak{g}_{23} = \frac{1}{2 \cdot \beta \cdot \varepsilon \cdot k_{11}} \cdot (\beta \cdot C \cdot s + \varepsilon \cdot S \cdot c)$$

$$\mathfrak{g}_{31} = \left( -2 \cdot \beta \cdot \varepsilon \cdot k_{11} - \frac{\mathcal{G}^4 \cdot (1-\nu)^2 \cdot k_{44}^2}{2 \cdot \beta \cdot \varepsilon \cdot k_{11}} \right) \cdot S \cdot s$$

$$\mathfrak{g}_{32} = \frac{1}{\beta^2 + \varepsilon^2} \cdot \frac{1}{2 \cdot \beta \cdot \varepsilon \cdot k_{11}} \cdot \left[ (2 \cdot \beta^2 \cdot \varepsilon \cdot k_{11} \cdot G_2 + \varepsilon \cdot \mathcal{G}^2 \cdot (1-\nu) \cdot k_{44} \cdot G_1) \cdot S \cdot c - (2 \cdot \beta \cdot \varepsilon^2 \cdot k_{11} \cdot G_1 - \beta \cdot \mathcal{G}^2 \cdot (1-\nu) \cdot k_{44} \cdot G_2) \cdot C \cdot s \right]$$

$$\mathfrak{g}_{41} = \left( -G_2 \cdot \beta - \frac{\mathcal{G}^2 \cdot (1-\nu) \cdot k_{44}}{2 \cdot \beta \cdot k_{11}} \cdot G_1 \right) \cdot S \cdot c + \left( -G_1 \cdot \varepsilon + \frac{\mathcal{G}^2 \cdot (1-\nu) \cdot k_{44}}{2 \cdot \varepsilon \cdot k_{11}} \cdot G_2 \right) \cdot C \cdot s$$

und

$$\beta = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \vartheta \cdot \left( \sqrt{\vartheta^2 - \pi^2 \cdot k} + \zeta \cdot \vartheta \right)}$$

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \vartheta \cdot \left( \sqrt{\vartheta^2 - \pi^2 \cdot k} - \zeta \cdot \vartheta \right)}$$

$$G_1 = 2 \cdot \beta^2 \cdot k_{11} - (1 - \nu) \cdot \vartheta^2 \cdot k_{44}$$

$$G_2 = 2 \cdot \varepsilon^2 \cdot k_{11} + (1 - \nu) \cdot \vartheta^2 \cdot k_{44}$$

$$S = \sinh(\beta \cdot \eta)$$

$$s = \sin(\varepsilon \cdot \eta)$$

$$C = \cosh(\beta \cdot \eta)$$

$$c = \cos(\varepsilon \cdot \eta)$$

# Anhang D: Bemessungsverfahren

## **D.1 Vorbemerkungen**

Nachfolgend werden die Ergebnisse der vorgestellten Untersuchungen in Anlehnung an DIN 18807-1 für Stahltrapez- und Stahlwellprofile sowie DIN 18807-6 für Aluminiumtrapez- und Aluminiumwellprofile aufbereitet. Dies erfolgt direkt durch Verweise auf die jeweiligen Abschnitte der beiden genannten Normen. Ein eigener Unterabschnitt behandelt Wellprofile, für die gemäß Anlage 2.4/10 der Musterliste der technischen Baubestimmungen das Grenzbiegemoment im Feldbereich rechnerisch nach der Elastizitätstheorie ermittelt werden darf.

## **D.2 Stahlprofile nach DIN 18807-1**

### **D.2.1 Biegebeanspruchte Trapezprofile nach Abschnitt 4.2.3**

#### **D.2.1.1 Wirksame Breite des Druckgurtes nach Abschnitt 4.2.3.3**

Für die Berechnung der wirksamen Breite des Druckgurtes ist bei perforierten Gurten mit  $k_{\sigma,p}$  anstelle von  $k_{\sigma}$  zu rechnen. Der Beulwert ergibt sich dabei zu

$$k_{\sigma,p} = k_{\sigma,p,\max t} + (k_{\sigma,p,\min t} - k_{\sigma,p,\max t}) \cdot \Gamma \quad \text{Gl. 2.1}$$

mit

$$\Gamma\left(\frac{t}{c}\right) = \begin{cases} 3 \cdot \left(\frac{1}{3} - \frac{t}{5 \cdot c_0}\right) & \frac{t}{c_0} \leq 1 \\ 3 \cdot \left(\frac{1}{3} - \frac{c_0}{5 \cdot t}\right) \cdot \left(\frac{c_0}{t}\right)^2 & \frac{t}{c_0} > 1 \end{cases} \quad \text{für} \quad \text{Gl. 2.2}$$

und  $k_{\sigma,p,\max t}$  und  $k_{\sigma,p,\min t}$  nach Tabelle 2.1.

d/c	dreieckiges Lochraster		quadratisches Lochraster			
			unter 0° ausgerichtet		unter 45° ausgerichtet	
	$k_{\sigma,p,maxf}$	$k_{\sigma,p,minf}$	$k_{\sigma,p,maxf}$	$k_{\sigma,p,minf}$	$k_{\sigma,p,maxf}$	$k_{\sigma,p,minf}$
0,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00	4,00
0,05	3,98	3,98	3,97	3,98	3,98	3,99
0,10	3,89	3,92	3,91	3,93	3,91	3,93
0,15	3,77	3,82	3,79	3,84	3,80	3,84
0,20	3,60	3,69	3,65	3,73	3,66	3,73
0,25	3,40	3,52	3,46	3,59	3,49	3,58
0,30	3,17	3,34	3,24	3,42	3,29	3,42
0,35	2,92	3,13	3,00	3,24	3,08	3,23
0,40	2,66	2,91	2,75	3,04	2,87	3,03
0,45	2,40	2,68	2,47	2,84	2,64	2,82
0,50	2,14	2,45	2,20	2,63	2,41	2,60
0,55	1,87	2,21	1,93	2,41	2,20	2,37
0,60	1,62	1,97	1,65	2,19	1,97	2,14
0,65	1,37	1,73	1,39	1,98	1,76	1,91
0,70	1,13	1,50	1,16	1,76	1,55	1,68
0,75	0,90	1,27	0,95	1,54	1,33	1,45
0,80	0,69	1,04	0,76	1,31	1,12	1,21
0,85	0,50	0,81	0,58	1,08	0,91	0,98
0,90	0,33	0,59	0,41	0,83	0,68	0,74
0,95	0,18	0,35	0,25	0,55	0,44	0,47
1,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00

**Tabelle 2.1: Beulwerte  $k_{\sigma,p,maxf}$  und  $k_{\sigma,p,minf}$  für die Ermittlung der wirksamen Breite des Druckgurtes**

#### D.2.1.2 Wirksame Breiten im Steg nach Abschnitt 4.2.3.5

Die Berechnung der wirksamen Breiten im Steg für die Ermittlung des aufnehmbaren Biegemomentes erfolgt bei perforierten Stegen mit

$$s_{ef1,p} = 0,54 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{11} \cdot E}{\sigma_1}} \cdot (\zeta + 1) \quad \text{Gl. 2.3}$$

$$s_{efn,p} = \left( 1,18 \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot \zeta + 5}{\zeta + 1}} - 1 \right) \cdot s_{ef1,p} \quad \text{Gl. 2.4}$$

und

$$s_{efi,tp} = s_{efn,tp} + \left( s_{ef1,tp} - s_{efn,tp} \right) \cdot \frac{\sigma_i}{\sigma_1} \quad \text{Gl. 2.5}$$

mit

$$k_{ij} = k_{ij,max t} + (k_{ij,min t} - k_{ij,max t}) \cdot \Gamma \quad \text{Gl. 2.6}$$

$\Gamma$  nach Gl. 2.2,  $k_{ij}$  nach Tabelle 2.2 bis Tabelle 2.4,  $d_{11}$  nach Tabelle 2.5 und

$$\zeta = \frac{k_{44} + 0,3 \cdot (k_{12} - k_{44})}{k_{11}} \quad \text{Gl. 2.7}$$

Anmerkung: Für dreieckige Lochraster gilt  $\zeta = 1,0$ .

d/c	dreieckiges Lochraster		quadratisches Lochraster			
			unter 0° ausgerichtet		unter 45° ausgerichtet	
	$k_{11,max t}$	$k_{11,min t}$	$k_{11,max t}$	$k_{11,min t}$	$k_{11,max t}$	$k_{11,min t}$
0,00	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000
0,05	0,995	0,996	0,994	0,996	0,996	0,996
0,10	0,973	0,980	0,977	0,982	0,977	0,983
0,15	0,943	0,955	0,949	0,961	0,949	0,961
0,20	0,901	0,922	0,915	0,932	0,911	0,932
0,25	0,850	0,881	0,871	0,896	0,866	0,896
0,30	0,793	0,834	0,823	0,854	0,811	0,855
0,35	0,731	0,783	0,771	0,807	0,750	0,810
0,40	0,666	0,728	0,716	0,757	0,687	0,761
0,45	0,601	0,671	0,660	0,704	0,619	0,710
0,50	0,534	0,612	0,602	0,649	0,550	0,657
0,55	0,468	0,553	0,548	0,592	0,485	0,603
0,60	0,404	0,493	0,489	0,535	0,418	0,549
0,65	0,341	0,434	0,432	0,477	0,356	0,494
0,70	0,282	0,375	0,379	0,420	0,298	0,439
0,75	0,225	0,317	0,327	0,362	0,242	0,384
0,80	0,173	0,260	0,276	0,304	0,192	0,328
0,85	0,125	0,203	0,225	0,245	0,146	0,270
0,90	0,082	0,146	0,170	0,183	0,103	0,208
0,95	0,044	0,088	0,111	0,117	0,062	0,137
1,00	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000

**Tabelle 2.2: Reduzierte effektive Biegesteifigkeit  $k_{11,max t}$  und  $k_{11,min t}$**

d/c	dreieckiges Lochraster		quadratisches Lochraster			
			unter 0° ausgerichtet		unter 45° ausgerichtet	
	$k_{12,max}$	$k_{12,min}$	$k_{12,max}$	$k_{12,min}$	$k_{12,max}$	$k_{12,min}$
0,00	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000
0,05	0,997	0,993	0,994	0,991	0,997	0,993
0,10	0,971	0,959	0,979	0,963	0,980	0,965
0,15	0,948	0,908	0,952	0,919	0,957	0,920
0,20	0,911	0,842	0,918	0,861	0,927	0,861
0,25	0,860	0,762	0,871	0,792	0,894	0,790
0,30	0,811	0,674	0,816	0,714	0,856	0,710
0,35	0,757	0,583	0,753	0,632	0,818	0,625
0,40	0,696	0,492	0,684	0,549	0,783	0,537
0,45	0,640	0,403	0,611	0,467	0,746	0,449
0,50	0,581	0,319	0,535	0,390	0,710	0,364
0,55	0,523	0,243	0,462	0,318	0,678	0,283
0,60	0,472	0,175	0,385	0,253	0,638	0,208
0,65	0,424	0,118	0,314	0,197	0,597	0,141
0,70	0,379	0,070	0,249	0,148	0,551	0,082
0,75	0,338	0,033	0,190	0,107	0,494	0,032
0,80	0,296	0,007	0,138	0,074	0,432	-0,008
0,85	0,249	-0,011	0,093	0,047	0,362	-0,037
0,90	0,192	-0,019	0,054	0,026	0,280	-0,054
0,95	0,126	-0,016	0,023	0,011	0,185	-0,055
1,00	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000

**Tabelle 2.3: Reduzierte effektive Biegesteifigkeit  $k_{11,max}$  und  $k_{11,min}$**

d/c	dreieckiges Lochraaster		quadratisches Lochraaster			
			unter 0° ausgerichtet		unter 45° ausgerichtet	
	$k_{44,maxt}$	$k_{44,minf}$	$k_{44,maxt}$	$k_{44,minf}$	$k_{44,maxt}$	$k_{44,minf}$
0,00	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000
0,05	0,995	0,998	0,993	0,998	0,995	0,998
0,10	0,971	0,989	0,976	0,991	0,977	0,990
0,15	0,940	0,975	0,946	0,979	0,950	0,978
0,20	0,897	0,956	0,904	0,963	0,915	0,962
0,25	0,846	0,932	0,854	0,942	0,872	0,940
0,30	0,785	0,902	0,792	0,917	0,827	0,914
0,35	0,723	0,868	0,722	0,889	0,779	0,882
0,40	0,656	0,829	0,645	0,857	0,730	0,846
0,45	0,591	0,786	0,563	0,821	0,682	0,805
0,50	0,522	0,738	0,483	0,782	0,634	0,760
0,55	0,454	0,686	0,397	0,740	0,585	0,710
0,60	0,387	0,629	0,315	0,694	0,538	0,656
0,65	0,319	0,570	0,243	0,645	0,490	0,597
0,70	0,252	0,506	0,180	0,593	0,442	0,536
0,75	0,188	0,439	0,128	0,536	0,392	0,471
0,80	0,129	0,369	0,086	0,473	0,339	0,402
0,85	0,078	0,295	0,052	0,402	0,283	0,330
0,90	0,038	0,216	0,026	0,321	0,221	0,252
0,95	0,012	0,133	0,009	0,220	0,147	0,163
1,00	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000

Tabelle 2.4: Reduzierte effektive Biegesteifigkeit  $k_{44,maxt}$  und  $k_{44,minf}$

d/c	quadratisches Lochraster		
	dreieckiges Lochraster	unter 0° ausgerichtet	unter 45° ausgerichtet
		d <sub>11</sub>	d <sub>11</sub>
0,00	1,000	1,000	1,000
0,05	0,993	0,994	0,994
0,10	0,975	0,976	0,976
0,15	0,943	0,950	0,950
0,20	0,901	0,914	0,910
0,25	0,851	0,870	0,867
0,30	0,794	0,824	0,811
0,35	0,728	0,771	0,752
0,40	0,668	0,717	0,688
0,45	0,602	0,661	0,619
0,50	0,536	0,605	0,551
0,55	0,472	0,549	0,484
0,60	0,408	0,491	0,418
0,65	0,346	0,435	0,356
0,70	0,286	0,382	0,297
0,75	0,229	0,330	0,242
0,80	0,175	0,278	0,192
0,85	0,126	0,225	0,146
0,90	0,083	0,171	0,103
0,95	0,045	0,111	0,062
1,00	0,000	0,000	0,000

**Tabelle 2.5: Reduzierte effektive Dehnsteifigkeit d<sub>11</sub>**

Die Berechnung der wirksamen Breiten im Steg für die Ermittlung der Durchbiegung erfolgt mit

$$s_{ef1d,p} = 0,68 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{11} \cdot E}{\frac{c_0}{c} \cdot f_y}} \quad \text{Gl. 2.8}$$

Anmerkung: Im Rahmen einer genaueren Berechnung für teilperforierte Stege können sich geringfügig abweichende wirksame Breiten ergeben. Die Unterschiede sind jedoch geringfügig.

#### D.2.1.3 Einfluss der Steifigkeit von Sicken im Druckgurt nach Abschnitt 4.2.3.6

Bei perforierten Gurten beträgt die kritische Normalkraft

$$N_{rel,p} = \sqrt{k_{11} \cdot d_{11}} \cdot N_{rel} \quad \text{Gl. 2.9}$$

wobei DIN 18807-1, Tabelle 3 (Bestimmung des Koeffizienten k<sub>w</sub>) zu ersetzen ist durch

$$k_w = \begin{cases} k_{w0} + (k_{w0} - 1) \cdot \left( \left( \frac{l_{b,p}}{s_w} \right)^2 - 2 \cdot \frac{l_{b,p}}{s_w} \right) & \text{für } \frac{l_b}{s_w} < 2 \\ k_{w0} & \frac{l_b}{s_w} \geq 2 \end{cases} \quad \text{GI. 2.10}$$

mit

$$k_{w0} = \sqrt{\frac{\frac{k_{11,1}}{k_{11,2}} \cdot s_w + 2 \cdot b_1}{\frac{k_{11,1}}{k_{11,2}} \cdot s_w + 0,5 \cdot b_1}} \quad \text{GI. 2.11}$$

$$l_b = 3,65 \cdot \sqrt[4]{I_r \cdot b_p^3 \cdot \frac{1 + 3 \cdot s_r / b_p}{k_{11,1} \cdot t^3}} = 3,65 \cdot \sqrt[4]{\frac{d_{11}}{k_{11,1}} \cdot I_r \cdot b_p^3 \cdot \frac{1 + 3 \cdot s_r / b_p}{t^3}} \quad \text{GI. 2.12}$$

bei einer Sicke im Druckgurt oder

$$k_{w0} = \sqrt{\frac{\left( 2 \cdot b_1 + \frac{k_{11,1}}{k_{11,2}} \cdot s_w \right) \cdot (3 \cdot b_1 - 4 \cdot b_k)}{b_k \cdot (4 - b_1 - 6 \cdot b_k) + \frac{k_{11,1}}{k_{11,2}} \cdot s_w \cdot (3 \cdot b_1 - 4 \cdot b_k)}} \quad \text{GI. 2.13}$$

$$l_b = 3,65 \cdot \sqrt[4]{I_{r,p} \cdot b_p^3 \cdot \frac{3 \cdot b_1 / b_k - 4}{k_{11,1} \cdot t^3}} = 3,65 \cdot \sqrt[4]{\frac{d_{11}}{k_{11,1}} \cdot I_r \cdot b_p^3 \cdot \frac{3 \cdot b_1 / b_k - 4}{t^3}} \quad \text{GI. 2.14}$$

bei zwei oder mehr Sicken im Druckgurt. Die reduzierte effektive Biegesteifigkeit  $k_{11}$  ist dabei getrennt für Gurt ( $k_{11,1}$ ) und Steg ( $k_{11,2}$ ) zu ermitteln.

#### D.2.1.4 Einfluss der Steifigkeit von Stegsicken nach Abschnitt 4.2.3.7

Bei perforierten Stegen beträgt die kritische Normalkraft

$$N_{sel,p} = \sqrt{k_{11} \cdot d_{11}} \cdot N_{sel} \quad \text{GI. 2.15}$$

#### D.2.1.5 Einfluss der Steifigkeit von Gurt- und Stegsicken nach Abschnitt 4.2.3.8

Die Überlagerung des Einflusses der Gurt- und Stegsicken wird durch

$$N_{el,p} = \left( \frac{1}{N_{rel,p}^4} + \frac{\delta^4}{N_{sel,p}^4} \right)^{\frac{1}{4}} \quad \text{GI. 2.16}$$

und

$$\delta = \frac{\sigma(h'_a)}{\sigma_1} \cdot \frac{A_{s,p}}{A_{r,p}} \quad \text{GI. 2.17}$$

erfasst. Liegt die Gurt- oder die Stegsicke im unperforierten Bereich, gelten für die zugehörige kritische Normalkraft und Fläche die Angaben in DIN 18807-1.

#### D.2.2 Zugbeanspruchte Querschnittsteile nach Abschnitt 4.2.4

Im Bereich der Perforation ist die Spannung auf den im Verhältnis Ligamentbreite zu Lochabstand reduzierten Wert der Streckgrenze zu begrenzen.

$$\sigma \leq \frac{c_0}{c} \cdot f_y \quad \text{Gl. 2.18}$$

### D.2.3 Schubbeanspruchte dünnwandige Querschnittsteile nach Abschnitt 4.2.5

Die aufnehmbare Schubkraft beträgt

$$V_{d,p} = \frac{c_0}{c} \cdot \tau_d \cdot s_w \cdot t \cdot \sin \varphi \quad \text{Gl. 2.19}$$

Für Stege ohne Sicken gilt

$$\lambda_{w,p} = \frac{s_w}{t} \cdot \frac{2,31}{\sqrt{k_{\tau,p}}} \cdot \sqrt{\frac{c_0}{c} \cdot \frac{f_y}{E}} \quad \text{Gl. 2.20}$$

und für Stege mit Sicken gilt

$$\lambda_{w,p} = \frac{s_1}{t} \cdot \frac{2,31}{\sqrt{k_{\tau,p}}} \cdot \sqrt{\frac{c_0}{c} \cdot \frac{f_y}{E}} \quad \text{Gl. 2.21}$$

jedoch nicht kleiner als

$$\lambda_{w,p} = \frac{s_m}{t} \cdot \frac{2,31}{\sqrt{k_{\tau,p}}} \cdot \sqrt{\frac{c_0}{c} \cdot \frac{f_y}{E}} \quad \text{Gl. 2.22}$$

Der Beulwert  $k_{\tau,p}$  errechnet sich für Gl. 2.20 und Gl. 2.22 zu

$$k_{\tau,p} = \begin{cases} k_{11} \cdot (3,293 + 2,286 \cdot \zeta - 0,24 \cdot \zeta^2) & \zeta \leq 1 \\ k_{11} \cdot \sqrt{\zeta} \cdot \left( 4,757 + \frac{0,874}{\zeta^2} - \frac{0,283}{\zeta^4} \right) & \zeta > 1 \end{cases} \quad \text{Gl. 2.23}$$

und für Gl. 2.21 zu

$$k_{\tau,p} = \begin{cases} k_{11} \cdot (3,293 + 2,286 \cdot \zeta - 0,24 \cdot \zeta^2) + \frac{2,1}{t} \cdot \sqrt[3]{k_{11}^2 \cdot d_{11} \cdot \frac{I_s}{s_1}} & \zeta \leq 1 \\ k_{11} \cdot \sqrt{\zeta} \cdot \left( 4,757 + \frac{0,874}{\zeta^2} - \frac{0,283}{\zeta^4} \right) + \frac{2,1}{t} \cdot \sqrt[3]{k_{11}^2 \cdot d_{11} \cdot \frac{I_s}{s_1}} & \zeta > 1 \end{cases} \quad \text{Gl. 2.24}$$

### D.2.4 Stegkrüppeln infolge von Auflagerkräften oder Einzellasten nach Abschnitt 4.2.6

#### D.2.4.1 Stege ohne Sicken nach Abschnitt 4.2.6.1

Für Trapezprofile mit vollperforiertem Steg gilt

$$R_{dB,p} = C_p \cdot R_{dB} \quad \text{Gl. 2.25}$$

mit

$$C_p = \sqrt{\frac{c_0}{c}} \cdot \sqrt{0,5 \cdot (k_{11} + k_{44} + 0,3 \cdot (k_{12} - k_{44}))} \quad \text{Gl. 2.26}$$

Für Trapezprofile mit teilperforiertem Steg gilt

$$R_{dB,tp} = C_{tp} \cdot R_{dB} \quad \text{Gl. 2.27}$$

mit

$$C_{tp} = \begin{cases} \frac{\beta_1 \cdot s_w}{\beta_{tp} \cdot b_B} + C_{tp}^* & b_1 > \beta_{tp} \cdot b_B \\ C_p \cdot \left(1 - \frac{\beta_1 \cdot s_w}{\beta_{tp} \cdot b_B}\right) & \text{für } r \cdot \tan \frac{\varphi}{2} \leq b_1 \leq \beta_{tp} \cdot b_B \\ C_p & b_1 < r \cdot \tan \frac{\varphi}{2} \end{cases} \quad \text{GI. 2.28}$$

wobei

$$\beta_{tp} = 2,57 \cdot \left(0,70 - 0,09 \cdot \sqrt{\frac{r}{t}}\right) \cdot \left(0,57 - 0,37 \cdot \left(\frac{\varphi}{90}\right)^2\right) \quad \text{GI. 2.29}$$

$$C_{tp}^* = 0,59 + 0,41 \cdot \sqrt{\frac{c_0}{c}} \cdot \sqrt{0,5 \cdot (k_{11} + k_{44} + 0,3 \cdot (k_{12} - k_{44}))} \quad \text{GI. 2.30}$$

und  $b_1$  die in der Stegebene gemessene Breite des unperforierten, an das Auflager grenzenden Bereichs des Steges ist. Für  $b_B > s_w$  ist in Gl. 2.28  $b_B = s_w$  einzusetzen.

#### D.2.4.2 Stege mit Sicken nach Abschnitt 4.2.6.2

Es ist grundsätzlich

$$\kappa_s = 1,0 \quad \text{GI. 2.31}$$

anzusetzen.

#### D.2.5 Aufnehmbares Biegemoment nach Abschnitt 4.2.7

Das aufnehmbare Biegemoment ist unter Berücksichtigung der bei teilperforierten Querschnitten auftretenden Spannungsumlagerung infolge unterschiedlicher Steifigkeiten zu berechnen. Die reduzierte Steifigkeit perforierter Bereiche (Gurt-, Stegteilflächen) ist dabei über die bezogene effektive Steifigkeit  $d_{11}$  zu erfassen. Die Spannungen im perforierten Bereich sind dabei auf

$$\sigma \leq \frac{c_0}{c} \cdot f_y \quad \text{GI. 2.32}$$

zu begrenzen.

#### D.2.6 Trapezprofile unter axialem Druck nach Abschnitt 4.2.8

##### D.2.6.1 Querschnittsabmessungen nach Abschnitt 4.2.8.1

Die vorangehenden Ergänzungen sind sinngemäß anzuwenden.

##### D.2.6.2 Knicken infolge axialen Drucks nach Abschnitt 4.2.8.2

Für die aufnehmbare Druckkraft gilt

$$N_{dD,tp} = \sigma_{cd,tp} \cdot A_{ef,tp} = \sigma_{cd,tp} \cdot \sum A_{ef,i} \cdot \left(\frac{c_0}{c}\right)_i \quad \text{GI. 2.33}$$

und

$$N_{dD,tp} = 0,8 \cdot \sigma_{elg,tp} \cdot A_{g,tp} = 0,8 \cdot \sigma_{el,g,tp} \cdot \sum A_i \cdot \left(\frac{c_0}{c}\right)_i \quad \text{GI. 2.34}$$

Die kritische Druckspannung ist mit

$$\alpha = \sqrt{\frac{\alpha_y \cdot f_y}{\sigma_{el}}} \quad \text{Gl. 2.35}$$

und

$$\alpha_y = \frac{1}{A_g} \cdot \sum A_i \cdot \left( \frac{c_0}{c} \right)_i \quad \text{Gl. 2.36}$$

zu berechnen, d.h. die Perforation ist in ihrem Flächenanteil zu berücksichtigen. Dies gilt auch für die Ermittlung des Trägheitsradius  $i_{g,tp}$ .

### D.2.7 Wellprofile

Das Flächenmoment 2. Grades vollperforierter Wellprofile ergibt sich durch Multiplikation des Flächenmomentes 2. Grades des unperforierten Querschnitts mit dem Faktor  $d_{11}$  zu

$$I_{ef,p} = d_{11} \cdot I_{ef} = d_{11} \cdot I \quad \text{Gl. 2.37}$$

Das aufnehmbare Biegemoment ergibt sich durch Multiplikation des aufnehmbaren Biegemomentes des unperforierten Querschnitts mit dem Faktor  $c_0/c$  zu

$$M_{R,k} = W_{ef} \cdot \frac{c_0}{c} \cdot f_y = \frac{2 \cdot I_{ef}}{h} \cdot \frac{c_0}{c} \cdot f_y \quad \text{Gl. 2.38}$$

## D.3 Aluminiumprofile nach DIN 18807-6

### D.3.1 Biegebeanspruchte Trapezprofile nach Abschnitt 3.4

#### D.3.1.1 Wirksame Breite im Druckgurt nach Abschnitt 3.4.3

Abschnitt D.2.1.1 gilt analog.

#### D.3.1.2 Wirksame Breite im Steg nach Abschnitt 3.4.5

Abschnitt D.2.1.2 gilt analog. Gl. 2.3 ist durch

$$s_{ef1,p} = 0,47 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{11} \cdot E}{\sigma_1}} \cdot (\zeta + 1) \quad \text{Gl. 3.1}$$

zu ersetzen.

#### D.3.1.3 Einfluss der Steifigkeit von Sicken im Druckgurt nach Abschnitt 3.4.6

Abschnitt D.3.1.3 gilt analog.

#### D.3.1.4 Einfluss der Steifigkeit von Stegsicken nach Abschnitt 3.4.7

Abschnitt D.3.1.4 gilt analog.

#### D.3.1.5 Einfluss der Steifigkeit von Gurt- und Stegsicken nach Abschnitt 3.4.8

Abschnitt D.3.1.5 gilt analog.

D.3.2 Zugbeanspruchte Querschnittsteile nach Abschnitt 3.5

Abschnitt D.2.2 gilt analog.

D.3.3 Schubbeanspruchte dünnwandige Querschnittsteile nach Abschnitt 3.6

Abschnitt D.2.3 gilt analog.

D.3.4 Durch Auflagerkräfte oder Einzellasten beanspruchte Querschnittsteile (Stegkrüppeln) nach Abschnitt 3.7

D.3.4.1 Stege ohne Sicken nach Abschnitt 3.7.1

Abschnitt D.2.4.1 gilt analog.

D.3.4.2 Stege mit Sicken nach Abschnitt 3.7.2

Abschnitt D.2.4.2 gilt analog.

D.3.5 Trapezprofile unter axialem Druck nach Abschnitt 3.8

Abschnitt D.2.6 gilt analog.

D.3.6 Wellprofile

Abschnitt D.2.7 gilt analog.