

539 | Februar 1994

## SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

Dieter Gritl

**Ein Beitrag zur Bestimmung der  
Grenzlast von Aluminiumträgern mit  
kreisförmigen Stegausschnitten**

**TUHH**

*Technische Universität Hamburg-Harburg*

**Ein Beitrag zur Bestimmung der Grenzlast von Aluminiumträgern mit kreisförmigen Stegausschnitten**

Dieter Gritl, Hamburg, Technische Universität Hamburg-Harburg, 1994

ISBN: 3-89220-539-6

© Technische Universität Hamburg-Harburg  
Schriftenreihe Schiffbau  
Schwarzenbergstraße 95c  
D-21073 Hamburg

<http://www.tuhh.de/vss>

**Ein Beitrag  
zur Bestimmung der Grenzlast  
von Aluminiumträgern  
mit kreisförmigen Stegausschnitten**

**Dissertation  
zur Erlangung des Grades  
Doktor-Ingenieur  
der Universität Hamburg**

**vorgelegt von  
Dieter Gritl  
aus Essen**

**Hamburg  
November 1993**

**Tag der Disputation**

16. Februar 1994

**Gutachter**

Prof. Dr.-Ing. E. Lehmann

Prof. Dr.-Ing. H. Petershagen

## Vorwort

Diese Arbeit entstand in den Jahren 1991 bis 1993 während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am *Arbeitsbereich Schiffstechnische Konstruktionen und Berechnungen* der Technischen Universität Hamburg Harburg.

Herrn Prof. Dr.-Ing. E. Lehmann gebührt mein Dank für die Förderung der Arbeit und der ständig gewährten Unterstützung sowie für die Übernahme der Begutachtung.

Herrn Prof. Dr.-Ing. H. Petershagen danke ich für sein Interesse an der Arbeit und der Berichterstattung.

Mein Dank gilt weiterhin allen Mitarbeitern des o.g. Arbeitsbereiches, die zum Gelingen der Arbeit beitrugen.

Hamburg, im Februar 1994

Dieter Gritl

INSTITUT FÜR SCHIFFBAU DER UNIVERSITÄT HAMBURG

Bericht Nr. 539

# Ein Beitrag zur Bestimmung der Grenzlast von Aluminiumträgern mit kreisförmigen Stegausschnitten

Dieter Gritl

Februar 1994

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Aluminium im Schiffbau</b>	<b>4</b>
2.1	Mechanische Eigenschaften von Aluminiumlegierungen . . . . .	5
2.2	Temperaturverhalten von Aluminium . . . . .	7
2.3	Schweißen und Schneiden von Aluminiumlegierungen . . . . .	8
2.4	Beispiele für Schiffe aus Aluminium . . . . .	10
<b>3</b>	<b>Formzahlen für Ausschnitte</b>	<b>12</b>
3.1	Definition von Formzahlen für Ausschnitte . . . . .	12
3.2	Methoden zur Bestimmung von Formzahlen . . . . .	13
3.3	Der Ausschnitt in der unendlichen Scheibe . . . . .	15
3.3.1	Lösungen für die Standardlastfälle . . . . .	15
3.3.2	Vergleich mit der numerischen Lösung . . . . .	17
3.4	Ausschnitte in begurteten Scheiben . . . . .	18
3.4.1	Definition der Lastfälle bei begurteten Trägern . . . . .	19
3.4.2	Einfluß des Lochabstandes . . . . .	22
3.4.3	Der Einfluß der Gurte und der Ausschnittthöhe . . . . .	23
<b>4</b>	<b>Experimentelle Bestimmung der Grenzlast</b>	<b>26</b>
4.1	Versuchs- und Modellbeschreibung . . . . .	26
4.2	Durchführung der Versuche . . . . .	28
4.3	Ergebnisse der Traglastversuche . . . . .	33

4.4	Einfluß aus Eigenspannungen . . . . .	36
<b>5</b>	<b>Rechnerische Bestimmung der Grenzlast</b>	<b>38</b>
5.1	Elastische Grenzlast der Modelle . . . . .	38
5.2	Nichtlineare FE-Rechnungen . . . . .	40
5.3	Näherungen für die plastische Grenzlast . . . . .	42
5.3.1	Näherung für das Werkstoffgesetz . . . . .	43
5.3.2	Näherung für das plastische Grenzmoment . . . . .	45
5.3.3	Näherungen für die plastische Kerbdehnung und Vergleich mit Versuchs- und FE-Ergebnissen . . . . .	47
5.4	Bestimmung der Grenzlast mit numerisch berechneten Spannungs- formzahlen . . . . .	57
5.5	Auswertung und Anwendung der Ergebnisse . . . . .	67
5.5.1	Beschreibung des Anwenderprogramms . . . . .	68
5.5.2	Anwendungsbeispiele . . . . .	70
<b>6</b>	<b>Zusammenfassung</b>	<b>72</b>
<b>A</b>	<b>Anhang zum Text</b>	<b>74</b>
A.1	Symbole und Literaturverzeichnis . . . . .	74
A.2	Mathematische Herleitungen . . . . .	82
<b>B</b>	<b>Abbildungen</b>	<b>84</b>
<b>C</b>	<b>Fortran-Source zum Programm SFZ</b>	<b>132</b>

# 1. Einleitung

Außer für die Aufbauten bei Seeschiffen kommt Aluminium aufgrund seines geringen spezifischen Gewichtes als Werkstoff besonders im Kleinschiffbau zum Einsatz. So werden beispielsweise Rettungskreuzer der *Deutschen Gesellschaft zur Rettung Schiffbrüchiger* (DGzRS) sowie Einsatzfahrzeuge der Behörden (Zoll-, Feuerwehr- und Wasserschutzpolizeiboote) und Luftkissenfahrzeuge oft komplett aus Aluminium gefertigt. Durch ein relativ enges Netz aus Längs- und Querspanten erhält der Bootskörper ausreichende Festigkeit gegenüber den Beanspruchungen im Einsatz. Die Verwendung von Leichtmetall kommt außerdem einer hohen Geschwindigkeit zu Gute, was eine Hauptanforderung beim Entwurf dieser Boote darstellt.

Um jede weitere Möglichkeit zur Gewichtsreduzierung auszunutzen, werden in den Stegen der tragenden Verbände (Querrahmen und Längsträger) oft kreisförmige Erleichterungslöcher vorgesehen, die gleichzeitig zur Durchführung von Kabelbahnen und Leitungen jeglicher Art aus Gründen der Platzersparnis unumgänglich sind. Die Ausschnitte führen allerdings zu einer Schwächung der Träger. Die Versagensart dieser ausgeschnittenen Biegeträger ist abhängig von der Art der Belastung, der Schlankheit der Träger und ganz besonders von der Form und Größe der Stegausschnitte. Ein Versagen kann eintreten durch:

- Schubbeulen der Stege,
- Schubbrüche an Schweißnähten,
- Biegemechanismus (Fließgelenkbildung),
- Normal- und Querkraftmechanismus infolge hoher Kerbspannungen.

Besondere Bedeutung in dieser Arbeit kommt dem letzten Punkt und somit den Stegausschnitten zu, da diese Kerben darstellen. Als Kerben werden in diesem Zusammenhang allgemein Querschnittstörungen in einem Bauteil durch Ausschnitte, Einschnitte und Übergänge bezeichnet, die bei der Beanspruchung des Bauteils Störungen des Spannungsverlaufes zur Folge haben. Diese Störungen äußern sich in lokalen *Spannungserhöhungen*, die zum Versagen des Bauteils durch Reiß- oder Bruchvorgänge führen können. Die Kerbwirkung unterscheidet sich dabei im wesentlichen nach der Art der Belastung des Bauteils und der Geometrie der Ausschnitte. Durch die elastizitätstheoretische Formzahl wird das Verhältnis der maximalen örtlichen Spannung zu einer festzulegenden Nenn- oder Vergleichsspannung als Maß für die Kerbwirkung erfaßt. Auf den Einfluß typischer Geometrieparameter wie z.B.

das Verhältnis der Ausschnitt- zur Steghöhe und den Ausschnittabstand bei Mehrfachanordnung wird im einzelnen genauer eingegangen.

Als Möglichkeiten zur Kompensation der unerwünschten Spannungskonzentration bieten sich Dopplungen oder Versteifungen der Ausschnittträger an. Letzteres geschieht bei hochstegigen Trägern in der Praxis entweder durch eine aufwendige Ausgurtung der Ausschnitte oder durch in der Ausschnittnähe einseitig auf den Steg aufgesetzte Steifen. Im Kleinschiffbau werden die Ausschnittträger bei dünnstegigen Aluminiumträgern häufig alternativ durch eine Bördelung verstärkt. Durch die mechanische Behandlung kann eine erhöhte Rißgefahr an den Blechkanten der Ausschnitte entstehen. Darüberhinaus stellt das Bördeln der Ausschnittträger eine Erhöhung des Fertigungsaufwandes und somit der Herstellungskosten dar.

In der Praxis stellt sich nun die Frage, ob die kostenintensive Bördelung zu einer Erhöhung der Tragfähigkeit beiträgt oder nicht. Zur Klärung dieser Fragestellung wird im Rahmen dieser Arbeit experimentell die Traglast von Biegeträgern aus Aluminium mit gebördelten und ungebördelten Erleichterungslöchern ermittelt. Für die Versuche standen vier Modelle mit Stegausschnitten unterschiedlichen Durchmessers zur Verfügung. Bei zwei Modellen waren die Ausschnittträger gebördelt. Versuchsbegleitend wurden zur Absicherung und Beurteilung der Meßeinrichtung und der Meßergebnisse sowohl lineare als auch nichtlineare Berechnungen nach der Methode der Finiten Elemente durchgeführt.

Bei Werkstoffen, deren Fließkurve einen stetigen Übergang vom elastischen zum plastischen Bereich aufweist, die also keine ausgeprägte Fließgrenze besitzen, werden statt Streckgrenzen *Dehngrenzen* bestimmt. Bei den zur Zeit geltenden Regeln zur Konstruktion mit Aluminium ([1] und [2]) wird mit dem Begriff *Traglast* die Last bezeichnet, bei der an der höchstbeanspruchten Stelle des Bauteils die definierte *Dehngrenze* ( $R_{p0,2}$ ), abgemindert um einen Sicherheitsfaktor, erreicht ist. Es handelt sich demnach um die *elastische* Grenzlast einer Konstruktion, die aufgrund der Materialeigenschaften des bei den Experimenten verwendeten Aluminiumwerkstoffes schon bei kleinen Lasten erreicht ist.

Im Folgenden soll unter der *Traglast* jedoch diejenige äußere Belastung verstanden werden, bei der die Versuchskörper durch einen der eingangs angeführten Mechanismen versagen und eine weitere Lastaufnahme nicht mehr möglich ist. Diese *plastische* Traglast soll die Grundlage des experimentellen Vergleichs im Tragverhalten der Modelle sein.

Ein anderer Weg zur Dimensionierung balkenartiger Aluminiumkonstruktionen wird von MAZZOLANI [3] besprochen. Er geht davon aus, daß durch eine planmäßige Kontrolle stattfindender Fließvorgänge größere Materialausnutzung und somit höhere Tragfähigkeit gegenüber der elastischen Grenzlast erreicht wird. Dazu führt MAZ-

ZOLANI den Begriff *Grenztragfähigkeit* ein und bezeichnet damit die Belastung, bei der in der höchstbeanspruchten Faser eine bestimmte Grenzdehnung erreicht ist, die nicht überschritten werden darf, um ausreichende Sicherheit gegenüber dem Versagen zu gewährleisten. Zur Ermittlung der Grenztragfähigkeit stehen drei Möglichkeiten zur Verfügung:

- experimentelle Ermittlung anhand von Versuchen,
- numerische Lösung mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente,
- Berechnung der Grenzdehnung mit Hilfe von Näherungslösungen.

Aufgrund der zunächst unbekanntem, tatsächlichen material- und geometriebedingten Nichtlinearitäten können die für einen Vergleich zwischen Rechnung und Messung notwendigen Fließvorgänge nur anhand von Modellversuchen zuverlässig ermittelt werden. Da man bei der vorliegenden Aluminiumlegierung schon bei relativ geringen Lasten kein lineares Verhalten der Struktur unter Belastung voraussetzen kann, könnten Traglastbestimmungen auch mit Hilfe einer nichtlinearen Rechner-simulation mit Fehlern behaftet sein. Erst wenn das Werkstoffgesetz als Ergebnis aus Zugversuchen an Proben des verarbeiteten Materials exakt vorliegt und in der numerischen Rechnung berücksichtigt wird, kommt es zu einer guten Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung.

Die Versuchsergebnisse erlauben einen Vergleich mit Näherungslösungen für das Tragverhalten von durch Kerben geschwächten Bauteilen aus sich verfestigenden Werkstoffen. Grundlage des Vergleichs ist die auf dem experimentellen Weg ermittelte Fließkurve des Bauteils. Die Fließkurve stellt den Zusammenhang zwischen der äußeren Belastung und der Beanspruchung im Kerbgrund her. Mit den Näherungen wird versucht, diesen Zusammenhang auf der Basis der elastizitätstheoretischen Formzahl zu erfassen. Bei Biegebeanspruchung zeigen sich mit zunehmender Plastizierung jedoch erhebliche Unterschiede zwischen den Ergebnissen aus den Näherungen und den Messungen.

Aus diesem Grund wird am Ende der Arbeit ein Verfahren entwickelt und vorgestellt, mit dem die eben beschriebene *Grenztragfähigkeit* genauer bestimmt werden kann. Das Verfahren basiert auf dem Werkstoffgesetz und den anhand nichtlinearer Finite-Elemente Rechnungen ermittelten *Spannungsformzahlen*. Das Verfahren ermöglicht dem Anwender die äußere Last zu ermitteln, die im Kerbgrund die vorgegebene Grenzdehnung erzeugt, ohne daß eigene, nichtlineare Berechnungen erforderlich sind.

## 2. Aluminium im Schiffbau

Die ersten Versuche, Aluminium als Werkstoff für den Schiffbau zu nutzen, reichen bis an das Ende des vergangenen Jahrhunderts zurück. Im Jahre 1891 wählte die Firma Escher–Wyss & Co. in Zürich Aluminium als neuen Werkstoff für die Dampfbarkasse ZEPHIR [4]. Jedoch brachte die damalige Verwendung von Reinaluminium aufgrund der geringen Festigkeitseigenschaften Probleme mit sich. Es brauchte noch eine Entwicklungszeit von nahezu 40 Jahren, bis Legierungen gefunden wurden, die den Anforderungen der für den Schiffbau notwendigen Festigkeit und Seewasserbeständigkeit genügten. Die vier wichtigsten Eigenschaften der im heutigen Schiffbau zur Anwendung kommenden Aluminiumlegierungen sind:

- das geringe spezifische Gewicht,
- das Beibehalten der mechanischen Eigenschaften bei tiefen Temperaturen,
- die gute Korrosionsbeständigkeit und
- das unmagnetische Verhalten.

Als Nachteile von Aluminium im Vergleich zu Stahl lassen sich anführen:

- der geringere Elastizitätsmodul,
- die stärker abfallenden Festigkeitswerte bei höheren Temperaturen,
- möglicher Abfall der Festigkeitswerte in Schweißnähten und
- die höheren Materialkosten.

Aufgrund des unmagnetischen Verhaltens wurde Aluminium in der Vergangenheit besonders beim Bau von Kompaßhäusern eingesetzt. Durch das geringe spezifische Gewicht ist Aluminium wie geschaffen für die Verwendung als Baumaterial für die Aufbauten großer Seeschiffe, insbesondere bei Passagierschiffen. So ermöglichte die ausschließliche Verwendung von Aluminium für die Aufbauten beim Bau der Passagierschiffe QUEEN ELIZABETH 2 und NORWAY durch den tieferliegenden Gewichts-  
schwerpunkt den Einbau eines zusätzlichen Decks im Vergleich zu einer Stahlkonstruktion, wie HUFNAGEL [5] berichtet. Selbst unter der Voraussetzung, daß die gleichen Beanspruchungen aufgenommen werden können, entspricht das Gewicht einer Aluminiumkonstruktion nur etwa der Hälfte des Gewichtes einer Konstruktion

aus Stahl. Aus diesem Grund werden kleinere, schnelle Küstenschiffe meist ganz in Aluminiumleichtbauweise gefertigt, da eine möglichst hohe Geschwindigkeit Grundvoraussetzung für ihren Einsatz ist.

## 2.1 Mechanische Eigenschaften von Aluminiumlegierungen

Man unterscheidet Aluminiumlegierungen nach *aushärtbaren* und *nichtaushärtbaren* Legierungen. Durch das Aushärten werden die Festigkeitseigenschaften erheblich verbessert. Grundlage dafür ist das größere Lösungsvermögen von Ausscheidungen bei höheren Temperaturen ( $> 500^{\circ}\text{C}$ ). Die Ausscheidungen müssen dabei eine bestimmte Größe erreichen, um die Versetzungen zu blockieren, die die Gleitebenen bei der Verformung sind. Anschließend wird der Werkstoff auf Raumtemperatur abgeschreckt und über einen längeren Zeitraum bei Temperaturen zwischen  $125^{\circ}\text{C}$  und  $175^{\circ}\text{C}$  ausgehärtet.

Die wichtigsten Legierungsbestandteile sind Magnesium (Mg), Mangan (Mn), Silizium (Si), Kupfer (Cu) und Zink (Zn). Bei der Verwendung von Kupfer als Legierungsbestandteil (z.B. AlCuMg-Legierungen) können dabei Zugfestigkeiten bis zu  $450\text{ N/mm}^2$  erreicht werden. Da kupferhaltige Legierungen keine gute Korrosionsbeständigkeit aufweisen, werden sie im Bereich des Schiffbaus nicht verwendet. Eine Alternative bieten aushärtbare siliziumhaltige Legierungen (AlMgSi). Sie weisen gute Korrosionseigenschaften, aber geringere Zugfestigkeit auf ( $320\text{ N/mm}^2$ ).

Nichtaushärtbare Aluminiumlegierungen (z.B. AlMg3 oder AlMg4,5Mn) zeichnen sich durch gute Kaltverformbarkeit und hohe Seewasserbeständigkeit aus und sind deshalb besonders für schiffbauliche Anforderungen geeignet. Die Bezeichnung nichtaushärtbar bedeutet, daß die Festigkeitseigenschaften der *weichen* Legierung aufgrund der Zusammensetzung der Legierungsbestandteile nicht durch Wärmebehandlung erhöht werden können. Sie erreichen nach DIN 1745 [6] im weichen Zustand eine Zugfestigkeit von  $275\text{ N/mm}^2$ . In der Tabelle 2.1 werden die Mindestwerte der mechanischen Eigenschaften von Blechen mit einer Dicke bis zu 10 mm aus seewasserbeständigen Aluminiumlegierungen nach DIN 1745 verglichen.

Anhand der Angaben in der Tabelle wird der hohe Verfestigungsgrad ( $R_m/R_{p0,2}$ ) der weichen Legierungen deutlich. Durch das relativ früh eintretende Fließen und die doppelt so große Bruchdehnung besitzen die weichen Werkstoffe im Vergleich zu den ausgehärteten Legierungen ein besseres Vermögen, Arbeit aufzunehmen.

Die weichen Legierungen weisen deshalb auch eine bessere Verformbarkeit auf als die ausgehärteten Werkstoffe mit einem geringen Verfestigungsgrad. Durch die Kaltverformung tritt bei den nichtaushärtbaren Legierungen eine Kaltverfestigung ein,

wodurch sowohl die Zugfestigkeit als auch die Dehngrenze ansteigen, während die Bruchdehnung abnimmt. Ist dieser Effekt unerwünscht, läßt sich nach der Verformung der ursprünglich weiche Gefügestand durch *Weichglühen* wieder herstellen. Aber auch bei normalen Temperaturen reduzieren sich nach einem längeren Zeitraum die aus der Kaltverfestigung resultierenden höheren Festigkeitswerte, wobei die Bruchdehnung wieder ansteigt, wie die Untersuchungen von BRENNER [7] zeigen. Für Aluminiumlegierungen gibt es demnach keine Begriffe wie *Alterung* oder *Ver sprödung*, sondern im Gegenteil zumindest für die nichtaushärtbaren Legierungen die eben beschriebene *Erholung*.

Im Vergleich zur Verwendung von normalem Schiffbaustahl hat die gute Seewasserbeständigkeit der in der Tabelle 2.1 aufgeführten Aluminiumlegierungen einen erheblich geringeren Aufwand an Instandhaltungskosten zur Folge, da eine Unterwanderung der Farbanstriche durch Korrosion nicht stattfindet. Ermöglicht wird das durch eine extrem harte Oxidschicht, die eine weitere Oberflächenkorrosion behandelte und unbehandelte Aluminiumteile verhindert und dem Aluminium eine gute chemische Beständigkeit verleiht.

Wird diese Schicht beschädigt, erfolgt durch erneute Oxidation eine selbsttätige Ausheilung. Aus diesem Grund wurde beispielsweise beim Bau der Aufbauten der Schiffe SUNRIP, SUNHENDERSON und SUNWALKER auf jeglichen Anstrich verzichtet, wie GÜRTLER [8] berichtet. Bei der Beanspruchung durch Sprühfeuchtigkeit aus Salzwasser erfolgt zunächst ein geringfügiger Oberflächenabtrag, der dank der sich bildenden Oxidschicht nach einiger Zeit völlig zum Stillstand kommt. Das Abtragsmaß gilt bei den im Schiffbau üblichen Blechstärken als völlig unbedenklich.

Werkstoff	Dehngrenze $R_{p0,2}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Zugfestigkeit $R_m$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Bruchdehnung $A_5$ [%]	Werkstoff- zustand
AlMg3 W19	80	190	20	weich
AlMg2Mn0,8 W19	80	190	20	weich
AlMg4,5Mn W28	125	275	17	weich
AlMgSi1 F32	255	315	10	warmausgehärtet
AlZn4,5Mg1 F35	275	350	10	warmausgehärtet

Tabelle 2.1: Mechanische Eigenschaften einiger Legierungen nach DIN 1745

## 2.2 Temperaturverhalten von Aluminium

Im Gegensatz zu Stahl erfahren alle Aluminium–Magnesium–Legierungen bei sinkenden Temperaturen eine Verbesserung der mechanischen Eigenschaften. Zugfestigkeit, Dehngrenze und Bruchdehnung nehmen zu, und es existiert auch bei tiefsten Temperaturen keine Versprödung. Auch der Elastizitätsmodul ist bei  $-200^{\circ}\text{C}$  um 12% größer als bei Raumtemperatur.

Diese Eigenschaften führen zur Verwendung von Aluminium als Werkstoff beim Bau der Tanks für den Transport von Erdgas, das sich unter Atmosphärendruck erst bei ca.  $-160^{\circ}\text{C}$  verflüssigt. Außer an die Schiffsform angepasste Tankausführungen werden auch Kugeltanks mit einem Durchmesser bis zu 40 m aus Aluminium gebaut. Wie man die konstruktiven Probleme, die sich aus dem Bau und der Isolierung der verschiedenen Tankformen ergeben, lösen kann, wird ausführlich von PETERSHAGEN [9] beschrieben.

Mit steigender Temperatur verringert sich wie bei allen Metallen auch bei den Aluminiumlegierungen der Verformungswiderstand, das Metall wird weicher. Im Vergleich zu Stahl nehmen Zugfestigkeit und Dehngrenze jedoch stärker ab und das Verformungsvermögen zu. Der Bereich von Temperaturen bis  $100^{\circ}\text{C}$  hat nach Angaben von DOMES [10] im allgemeinen keinen Einfluß auf die Festigkeit.

Entscheidend für den Festigkeitsverlust ist neben der Höhe der Temperatur auch deren Einwirkzeit. Für aushärtbare Legierungen beginnt bei  $150^{\circ}\text{C}$  nach wenigen Stunden eine deutliche Abnahme der Zugfestigkeit bei gleichzeitigem Anstieg der Bruchdehnung, die auf Grund von Rekristallisationsvorgängen eine bleibende Abnahme der Festigkeit darstellt. Tritt bei einer konstant hohen Temperatur gleichzeitig eine anhaltende Belastung auf, kommt es zu plastischer Verformung, dem sogenannten *Kriechen*. In Abhängigkeit von Zeit und Temperatur kann es zum Versagen eines Bauteils auch bei einer Last führen, der der Werkstoff bei kurzzeitiger Beaufschlagung widerstehen würde.

Bei hohen Temperaturen infolge von Feuer ist nur die von der Hitze unmittelbar beaufschlagte Stelle gefährdet, da Aluminium eine hohe Wärmeleitfähigkeit besitzt, die viermal so groß ist wie die von Stahl. Aluminium und seine Legierungen können nicht brennen, wodurch die Ausbreitung eines Feuers verhindert wird. Durch geeignete Kühlmaßnahmen können die gefährdeten Stellen vor dem Schmelzen des Metalls bewahrt werden. Bei Bränden, hervorgerufen durch entzündete Treibstoffe oder Öl, entstehen Temperaturen, die die Schmelztemperatur des Aluminiums überschreiten. Aus diesem Grund eignet sich Aluminium nicht als Werkstoff für Rettungsboote auf Tankern, da sie in einem brennenden Ölteppich schmelzen würden.

## 2.3 Schweißen und Schneiden von Aluminiumlegierungen

Der hohe Schmelzpunkt der Oxidschicht von  $2050^{\circ}\text{C}$  behindert das Verbinden von Aluminiumteilen, deren Schmelzpunkt zwischen  $600^{\circ}\text{C}$  und  $650^{\circ}\text{C}$  liegt. Die Schicht muß vor dem Schweißen entfernt und ihre Neubildung verhindert werden. Beim Gasschweißen werden Flußmittel eingesetzt, die die Oxidschicht lösen und in eine auf dem Schmelzbad schwimmende Schlacke überführen, die den Schweißbereich abdeckt und die Neubildung des Oxids verhindert.

Beim Schutzgasschweißen mit plusgepolter Elektrode wird die Oxidschicht durch die Elektronenemission des Lichtbogens zerstört und auf diese Weise eine einwandfreie Verbindung ermöglicht. Dabei kommt vorzugsweise das Metall-Inertgasschweißen (MIG) zum Einsatz. Vorteilhaft erweist sich, daß kein Flußmittel erforderlich ist und in jeder Lage geschweißt werden kann.

Die höhere Löslichkeit der Schmelze für Gase ist dafür verantwortlich, daß sich Blasen infolge von Auftriebskräften an die Oberfläche des Schmelzbades bewegen. Hohe Wärmeleitfähigkeit und hohe Schweißgeschwindigkeiten, zum Beispiel bei der Anwendung des MIG-Schweißverfahrens, führen unter Umständen dazu, daß die aus dem Schmelzbad aufsteigenden Gasblasen von der Erstarrungsfront eingeholt werden. Aus diesem Grund läßt sich Porenbildung beim MIG-Schweißen nicht immer sicher ausschließen. Bei langsamerem Erstarren wie beim Wolfram-Inertgasschweißen (WIG) können die Gasblasen im allgemeinen bis zur Schweißbadoberfläche aufsteigen, wodurch Porenbildung besser vermieden wird.

Die hohe Wärmeleitfähigkeit der Aluminiumlegierungen ist dafür verantwortlich, daß trotz des relativ niedrigen Schmelzpunktes im Vergleich zu Stahl eine erheblich größere und möglichst konzentrierte Wärmezufuhr von Nöten ist. Daher sollten nach einer Empfehlung von RENNER [11] vor allem bei größeren Querschnitten die Teile vorgewärmt werden, um der Schweißstelle infolge der Wärmeableitung nicht zu viel Wärme zu entziehen.

Bei aushärtbaren Legierungen hat die eingebrachte Schweißwärme erheblichen Einfluß auf die Festigkeit in der Wärmeeinflußzone. VALTINAT und DANGELMAIER [12] weisen darauf hin, daß der Festigkeitsverlust durch den Einfluß der Schweißwärme bei aushärtbaren Legierungen bis zu 50 % gegenüber dem Grundmaterial betragen kann. Es kommt zu einer Entfestigung durch Vergrößerung der Ausscheidungen bei höheren Temperaturen. Durch erneutes Lösungsglühen und anschließendes Aushärten kann die Festigkeit in der Wärmeeinflußzone wieder gesteigert werden.

Die nichtaushärtbaren Legierungen im weichen Gefügestand erfahren keine Veränderung in der Wärmeeinflußzone und bedürfen daher auch keiner Maßnahmen

zur anschließenden Festigkeitssteigerung, wodurch sie von allen Aluminiumlegierungen für den Schiffbau die größte Bedeutung haben, wie DOMES [13] berichtet. Bei nichtaushärtbaren Legierungen im kaltverfestigten Gefügestand tritt beim langsameren WIG-Schweißen in der Wärmeeinflußzone eine Entfestigung durch Rekristallisation wie nach einem Weichglühen ein, die nach ANIK [14] nicht mehr aufgehoben werden kann. Für die Bemessung der Schweißverbindung gelten dann die niedrigeren Werkstoffkennwerte der entsprechenden Legierung im weichen Gefügestand. Durch die höhere Schweißgeschwindigkeit beim MIG-Verfahren stellt sich dagegen eine sehr schmale Wärmeeinflußzone ein, deren Festigkeitseigenschaften nicht wesentlich von denen des Grundwerkstoffes abweichen, was DOMES [13] anhand von Versuchen bestätigt.

Durch das Schrumpfen beim Erstarren der Schmelze können außer unerwünschten Verwerfungen auch Risse in und neben der Naht entstehen. Ursache sind die unterschiedlichen Schmelzpunkte der Legierungsbestandteile und der Körner aus reinem Metall. Es kommt zu einer Verschiebung durch Schwindung der bereits erstarrten Metallkörner, die durch eine Verformung der noch flüssigen oder teigigen Mischung mit niedrigerem Schmelzpunkt ausgeglichen werden muß, da sonst Werkstofftrennungen an den Korngrenzen auftreten.

Wenn die Trennstellen nicht wieder zusammenfließen, entstehen feinste Fehlstellen, die sich beim weiteren Erkalten und Schrumpfen zu erkennbaren Rissen aneinanderreihen, worauf ANIK [14] hinweist. Die Reißgefahr ist dabei abhängig vom Typ und der Menge der Legierungsbestandteile. Bei den im Schiffbau häufig verwendeten nichtaushärtbaren Aluminium-Magnesium-Legierungen liegt die maximale Reißneigung nach Untersuchungen von STEIDEL [15] bei einem Anteil zwischen 1% und 2% Mg. Zur Herabsetzung der Schweißbrissigkeit ist die Auswahl geeigneter Zusatzwerkstoffe von großer Bedeutung, die in der DIN 1732 aufgeführt sind.

Um Verwerfungen zu beschränken ist neben einer hohen Wärmekonzentration und größtmöglicher Schweißgeschwindigkeit auch eine geeignete Schweißfolge nötig. Stellen, an denen eine höhere Kontraktion zu erwarten ist, sollten zuerst geschweißt werden, damit die Entstehung von Ausdehnungs- und Schrumpfkraften solange wie möglich vermieden wird. Besonders wichtig ist eine gute Nahtvorbereitung, damit nicht durch unnötiges Füllen einer schlecht vorbereiteten Naht zuviel Wärme eingebracht wird, die durch ungleichmäßige Abkühlung zu Verwerfungen führt. Dabei sind die beim Bau von Schiffen aus Stahl gebräuchlichen Nahtformen nach Empfehlungen von ADKINS [16] mit geringfügigen Abänderungen auch für Aluminium anwendbar.

Da Aluminium nicht brennbar ist, kommen zum Trennen von Aluminium und seinen Legierungen nur Schmelz- bzw. mechanische Schneidverfahren in Betracht. Neben

dem technisch und wirtschaftlich sehr aufwendigen Laserschneiden kommt bei den Schmelzverfahren hauptsächlich das Plasmaschneidverfahren zur Anwendung. Plasma ist ein Gas, das durch Erhitzen ionisiert und somit elektrisch leitend wird. Das Erhitzen erfolgt über einen elektrischen Lichtbogen. Durch den Strahl des auf diese Weise ionisierten Gases wird das Material geschmolzen und aus der Fuge geblasen. Das Verfahren ist sowohl maschinell als auch manuell einsetzbar. Als Gase kommen Mischungen aus Argon, Wasserstoff und Stickstoff oder Luft in Frage.

## 2.4 Beispiele für Schiffe aus Aluminium

Bevor glasfaserverstärkte Kunststoffe Einzug in den Yacht- und Bootsbau hielten, wurden Hochseeyachten aufgrund der Forderung nach geringem Gewicht und hoher Geschwindigkeit aus Aluminium gefertigt. Nach der Einführung der Schutzgas-schweißverfahren, mit denen auf einfache Weise korrosionsbeständige Aluminiumlegierungen geschweißt werden können, entstanden 1956 die ersten Regatta-tauglichen Leichtmetall-Yachten DYNA und ARIA [17] in geschweißter Bauart. Mit Hilfe dieses Schweißverfahrens war man nun auch in der Lage, Rettungsboote in größeren Stückzahlen ganz aus Aluminium zu fertigen, deren Herstellung FIEDLER [18] beschreibt.

Im Ausland führte der Einsatz von Aluminium als Werkstoff zum Bau von Seeschiffen mit beachtlichen Abmessungen. Im Juni 1967 lief in New Orleans die Hochseefähre SACAL BORINCANO [19] vom Stapel. Bei einer Länge von 69 m und einem Konstruktionsgewicht von 1600 t hatte das Schiff einen Tiefgang von 3.13 m. Ihr Einsatzgebiet war die Karibik und die ins Landesinnere führenden, großen Flüsse.

Das Forschungsschiff ALCOA SEAPROBE [20], das 1970 seinen Dienst aufnahm, wies bei einer Länge von 74 m einen Tiefgang von nur 2.44 m auf.

Aus Gründen der Wirtschaftlichkeit beim Entwurf und der Fertigung ist man national dazu übergegangen, die Zoll- und Seenotkreuzer in Klassen einzuteilen. So entstanden für die Zollfahrzeuge die 17m-, 28m- und 38m-Klasse. Die Verdrängung der Boote der 28 m-Klasse liegt bei ca. 100 t. Eine genaue Beschreibung der Boote findet man bei SPETHMANN [21].

Um eine Dauerhöchstgeschwindigkeit von 23 kn zu erreichen, ist bei der 28 m-Klasse eine Maschinenleistung von insgesamt 2475 kW erforderlich. Das Gewicht der dazu notwendigen Maschinenanlage und der Treibstoffvorräte macht einen Anteil von 40% am Einsatzgewicht der Schiffe aus, was nur durch die Verwendung von Aluminium als Baumaterial wieder aufgefangen werden kann.

In der Praxis ist man bemüht, das Gewicht der Schiffe in Hinblick auf gute Manö-

vrieeigenschaften in flachem Wasser, hohe Geschwindigkeit und Wirtschaftlichkeit im Betrieb zu minimieren. Hierzu empfiehlt HUSTEDT [22], wo immer es möglich ist, Erleichterungslöcher in Form von Kreisausschnitten in den Stegen der tragenden Rahmenkonstruktion vorzusehen. Die Abb. 2.1 zeigt einen Teil der Außenhaut- und Decksstruktur eines im Bau befindlichen Bootes der 28m-Klasse mit gebördelten Erleichterungslöchern in den Trägerstegen.

Beim Bau der Rettungskreuzer der DGzRS kommen in neuerer Zeit größere Aluminiumkonstruktionen zum Einsatz. Durch die Gewichtseinsparung weisen die Schiffe einen geringen Tiefgang auf und können so ihrer Bestimmung nach gut in küstennahen Gewässern operieren. Durch ein enges Netz aus Längs- und Querrahmen und der dazwischen angeordneten Spanten wird die für den Einsatz bei allen erdenklichen Seegangsbedingungen erforderliche hohe Festigkeit der Schiffe gewährleistet. Dabei liegen die Materialstärken über den von der Klassifikationsgesellschaft geforderten Werten.

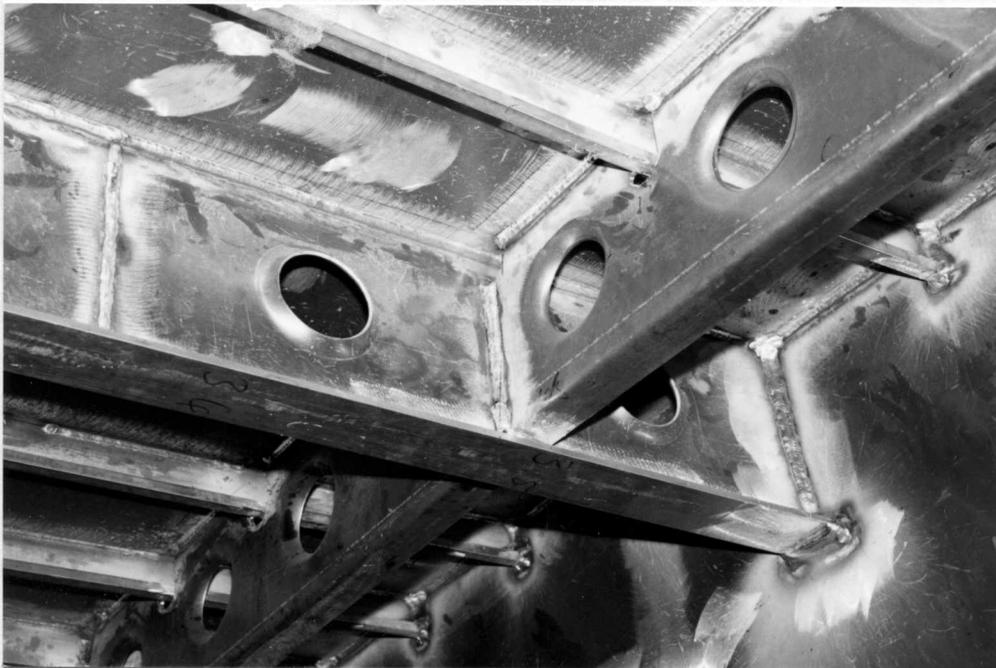


Abb. 2.1: Aluminiumkonstruktion mit gebördelten Erleichterungslöchern

### 3. Formzahlen für Ausschnitte

Die Ausschnitte stellen Kerben dar und verursachen hohe lokale Spannungen, die zum Versagen des Bauteils führen können. Dieser Vorgang muß bei der Auslegung der von Ausschnitten geschwächten Konstruktionen berücksichtigt werden. Um während der Konstruktionsphase der im vorangegangenen Kapitel beschriebenen Schiffe in der Lage zu sein, die Grenzen des Machbaren sicher abschätzen zu können, werden Informationen über die Größe der Kerbwirkung in Abhängigkeit der vorhandenen Geometrie- und Lastparameter benötigt. Diese Informationen stecken in den sogenannten *Formzahlen*.

#### 3.1 Definition von Formzahlen für Ausschnitte

Zur Bestimmung der Kerbwirkung von Ausschnitten ist die Kenntnis der höchsten örtlichen Spannung erforderlich. Aus dem Verhältnis der maximalen Spannung zu einer Nennspannung erhält man die Formzahl des entsprechenden Kerbproblems als eine wichtige Größe zur sicheren Dimensionierung der Konstruktion.

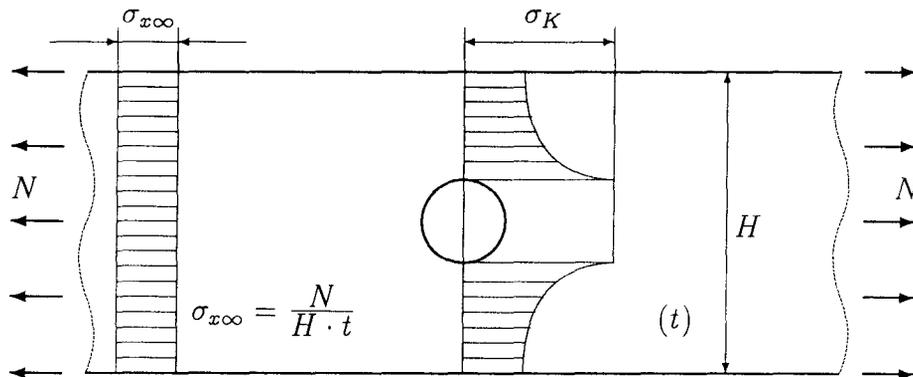


Abb. 3.1: Definitionen einer Formzahl im linearelastischen Bereich

Der Begriff *Nennspannung* bedarf dabei einer klaren Definition, da diese von der Geometrie und der Belastung des Bauteils abhängig ist. In vielen Fällen geht man vom Grundspannungszustand aus, also demjenigen, der sich beim Fehlen der Ausschnitte einstellt ( $\sigma_{x\infty}$ ). Die Abb. 3.1 zeigt beispielhaft die Definition der Formzahl einer normalkraftbelasteten Scheibe mit einem mittig angeordneten Kreisabschnitt. Die Formzahl ist dabei unabhängig vom Elastizitätsmodul und in der nachfolgenden Definition nur im linearelastischen Bereich konstant.

$$K_t = \frac{\sigma_K}{\sigma_{x\infty}} \quad (3.1)$$

- $K_t$  = Formzahl,
- $\sigma_K$  = maximale Spannung im Kerbgrund,
- $\sigma_{x\infty}$  = Nennspannung im ungestörten Querschnitt.

Die Gl. 3.1 drückt anschaulich betrachtet das Verhältnis zwischen der maximalen Spannung im Kerbgrund und *der* Spannung aus, die sich beim Fehlen der Schwächung einstellen würde.

### 3.2 Methoden zur Bestimmung von Formzahlen

Anfangs war man bemüht, für die Spannungsverteilung in der scheibenartigen Umgebung eines Ausschnittes analytische Ansätze zu formulieren. Dies gelingt jedoch nur bei idealisierten geometrischen Gegebenheiten. Grundvoraussetzung für die Anwendung analytischer Lösungen ist es, die Abmessungen der Ausschnitte als klein gegenüber der Scheibe ansehen zu können. Dann läßt sich ihre Umgebung näherungsweise als unendlich ausgedehnt annehmen, und die Löcher können als lokale Störung des vorhandenen Spannungszustandes angesehen werden. Die Form der zum Teil mathematisch sehr aufwendigen Herleitungen sowie die komplizierte formelmäßige Darstellung der Spannungszustände erschwert dabei allzu oft die Anwendung.

Die meisten in der Praxis bekannten Kerbprobleme weichen jedoch sehr von den idealisierten geometrischen Voraussetzungen ab, und man ist gezwungen, auf Näherungslösungen oder experimentelle Untersuchungen zurückzugreifen. Dabei ist die experimentelle Kerbspannungsermittlung mit Hilfe der Spannungsoptik ein in der Vergangenheit oft angewandtes Verfahren. Mit Hilfe dieser Methode bestimmte z.B. HAPPEL [23] Spannungserhöhungen an Ausschnitten begurteter Träger. Die dazu notwendigen Versuche anhand von Kunstharzmodellen waren vorwiegend auf bestimmte Einzelprobleme zugeschnitten und dadurch in ihrer Allgemeingültigkeit stark eingeschränkt.

Nicht zuletzt aus diesem Grund sind von Autoren wie PETERSON [24], RADAJ [25] und BART [26] Formelsammlungen und Handbücher entstanden, in denen viele technisch relevante Kerbfälle in benutzerfreundlicher Diagrammdarstellung zusammengefaßt sind.

Dabei wurde neben den bislang beschriebenen Methoden mehr und mehr die weiterentwickelte und vielseitig bewährte Finite-Elemente-Methode eingesetzt, die sich,

wie LEHMANN [27] zeigt, gerade zur Berechnung von Formzahlen an schiffbautypischen Konstruktionen eignet.

Die Anwendung der Finite-Elemente-Methode ermöglichte die Erarbeitung eines Formzahlkataloges für schiffbautypische Konstruktionsdetails, der erst kürzlich von FRICKE und Mitautoren [28] vorgestellt wurde. In dem Formzahlkatalog sind die Ergebnisse mehrjähriger numerischer Berechnungen zweier parallel durchgeführter Forschungsvorhaben ([29] und [30]) zusammengefaßt.

Für schiffbautypische, große Ausschnitte in den Stegen der Doppelboden- und Seitenverbände ist unter der Federführung des GERMANISCHEN LLOYD ein Anwenderhandbuch zum Formzahlkatalog in Zusammenarbeit mit dem ARBEITSBEREICH SCHIFFSTECHNISCHE KONSTRUKTIONEN UND BERECHNUNGEN der Technischen Universität Hamburg-Harburg und dem INSTITUT FÜR SCHIFFBAU der Universität Hamburg erarbeitet worden. Neben den Stegausschnitten beinhaltet der Katalog Formzahlen für Luckenecken, Aufbauenden, Dopplungsenden, Scallops, Kniebleche, Spantdurchführungen und Beulsteifenausläufe.

Durch die Formzahlen werden die lokalen Spannungskonzentrationen an Konstruktionsdetails, zu denen die freien Ränder von Ausschnitten gehören, erfaßt und damit deren Kerbwirkung bestimmt. Dies ist sowohl bei der Ermittlung der statischen Tragfähigkeit als auch für die Beurteilung der Betriebsfestigkeit von Bauteilen mit Kerben von Bedeutung. Da dem Konstrukteur in der Dimensionierungspraxis meist nur kurze Zeit zur Verfügung steht, sind einfache Verfahren gefragt, um die Folgen örtlicher Beanspruchungen zuverlässig gegenüber möglichen Schäden zu bewerten. Diese Verfahren lassen sich dann realisieren, wenn für das zu bewertende Detail Formzahlen vorliegen.

Im Einzelfall wird es aber immer wieder vorkommen, daß die bislang auf dem Gebiet erarbeiteten Ergebnisse nicht ausreichen. Dann ist man dazu gezwungen, weitere Parameterstudien durchzuführen, wie es VON SELLE [31] bei der Bewertung der Betriebsfestigkeit eines hochbeanspruchten Konstruktionsdetails mit Hilfe von Formzahlen ausführlich beschreibt. Die dabei erarbeiteten Ergebnisse tragen natürlich zur Vervollständigung des Formzahlkataloges bei.

Ist die Geometrie eines Strukturdetails fest vorgegeben und existieren dafür keine Formzahlen, kann die Kerbspannung mit einer linearen Finite-Elemente-Rechnung oder mit Dehnungsmessungen ermittelt werden. Diesen Weg zur Ermittlung des Ortes der maximalen Kerbgrundbeanspruchung wählt PAETZOLD [32] bei der Beurteilung der Betriebsfestigkeit einer Längsspantdurchführung.

### 3.3 Der Ausschnitt in der unendlichen Scheibe

Eine der ältesten Arbeiten auf diesem Gebiet stammt von KIRSCH [33]. Als Modell diente KIRSCH eine unendlich ausgedehnte Scheibe, in der mittig ein kleines, kreisförmiges Loch angeordnet ist. Unendlich ausgedehnt bedeutet in diesem Zusammenhang, daß der Einfluß der Öffnung auf den Spannungszustand in der Scheibe in einer ausreichenden Entfernung verschwindet.

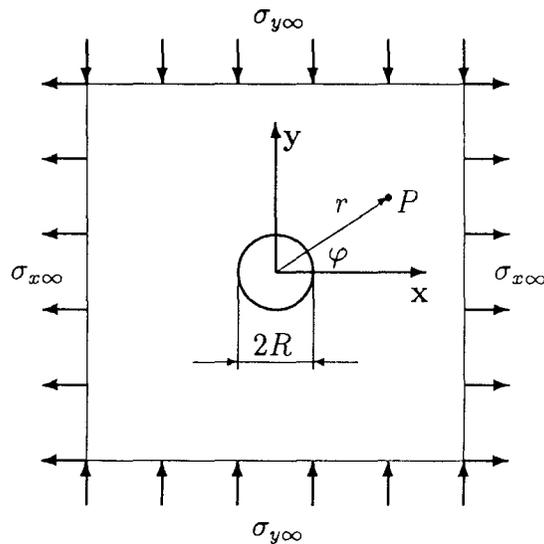


Abb. 3.2: Unendliche Scheibe mit Kreisausschnitt

#### 3.3.1 Lösungen für die Standardlastfälle

Für den Lastfall, bei dem die Scheibe unter gleichförmig verteiltem, einachsigen Zug steht, also in der Abb. 3.2 nur  $\sigma_{x\infty}$  wirkt (Lastfall *Normalkraft*), gibt KIRSCH [33] für die Spannung an einem beliebigen Punkt  $P$  in der Umgebung des Kreisloches folgende Lösung in den *Polarkoordinaten*  $\varphi$  und  $r$  an:

$$\sigma_{\varphi} = \frac{\sigma_{x\infty}}{2} \left[ 1 + \frac{R^2}{r^2} - \left( 1 + 3\frac{R^4}{r^4} \right) \cos 2\varphi \right] \quad (3.2)$$

$$\sigma_r = \frac{\sigma_{x\infty}}{2} \left[ 1 - \frac{R^2}{r^2} + \left( 1 - 4\frac{R^2}{r^2} + 3\frac{R^4}{r^4} \right) \cos 2\varphi \right] \quad (3.3)$$

$$\tau_{r,\varphi} = -\frac{\sigma_{x\infty}}{2} \left( 1 + 2\frac{R^2}{r^2} - 3\frac{R^4}{r^4} \right) \sin 2\varphi . \quad (3.4)$$

Setzt man in der Gl. 3.2 für  $r$  den Radius  $R$  des Kreisabschnittes ein, ergeben sich die Spannungen ausschließlich *tangential* zum Lochrand aus der Beziehung:

$$K_{tN}(\varphi) = \frac{\sigma_\varphi}{\sigma_{x\infty}} = 1 - 2 \cos 2\varphi . \quad (3.5)$$

Man sieht, daß für  $\varphi = \pi/2$  oder  $\varphi = 3\pi/2$  die Spannung  $\sigma_\varphi$  maximal wird. Für die zu dem Lastfall *Normalkraft* gehörende Formzahl gilt somit:

$$K_{tN} = 3 . \quad (3.6)$$

Wird die Scheibe neben der Normalspannung  $\sigma_{x\infty}$  zusätzlich durch eine Druckspannung  $\sigma_{y\infty}$  belastet, ergibt sich eine Schubbelastung und man erhält mit

$$\sigma_{x\infty} = \sigma_{y\infty} = \sigma_\infty \quad (3.7)$$

aus 3.2 für den Lastfall *Querkraft*

$$K_{tQ}(\varphi) = \frac{\sigma_\varphi}{\sigma_\infty} = 1 - 2 \cos 2\varphi - [1 - 2 \cos(2\varphi - \pi)] , \quad (3.8)$$

bei  $\varphi = \pi/2$  oder  $\varphi = 3\pi/2$  die *Formzahl* der Größe:

$$K_{tQ} = 4 . \quad (3.9)$$

Für den Lastfall *Biegemoment* findet man bei JOSEPH und BROCK [34] die Lösung:

$$K_{tM}(\varphi) = \frac{\sigma_\varphi}{\sigma_{x\infty}} = \sin \varphi - \sin 3\varphi . \quad (3.10)$$

Bei  $\varphi = \pi/2$  erhält man mit der Biegespannung  $\sigma_{x\infty}$  in Höhe des Ausschnitttrandes die *Formzahl* mit dem Wert:

$$K_{tM} = 2 . \quad (3.11)$$

### 3.3.2 Vergleich mit der numerischen Lösung

Die Lösungen nach den Gl. 3.5, 3.8 und 3.10 eignen sich gut für einen Genauigkeitsvergleich mit den Berechnungen nach der Methode der Finiten Elemente. Anhand des Vergleiches wird die Frage geklärt, mit wieviel Elementen der zu betrachtende Kreisabschnitt nachgebildet werden soll, um einerseits möglichst genaue Ergebnisse zu erzielen und andererseits den zeitlichen Rechenaufwand in überschaubaren Grenzen zu halten. Die Berechnungen wurden auf dem am ARBEITSBEREICH FÜR SCHIFFSTECHNISCHE KONSTRUKTIONEN UND BERECHNUNGEN der Technischen Universität Hamburg-Harburg vorhandenen Tischrechner HP 9836 mit dem Programm HP-FE [35] durchgeführt.

Mit diesem Finite-Elemente-Programm können ein-, zwei- und dreidimensionale Konstruktionen linearelastisch, sowohl statisch als auch dynamisch berechnet werden. Die Systeme können aus einer Kombination verschiedener Elementtypen bestehen. Die wichtigsten vom Programm HP-FE zur Verfügung gestellten Elemente sind:

- Stabelement,
- Balkenelement,
- Scheibenelement (ebener Verformungs- oder Spannungszustand),
- Plattenelement und
- Schalenelement.

Die Anzahl der Knoten ist bei der vorhandenen Version auf 2000 begrenzt. Die Eingabe von regelmäßigen Netzen oder Teilen davon kann sehr zügig mit einem *Netzgenerator* erfolgen. Bei den Berechnungen genügt für jeden Lastfall ein Viertelmodell, wenn durch entsprechende Randbedingungen die Modell- und Lastsymmetrien bzw. -antisymmetrien ausgenutzt werden, wie sie prinzipiell in der Abb. 3.3 dargestellt sind.

Die Länge  $l$  und die Höhe  $h$  der Rechenmodelle entsprechen dabei einem Vielfachen des Durchmessers der Öffnung, wodurch die Spannungstörung durch den Ausschnitt an den Modellrändern als abgeklungen angesehen werden kann. Außerdem wird die Scheibendicke als klein gegenüber den übrigen Abmessungen angenommen, woraus sich eine konstante Spannungsverteilung über die Dicke ergibt. Die Belastung wird an den Enden der Modelle durch Kräfte, die in der Stegebene liegen, aufgebracht. Aufgrund des ebenen Spannungszustandes genügen nach Angaben von LEHMANN [36] Scheibenelemente bei der Idealisierung der Modelle.

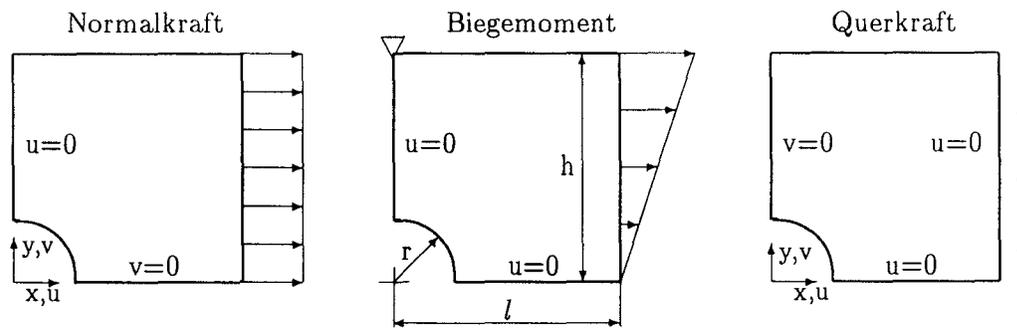


Abb. 3.3: Lastfälle und Randbedingungen

Die Scheibenelemente liefern allerdings keine Ergebnisse an den Elementrändern. Deshalb empfiehlt LEHMANN [36], den Randspannungsverlauf mit Hilfe von sogenannten Nullstäben zu ermitteln. Im FE-Modell werden dazu Stäbe mit verschwindend kleinem Querschnitt in den Ausschnitttrand gelegt, die nur Kräfte in ihrer Längsachse, also tangential zum Rand übertragen können. Da diese keinen nennenswerten Beitrag zur Gesamtsteifigkeit leisten, werden die Ergebnisse nicht verfälscht. Dividiert man die Stabkräfte durch den kleinen, aber endlichen Querschnitt, erhält man direkt den Randspannungsverlauf.

In den Abb. B.1 bis B.3 im Anhang werden die FE-Ergebnisse mit den analytischen Lösungen nach den Gleichungen 3.5, 3.8 und 3.10 verglichen. Bei der Verwendung von mindestens 12 Elementen pro Viertelkreis ergibt sich eine gute Übereinstimmung. Das Maximum der Kurven ist die jeweilige Formzahl des entsprechenden Lastfalls. An diesen Stellen kommt es zu folgenden, geringen Abweichungen:

Lastfall	analytisch	FE - Rechnung	Fehler [%]
Normalkraft	3.00	2.949	1.7
Biegemoment	2.00	1.952	2.4
Querkraft	4.00	3.944	1.4

Tabelle 3.1: Ergebnisse der analytischen und numerischen Lösung

### 3.4 Ausschnitte in begurteten Scheiben

Außer von der Art der Belastung ist die spannungserhöhende Wirkung eines Ausschnittes abhängig von seiner eigenen und der Geometrie der Umgebung, da die übliche Bauweise der tragenden Verbände in der Schiffskonstruktion zu begurteten, hochstegigen Trägern führt. Zu den geometrischen Parametern gehören:

- die Ausschnittform,
- die Lage des Ausschnittes zur Neutralen Faser,
- der Lochabstand bei Mehrfachanordnung,
- der Einfluß der Gurte,
- das Verhältnis von Ausschnitt- zur Steghöhe,
- das Verhältnis von Gurt- zur Stegfläche und
- der Einfluß einer Randaussteifung.

### 3.4.1 Definition der Lastfälle bei begurteten Trägern

Bei den Berechnungen zu den begurteten Scheibenstreifen werden wie bei der unendlichen Scheibe die drei Standardlastfälle

1. konstante Normalkraft  $N$ ,
2. konstantes Biegemoment  $M$  und
3. konstante Querkraft  $Q$

gewählt, wobei beim Lastfall *Querkraft* die Belastung so aufgebracht wurde, daß das Biegemoment am Ort des Ausschnittes verschwindet.

Betrachtet man den Verlauf der Randspannungen der drei Lastfälle anhand der Abb. B.1 bis B.3, fällt auf, daß die Maxima bei unterschiedlichen Lagewinkeln  $\varphi$  auftreten. Dies führt bei alleiniger Kenntnis der Formzahlen für jeden Lastfall bei der Überlagerung einzelner Lastanteile zu falschen Ergebnissen. Daher wird ein lagewinkelabhängiges Randspannungsverhältnis  $K_t(\varphi)$  definiert.

$$K_t(\varphi) = \frac{\sigma_K(\varphi)}{\sigma_{x\infty}} \quad (3.12)$$

$$\begin{aligned} K_t(\varphi) &= \text{Randspannungsverhältnis beim Lagewinkel } \varphi, \\ \sigma_K(\varphi) &= \text{Randspannung beim Lagewinkel } \varphi, \\ \sigma_{x\infty} &= \text{Nennspannung im ungestörten Querschnitt.} \end{aligned}$$

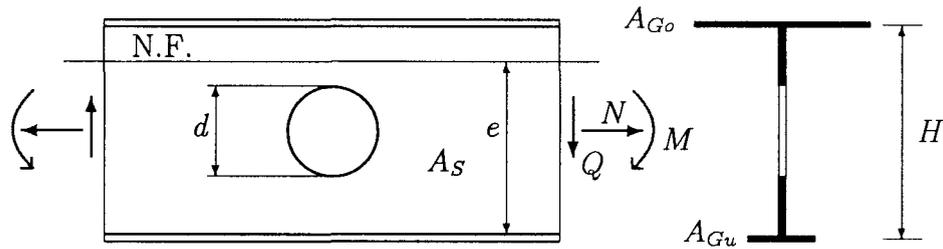


Abb. 3.4: Zur Definition der Nennspannungen

Das Maximum der Kurven  $K_t(\varphi)$  ist damit gleichbedeutend mit der Formzahl  $K_t$  für den jeweiligen Lastfall. Im Folgenden werden die Randspannungsverläufe und Nennspannungen für die drei Lastfälle nach der Abb. 3.4 definiert.

Lastfall *Normalkraft*:

$$K_{tN}(\varphi) = \frac{\sigma_K(\varphi)}{\sigma_N} \quad (3.13)$$

$$\sigma_N = \frac{N}{A_S + A_{Go} + A_{Gu}} \quad (3.14)$$

Lastfall *Biegemoment*:

$$K_{tM}(\varphi) = \frac{\sigma_K(\varphi)}{\sigma_M} \quad (3.15)$$

$$\sigma_M = \frac{M}{I} \cdot e \quad (3.16)$$

$\sigma_M$  ist hier abweichend von der analytischen Lösung die Biegespannung in der äußersten Zugfaser des Balkens im Abstand  $e$  von der Neutralen Faser.

Mit:

$$\gamma_1 = \frac{A_{Go}}{A_S} \quad (3.17)$$

und

$$\gamma_2 = \frac{A_{Gu}}{A_{Go}} \quad (3.18)$$

gilt für den Abstand:

$$e = \frac{H}{2} \cdot \frac{2 + 1/\gamma_1}{1 + 1/\gamma_1 + \gamma_2} \quad (3.19)$$

Für das Trägheitsmoment  $I$  bezüglich der Neutralen Faser gilt in Abhängigkeit der Gurt- und Stegflächenverhältnisse sowie der Ausschnittgröße folgende Formel:

$$I = A_S \cdot H^2 \left[ \frac{1}{3} f(d/H) + \frac{\gamma_1 \cdot \gamma_2 - 1/4 \cdot \gamma_1}{1/\gamma_1 + 1 + \gamma_2} \right] \quad (3.20)$$

mit

$$f(d/H) = 1 + \frac{d}{4H} + \left( \frac{d}{2H} \right)^2 \quad (3.21)$$

und

$$A_S = t \cdot (H - d) . \quad (3.22)$$

Eine Herleitung der Formel befindet sich im Anhang.

Lastfall *Querkraft*:

$$K_{tQ}(\varphi) = \frac{\sigma_K(\varphi)}{\tau} . \quad (3.23)$$

Für die Schubspannungsverteilung im balkenartigen Querschnitt gilt:

$$\tau(z) = \frac{Q \cdot S(z)}{I \cdot t} . \quad (3.24)$$

Die Spannungsverteilung nach 3.24 wird angenähert durch:

$$\tau = \frac{Q}{A_S} \cdot k . \quad (3.25)$$

Aus den Gleichungen (3.24) und (3.25) erhält man die Bestimmungsgleichung für den Faktor  $k$ :

$$k = H \cdot \frac{S(z)}{I} . \quad (3.26)$$

Mit  $z = e - H/2$  zur Bestimmung der Spannung auf halber Steghöhe ergibt sich für das statische Moment  $S$ :

$$\begin{aligned} S(z) &= A_{Gu} e + \frac{A_S}{2} \left( e - \frac{H}{4} \right) \\ &= \gamma_1 \gamma_2 e - \frac{A_S}{2} e - \frac{A_S H}{8} \\ &= A_S e (\gamma_1 \gamma_2 + 1/2) - \frac{A_S H}{8} , \end{aligned} \quad (3.27)$$

und man erhält nach weiterer Umformung im Anhang:

$$k = \frac{3/4 + 3/4\gamma_2 + 2\gamma_1\gamma_2 + 1/4 \cdot 1/\gamma_1}{2/3 + 2/3\gamma_2 + 2\gamma_1\gamma_2 + 1/6 \cdot 1/\gamma_1}. \quad (3.28)$$

Im Fall des symmetrischen Trägers ( $A_{Go} = A_{Gu} = A_G$ ) berechnen sich die Nennspannungen zu:

$$\sigma_N = \frac{N}{A_S + 2A_G} \quad (3.29)$$

$$\sigma_M = \frac{M}{I} \cdot \frac{H}{2} \quad (3.30)$$

$$\tau = \frac{Q}{A_S} \cdot k \quad (3.31)$$

$$k = \frac{1 + 1/4 \cdot 1/\gamma_1}{1 + 1/6 \cdot 1/\gamma_1}. \quad (3.32)$$

Bei kombinierter Belastung ergibt sich die Spannung am Ausschnitttrand dann aus der Superposition der drei Lastanteile:

$$\sigma_K(\varphi) = K_{tN}(\varphi) \cdot \sigma_N + K_{tM}(\varphi) \cdot \sigma_M + K_{tQ}(\varphi) \cdot \tau. \quad (3.33)$$

### 3.4.2 Einfluß des Lochabstandes

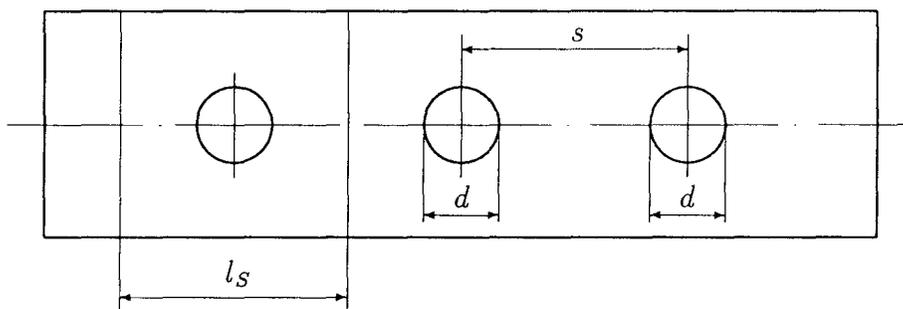


Abb. 3.5: Zur Störzone eines Ausschnittes

Bei der Mehrfachanordnung von Ausschnitten können neben der Kerbwirkung jedes einzelnen Ausschnittes zusätzlich Spannungsänderungen durch Überlagerungseffekte auftreten. Man spricht in diesem Zusammenhang auch von der Einfluß- oder Störzone eines Ausschnittes. Nach einer von WIEBECK [37] durchgeführten spannungsopt-

tischen Untersuchung ist die Länge des Störzonenbereichs in der Abb. 3.5 praktisch unabhängig von der Art der Belastung und beträgt:

$$l_s = 3d. \quad (3.34)$$

Um auch den Einfluß bei kleineren Abständen als  $3d$  genauer zu erfassen, wurden verschiedene Anordnungen von einem *Dreifachausschnitt* untersucht. Die Ergebnisse sind in der Abb. B.4 dargestellt und lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung mit dem von WIEBECK [37] ermittelten Grenzwert. Bei allen Lastfällen ist die Störung des Spannungszustandes für  $s/d \geq 3$  abgeklungen.
- Beim Lastfall *Normalkraft* führt die Annäherung der Ausschnitte zu einer Abminderung der Spannungskonzentration am mittleren Ausschnitt, da der Kraftfluß aus dem Ausschnittbereich herausgedrängt wird. Für die äußeren Ausschnitte ergeben sich geringfügig höhere Formzahlen.
- Beim Lastfall *Biegemoment* kommt es ebenfalls zu einer Abminderung der Formzahl, die aber selbst bei extrem kleinen Abständen sehr gering ist. Eine Spannungserhöhung an den Rändern der äußeren Ausschnitte findet nicht statt.
- Beim Lastfall *Querkraft* ist die Annäherung der Ausschnitte mit einer Spannungserhöhung bis zu 30 % verbunden.

### 3.4.3 Der Einfluß der Gurte und der Ausschnitthöhe

In vollen Längsträgern und Bodenwrangen erreichen Erleichterungslöcher im allgemeinen ein Ausschnitt- zu Steghöhenverhältnis von  $d/H \approx 0.5$ . In hochstegigen Trägern der Aufbaudecks von Fähren und Fahrgastschiffen werden zum Teil extrem große Ausschnitte angeordnet, wie KRUPP und Mitautoren [38] berichten. Große Ausschnitte üben nach einer Untersuchung von HÖFT [39] einen erheblichen Einfluß auf die Tragfähigkeit der Träger aus. Ein Grund dafür ist die Zunahme der Spannungskonzentration an den Ausschnittträndern mit wachsendem  $d/H$ -Verhältnis.

Die Gurte dieser Träger können als eine Längsrandverstärkung des Steges angesehen werden, die durch ihre aussteifende Wirkung wiederum zu einer Abnahme der Spannungskonzentration führen. In der Abb. B.5 sind die Formzahlen für mehrere Gurt- zu Stegflächenverhältnisse über  $\delta = d/H$  für den Kreisausschnitt aufgetragen. Dabei macht sich das Verhältnis der Gurt- zur Stegfläche, was als Maß für die

Verstärkung angesehen werden kann, erst bei relativ großen Ausschnitten bemerkbar. Der Vergleich mit den Ergebnissen für den unversteiften Scheibenstreifen zeigt die spannungssenkende Wirkung der Gurtung bei allen Lastfällen.

Bei der Beanspruchung durch eine konstante Normalkraft ist die Erhöhung der Formzahlen selbst bei großen  $d/H$ -Verhältnissen gering, und  $K_{tN}$  wird für sehr steife Gurte nur noch unwesentlich größer als drei. Auch beim Lastfall Biegung beträgt die Erhöhung der Formzahlen bei extrem großen Ausschnitten und typischen  $A_G/A_S$ -Verhältnissen nur etwa 10%. Bei Querkraftbelastung hat die Größe des Gurtquerschnittes erwartungsgemäß keinen entscheidenden Einfluß, da die Schubspannungen vom Steg aufgenommen werden, und die Gurte nur die Spannungsverteilung über die Trägerhöhe bestimmen. Bei diesem Lastfall macht sich von Beginn an mit wachsendem  $d/H$ -Verhältnis ein deutlicher Anstieg der Formzahlen bemerkbar.

Um einen Eindruck von der Spannungsverteilung in einem begurteten Trägersteg zu erlangen, wird exemplarisch ein einfaches zweidimensionales Scheibenmodell mit symmetrischer Gurtung ( $A_{G_o} = A_{G_u}$ ) idealisiert. Die Abb. B.6 zeigt die Normalspannungsverteilung bei den drei beschriebenen Lastfällen. Die Belastung wurde so gewählt, daß sich jeweils eine Einheitsnennspannung ergibt. Auf diese Weise stellen die Konturlinien direkt die Spannungsverhältnisse dar. Bei allen Lastfällen stellt sich eine zur Neutralen Faser vom Betrag her symmetrische Spannungsverteilung ein. Die Abb. B.6 zeigt auch anschaulich den im vorangegangenen Abschnitt definierten Umfang der Störzone eines Ausschnittes.

Bei Trägern mit *unsymmetrischen* Gurten ( $A_{G_o} \neq A_{G_u}$ ) und mittigen Ausschnitten ist der Verlauf der Randspannungen nicht mehr symmetrisch zur Ausschnittmitte. Die Abb. B.7 zeigt die Normalspannungsverteilung der drei Lastfälle für den Extremfall  $A_{G_u}/A_{G_o} = 0.01$ . Es kommt zu einer Verschiebung der Nulldurchgänge. Die Erfassung der Randspannungen über den Lagewinkelbereich  $\varphi = 0^\circ \dots 90^\circ$  ist nicht mehr ausreichend, es muß außerdem der Radius von  $\varphi = 0^\circ \dots -90^\circ$  betrachtet werden. Die FE-Berechnungen erfolgten daher mit Halbmodellen. Außerdem wird angenommen, daß die Gurtbreite gleich der mittragenden Plattenbreite ist, wodurch die Gurte mit Stabelementen idealisiert werden können.

Bei den Berechnungen wurde das Flächenverhältnis von Unter- zu Obergurt zwischen 0.01 und 1.00 (Träger mit symmetrischer Gurtung) variiert. Beim Lastfall *Normalkraft* zeigte sich eine Erhöhung der Formzahlen mit abnehmendem  $\gamma_2 = A_{G_u}/A_{G_o}$ , die am unteren Radius ( $\varphi = 0^\circ \dots -90^\circ$ ) und bei größeren  $d/H$ -Verhältnissen ausgeprägter ist. Dies wird durch die spannungsmindernde Wirkung der Gurte verursacht, die wie eine Längsversteifung wirken. Wird der Untergurt klein, ist seine aussteifende Wirkung gering. Die Formzahlen steigen an und nähern sich denjenigen für den unbegurteten Träger.

Beim Lastfall *Biegemoment* fällt die Ausschnittmitte durch die Unsymmetrie nicht mehr mit der Neutralen Faser zusammen. Damit ergibt sich für einen Ausschnitt bei großem  $d/H$  und kleinem  $A_{Gu}/A_{Go}$  (Ausschnitt weit entfernt von der Neutralen Faser) ein Randspannungsverlauf wie beim Lastfall *Normalkraft*, da aus der örtlichen Biegespannung eine Normalspannung wird.

Bei einer zentrischen Anordnung eines Kreisabschnittes in der Neutralen Faser wird sich nach ISIDA [40] auch bei einem  $d/H$ -Verhältnis von 0.1 noch die theoretische Lösung von  $K_{tM} = 2$  ergeben. Mit zunehmender Exzentrizität stellt sich jedoch mehr und mehr die Lösung für den Lastfall *Normalkraft* ein. So gilt nach ISIDA für einen kleinen Ausschnitt in der Nähe der äußeren Zugfaser eines Biegeträgers die Formzahl  $K_{tM} = K_{tN} = 3$ . Ausgehend vom symmetrischen Träger steigen also die Formzahlen mit zunehmendem Abstand der Ausschnittmitte von der Neutralen Faser an, wobei die Zunahme am unteren Radius erheblich größer ist.

Beim Lastfall *Querkraft* hat der Parameter  $A_{Gu}/A_{Go}$  keinen Einfluß auf den Randspannungsverlauf. Durch die unterschiedlichen Gurte ändert sich aber die Spannungsverteilung über die Trägerhöhe, mit der eine Zunahme der Formzahlen am oberen Radius und eine Abnahme am unteren Radius verbunden ist.

## 4. Experimentelle Bestimmung der Grenzlast

Da aufgrund der eben beschriebenen Einflüsse aus der Geometrie der Ausschnitte selbst und der Querschnittswerte auf die Spannungskonzentration an den Ausschnitten die Grenzlast von Aluminiumträgern mit Stegausschnitten nicht mit einfachen Formeln der Statik bestimmt werden kann, sollen mit Hilfe von Modellversuchen Aufschlüsse über das Tragverhalten gewonnen werden.

Die vergleichenden, experimentellen Untersuchungen dienen aus der Sicht des Praktikers aus Gründen wirtschaftlicher Bauweise insbesondere zur Klärung der Fragestellung, inwieweit das Bördeln der Ränder der Stegausschnitte Einfluß auf die Systemtragfähigkeit ausübt. Die Geometrie der Versuchskörper soll dazu mit der realer Konstruktionen vergleichbar sein.

Dazu dient eine von der Firma Maierform GmbH, Bremen freundlicherweise überlassenen Hauptspantzeichnung. Anhand der Zeichnung lassen sich Materialstärken für die Außenhaut- und Decksbeplattung von 5 bis 6 mm feststellen.

Alle Plattenbauteile sind aus Al Mg 4,5 Mn W28 gefertigt. Die Profile, in der Regel als Winkel- oder T-Profile ausgeführt, bestehen aus AlMgSi1F28, da sich Siliziumhaltige Legierungen besser zur Herstellung von Strangpreßprofilen eignen.

### 4.1 Versuchs- und Modellbeschreibung

Insgesamt standen für die Untersuchungen vier Modelle zur Verfügung, die dankenswerterweise von der Firma Blohm+Voss AG, Hamburg gefertigt wurden. Der Versuchsaufbau wurde auf einer am Arbeitsbereich SCHIFFSTECHNISCHE KONSTRUKTIONEN UND BERECHNUNGEN der Technischen Universität Hamburg-Harburg vorhandenen Festigkeitsversuchsanlage eingerichtet.

Für die Versuchsmodelle und deren Lagerung auf der vorhandenen Lochplatte ist vorab eine Aufspannvorrichtung entworfen worden. Die räumlichen Verhältnisse der Versuchsanlage und die Anordnung der Modelle während der Versuchsdurchführung sind aus der Abb. B.8 auf der Seite 90 im Anhang ersichtlich.

Die Modelle repräsentieren Rahmen oder Unterzüge und Stringer der tragenden Quer- und Längsverbände mit einem entsprechenden Obergurt, der die Außenhaut oder das Deck des Schiffes wiedergibt. Die Breite des Obergurtes wurde gemäß der zu erwartenden Lastbreite bemessen. Die fehlende Steifigkeit der Raumpantzen



Belastung z.B. durch hartes Anlegen an einen Havaristen im Seegang, bei Grundberührung oder durch Eislasten. Um keine unnötigen Längs- bzw. Normalspannungen in den Trägern zu induzieren, wurden die Auflager als Langlöcher, also in der Trägerlängsachse frei verschieblich, ausgeführt.

Damit es während der Versuche nicht zu einem frühzeitigen Versagen durch Druckbeulen an den hochbelasteten Stellen des Steges kommt, wurde unter dem Lasteinleitungspunkt auf halber Trägerlänge einseitig ein Knieblech angeordnet und der Steg in den Auflagerbereichen verstärkt. Die Modellträger sind ebenfalls aus der Aluminiumlegierung Al Mg 4,5 Mn W28 gefertigt. In der Tabelle 4.1 sind die mechanischen Eigenschaften dieser Legierung nach DIN 1745 aufgeführt. Darunter stehen die tatsächlichen Werte, die anhand später durchgeführter Zugversuche nach DIN 50 145 [41] mit 3 Proben aus unbelasteten Bereichen der Modelle ermittelt wurden.

An den Zahlen wird das ausgeprägt nichtlineare Werkstoffgesetz dieses duktilen Leichtmetalles deutlich, das nach Erreichen der definierten Dehngrenze ( $R_{p0,2}$ ) noch erhebliche Verformungsreserven besitzt. Bis kurz vor Erreichen dieser Grenze verhält sich der Werkstoff linearelastisch, dann beginnt nach einem Bereich, der durch einen stark gekrümmten Übergang gekennzeichnet ist, die Verfestigung. Bei einer mittleren Bruchdehnung von 22.7 % und der ausgeprägten Verfestigung zählt diese Legierung zu den weichen Werkstoffen mit geringer Festigkeit, aber hoher Tragreserve nach Überschreiten der Dehngrenze.

Werkstoffkennwerte		$R_{p0,2}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$R_{p1,0}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$R_m$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$A_5$ [%]
nach DIN 1745		min. 125	–	min. 270	min. 17
Zugversuch	Probe 1	154	190	313	22.0
	Probe 2	153	189	314	22.0
	Probe 3	150	194	315	24.0
	Mittelwert	152	191	314	22.7

Tabelle 4.1: Mechanische Eigenschaften von Al Mg 4,5 Mn W28

## 4.2 Durchführung der Versuche

Die für die Versuchsdurchführung nötige Belastung der Träger wurde mit einem Hydraulikzylinder aufgebracht, der eine maximale Druck-/Zugkraft von 64 kN bei

einem größten Hub von 250 mm erzeugen kann. Die Einleitung der Kraft sollte auf halber Trägerlänge als Streckenlast quer zur Modellängsachse über die gesamte Obergurtbreite erfolgen. Dies war jedoch nicht möglich, da die Obergurte aller Modelle im Anlieferungszustand bereits Vorverformungen aufwiesen und nicht mehr eben waren. Die Vorverformungen sind auf Entstehung von quer zur Naht wirkenden Schrumpfkraften beim Verschweißen von Obergurt und Steg zurückzuführen. Die tatsächliche Krafteinleitung erfolgte über einen Bereich von wenigen Zentimetern beidseitig der Stegebene.

Während der Versuchsdurchführung wurden nach jedem Lastschritt die Dehnungen an den Meßstellen sowie die Kraft der Belastung und die Verformung des Trägers gemessen. Die Dehnungsmessungen hatten zum Ziel, Informationen über die *örtlichen* Dehnungen im Modell und deren Änderung bis zum Erreichen der Traglast zu erlangen. Besonderes Augenmerk wurde dabei auf den Verlauf der Dehnungen im Bereich

- der Ausschnittträger,
- des Ortes des maximalen Biegemomentes,
- des Knicks zwischen Steg und Bördelung und
- des Steges zwischen zwei benachbarten Ausschnitten

gelegt. Die Meßstellenpläne sind in den Abb. B.9 bis B.12 auf den Seiten 91 bis 94 dargestellt. Als Dehnungsmeßstreifen wurden ausnahmslos DMS mit *einem* Meßgitter und einer Meßgitterlänge von 4 mm verwendet. Für die Dehnungsmessung in den Stirnflächen der Ausschnitte kann ein einachsiger Spannungszustand zugrunde gelegt werden. Schon 1898 stellte KIRSCH [33] fest, daß auf der freien Oberfläche eines kreisförmigen Ausschnittes in einer unendlich ausgedehnten normalkraftbelasteten Scheibe nur Tangentialspannungen herrschen. Dieser Umstand bleibt auch bei anderen Geometrien oder Lastfällen bestehen.

Die Verformungen wurden mit Wegaufnehmern an drei Punkten verteilt über die Trägerlänge und an zwei Punkten über die Breite auf Trägermitte gemessen. Damit konnte neben dem Verlauf der Durchbiegung auch die schiefe Biegung erfaßt werden. Alle Meßdaten wurden während der Versuche mit einer rechnergesteuerten Meßdatenerfassungsanlage (OPTILOG 200) aufgenommen und auf dem angeschlossenen Tischrechner HEWLETT PACKARD der Serie 9000 zur späteren Aufbereitung gespeichert.

Um eine einwandfreie Funktion der Meßeinrichtung während der Traglastversuche sicherzustellen, wurden Vorversuche im elastischen Bereich durchgeführt, deren Er-

gebnisse mit denen aus linearen FE-Rechnungen verglichen werden sollten. Die Versuchskörper werden dazu als dreidimensionale FE-Modelle idealisiert. Der Steg des Trägers und die obere sowie untere Gurtung werden mit *Schalenelementen* vom Typ SHH4 [35] nachgebildet, mit denen Biegebeanspruchungen berücksichtigt werden können. Diese Elemente weisen an jedem Knoten sechs Freiheitsgrade auf: je drei für die Verschiebungen ( $x$ ,  $y$  und  $z$ ) und für die Verdrehungen ( $R_x$ ,  $R_y$  und  $R_z$ ).

Durch die höhere Anzahl von *Freiheitsgraden* sind Schalenelemente für die vorliegende Problemstellung besser geeignet als Scheibenelemente, da hier schiefe Biegung zu erwarten und zu berücksichtigen ist. Der Nachteil, der dabei in Kauf genommen werden muß, ist die Erhöhung des Rechenaufwandes, was besonders an der Rechenzeit eines Tischrechners deutlich wird. Diese lag, wie sich im Verlauf der Untersuchung herausstellte, bei bis zu ca. 28 Stunden pro Rechenlauf.

Die FE-Netze der Versuchsmodelle zur linearen Berechnung entsprachen denen der später durchgeführten nichtlinearen Berechnungen, die in den Abb. B.13 bis B.16 auf den Seiten 95 bis 96 dargestellt sind. Die hier dargestellten Rechenergebnisse stammen zum Zweck der einheitlichen Dokumentation aus den später mit dem FE-Programm MARC [43] durchgeführten Analysen.

Bei der Idealisierung wurde auf eine möglichst feinmaschige Modellierung der Gebiete mit hohen Spannungsgradienten (Ausschnittträger und Stegbereich auf halber Trägerlänge) geachtet. Aufgrund der Modellsymmetrie auf halber Trägerlänge genügt zur Idealisierung jeweils ein Halbmodell. Zum Vergleich der Ergebnisse aus den Vorversuchen und denen aus den linearen FE-Berechnungen wurden folgende Lasten ausgewählt:

- Modell 1:  $F = 10230$  N,
- Modell 2:  $F = 10170$  N,
- Modell 3:  $F = 9970$  N,
- Modell 4:  $F = 10520$  N.

Die Gültigkeit der getroffenen Randbedingungen wurde graphisch überprüft. Aufgrund praktisch gleichgroßer Belastung waren die Verformungen der Modelle fast identisch. Die Bördelung hat somit keinen Einfluß auf das Verformungsverhalten im linearelastischen Bereich.

In den Abb. B.17 und B.18 sieht man die Normalspannungsverteilung an dem meist-belasteten Ausschnitt der Modelle 2 und 3. Die Iso-Spannungslinien zeigen, daß jeweils am unteren Rand der Ausschnitte durch deren Kerbwirkung ähnlich hohe Spannungen herrschen wie im unteren Stegbereich der Träger am Ort des maximalen Biegemomentes. Bei dem Träger mit den gebördelten Erleichterungslöchern stellt sich ein mit dem Modell 1 übereinstimmender Spannungszustand ein, sieht

man einmal von der Bördelung selbst ab. Man kann gut erkennen, daß die Spannungen des Steges in eine Art Umfangsspannung in der Bördelung umgewandelt werden, die sich zum freien Rand hin stark abbaut. An den Iso-Linien wird deutlich, daß nun vielmehr der Knick zwischen der Stegfläche und der Bördelung wie eine Kerbe wirkt, an der sich die Spannungen konzentrieren.

Ein Vergleich mit den Modellen 3 und 4 in den Abb. B.19 und B.20 zeigt, wie das Spannungsniveau im verbleibenden Restquerschnitt des Steges unterhalb der Ausschnitte zugenommen hat. Die Iso-Spannungslinien verdeutlichen, daß am unteren Rand der Ausschnitte durch deren Kerbwirkung nun höhere Spannungen herrschen als im unteren Stegbereich des Trägers am Ort des maximalen Biegemomentes. Bei dem Modell 4 erkennt man wieder deutlich die Umwandlung der Spannungen des Steges in Umfangsspannungen in der Bördelung und deren starken Abbau zum freien Rand hin.

In der Abb. B.21 ist für die Modelle 1 und 2 der Verlauf der errechneten und gemessenen Randspannungen des der Trägermitte nächstliegenden Ausschnittes über den Umfangswinkel aufgetragen. Obwohl sich das Erleichterungsloch vollständig auf der Zugseite des Trägers unterhalb der Neutralen Faser befindet, kommt es in der unmittelbaren Nähe des Ausschnittes zu einer Spannungsverteilung, die ihr Vorzeichen in Abhängigkeit vom Umfangswinkel wechselt. Die als Kurven eingetragenen FE-Ergebnisse decken sich bei dem Modell 1 exakt mit den Meßergebnissen.

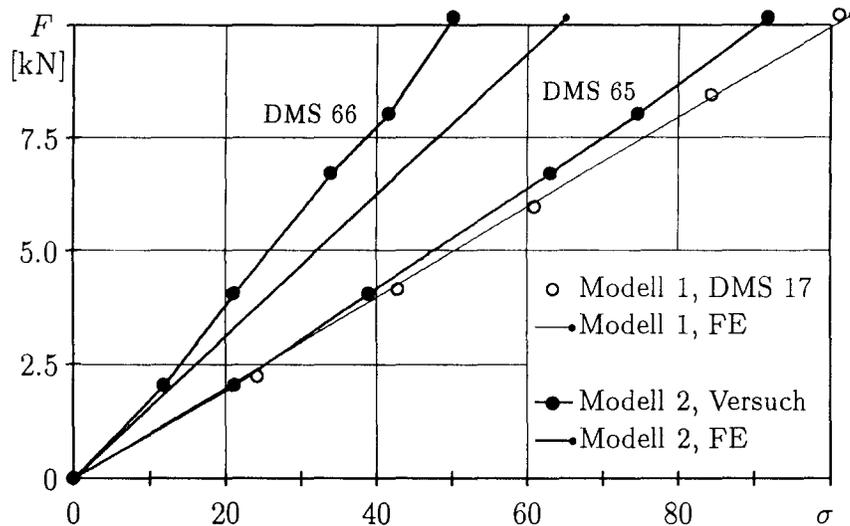


Abb. 4.2: Vergleich der Kerbspannungen im elastischen Bereich

Betrachtet man die FE-Ergebnisse für das Modell 2, so wird deutlich, daß der Knick nun als Kerbe fungiert. Die relevanten Spannungsspitzen erreichen rechnerisch nicht die Werte wie am Rand der ungebördelten Version. Bei dem Modell 2 waren zur

Kontrolle an der Stelle des Knicks, wo das Randspannungsmaximum zu erwarten ist, beidseitig je ein Meßstreifen angebracht worden (s Abb. B.10, DMS 65 und DMS 66). Die Ergebnisse dieser Meßstreifen aus den Vorversuchen im elastischen Bereich sind in der Abb. 4.2 dargestellt.

Die Messungen weisen an der 'Oberseite' des Knicks (DMS 65) im ganzen Bereich fast doppelt so hohe Spannungen auf als auf der Unterseite (DMS 66). Die Differenz resultiert aus einer Sekundärbiegung der Bördelung. Werden die Werte gemittelt, ergeben sich mit den FE-Werten vergleichbare Spannungen. Die Spannungen an der 'Oberseite' erreichen trotzdem nicht die Werte am freien Rand des Modells 1, die auch abgebildet sind und exakt mit den FE-Ergebnissen übereinstimmen. Die Bördelung scheint bei diesem Kerbfall eine spannungsabbauende Wirkung ähnlich der einer Randaussteifung auszuüben. Um diesen Umstand genauer zu erfassen wurden bei dem Modell 4 über den gesamten Umfang der Oberseite des Knicks Meßstreifen angebracht.

In der Abb. B.22 ist der Verlauf der errechneten und gemessenen Randspannungen des gleichen Ausschnittes der Modelle 3 und 4 über den Umfangswinkel aufgetragen. Durch den größeren Ausschnitt erhöhen sich die Spannungsspitzen und somit die Kerbwirkung. Hier zeigt nur der Vergleich der Ergebnisse für die freien Ränder eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung. Die Meßergebnisse für den Knick fallen für die Maxima erheblich höher aus, als die Rechnung es wiedergibt, und liegen sogar vom Betrag her über denen des Modells 3.

Der Grund dafür liegt in der FE-Modellierung des Knicks mit Hilfe der 'Nullstäbe', die nur die Ergebnisse in der mittleren Ebene der Scheibe bestimmen können und die wie bei dem Modell 2 die Zusatzspannung aus der örtlichen Biegung der Bördelung nicht erfassen.

Der Unterschied in den Meßwerten liegt in der um 5% höheren Last bei dem Modell 4 begründet. Da sich die Spannungen noch im praktisch linearelastischen Bereich bewegen, werden die Versuchsergebnisse für die Modelle 3 und 4 identisch, wenn dieser Betrag abgezogen wird. Der Lochdurchmesser hat sich bei den gebördelten Ausschnitten um die doppelte Breite der Bördelung vergrößert, woraus nach den Erkenntnissen über den Einfluß des  $d/H$ -Verhältnisses höhere Kerbspannungen infolge größerer Formzahlen resultieren müßten. Da dies nicht der Fall ist, beläuft sich die Größenordnung der spannungsmindernden Wirkung gerade auf das Maß der Vergrößerung durch das entsprechende  $d/H$ -Verhältnis.

Die Randspannungen bei den gebördelten Versionen werden vernachlässigbar klein und weisen über den ganzen Lagewinkelbereich ein den Kerbspannungen entgegengesetztes Vorzeichen auf. Anhand dieser Ergebnisse läßt sich festhalten, daß sich die Bördelung positiv auf den Kerbfall *Erleichterungsloch* auswirkt. Der Vergleich

zeigt weitestgehend gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung, was besonders am Ort und der Höhe der maximalen Randspannung deutlich wird.

Mit zunehmender Ausschnittgröße verändert sich der auf den Durchmesser bezogene Abstand ( $s/d$ ). Dadurch kommt es zu einer gegenseitigen Beeinflussung der Ausschnitte in deren Störzonen, die zu einer Erhöhung des Spannungsniveaus und des Spannungsgradienten im unteren Stegbereich zwischen zwei benachbarten Ausschnitten führt.

Dieser Effekt läßt sich auch sehr anschaulich darstellen, wenn man die Biegespannung in einem Schnitt zwischen zwei benachbarten Ausschnitten aufträgt. Dies ist in der Abb. B.23 für die Modelle 1 und 3 geschehen. Als Belastung wurden die bekannten Laststufen aus den Vorversuchen gewählt, um einen Vergleich zwischen Rechnung und Messung zu ermöglichen.

Bei dem Modell 1 gilt für die Störzone:  $l_S = 3.1 d$ , und die Abweichung von der linearen Biegespannungsverteilung nach der Balkentheorie ist noch vergleichsweise gering. Die Messwerte bestätigen die FE-Ergebnisse, und man kann den Lochabstand als ausreichend ansehen. Der gegenseitige Einfluß der Ausschnitte scheint fast abgeklungen zu sein.

Anders sieht es bei dem kleineren Lochabstand im Modell 3 aus. Hier kommt es zu einer ausgeprägten Abweichung von der linearen Biegespannungsverteilung mit einem erhöhten Gradienten im unteren Stegbereich, was die Versuchsergebnisse bestätigen. Der Kraftfluß ist soweit aus dem Bereich zwischen den größeren Ausschnitten herausgedrängt worden, daß kein ausgeprägter Nulldurchgang mehr existiert. Hier ist der Lochabstand zu klein, und die Störzonen überschneiden sich:  $l_S = 2.1 d$ .

In der Abb. B.24 wird die Durchbiegung an drei über die Trägerlänge verteilten Meßstellen mit den Ergebnissen aus der linearen Rechnung verglichen. Dabei ergeben sich aus der FE-Rechnung Werte, die denen aus der Messung entsprechen. Lediglich im Meßquerschnitt direkt unter der Lasteinleitung fallen die Meßwerte etwas größer aus. Auch hier kann die Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung als ausreichend angesehen werden, so daß die Vorversuche abgeschlossen und die Traglastversuche durchgeführt werden konnten.

### 4.3 Ergebnisse der Traglastversuche

Die gute Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen aus den Vorversuchen und den FE-Berechnungen ließ auf eine einwandfreie Funktion der Versuchseinrichtung schließen. Nun konnten die Versuchsträger mit gebördelten und ungebördelten Er-

leichterungslöchern mittels des Hydraulikzylinders stufenweise bis zum Bruch belastet werden. Dabei erfolgte die Belastung bis zur Dehngrenze kraftgesteuert und über diesen Wert hinaus anschließend weggesteuert, da in der Nähe der Traglast keine großen Laststeigerungen mehr möglich sind. Vor Erreichen der Traglast existieren aufgrund der duktilen Werkstoffeigenschaften jedoch noch erhebliche Verformungsreserven, womit sich die Wegsteuerung als besser regelbar erweist.

Die Versuche zeigten, daß die Traglast der beiden Modelle mit den kleineren Ausschnitten gleich groß ist. Der Zusammenbruch erfolgte sowohl bei der gebördelten als auch bei der ungebördelten Version bei einer Last von 52 kN in der Trägermitte, wo sich nach der Traglasttheorie für Balken auf zwei Stützen das Fließgelenk einstellt. Die Versagensform der beiden Modelle ist in den Abb. B.26 und B.27 auf der Seite 103 festgehalten.

Die Durchbiegung in Trägermitte, dargestellt in der Abb. B.30, ist bei diesen Modellen praktisch über den ganzen Bereich bis hin zur Traglast gleich groß. Das Versagen der Träger ist auf die Plastizierung des geflanschten Untergurtes an der Stelle der maximalen Biegespannung (Normalkraftmechanismus) zurückzuführen. Da der Bruch in *beiden* Fällen im Untergurt auf halber Trägerlänge unmittelbar neben der Schweißnaht des einseitig angeordneten Kniebleches auftrat, ist keine Abhängigkeit des Tragverhaltens von der Art der Lochrandgestaltung zu erkennen.

Die Ergebnisse, die aus den Traglastversuchen mit den Modellen 1 und 2 resultieren, lassen den Schluß zu, daß eine Bördelung der Ausschnitte bei dem vorhandenen Lochdurchmesser keinen Einfluß auf die Traglast hat. Bei rein statischer Belastung erhöht sich auch nicht die Versagenswahrscheinlichkeit durch Rißgefahr infolge der mechanischen Behandlung des Steges nach dem Bördeln der Ausschnittsränder.

Bei den Modellen mit den größeren Erleichterungslöchern ist die erzielte Traglast erwartungsgemäß geringer, da die Träger durch die zunehmende Perforation *weicher* werden. Bei der ungebördelten Version erfolgte der Zusammenbruch bei 47 kN. Die gebördelte Version erreichte eine Traglast von 44 kN. Dies entspricht einer Abweichung von 6.4% gegenüber dem Modell mit den ungebördelten Erleichterungslöchern.

Anders als bei den Modellen 1 und 2 ist hier ein deutlicher Unterschied zwischen der gebördelten und der ungebördelten Version zu erkennen. Das nichtlineare Verformungsverhalten beginnt bei dem Träger mit den gebördelten Erleichterungslöchern bei einer kleineren Last. Ursache dafür ist der effektive Lochdurchmesser, der bei dem Modell 4 um die Bördelung selbst größer ist als bei dem Modell 3 und somit die Perforation erhöht. Dies macht sich auch in der etwas geringeren Traglast der gebördelten Version bemerkbar.

In der Abb. B.25 sind die Dehnungen im Untergurt auf halber Trägerlänge den maximalen Kerbdehnungen gegenübergestellt. Die Dehnungsmessungen am *Untergurt* in Trägermitte führten bei den Modellen 1 und 2 zu gleichen Ergebnissen und sind in beiden Fällen kleiner als die Kerbdehnungen am freien Lochrand bzw. im Knick der Bördelung. Trotzdem kam es zu einem Versagen des Bauteils durch einen Riß auf halber Trägerlänge. Der Grund liegt darin, daß das dort angeordnete Knieblech ein *Ausweichen* des Untergurtes durch Sekundärbiegung gegenüber der Last verhindert. Dies führt zu einem hohen dreidimensionalen Spannungsniveau, das zusätzlich durch die Kerbwirkung der Schweißnaht vergrößert wird.

Bei den Modellen 3 und 4 sind die *Kerbdehnungen* nahezu gleich. Bei diesem relativ großen Lochdurchmesser verliert sich zunehmend die spannungsabbauende Wirkung der Bördelung, was sich auch schon im linearen Bereich der Vorversuche andeutete. Auch an der Abb. B.30 wird deutlich, daß sich der effektive Kerbdurchmesser bei dem Modell 4 um die Bördelung selbst vergrößert hat. Der Träger wird weicher, wodurch sich die Durchbiegung vergrößert und die Traglast verringert.

Man kann demnach dem Bördeln zwei gegenläufige Wirkungen zumessen. Zum *einen* werden bei kleinen Durchmessern (Modell 1 und 2) die Spannungsspitzen durch die Bördelung abgebaut. Zum *anderen* vergrößert sich durch die Bördelung der Lochdurchmesser und damit die Kerbwirkung, was sich ab einem bestimmten Durchmesser negativ auf die Traglast auswirkt. Diesen Effekt zeigen sowohl die Ergebnisse der Vorversuche (Abb. B.21 und B.22) als auch die der Traglastversuche (Abb. B.25).

Der wesentliche Einfluß der Ausschnitte bei den Modellen 3 und 4 auf die Traglast wird ganz besonders an der Form des Versagens dieser Träger deutlich. Der Zusammenbruch erfolgte diesmal nicht auf halber Trägerlänge, sondern am Ort der maximalen Kerbspannung. Dies ist sowohl bei der gebördelten als auch bei der ungebördelten Version der Bereich in dem unteren Reststeg des der Krafteinleitung nächstliegenden Ausschnittes. Der verbleibende, stark verminderte Restquerschnitt ist nicht mehr in der Lage, die Kraft zu übertragen. Der Bruch erstreckt sich in beiden Fällen vom Ausschnitttrand bis zum Untergurt (s. Abb. B.28 und B.29).

Die Versuche haben gezeigt, daß sich die statische Traglast durch das Bördeln der Ausschnitte bei gleicher Gewichtseinsparung nicht erhöhen läßt. Der Grund dafür ist der durch den gebördelten Rand vergrößerte Kerbdurchmesser, der zu einer Reduzierung des tragfähigen Restquerschnittes führt.

Da bei dem Einsatzprofil der hier betrachteten Boote Betriebsfestigkeitsaspekte nicht von *der* großen Bedeutung sind wie bei praktisch ständig im Einsatz befindlichen Seeschiffen, kann auch aus dieser Sicht auf ein Bördeln der Ausschnitte verzichtet werden, zumal von vornherein mit erhöhten Materialstärken gearbeitet wird.

## 4.4 Einfluß aus Eigenspannungen

Bei geschweißten Konstruktionen wird oft nach dem Einfluß von Eigenspannungen auf die Traglast gefragt, da in einem Bauteil ohne Wirkung äußerer Kräfte Spannungen vorhanden sein können. Die Eigenspannungen entstehen durch ungleichmäßige Abkühlvorgänge nach Warmumformungen wie beim Walzen, Strangpressen oder beim Schweißen. Durch eine Überlagerung mit den Spannungen aus der äußeren Belastung können Eigenspannungen zum frühzeitigen Plastizieren der vorbelasteten Bereiche führen.

Schon bei einer ersten, hohen Belastung werden die Eigenspannungen zum großen Teil abgebaut. Dieser Umstand wird von der Herstellerseite stranggepreßter Aluminiumprofile dahingehend genutzt, daß die Eigenspannungen durch Recken vor Auslieferung der Produkte reduziert werden und nicht weiter berücksichtigt werden müssen.

Die Größe der Eigenspannungen in geschweißten Konstruktionen hängt von der Fähigkeit des Werkstoffes ab, Temperaturunterschiede in den betreffenden Querschnitten auszugleichen. Kennzeichnend dafür ist die Temperaturleitfähigkeit  $a$  des Metalls:

$$a = \frac{\lambda}{c_p \cdot \varrho} . \quad (4.1)$$

			Aluminium	Stahl
Wärmeleitfähigkeit	$\lambda$	[W/(cm K)]	2.3	0.5
Wärmekapazität	$c_p$	[J/(g K)]	0.92	0.48
Dichte	$\varrho$	[g/cm <sup>3</sup> ]	2.7	7.85

Tabelle 4.2: Physikalische Kennwerte von Aluminium und Eisen

Nach den Werten der Tab. 4.2 ergibt sich eine etwa achtfach höhere Temperaturleitfähigkeit für Aluminium gegenüber der von Stahl. Aus diesem Grund kommt es nach Angaben von MAZZOLANI [3] in Aluminiumkonstruktionen zu deutlich niedrigeren Eigenspannungen als in vergleichbaren Stahlkonstruktionen.

Nach einer rechnerischen Untersuchung von BECKER [42] haben Eigenspannungen keinen Einfluß auf die plastische Biegemomententragfähigkeit eines Balkens. BECKER ermittelte die auf die Randdehnung bezogene Tragfähigkeit von Balken mit Voll- und I-Querschnitten und realen Werkstoffgesetzen verschiedener Baustähle und Aluminiumlegierungen.

Die Beträge der Eigenspannungen wurden bis zur Streck- bzw. Dehngrenze variiert. Dabei kommt es je nach Größe der Eigenspannungen zu einem frühzeitigen Abweichen von der HOOKE'schen Geraden. Entspricht die Randdehnung dem drei- bis vierfachen Wert der Dehnung an der Dehngrenze, ist der Einfluß der Eigenspannungen nach Abb. 4.3 bei allen untersuchten Werkstoffen und Querschnittsformen abgeklungen.

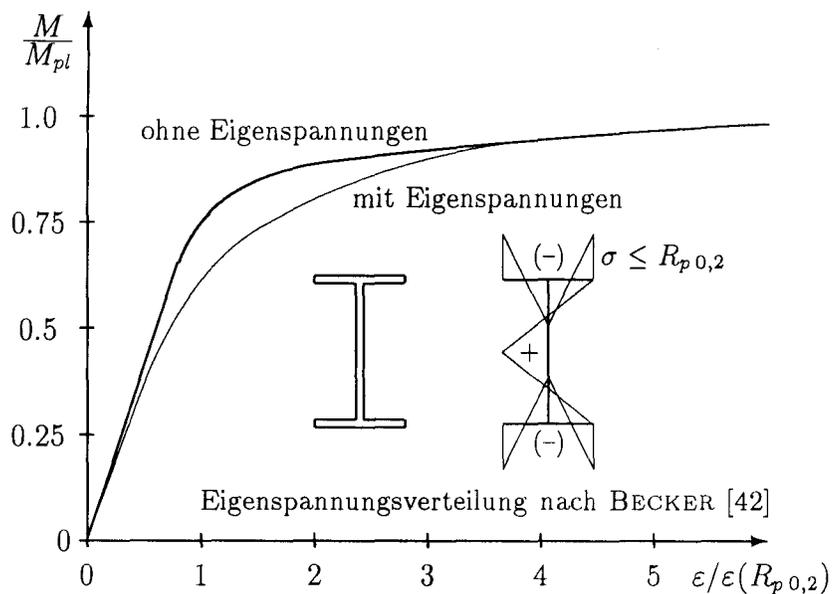


Abb. 4.3: Einfluß von Eigenspannungen auf die Tragfähigkeit

## 5. Rechnerische Bestimmung der Grenzlast

Die im Kapitel 3 betrachtete elastizitätstheoretische Beurteilung der Kerbwirkung von Stegausschnitten dient ganz allgemein formuliert zu einer sicheren Dimensionierung von Tragwerken. Dabei wird so verfahren, daß zunächst die maximal mögliche, elastische Kerbspannung mit Hilfe einer *Formzahl* unter Berücksichtigung der vorhandenen Last- und Geometrieparameter ermittelt wird. Da die Formzahl in der Definition der Gl. 3.1 unterhalb der Elastizitätsgrenze unabhängig vom Werkstoff und dem Betrag der äußeren Last als konstant anzusehen ist, kann anschließend die Konstruktion mit ausreichendem Abstand gegenüber charakteristischen Werkstoffkennwerten (z.B. der Dehngrenze) dimensioniert werden.

### 5.1 Elastische Grenzlast der Modelle

Regeln zur Bemessung tragender Aluminiumkonstruktionen unter ruhender Belastung findet man in der DIN 4113, Teil 1 [1]. Dort sind die zulässigen Zug- und Druckspannungen aus einer Normalkraft- oder Biegemomentenbelastung sowie die Schubspannungen im Steg aus einer Querkraftbelastung für die in der DIN 1745 [6] genormten Festigkeitswerte von Aluminiumlegierungen tabellarisch aufgeführt.

Die Regeln gelten für Vollwandträger, in deren Stegen weder die Normal- noch die Schubspannungsanteile die zulässigen Werte überschreiten dürfen. Für die vorliegende Legierung (Al Mg 4,5 Mn W28 ) gelten unter Berücksichtigung eines Sicherheitsfaktors gegenüber der in der DIN 1745 angegebenen Dehngrenze folgende Werte:

- Zug und Druck:  $\sigma_{zul} = 70 \text{ N/mm}^2$ ,
- Schub:  $\tau_{zul} = 45 \text{ N/mm}^2$ .

Die damit errechnete Grenzlast wird sicherlich zu konservativ ausfallen. Zum Vergleich werden an den entsprechenden Stellen die Grenzlasten gegenüber der gemessenen Dehngrenze ohne Sicherheitsfaktor in Klammern angegeben.

Durch die einseitige Anordnung des Untergurtes bei den Modellen kommt es zu einer Querbiegung des Gurtes. Der Biegeanteil führt zu einer veränderlichen Spannungsverteilung im Untergurt, wodurch die wirksame Gurtbreite verringert wird. Die Biegesteifigkeit des Steges und der daran anschließenden Beplattung wirken auf den

Untergurt wie eine Bettung und reduzieren die Querbiegung erheblich. Nach WESSELSKY [44] gilt für die mittragende Breite  $b_e$  eines einseitig angeordneten Gurtes unter Berücksichtigung des Bettungsparameters  $\alpha l$ :

$$\frac{b_e}{b_g} = \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{1 - 3 f(\alpha l)}{1 + 3 f(\alpha l)} \right) . \quad (5.1)$$

Der Bettungsparameter  $\alpha l$  kann in Abhängigkeit der Geometrie der anschließenden Konstruktion mit den in [44] angegebenen Formeln berechnet werden. Für die Funktion  $f(\alpha l)$ , die durch die Randbedingungen und die Art der Belastung bestimmt ist, gibt LEHMANN [45] Lösungen für verschiedene Fälle an. Bei der vorliegenden Geometrie der Modelle erhält man eine mittragende Breite des Untergurtes von 80% der Gurtbreite. Für die Spannungsberechnung im Querschnitt des Lastangriffspunktes ergibt sich eine mittragende Breite von 60% der Gurtbreite. Die elastische Grenzlast der Versuchsmodelle ohne Berücksichtigung der Ausschnitte und der Kerbspannung beläuft sich dann mit

$$F = \sigma_{zul} \cdot 4 \frac{W_{el}}{l} \quad (5.2)$$

auf  $F=11.0 \text{ kN}$  ( $F=24.3 \text{ kN}$ )<sup>1</sup>. Daraus ergibt sich ein Moment auf halber Trägerlänge von  $M=5.8 \text{ kNm}$  ( $M=12.6 \text{ kNm}$ ). Nach dem kürzlich erschienenen Entwurf der DIN-Norm für geschweißte Aluminiumkonstruktionen [2] müssen Einflüsse aus der Schweißwärme berücksichtigt werden, die bei verfestigten Werkstoffen zu einer Abnahme der Festigkeit in der Wärmeeinflußzone führen.

Als Größe der Wärmeeinflußzone gilt rechnerisch ein Bereich von 30 mm von der Schweißnahtmitte bzw. dem Nahtwurzelpunkt aus nach allen Seiten hin. Dieses in der Abb. 5.1 dargestellte Detail entspricht genau der Schweißverbindung des Kniebleches mit dem Untergurt.

Die dafür zulässige Spannung ist abhängig von der Belastungsrichtung, der Lage der zu erwartenden Bruchfuge und dem Werkstoff. Bei einer Belastung durch die Spannung  $\sigma_1$  wird der Bruch rechtwinklig zur Naht sowohl durch die Wärmeeinflußzone als auch durch den Grundwerkstoff verlaufen. Der tragende Querschnitt muß dann nach der Norm wie folgt reduziert werden:

$$\sigma = \frac{F}{A_K} \quad (5.3)$$

$$A_K = A - (1 - K) \cdot \sum_i A_{WEZ,i} \quad (5.4)$$

---

<sup>1</sup>Werte in Klammern gelten jeweils ohne Sicherheit gegenüber der gemessenen Dehngrenze

$$K = \frac{R_{p0,2} \text{ WEZ}}{R_{p0,2}} \quad (5.5)$$

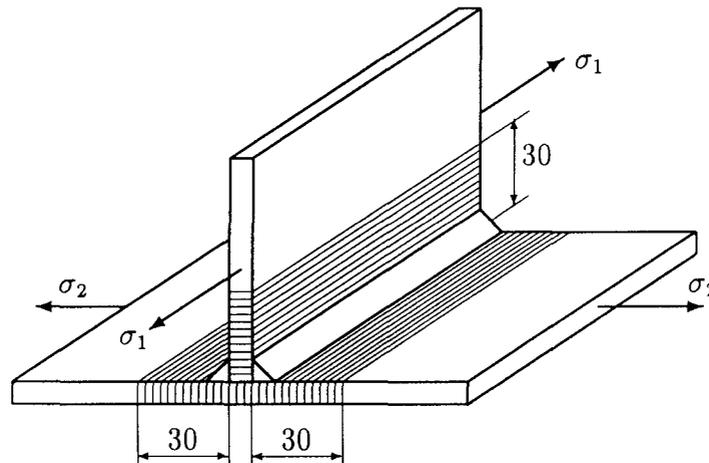


Abb. 5.1: Ausmaße der Wärmeinflusszone nach DIN 4113, Teil 2

Bei einer Belastung durch die Spannung  $\sigma_2$  ist eine parallel zur Nahrichtung verlaufende Bruchfuge zu erwarten. In diesem Fall gelten die vollen Querschnittswerte mit den in der Norm angegebenen zulässigen Spannungen. Für weiche Legierungen genügt bei beiden Lastfällen der Nachweis für den Grundwerkstoff ohne Querschnittsreduktion, da keine Entfestigung in der Wärmeinflusszone stattfindet. Die elastische Grenzlast nach Gl. 5.2 gilt unverändert.

## 5.2 Nichtlineare FE-Rechnungen

Um dem Bestreben nach voller Auslastung einer Konstruktion aus sich verfestigenden Werkstoffen bei gleichzeitiger Gewährleistung ausreichender Sicherheit gegenüber dem Versagen Rechnung zu tragen, müssen Fließvorgänge nach Überschreiten der Dehngrenze bestimmbar werden.

Das zuverlässigste Werkzeug bei der Ermittlung der Grenztragfähigkeit ist nach wie vor der Modellversuch, denn er liefert Informationen über die material- und geometriebedingten Nichtlinearitäten im überelastischen Bereich. Diese können anschließend einer rechnerischen Simulation mit Hilfe numerischer Verfahren (z.B. mit Hilfe nichtlinearer Finite-Elemente-Programme) zur Ermittlung der Grenzlast zugrunde liegen. Bei einer möglichst genauen Berücksichtigung der angesprochenen

Nichtlinearitäten sind diese Analysemethoden in der Lage, sehr gute Ergebnisse bei der Ermittlung der Traglast zu liefern, was LEHMANN [46] mit einem Vergleich zwischen Modellversuchen und Berechnungen bestätigt.

Mit den nichtlinearen FE-Rechnungen soll versucht werden, die auf experimentellem Wege ermittelten Ergebnisse sowohl im globalen als auch im lokalen Tragverhalten der Modelle nachzuvollziehen, um sich bei weiterführenden Untersuchungen auf die Rechnersimulation beschränken zu können. Für die nichtlinearen FE-Rechnungen steht am Arbeitsbereich inzwischen das Programmpaket MARC [43] zur Verfügung. Mit dem Programm können sowohl geometrische als auch werkstoffbedingte Nichtlinearitäten berücksichtigt werden.

Bei geometrischer Nichtlinearität ist die Verzerrungsmatrix selbst von den Verschiebungen abhängig und der Knotenkraftvektor wird mit den verschobenen Knotenkoordinaten neu berechnet. Bei der Berücksichtigung eines nichtlinearen Werkstoffverhaltens ist die Spannungs-Dehnungsmatrix als Funktion der Dehnungen zu behandeln.

Zur Lösung des nichtlinearen Gleichungssystem wird das kraftinkrementelle Verfahren benutzt. Dabei wird durch Minimierung der Ungleichgewichtskraft zwischen den äußeren Kräften und den Knotenkräften iterativ der neue Gleichgewichtszustand gesucht. Das Pre- und Postprocessing erfolgt graphisch mit dem Programm MENTAT [43].

Zur Aufbringung der Lasten stehen mehrere Möglichkeiten zur Verfügung. So können Anzahl und Weite der Lastschritte fest vorgegeben werden oder automatisch in Abhängigkeit der sich ändernden Steifigkeit des Modells vom Programm bestimmt werden. Kombinationen beider Möglichkeiten sind ebenfalls durchführbar.

Werkstoffgesetze sich verfestigender Werkstoffe werden als Polygonzüge mit beliebig vielen Stützpunkten eingegeben. Werden keine Angaben zur Verfestigung gemacht, erfolgt automatisch eine ideal-elastisch-plastische Berechnung. Den Einfluß einer möglichst genauen Erfassung des Werkstoffverhaltens zeigt die Abb. B.31.

In der Abbildung ist die gemessene und errechnete Durchbiegung bis zum Erreichen der Traglast für das Modell 1 dargestellt. Mit den Mindestwerten nach DIN 1745 [6] verhält sich der Träger bei der Rechnersimulation erheblich weicher als bei der Messung. Erst, wenn die aus Zugversuchen stammenden Werkstoffgrößen bei der Rechnung berücksichtigt werden, kommt es zu einer guten Übereinstimmung.

Die Ausbildung der teilplastischen Zonen in den Trägerstegen für einige ausgesuchte Lastfälle ist in den Abb. B.32 bis B.35 dargestellt. Bei jedem Modell beginnt die Plastizierung an der Kerbe des meistbelasteten Ausschnittes. Dies ist bei den Mo-

dellen 1 und 3 der freie Ausschnitttrand und bei den Modellen 2 und 4 der Knick der Bördelung.

Bei weiterer Laststeigerung bilden sich infolge der hohen Biegespannung im Zuggurt weitere plastische Zonen aus. Danach plastiziert der Reststeg unterhalb des Ausschnittes, indem die beiden plastischen Zonen zusammenwachsen. Im weiteren Verlauf wird die Grenzdehnung eher an der Kerbe erreicht als am Ort des maximalen Momentes auf halber Trägerlänge.

Bei einer Last von 45 kN wird in einem kleinen Bereich unterhalb des Ausschnittes bei dem dritten Modell bereits die Bruchspannung erreicht (Abb. B.34). Im Versuch erfolgte der Bruch an dieser Stelle bei einer Last von 47 kN.

Zum Abschluß der globalen Betrachtung des Strukturverhaltens zeigt die Abb. B.36 einen Vergleich der gemessenen und errechneten Last-Verformungskurven aller Modelle. Die als durchgezogene Linien eingetragenen FE-Ergebnisse beschreiben das plastische Verformungsverhalten unter Berücksichtigung der tatsächlichen Werkstoffkennwerte in allen vier Fällen sehr gut.

### 5.3 Näherungen für die plastische Grenzlast

Um die Verfestigungseigenschaften des Werkstoffes vor Erreichen der in der Einleitung definierten *Traglast* sinnvoll und kontrolliert auszunutzen, muß eine Grenzdehnung eingeführt werden. Nach einem Vorschlag von MAZZOLANI [3] soll die Grenzdehnung in einem Intervall von

$$5 \varepsilon_{0,2} \leq \varepsilon_u \leq 10 \varepsilon_{0,2} \quad (5.6)$$

liegen. Bei der vorliegenden Aluminiumlegierung ist dies ein Bereich bis  $\varepsilon \approx 3 \%$ .

Um nicht für jedes Problem auf die relativ zeitaufwendigen und kostenintensiven, nichtlinearen FE-Rechnungen zurückgreifen zu müssen, ist man bemüht, die Tragfähigkeit der durch *Kerben* geschwächten Bauteile mit Hilfe von Näherungsformeln abzuschätzen, die auf Formzahlen basieren. Das erfordert die Kenntnis des in dem Bauteil herrschenden Spannungszustandes, bei dem örtlich die Grenzspannung  $\sigma_u$  erreicht wird.

Bei dem vorliegenden Biegeträger müssen aufgrund der Versuchsergebnisse generell zwei Bereiche betrachtet werden, in denen die Grenzdehnung  $\varepsilon_u$  auftreten kann. Dies ist zum einen der Unterzug am Ort des maximalen Biegemomentes und zum anderen die Kerbe *Stegausschnitt*. Die Grenztragfähigkeit des Bauteils stellt sich dann ein,

wenn einer dieser Bereiche bei einer noch unbekanntem Belastung im Umfang der vorab definierten Grenzdehnung  $\varepsilon_u$  plastiziert ist.

### 5.3.1 Näherung für das Werkstoffgesetz

Bei sich verfestigenden Werkstoffen ist die Kenntnis des Fließverhaltens für die rechnerische Bestimmung plastischer Verformungen von großer Bedeutung. Aus diesem Grund sind Näherungslösungen für das Werkstoffgesetz entstanden. Die Formeln basieren dabei auf den mechanischen Größen wie der Dehngrenze ( $R_{p0,2}$ ), der Zugfestigkeit ( $R_m$ ) und dem Elastizitätsmodul  $E$ , die für viele Werkstoffe bekannt sind oder anhand von Zugversuchen ermittelt werden können. Eine gute Näherung liefert das RAMBERG-OSGOOD-Gesetz in der Form:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0.002 \left( \frac{\sigma}{R_{p0,2}} \right)^n \quad (5.7)$$

MAZZOLANI [3] löst die Gl. 5.7 nach  $n$  auf, ersetzt  $\varepsilon$  durch die Bruchdehnung  $A_5$  und  $\sigma$  durch die Zugfestigkeit  $R_m$  und erhält dadurch eine Näherung, die auf den drei Größen ( $R_{p0,2}$ ,  $R_m$  und  $A_5$ ) aufgebaut ist, die im Zugversuch gemessen werden:

$$n = \frac{\log \left[ \left( A_5 - \frac{R_m}{E} \right) / 0.002 \right]}{\log \left( \frac{R_m}{R_{p0,2}} \right)} \quad (5.8)$$

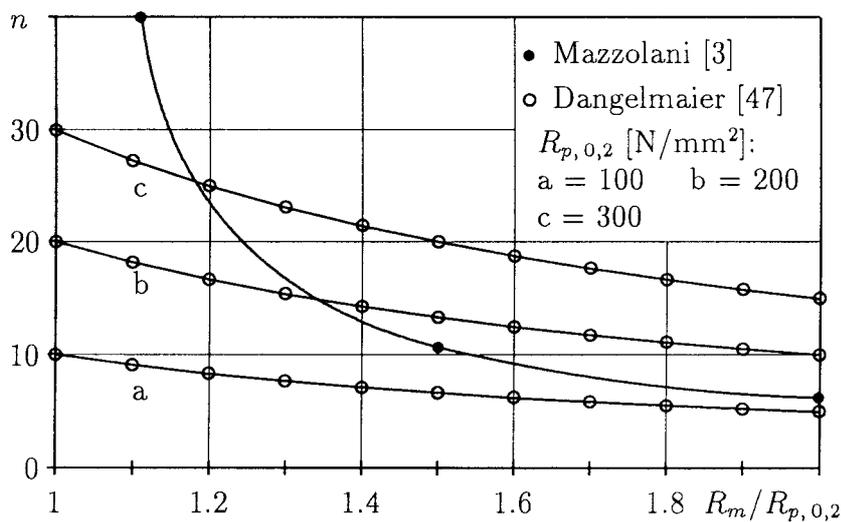


Abb. 5.2: Einfluß der Dehngrenze auf den Exponenten  $n$

Für den Exponenten  $n$  empfiehlt DANGELMAIER [47] folgenden Ausdruck:

$$n = \frac{R_{p,0,2}^2}{10 R_m} . \quad (5.9)$$

Durch die dimensionslose Darstellung der Spannungen ist  $n$  bei MAZZOLANI nur von der Bruchdehnung und dem Verfestigungsgrad ( $R_m/R_{p,0,2}$ ) abhängig, während bei DANGELMAIER auch der Betrag der Dehngrenze Berücksichtigung findet. Der Verlauf beider Lösungen für eine mittlere Bruchdehnung ( $A_5 = 0.15$ ) in Abhängigkeit verschiedener Verfestigungsgrade ist in der Abb. 5.2 dargestellt.

Man sieht, daß der Exponent nach MAZZOLANI für sehr kleine Verfestigungsgrade gegen unendlich geht und somit praktisch auch ideal-elastisch-plastisches Verhalten wiedergeben kann. Für mittlere Verfestigungsgrade und mittlere Dehngrenzen ist der Unterschied in der Definition bei beiden Verfassern gering. Bei mittleren bis hohen Verfestigungsgraden und hohen Dehngrenzen ist der Exponent nach DANGELMAIER erheblich größer und neigt zu einer Überzeichnung der Dehnung.

In der Abb. 5.3 sind die Näherungen den Ergebnissen aus den Zugversuchen in dem betrachteten Intervall bis zu einer Dehnung von 3 % gegenübergestellt. Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung der Werkstofffließkurven. Die Ergebnisse aus den Zugversuchen sind als Mittelwertkurve dargestellt, da die Streuung bei den drei Einzelversuchen klein war.

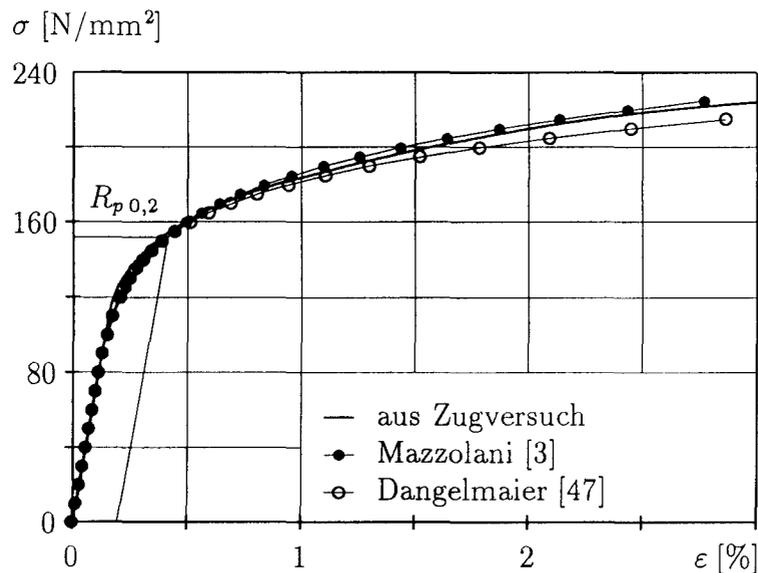


Abb. 5.3: Werkstofffließkurven für Al Mg 4,5 Mn W28

### 5.3.2 Näherung für das plastische Grenzmoment

Die Versagensarten der Modelle 1 und 2 lassen zunächst den Schluß zu, daß sich die Träger mit kleineren Ausschnitten wie Vollwandträger verhalten. Zur Abschätzung der plastischen Tragfähigkeit von Aluminiumträgern ohne Ausschnitte eignet sich besonders die von VALTINAT und DANGELMAIER [12] vorgeschlagene Ermittlung der Grenzmomente  $M_u$ . Diese lassen sich in Abhängigkeit der nach der Ungleichung 5.6 vorab festgelegten Grenzdehnungen bestimmen:

$$M_u = \alpha_u W_{el} R_{p0,2} . \quad (5.10)$$

Für den plastischen Grenzmomentenbeiwert  $\alpha_u$  in Gl. 5.10 gilt nach VALTINAT und DANGELMAIER [12]:

$$\alpha_u = \alpha_{pl} + \alpha_n . \quad (5.11)$$

Wobei  $\alpha_{pl}$  der plastische Formbeiwert und  $\alpha_n$  ein Beiwert zur Berücksichtigung der Verfestigung und der Grenzdehnung sind:

$$\alpha_n = \frac{\sigma_u - R_{p0,2}}{R_{p0,2}} . \quad (5.12)$$

Darin ist  $\sigma_u$  die der gewählten Grenzdehnung  $\varepsilon_u$  zugeordnete Grenzspannung, die sich aus einer gemessenen oder nach Gl. 5.7 errechneten Spannungs-Dehnungs-Charakteristik des Werkstoffes bestimmen läßt.

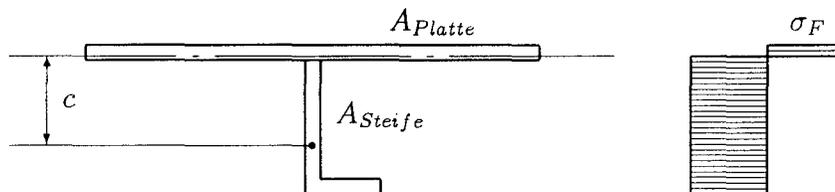


Abb. 5.4: Zum plastischen Formbeiwert aussteifelter Plattenstreifen

Der plastische Formbeiwert  $\alpha_{pl} = W_{pl}/W_{el}$  ist abhängig von der Geometrie der Querschnittsfläche. Die Lage der plastischen Neutralen Faser eines Querschnittes ist dadurch bestimmt, daß die Flächenanteile oberhalb und unterhalb der plastischen Neutralen Faser gleich groß sind. Bei einem wie in der Abb. 5.4 dargestellten, aus-

gesteiften Plattenstreifen liegt die plastische Neutrale Faser in der Regel innerhalb des Plattenquerschnittes und für den plastischen Formbeiwert gilt einfach:

$$\alpha_{pl} = (A_{Steife} \cdot c) / W_{el} , \quad (5.13)$$

mit dem Steifenquerschnitt  $A_{Steife}$  und  $c$ , dem Abstand des Flächenschwerpunkts der Steife zur plastischen Neutralen Faser.

Die Näherung nach Gl. 5.10 wurde an Vollwandträgern hergeleitet und ist ohne weiteres nicht direkt auf den vorliegenden Fall übertragbar. Um dennoch einen Vergleich anstellen zu können, wird zunächst ein Versuchsmodell ohne Ausschnitte als FE-Modell idealisiert, das in der Abb. B.37 dargestellt ist.

Die Ergebnisse aus der nichtlinearen FE-Rechnung und der Näherung nach Gl. 5.10 werden in der Abb. B.38 verglichen. Aufgetragen ist die maximale Dehnung über das Moment in der Trägermitte. Dabei zeigt der Verlauf der Näherung die gleiche Tendenz wie der Vergleich der Versuche von VALTINAT und DANGELMAIER in [12] mit ihrer Näherung. Die Autoren untersuchten Aluminiumträger mit I-, Hohl- und Rechteckquerschnitten, wobei die Näherung im Vergleich zu den Experimenten nur bei Fließbeginn die Dehnung etwas unterschätzt. Im Bereich großer Dehnungen stimmen die Ergebnisse praktisch exakt mit den Messwerten überein. Da die hier am T-Träger durchgeführten FE-Rechnungen zu ähnlich guter Übereinstimmung führen, stellt die Lösung von VALTINAT und DANGELMAIER [12] eine sehr gute Näherung für viele technisch interessante Querschnittsformen dar.

In der Abb. B.39 sind die Grenzmomente in Trägermitte nach Gl. 5.10 für die vorhandene Konstruktion der vier Modelle als durchgezogene Kurve dargestellt. Der Vergleich mit den punktwise eingetragenen Meßwerten zeigt für alle Modelle eine Unterschätzung der Dehnungen, da der Einfluß der Ausschnitte unberücksichtigt bleibt.

Bei den Modellen mit den kleinen Ausschnitten ist die Abweichung geringer und die Modelle versagen ähnlich wie Vollwandträger auf zwei Stützen durch Fließgelenkbildung auf halber Trägerlänge.

Eine geringfügige Abweichung zu größeren Dehnungen bei gleicher Last im überelastischen Bereich macht sich bei dem Modell 2 mit den gebördelten Erleichterungslöchern bemerkbar. Dies spricht wiederum dafür, daß sich die Ausschnitte um die Bördelung selbst vergrößert haben. Durch diese zusätzliche 'Schwächung' des Steges wird der Träger weicher, und die Dehnungen im Untergurt nehmen zu. Die Abweichung ist jedoch so gering, daß sich der absolute Wert der *Traglast* als Ergebnis der Versuche nicht ändert.

Einen anderen Eindruck vermitteln die Meßergebnisse der Modelle 3 und 4. Hier ist die Tendenz zu größeren Dehnungen erheblich früher erkennbar und nimmt mit wachsender äußerer Belastung zu. Ausschnitte dieser Größenordnung vermindern zum einen durch die erhöhte Perforation und zum anderen durch hohe Kerbspannungen die Tragfähigkeit des Querschnittes. Durch eine Bördelung der Ausschnitte wird dieser Effekt sogar noch verstärkt, was sowohl aus den größeren Dehnungen als auch aus dem Wert der mit dem Modell 4 erzielten *Traglast* hervorgeht.

In der Abb. B.39 sind auch die Ergebnisse aus den nichtlinearen FE-Rechnungen eingetragen. Die Werte zeigen im linearelastischen und im plastischen Bereich gute Übereinstimmung mit den Meßwerten. Lediglich im Übergangsbereich neigen die FE-Ergebnisse bei den Modellen 1, 2 und 3 zu größeren Dehnungen, während sich der Einfluß der Bördelung bei dem Modell 4 nicht so ausgeprägt bemerkbar macht wie bei den Messungen. Insgesamt läßt sich in dem betrachteten Intervall eine ausreichende Übereinstimmung zwischen Versuch und FE-Rechnung festhalten.

Die Näherung nach Gl. 5.10 kann den Einfluß der Ausschnitte nicht berücksichtigen. Mit wachsendem Durchmesser kommt es zu größeren Abweichungen. Die Meßwerte zeigen deutlich die stufenweise Abnahme der Steifigkeit der Träger mit wachsendem Lochdurchmesser. Aus diesem Grund liegt der Gedanke nahe, das Widerstandsmoment in der Gl. 5.10 bei Trägern mit mehreren, äquidistant angeordneten Steg-ausschnitten in erster Näherung durch das Widerstandsmoment des geschwächten Querschnittes zu ersetzen:

$$M_u = \alpha_u \frac{I(d/H)}{e(d/H)} R_{p0,2}, \quad (5.14)$$

mit  $I(d/H)$  nach Gl. 3.20 und  $e(d/H)$  nach Gl. 3.19. Die Abb. B.40 zeigt, daß durch die Berücksichtigung der Steifigkeit des Nettoquerschnittes in der Näherung von VALTINAT und DANGELMAIER [12] brauchbare Übereinstimmung zu den Meß- und FE-Ergebnissen erzielt wird.

### 5.3.3 Näherungen für die plastische Kerbdehnung und Vergleich mit Versuchs- und FE-Ergebnissen

Anhand der unendlich ausgedehnten Scheibe mit zentrischem Kreisabschnitt unter Zugbelastung erweitert STOWELL [48] die Lösung von KIRSCH [33] auf die Bestimmung der Formzahlen im überelastischen Bereich, indem er eine Funktion  $G(E)$  einführt, die die Änderung der Materialeigenschaften berücksichtigt.

$$\sigma_\varphi = \frac{\sigma_{x\infty}}{2} \left[ 1 + \frac{R^2}{r^2} - G \left( 1 + 3\frac{R^4}{r^4} \right) \cos 2\varphi \right] \quad (5.15)$$

$$\sigma_r = \frac{\sigma_{x\infty}}{2} \left[ 1 - \frac{R^2}{r^2} + G \left( 1 - 4\frac{R^2}{r^2} + 3\frac{R^4}{r^4} \right) \cos 2\varphi \right] \quad (5.16)$$

$$\tau_{r,\varphi} = -\frac{\sigma_{x\infty}}{2} G \left( 1 + 2\frac{R^2}{r^2} - 3\frac{R^4}{r^4} \right) \sin 2\varphi . \quad (5.17)$$

Als Lösung für  $G$  findet STOWELL das Verhältnis

$$G = \frac{E_{Sek}}{E} \quad (5.18)$$

des aktuellen *Sekantenmoduls* des jeweiligen Materials am Ort der Kerbspannung zum Elastizitätsmodul und bildet damit aus Gl. 5.15 für  $\varphi = \pi/2$  die *Spannungsformzahl*

$$K_\sigma = 1 + 2 \frac{E_{Sek}}{E} , \quad (5.19)$$

und ebenfalls aus Gl. 5.15 formuliert in Dehnungen die *Dehnungsformzahl*

$$K_\epsilon = \left( 1 + 2 \frac{E_{Sek}}{E} \right) \cdot \frac{E}{E_{Sek}} , \quad (5.20)$$

für die man auch schreiben kann:

$$K_\epsilon = \frac{\epsilon}{\epsilon(\sigma_{x\infty})} . \quad (5.21)$$

HARDRATH und OHMAN [49] verallgemeinern die Lösung nach Gl. 5.19 in Abhängigkeit der elastizitätstheoretischen Formzahl für den Kreisausschnitt unter Normalkraftbelastung ( $K_t=3$ ) und wenden die folgende Beziehung auf andere Kerb- und Lastfälle an:

$$K_\sigma = 1 + (K_t - 1) \cdot \frac{E_{Sek}}{E} . \quad (5.22)$$

Für die Spannungsformzahl gilt auch:

$$K_\sigma = \frac{\sigma_K}{\sigma_{x\infty}} . \quad (5.23)$$

Der Sekantenmodul ist das Verhältnis aus der Spannung am Schnittpunkt der Sekante mit der Werkstofffließkurve und der dazugehörigen Dehnung:

$$E_{Sek} = \frac{\sigma_{Sek}}{\varepsilon_{Sek}} . \quad (5.24)$$

Da in dem betrachteten Fall die Sekantenmodulspannung  $\sigma_{Sek}$  gleich der vorhandenen Kerbspannung  $\sigma_K$  und die Sekantenmoduldehnung  $\varepsilon_{Sek}$  gleich der dazugehörigen gesuchten Kerbdehnung  $\varepsilon$  ist, läßt sich die unbekannte Dehnung  $\varepsilon$  wieder über das RAMBERG-OSGOOD-Gesetz annähern.

$$\varepsilon = \frac{\sigma_K}{E} + 0.002 \left( \frac{\sigma_K}{R_{p0,2}} \right)^n . \quad (5.25)$$

Setzt man diesen Ausdruck in die Gl. 5.22, gilt für die Spannungsformzahl:

$$K_\sigma = 1 + \frac{(K_t - 1) \cdot \sigma_K}{\sigma_K + 0.002 \left( \frac{\sigma_K}{R_{p0,2}} \right)^n \cdot E} . \quad (5.26)$$

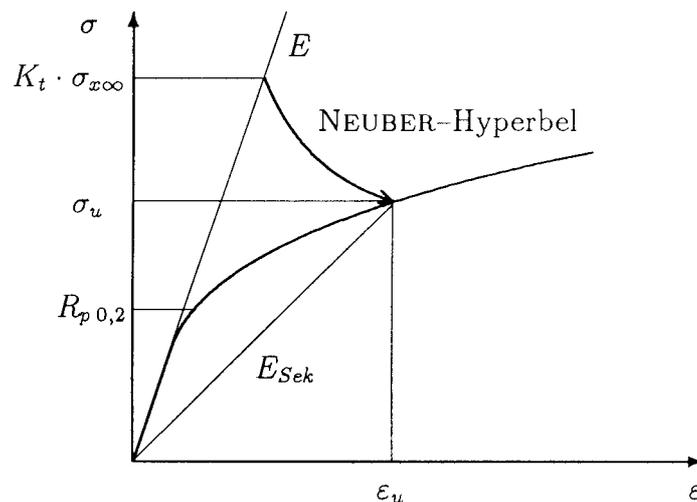


Abb. 5.5: Näherungsverfahren über das Werkstoffgesetz

Eine weitere Näherungsformel auf der Basis der elastizitätstheoretischen Formzahl  $K_t$  leitet NEUBER [50] an gekerbten, prismatischen Stäben unter Schubbelastung

her:

$$K_\sigma \cdot K_\varepsilon = K_t^2 . \quad (5.27)$$

Nach der Formel ist das Produkt aus der werkstoffbedingten Zunahme der Kerbdehnung und der Abnahme der Spannungsformzahl im plastischen Bereich gleich konstant dem Quadrat der elastizitätstheoretischen Formzahl. Mit den Gl. 5.21 und 5.23 gilt:

$$\sigma_K = \frac{K_t^2}{\varepsilon} \cdot \frac{\sigma_{x\infty}^2}{E} . \quad (5.28)$$

Daraus erhält man einen Ausdruck für die Nennspannung:

$$\sigma_{x\infty} = \sqrt{\sigma_K \cdot \varepsilon \cdot E} \frac{1}{K_t} , \quad (5.29)$$

oder erweitert um die Kerbspannung einen Ausdruck für die Spannungsformzahl:

$$K_\sigma = \frac{\sigma_K \cdot K_t}{\sqrt{\sigma_K \cdot \varepsilon \cdot E}} , \quad (5.30)$$

wobei die Kerbdehnung  $\varepsilon = \varepsilon_u$  aus dem Werkstoffgesetz oder der dafür gültigen Näherung nach Gl. 5.7 bestimmt wird. Aus der dazugehörigen Kerbspannung  $\sigma_K = \sigma_u$  wird über die in der Abb. 5.5 dargestellten Näherungen die äußere Last bestimmt.

Einen Vergleich zwischen der Näherungsformel von HARDRATH und OHMAN nach Gl. 5.26 und der Näherung von NEUBER nach Gl. 5.30 mit experimentellen Ergebnissen erlauben die von BOX [51] vorgestellten Ergebnisse. BOX ermittelte die Spannungsformzahlen an Zugstreifen mit kreisförmigen Außen- und Innenkerben. Alle Versuchsmodelle hatten eine Breite von  $4\frac{1}{2}$  in ( $1$  in = 25.4 mm), und der Radius aller Ausschnitte betrug  $\frac{1}{2}$  in. Als Material wählte BOX die Aluminiumlegierung 24S-T3, deren Spannung-Dehnung-Schaubild in der Abb. 5.6 wiedergegeben ist.

Eingetragen sind auch die Werte, die sich anhand des RAMBERG-OSGOOD-Gesetzes für diesen Werkstoff ergeben. Auch hier ist die Übereinstimmung zwischen Näherung und den Ergebnissen aus den Zugversuchen recht gut. Die Näherung mit dem Exponenten  $n$  nach DANGELMAIER neigt hier zu größeren Dehnungen. Dies liegt an der Definition des Exponenten, der durch die quadratische Berücksichtigung hoher Dehngrenzen bei mittleren Verfestigungsgraden ( $R_m/R_{p0,2}$ ) größer wird als der nach MAZZOLANI. Aufgrund der guten Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen aus dem Zugversuch und der Näherung nach MAZZOLANI kann die Spannungsformzahl direkt aus der Gl. 5.26 bestimmt werden.

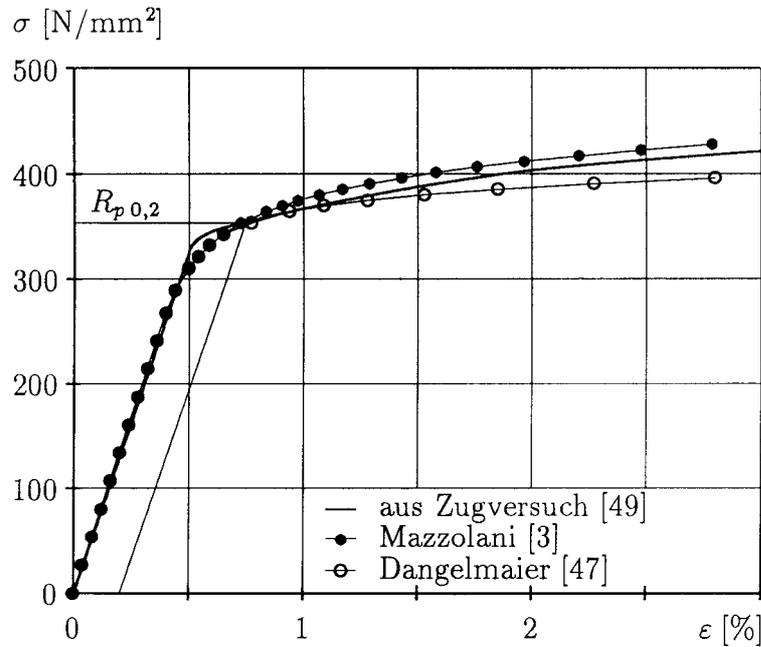


Abb. 5.6: Werkstoffießkurven für 24S-T3

In der Abb. B.41 auf der Seite 114 ist die Näherung den experimentellen Ergebnissen von BOX [51] für den Fall des Kreisausschnittes im Zugstreifen gegenübergestellt. Die Ergebnisse sind dabei nach Gl. 5.26 über die Kerbdehnung aufgetragen. Diese Darstellung stellt einen direkten Zusammenhang zwischen der äußeren Belastung und der daraus resultierenden Kerbdehnung her. Im elastischen Bereich kleiner Dehnungen streuen die Meßwerte, was HARDRATH und OHMAN in ihrer Arbeit der von BOX verwendeten Meßeinrichtung anlasten. Nach Überschreiten der Dehngrenze nimmt die Spannungsformzahl zusehends ab. Im plastischen Bereich stimmen die Näherungen mit den Versuchsergebnissen gut überein, wobei die Werte nach NEUBER im mittleren Bereich zu größeren Dehnungen neigen.

Die FE-Ergebnisse, die mit einem einfachen Viertelmodell aus Scheibenelementen nach Abb. B.42 ermittelt wurden, sind ebenfalls in dem Diagramm eingetragen. Der FE-Rechnung lag das Werkstoffgesetz aus dem Zugversuch nach Abb. 5.6 zugrunde. Man kann über den gesamten plastischen Bereich eine gute Übereinstimmung zwischen den Meßwerten und der FE-Methode erkennen.

THEOCARIS und MARKETOS [52] berichten über Versuche an kunststoffbeschichteten Scheiben aus Aluminium 57S mit kreisförmigen Ausschnitten unterschiedlicher Größe. Das Verhältnis von Ausschnittdurchmesser zur Scheibenbreite lag bei 0.33 und 0.5. Die Querschnittsfläche im ungestörten Bereich belief sich auf 564.5 mm<sup>2</sup>. Die Scheiben wurden mit einer Normalkraftbelastung gezogen, wobei die Versuchsergebnisse spannungsoptisch ausgewertet wurden.

Die Autoren gaben für den Werkstoff die in der Abb. 5.7 wiedergegebene Spannung-Dehnung-Charakteristik an, wobei die Dehngrenze  $238 \text{ N/mm}^2$  und die Festigkeit  $275 \text{ N/mm}^2$  betragen. Der E-Modul wurde mit  $E = 70000 \text{ N/mm}^2$  angegeben. Als Ergebnisse sind die Kerbdehnungen bis ca. 1% festgehalten worden, was dem Vierfachen der maximalen elastischen Dehnung bzw. dem Doppelten der Dehnung an der Dehngrenze entspricht.

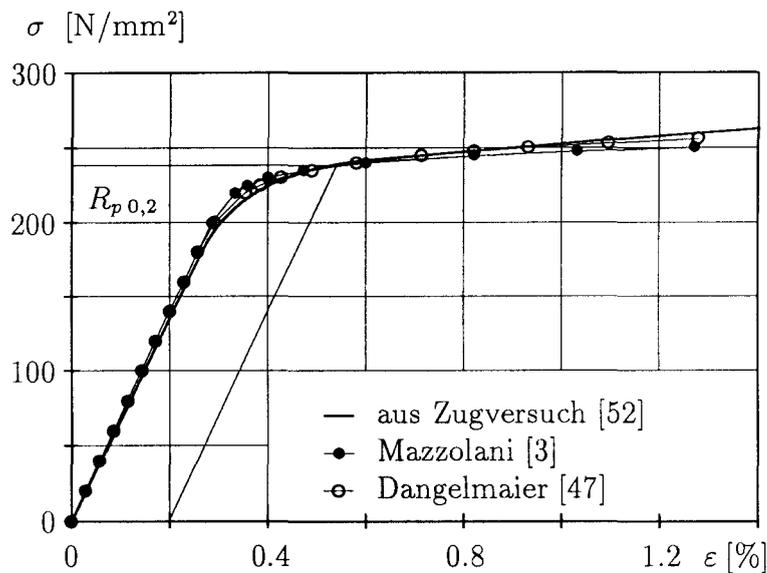


Abb. 5.7: Werkstofffließkurven für Aluminium 57S

Die Abb. B.43 zeigt die gemessene Bauteilfließkurve im Vergleich zu den Näherungen für den kleineren Ausschnitt mit einer Formzahl von  $K_t = 3.52$ . Die Ansätze von HARDRATH und OHMAN (Gl. 5.22) und NEUBER (Gl. 5.30) erfassen die Bauteilfließkurve mit einer Übereinstimmung, die für eine erste Näherung zufriedenstellend ist. Dabei ist der Beginn einer merklichen Abweichung von den Meßergebnissen erst am Ende des betrachteten Intervalls zu erkennen. Die Resultate nach NEUBER tendieren hierbei früher zu größeren Dehnungen, was schon im Vergleich zu den Werten von BOX (Abb. B.41) beobachtet wurde.

Die Ergebnisse für den zweiten Kerbfall ( $d/H = 0.5$ ) sind in der Abb. B.44 dargestellt. Es fällt auf, daß die Lösung von HARDRATH und OHMAN nun erheblich stärker von den Meßwerten abweicht. Dies ist in dem Betrag der Formzahl begründet, die für diesen Kerbfall ( $K_t = 4.35$ ) stärker von der Formzahl des Herleitungsbeispiels ( $K_t = 3$ ) abweicht, und es kommt zu einer Unterschätzung der Dehnung.

Hier ist es nunmehr die NEUBER-Lösung, die sehr gut mit den experimentellen Werten übereinstimmt. Es scheint so, als ob die einfachen Näherungslösungen eine Empfindlichkeit gegenüber der Formzahl aufweisen, die uneinheitlich in einem Fall zu sehr guten und in einem anderen Fall zu weniger brauchbaren Ergebnissen führt, zumal

wenn man bedenkt, daß THEOCARIS und MARKETOS einen relativ kleinen, plastischen Bereich ausgewertet haben. Die Ergebnisse aus den FE-Rechnungen zeigen diese Abhängigkeit nicht und stimmen in beiden Fällen sehr gut mit den Meßwerten überein.

Eine weitere Vergleichsmöglichkeit bieten die von BESTE [53] an Lochscheiben mit Außen- und Innenkerben aus unterschiedlichen Metallen durchgeführten Zugversuche. Die Proben hatten eine Breite von 400 mm bei einer Dicke von 4 mm im Kerb-bereich und in einem Fall mit Innenkerbe einen Kreisausschnitt mit  $d = 80$  mm.

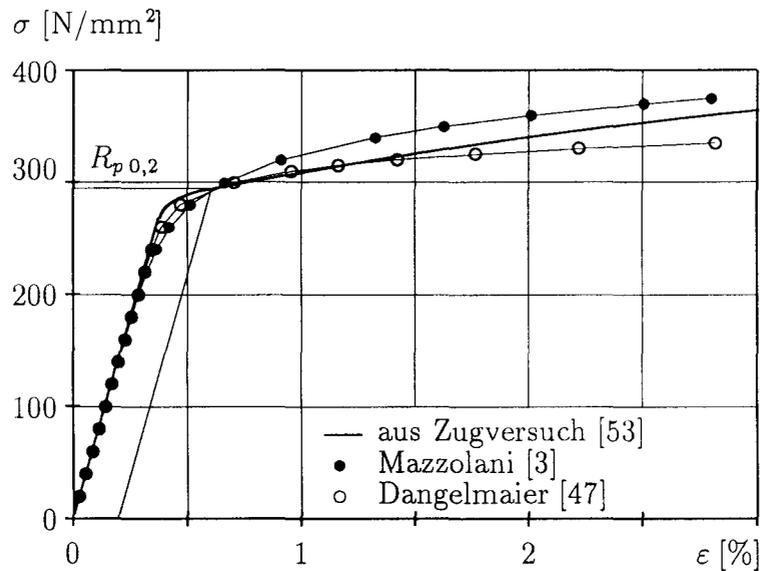


Abb. 5.8: Werkstofffließkurven für Al Mg 4,5 Mn

Die Abb. 5.8 zeigt das gemessene Werkstoffgesetz für die Proben aus der Aluminiumlegierung AlMg4,5Mn bei statischer Belastung im Vergleich mit den Näherungen über das RAMBERG-OSGOOD-Gesetz, die zu noch brauchbaren Ergebnissen führen.

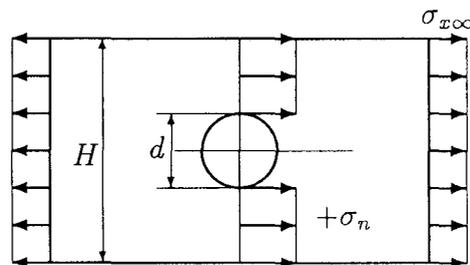


Abb. 5.9: Nennspannungsdefinitionen bei Normalkraftbelastung

Anders als bisher beschrieben bildet BESTE die Formzahl mit der konstanten Nennspannung  $\sigma_n$  im Nettoquerschnitt (Abb. 5.9). Dadurch ergibt sich für das vorhandene

Verhältnis von  $d/H = 0.2$  eine Formzahl, die abweichend von der von STOWELL [48] gefundenen analytischen Lösung kleiner drei ist ( $K_t^{netto} = 2.47$ ). Bezogen auf den ungestörten Querschnitt ergibt sich mit:

$$K_t^{brutto} = K_t^{netto} \cdot \frac{1}{1 - d/H} \quad (5.31)$$

eine ‘Bruttoformzahl’ von  $K_t^{brutto} = 3.09$ , die näher an der analytischen Lösung des Herleitungsbeispiels liegt. Die Lösung von HARDRATH und OHMAN [49] nach Gl. 5.22 ist aber von der Definition der Nennspannung und somit von der Formzahl abhängig und liefert für ein Kerbproblem zwei Lösungen. Die Lösung von NEUBER [50] nach Gl. 5.27 ist unabhängig von der Nennspannungsdefinition und führt zu einer Fließkurve.

Die Ergebnisse mit der Formzahl bezogen auf die Nennspannung im ungestörten Querschnitt zeigt die Abb. B.45. Beide Näherungen überschätzen die Dehnungen bei Fließbeginn, schneiden im mittleren Bereich die gemessene Fließkurve und unterschätzen danach die Kerbdehnung mit zunehmendem Maße.

Wird die Formzahl mit der Nennspannung im Nettoquerschnitt gebildet, zeigt die Näherung von HARDRATH und OHMAN einen günstigeren Verlauf (Abb. B.46). Aus diesem Grund empfiehlt SAAL [54] die Vergleichsspannung generell im Nettoquerschnitt zu bilden. Diese Vergleichsspannung ist bei Normalkraftbelastung im gekerbten Querschnitt konstant und hält den äußeren Kräften das Gleichgewicht.

Eindeutiger sind die Ergebnisse mit der NEUBER-Formel, da die Fließkurve unabhängig von der Nennspannungsdefinition unverändert bleibt, auch wenn die Ergebnisse schlechter ausfallen. Dies liegt daran, daß die Gl. 5.27 in der Form nur für Belastungen unterhalb der vollplastischen Last gültig ist. Ist der gesamte Querschnitt plastiziert, muß –insbesondere bei sich verfestigenden Werkstoffen– eine Korrektur vorgenommen werden, die den Übergang von der elastischen zur plastischen Last berücksichtigt. Bei BESTE [53] lautet dann die NEUBER-Formel:

$$\varepsilon = \frac{K_t \cdot \sigma_n}{\sigma_K} \cdot \varepsilon^* \cdot K_p, \quad (5.32)$$

und für die Näherung von HARDRATH und OHMAN gilt:

$$\varepsilon = \frac{K_p - 1}{K_p - (K_t \cdot \sigma_n) / \sigma_K} \cdot \varepsilon^* \cdot K_p. \quad (5.33)$$

Mit der in den Gleichungen neu auftretenden Grenzlastformzahl  $K_p$  wird das Verhältnis der Last, bei der der gesamte Querschnitt plastiziert ist, zu der Last, bei der

im Kerbgrund Fließen einsetzt, bezeichnet. Bei Zugbeanspruchung mit der Nennspannungsdefinition von SAAL [54] ist  $K_p = K_t$ . Die Dehnung  $\varepsilon^*$  wird gemäß dem Werkstoffgesetz aus der Spannung  $\sigma^* = K_t \cdot \sigma_n / K_p$  bestimmt, was dazu führt, daß die Gl. 5.32 und 5.33 iterativ gelöst werden müssen.

Die Abb. B.47 zeigt die korrigierten Bauteilfließkurven. Die NEUBER-Lösung weist bei Erreichen der vollplastischen Last  $F = R_{p0,2} \cdot A_{netto}$  einen deutlichen Knick auf, der zu einer Annäherung an die gemessene Bauteilfließkurve führt. Dieses Verhalten zeigt auch die Näherung von HARDRATH und OHMAN, jedoch liegt der Knick in Höhe der vollplastischen Last gerade am Ende des betrachteten Intervalls. Es kommt in beiden Fällen zu guter Übereinstimmung zwischen Näherung und Messung, die nur noch von den FE-Ergebnissen übertroffen wird.

Auch bei dem Lastfall *Biegung* steht die Kontrolle der Kerbdehnung im überelastischen Bereich vor Erreichen der Grenzdehnung im Vordergrund. Daher ist für einen Vergleich mit den Näherungen eher die Kenntniss der Kerbdehnung an dem für die Traglast maßgeblichen Querschnitt als die Traglast selbst von Bedeutung. Für diesen Vergleich eignen sich die vom Verfasser durchgeführten Biegeversuche, wobei nur die freien Ränder der Modelle 1 und 3 betrachtet werden.

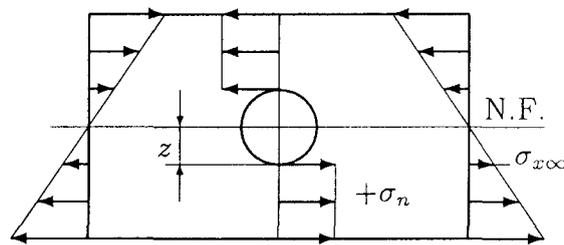


Abb. 5.10: Nennspannungsdefinitionen bei Biegung

Bei diesem Lastfall sind die beiden in der Abb. 5.10 dargestellten Nennspannungsdefinitionen für das Arbeiten mit den Näherungen gebräuchlich. Eine Möglichkeit ist wieder die Bildung einer Vergleichsspannung im Nettoquerschnitt nach der Definition von SAAL [54], die mit der Gleichgewichtsbedingung aus dem Biegemoment bestimmt wird.

Bei der zweiten Definition bezieht sich NEUBER [55] auf die Bestimmung der Biegespannung  $\sigma_{x\infty}$  in Höhe des Ausschnitttrandes, die sich dort beim Fehlen des Ausschnittes einstellen wird. Bei dieser Definition liefert die Formzahl ein direktes Maß für die Überbeanspruchung im Kerbgrund, und es gilt:

$$\sigma_{x\infty} = \frac{M}{I} \cdot z. \quad (5.34)$$

Die Kerbspannungen stammen dabei aus den linearen FE-Rechnungen zu den Vorversuchen. Die Grenzlastformzahl wird bestimmt durch das Moment  $M_F$ , bei dem der Kerbgrund zu fließen beginnt:

$$M_F = \frac{R_{p,0,2}}{K_t} \cdot \frac{I}{z} \quad (5.35)$$

(in der Gl. 5.35 nach der Nennspannungsdefinition von NEUBER), im Verhältnis zu dem vollplastischen Moment des Nettoquerschnittes:

$$M_{pl} = \alpha_{pl} \cdot W_{el} \cdot R_{p,0,2} \quad (5.36)$$

Für die beiden Modelle erhält man die in der Tabelle 5.1 aufgeführten Werte.

	$K_t$ mit Nennspannung nach		$K_p$
	NEUBER	SAAL	
Modell 1	2.95	3.24	1.93
Modell 3	3.28	3.50	2.08

Tabelle 5.1: Berechnete Formzahlen für die Modelle 1 und 3

Die Abb. B.48 und B.49 zeigen die Ergebnisse für die Biegeträger. Auch hier wird die beste Übereinstimmung zu den Meßwerten durch die FE-Rechnungen erzielt, wobei die FE-Ergebnisse für das Modell 3 zu etwas größeren Dehnungen neigen. Die Näherungen von HARDRATH und OHMAN [49] und NEUBER [50] unterschätzen die Dehnungen im plastischen Bereich dagegen erheblich. Die Ursache dafür liegt in ausgeprägteren Fließvorgängen bei Biegung mit einem rasch abnehmenden elastischen Restquerschnitt unter den Ausschnitten.

Es existieren noch weitere Näherungslösungen, die alle auf dem Grundgedanken der plastischen Korrektur der elastischen Lösung mit Hilfe des realen Werkstoffgesetzes basieren:

$$\varepsilon = \frac{\sigma_K}{E} \cdot f \left( \frac{K_t \cdot \sigma_n}{\sigma_K} \right), \quad (5.37)$$

wobei davon ausgegangen wird, daß das Werkstoffverhalten des Ligaments im Kerbgrund dem einer Zugprobe gleich ist. BESTE [53] hat neben den hier vorgestellten noch die Näherungen von DIETMANN [56] und SAAL [54] und von SEEGER [57] mit Versuchsergebnissen verglichen und führt deren Vor- und Nachteile im einzelnen auf. Da sie alle auf dem Grundgedanken nach Gl. 5.37 aufbauen, liefern sie vergleichbare Ergebnisse.

Bei sich verfestigenden Werkstoffen oder auch bei zyklischem Werkstoffverhalten von Stahl verringern sich die Unterschiede in den einzelnen Lösungen, da die Korrektur im vollplastischen Bereich bei allen Näherungen gleich ist und die Ergebnisse vornehmlich prägt.

Dabei liefert die Näherung von HARDRATH und OHMAN die besten Ergebnisse, solange die Formzahl nicht allzusehr vom Herleitungsbeispiel abweicht, was eine merkliche Einschränkung bedeutet. Die Neuberformel zeigt bei dem Vergleich von BESTE einen universellen Charakter, da es in keinem Fall zu 'überstarken Abweichungen' kommt. Da beide Näherungen in ihrer ursprünglichen Form auf der Spannungsformzahl basieren, wird der hier vorgenommene Vergleich zwischen Versuch und Rechnung auf diese Lösungen beschränkt.

Der relativ große Unterschied in den Ergebnissen aus den Näherungsrechnungen und den Versuchen mit den Biegeträgern unterstreicht die allgemeine Meinung über den Nachteil der Näherungen, der darin zu sehen ist, daß die Formeln an konkreten Beispielen abgeleitet wurden, um dann für alle erdenklichen Kerbprobleme gültig zu sein. Rein theoretisch ist es jedoch denkbar, daß trotz gleicher Formzahl aufgrund unterschiedlicher Last- und Geometrieparameter unendlich viele, verschiedene Bauteilfließkurven möglich sind, die im plastischen Bereich durch die sich ändernde Spannungsformzahl bestimmt werden.

In allen hier betrachteten Vergleichen hat die numerische Lösung die besten Ergebnisse geliefert. Dies gilt auch, zumindest mit einer Einschränkung, für den Vergleich, den FRICKE [58] zwischen der FE-Methode und den Experimenten von BESTE [53] an den gelochten Zugscheiben aus Stahl (St 37 und StE 690) anstellt. Lediglich bei statischer Erstbelastung der Lochscheibe aus St 37 weichen die FE-Ergebnisse stark von den Messwerten ab. Der Grund ist die Entstehung von LÜDERS-Bändern bei unlegiertem Stahl, die zu großen Dehnungen führen, die bei der Rechnersimulation durch das isotrope Werkstoffgesetz nicht erfaßt werden. Von dieser Ausnahme abgesehen eignet sich die FE-Methode gut zur Bestimmung von Bauteilfließkurven.

Diese Eigenschaft soll im Folgenden dahingehend ausgenutzt werden, Spannungsformzahlen numerisch zu bestimmen, mit deren Hilfe die Grenzlast genauer abgeschätzt werden kann.

## **5.4 Bestimmung der Grenzlast mit numerisch berechneten Spannungsformzahlen**

Nach den Ergebnissen aus den linearen Untersuchungen ist zu vermuten, daß bestimmte Geometrieparameter (z.B. das Gurt- zu Stegflächenverhältnis) auch nicht

ohne Wirkung auf die Ausdehnung der Plastizierung bleiben, worüber allerdings noch keine systematisch erarbeiteten Erkenntnisse vorliegen.

Sicherlich wird auch das Werkstoffgesetz bzw. der Verfestigungsgrad einen Einfluß auf den Verlauf der Spannungsformzahl ausüben. Um diesen Umstand genauer zu erfassen, werden mit der Lochscheibe Berechnungen für ein fiktives Werkstoffgesetz mit unterschiedlichen Verfestigungsgraden vorgenommen.

Wie bereits erwähnt wird das Werkstoffgesetz für die Rechnersimulation als Polygonzug in der Eingabedatei definiert, wobei nur plastische Dehnungen berücksichtigt werden. Der erste Punkt, der eingegeben werden muß, ist demnach die elastische Grenzspannung mit 0% bleibender Dehnung. Da dies nicht die Dehngrenze sein kann, wird ein Wert von  $0.85 R_{p,0,2}$  gewählt. Danach folgen Punkte mit 0.2, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0 und 3.0 % plastischer Dehnung. Die dazugehörigen Spannungen werden in Abhängigkeit des Verfestigungsgrades mit dem RAMBERG–OSGOOD–Gesetz bestimmt. Es werden Verfestigungsgrade von 1.1 bis 2.0 untersucht, wobei man von folgender Klassifizierung ausgehen kann:

- kleiner Verfestigungsgrad:  $R_m/R_{p,0,2} = 1.1$  bis 1.3,
- mittlerer Verfestigungsgrad:  $R_m/R_{p,0,2} = 1.4$  bis 1.6,
- hoher Verfestigungsgrad:  $R_m/R_{p,0,2} = 1.7$  bis 2.0.

Die Abb. B.50 zeigt die Verläufe der fiktiven Werkstoffgesetze. Für die Bruchdehnung wurde ein mittlerer Wert von  $A_5 = 0.15$  angesetzt.

Wegen des im Kerbgrund herrschenden einaxialen Spannungszustandes genügt ein einaxiales Werkstoffgesetz, wobei das Werkstoffverhalten von der Belastungsrichtung unabhängig ist. Die Kennlinien der fiktiven Werkstoffe können nach der Definition des RAMBERG–OSGOOD–Gesetzes (Gl. 5.7) keine Entlastungsbereiche aufweisen. Da dies bei realen Werkstoffen ohnehin erst in einem Bereich relativ großer Dehnungen eintritt, wird der Unterschied zwischen der in der Rechnersimulation berücksichtigten Verfestigung und dem realen Verfestigungs- bzw. Entfestigungsverhalten in dem betrachteten Intervall als gering angesehen.

In der Abb. B.51 sind die berechneten Ergebnisse für die unterschiedlichen Verfestigungsgrade dargestellt. Man kann erkennen, daß sich die Spannungsformzahl im stark plastischen Bereich unabhängig vom Verfestigungsgrad kaum mehr ändert. Der Verfestigungsgrad übt lediglich Einfluß auf die Höhe der Spannungsformzahl am Ende des betrachteten Intervalls aus. Hier weichen die Werte zu den kleinen und den hohen Verfestigungsgraden jeweils um maximal 9% von dem Werkstoffverhalten mit mittlerem Verfestigungsgrad ab.

Hinzu kommen Einflüsse aus dem Lastfall-bedingten Tragverhalten der Bauteil-querschnitte, was an den Biegeversuchen deutlich wurde. So sind die Entstehung und der Umfang der plastischen Zonen in einem Träger mit Stegausschnitten infolge Normalkraft- oder Biegebeanspruchung grundverschieden. Im ersten Fall beginnt die Plastizierung immer an der Kerbe im Bereich des kleinsten Nettoquerschnittes. Dabei spielt es keine Rolle, ob es sich um einen bloßen Zugstreifen oder um einen Träger mit Gurten handelt.

Wie dieser Vorgang abläuft, zeigt die Abb. B.52, wo für eine einfache Lochscheibe die Entstehung und der weitere Verlauf der plastischen Zonen nach der VON MISES Vergleichsspannungshypothese sowie die Verformung dargestellt sind. Die Ergebnisse stammen aus einer nichtlinearen FE-Rechnung mit Scheibenelementen und einem Werkstoffgesetz mit hohem Verfestigungsgrad für ein Verhältnis von  $d/H = 0.5$ .

Nach dem Beginn (1. Schritt) breiten sich die plastischen Bereiche halbmondförmig in Richtung der Ränder aus (2. Schritt), bis es zu einer Teilung kommt, die die Plastizierung seitlich vom Nettoquerschnitt versetzt fortführen läßt (3. Schritt). Bei weiterer Laststeigerung wird der gesamte Restquerschnitt plastizieren, bis an der Kerbe die Festigkeit erreicht ist (4. Schritt). Mit zunehmender Last kommt es zu einer merklichen Längung und Einschnürung des Ausschnittes, was einer Biegebeanspruchung der Restquerschnitte über und unter dem Ausschnitt gleichzusetzen ist. Die Restquerschnitte verhalten sich wie beidseitig eingespannte Balken mit veränderlichem Trägheitsmoment, das im Nettoquerschnitt am kleinsten ist.

Die Abb. B.53 und B.54 zeigen die einzelnen Spannungskomponenten aus einer Normalkraftbelastung in einem Schnitt in unmittelbarer Nähe der äußeren Randfasern der Scheibe. Als Einspannstellen kann man die Querschnitte in Höhe des linken bzw. rechten Ausschnitttrandes ansehen. An diesen Stellen kommt es in der oberen und unteren Randfaser der Scheibe zu einer Überlagerung der im ungestörten Bereich konstanten Nennspannung und der örtlichen Biegespannung aus der Einspannung. Die daraus resultierende Spannung ist erheblich größer und erreicht fast den zweifachen Wert der Nennspannung.

Die Randfasern im Nettoquerschnitt liegen im Druckbereich der 'Balken', wodurch die resultierende Spannung unter das Niveau der Nennspannung fällt. Anhand des Normalspannungsverlaufes, der gleich der Biegespannung in den Randfasern ist, und der Schubspannung als Pendant zum Querkraftverlauf ist der Biegecharakter deutlich zu erkennen. Die beiden äußeren Spannungsspitzen und das geringere Spannungsniveau im Nettoquerschnitt an den Rändern der Scheibe verursachen die Teilung der plastischen Zone mit zunehmender Last. Da die Bruchspannung jedoch zuerst an der Kerbe erreicht wird, findet das Versagen durch Zerreißen des kleinsten Restquerschnittes vom Ausschnitt ausgehend statt.

Wird die gleiche Lochscheibe durch ein Biegemoment belastet, muß die Stelle, an der die Plastizierung beginnt, nicht zwangsläufig die Kerbe sein. Der Beginn der Plastizierung wird hier im Gegensatz zur Zugscheibe von den Geometrieparametern bestimmt. Im hier betrachteten Scheibenstreifen ohne Gurte beginnt die Plastizierung nur für relativ große Ausschnitt- zu Steghöhenverhältnisse ( $d/H > 0.5$ ) an der Kerbe, da für diese Verhältnisse die Kerbspannung gleich bzw. größer der maximalen Biegespannung ist.

Bei Scheiben mit kleineren Ausschnitten wird zuerst die äußerste Zugfaser fließen und danach der Kerbgrund, was die Entstehung von zwei plastischen Zonen zur Folge hat. Dadurch verringert sich die stützende Wirkung des verbleibenden, elastischen Restquerschnittes.

Das Plastizieren des Querschnittes von der Zugfaser beginnend ist gleichbedeutend mit einer Vergrößerung des  $d/H$ -Verhältnisses in Verbindung mit einem Anstieg der Formzahl, was ein fortschreitend schnelleres Durchplastizieren des Nettoquerschnittes und eine überproportionale Erhöhung der Kerbdehnung bedingt. Die Abb. B.55 zeigt die Ausbreitung der plastischen Zonen bei reiner Biegung. Für das dargestellte Verhältnis von  $d/H = 0.5$  beginnt im ersten Schritt die Plastizierung gleichzeitig an der Kerbe und in den Randfasern. Bis zum darauffolgenden Schritt nähern sich beide Bereiche gegenseitig an, der Nettoquerschnitt plastiziert schneller. Noch bevor der ganze ungestörte Querschnitt plastiziert ist, wird an der Kerbe die Festigkeit erreicht (Schritt 3 und 4). Auch bei diesem Lastfall beginnt die Plastizierung in den Randfasern seitlich versetzt vom kleinsten Querschnitt.

Die Abb. B.56 und B.57 liefern die Erklärung, denn es kommt erneut zu einer Überlagerung der konstanten Nennspannung und einer örtlichen Biegespannung an den Rändern der Scheibe in Höhe des linken und rechten Ausschnitttrandes. Mit einer Erhöhung gegenüber der Nennspannung von ca. 10% sind die Spitzen dabei zwar nicht so ausgeprägt wie beim Lastfall Normalkraft, markieren aber trotzdem eindeutig den Ort, an dem die Plastizierung in den Randfasern beginnt.

Um den Verlauf der aus diesen Rechnungen stammenden Spannungsformzahlen zu bestimmen, müssen vorab die Vergleichsspannungen festgelegt werden. Um die Eindeutigkeit der Nennspannungsdefinitionen aus dem Formzahlkatalog beizubehalten, wird bei den folgenden Berechnungen der Spannungsformzahlen von den Nennspannungen nach den Gl. 3.14, 3.16 und 3.25 ausgegangen.

In der Abb. B.58 sind die Ergebnisse von drei Ausschnittgrößen in einer Scheibe aus einem Werkstoff mit hohem Verfestigungsgrad für die Lastfälle Normalkraft und Biegung zusammengefaßt. Bei Normalkraftbelastung kommt es nur für den kleinen Ausschnitt in einem Bereich nicht zu großer plastischer Dehnungen zu einer akzeptablen Übereinstimmung zwischen den FE-Ergebnissen und der Näherung von

HARDRATH und OHMAN [49]. Der Einfluß der Änderung des Werkstoffverhaltens macht sich in der ursprünglichen Form der Näherung derart bemerkbar, daß der Grenzwert der Spannungsformzahl  $K_\sigma = 1$  ist, was in der Abbildung am Verlauf der Kurven für die Näherung auch gut erkennbar ist. Ein Erreichen des Grenzwertes ist in dem betrachteten Intervall insbesondere dann möglich, wenn es sich um einen Werkstoff mit kleinem Verfestigungsgrad handelt.

Die FE-Ergebnisse in der Abb. B.58 zeigen jedoch einen deutlich anderen Verlauf der Spannungsformzahlen. Weder bei dem Lastfall Normalkraft noch bei dem Lastfall Biegung ist die Tendenz zu einem einheitlichen Grenzwert ersichtlich. Die Kurven neigen vielmehr dazu, ab einer bestimmten plastischen Dehnung in eine quasi konstante Grenzspannungsformzahl überzugehen. Dies tritt bei der biegebelasteten Scheibe sogar erheblich früher ein, was auf die Entstehung der beiden plastischen Zonen an der Kerbe und in der Zugfaser zurückzuführen ist, die sich gegenseitig beeinflussen.

	Normalkraft	Biegung
$A_{G_0}/A_S$	5.0	0.5
$A_{G_u}/A_{G_0}$	1.0	0.01
$d/H$	0.7	0.7
$K_t$	3.3	3.3

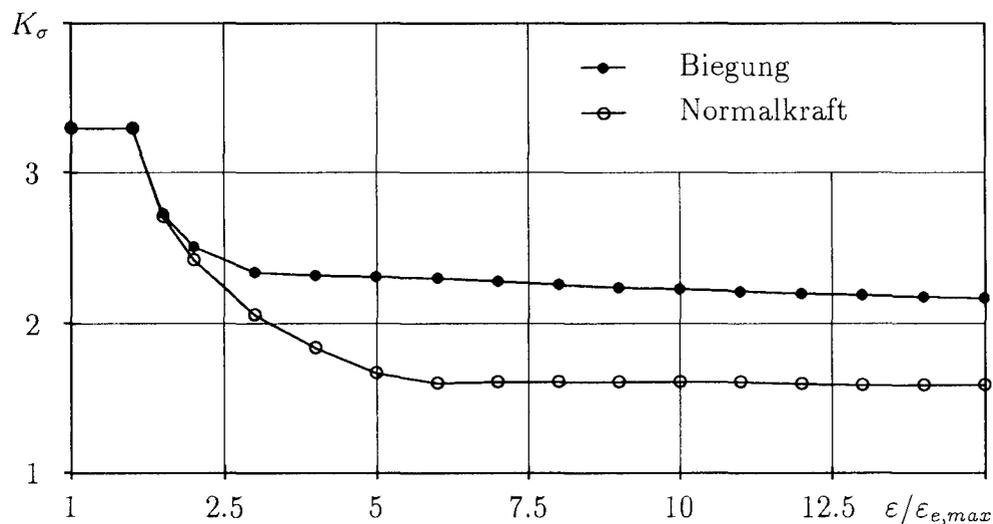


Abb. 5.11: Berechnete Spannungsformzahlverläufe für verschiedene Lastfälle

Es ist bekannt, daß unterschiedliche Last- und Geometrieparameter zu gleichen Formzahlen führen können. Leider ist ein direkter Vergleich der Formzahlverläufe im plastischen Bereich für die drei Lastfälle *Normalkraft*, *Biegung* und *Querkraft* nicht möglich, da die Formzahl für einen Kreisabschnitt bei Biegung nie größer und bei Querkraft nie kleiner als  $K_t = 4$  wird. Ein Vergleich beschränkt sich daher auf

die Lastfälle *Normalkraft* und *Biegung* mit den in der Abb. 5.11 angegebenen Geometrieparametern. Die dargestellten Verläufe der Spannungsformzahlen aus nicht-linearen FE-Rechnungen unterscheiden sich aufgrund unterschiedlicher Last- und Geometrieparameter wesentlich im vollplastischen Bereich.

Um möglichst genaue Ergebnisse beim Abschätzen der Grenzlast zu erhalten, müssen Unterschiede dieser Art berücksichtigt werden. Dies ist dann möglich, wenn der Verlauf der Spannungsformzahl für verschiedene Geometrieparameter, Lastfälle und Werkstoffgesetze bekannt ist. Dazu dient die im Folgenden beschriebene Methode zur Bestimmung der Grenzlast auf der Basis von Spannungsformzahlen.

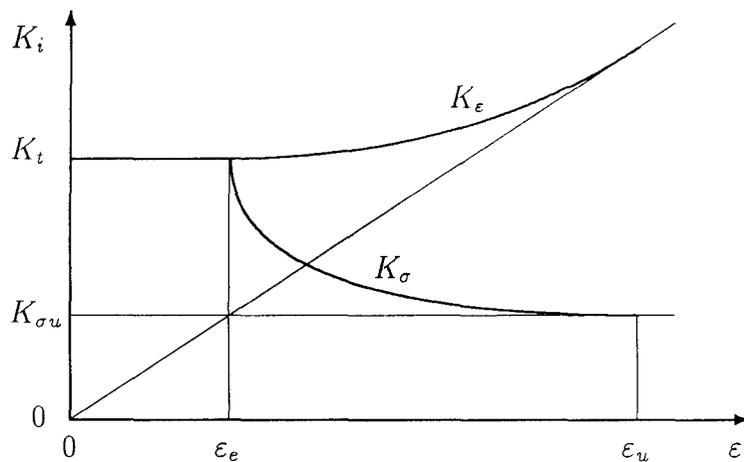


Abb. 5.12: Verlauf der elastischen und plastischen Formzahlen

Die im Kerbgrund auftretende Spannung  $\sigma_K$  darf nicht größer als die Grenzspannung werden. Mit der Vergleichsspannung  $\sigma_{x\infty}$  erhält man:

$$K_\sigma = \frac{\sigma_K}{\sigma_{x\infty}}, \quad (5.38)$$

wieder die *Spannungsformzahl*, die mit zunehmender plastischer Verformung abnimmt. Erreicht die Kerbspannung den Wert der Grenzspannung, geht die Spannungsformzahl über in die *Grenzspannungsformzahl*:

$$K_{\sigma u} = \frac{\sigma_u}{\sigma_{x\infty}}. \quad (5.39)$$

Die Dehnung hingegen nimmt bis zum Erreichen der Grenzdehnung zu. Der Zusammenhang zwischen der Spannungs- und der Dehnungsformzahl ist qualitativ in der Abb. 5.12 dargestellt. Im elastischen Bereich ( $\varepsilon \leq \varepsilon_e$ ) besteht kein Unterschied zwischen den Formzahlen und es gilt:

$$K_t = K_\sigma = K_\varepsilon = \text{konst.}$$

Beim Überschreiten der Fließgrenze nehmen die Dehnungen überproportional zu, während die Spannungen auf den Maximalwert  $\sigma_u$  begrenzt sind. Wäre die dazugehörige Grenzspannungsformzahl bekannt, ließe sich die äußere Last direkt aus der Gl. 5.39 bestimmen.

Um diesen einfachen Weg zur Bestimmung der Grenzlast zu ermöglichen, werden mit Hilfe systematischer, nichtlinearer Berechnungen nach der Methode der Finiten Elemente die Spannungsformzahlen für Kreisabschnitte in Abhängigkeit unterschiedlicher Geometrie-, Last- und Werkstoffparameter ermittelt. Als Lastfälle kommen wie schon bei der Ermittlung der elastizitätstheoretischen Formzahlen für den Formzahlkatalog die Standardlastfälle:

- konstante Normalkraft  $N$ ,
- konstantes Biegemoment  $M$  und
- konstante Querkraft  $Q$

in Frage, deren Definition in Abschnitt 3.4.1 beschrieben ist. Die wesentlichen Geometrieparameter, die einen Einfluß auf die Formzahlen bei diesen Lastfällen haben, sind die Verhältnisse der Trägerquerschnittswerte. Es wird von der üblichen Anordnung des Ausschnittes auf halber Steghöhe ausgegangen. Die für den Kreisabschnitt maßgeblichen Geometrieparameter werden in den folgenden Gültigkeitsbereichen variiert:

$$\begin{aligned} \delta &= d/H &= 0.2 \dots 0.7 \\ \gamma_1 &= A_{Go}/A_S &= 0.0 \dots 5.0 \\ \gamma_2 &= A_{Gu}/A_{Go} &= 0.01 \dots 1.0 \end{aligned}$$

Dem Einfluß aus dem Verfestigungsverhalten des Werkstoffes wird mit drei rechnerischen Werkstoffgesetzen nach Abb. B.50 Genüge getan:

- Kurve 'a' für geringe Verfestigung,
- Kurve 'd' für mittlere Verfestigung und
- Kurve 'f' für hohe Verfestigung.

Bei mehreren Stützstellen pro Gültigkeitsbereich und unter Berücksichtigung der drei Lastfälle und der drei Verfestigungsgrade ergeben sich fast 1000 nichtlineare FE-Rechnungen mit bis zu 60 Lastschritten. Diese große Zahl von Berechnungen kann nur mit Hilfe einer detaillierten Ablaufplanung unter Verwendung einiger Hilfsprogramme rationell und fehlerfrei abgearbeitet werden.

Der Parameter  $\delta$  führt zu sechs Basisnetzen, die aufgrund der einfachen Geometrie zügig mit dem Graphikprogramm MENTAT erstellt werden können. Wegen der teilweise unterschiedlichen Ober- und Untergurtquerschnittsflächen muß mit Halbmodellen gearbeitet werden. Für die Wahl der Elemente und die Aufbringung der Lasten und der Randbedingungen gelten die Angaben im Abschnitt 3.4.

Nach Kopiervorgängen stehen durch Variation des zweiten und dritten Parameters über 100 festinstallierte Netze pro Lastfall und Verfestigungsgrad zur Verfügung. Eine Kontrolle der Eingabedaten (Elementierung, Randbedingungen und Belastung) erfolgt graphisch. Mit einem Hilfsprogramm werden nach erfolgter Berechnung die relevanten Spannungen und Dehnungen pro Lastschritt in den Ausgabelisten gesucht, gelesen und zur weiteren Auswertung in eine Datei geschrieben.

Die Ergebnisse sind in Form von Diagrammen im Teil 2 der Arbeit dargestellt. Jeder Punkt stellt einen berechneten Wert dar. Die Ergebnisse reichen in Anlehnung an den Vorschlag von MAZZOLANI [3] bis zum 15-fachen Wert der maximalen, elastischen Dehnung. Für Zwischenwerte der aktuellen Konstruktion sowohl bei den Geometrieparametern als auch bei den Werkstoffkennlinien kann linear interpoliert werden.

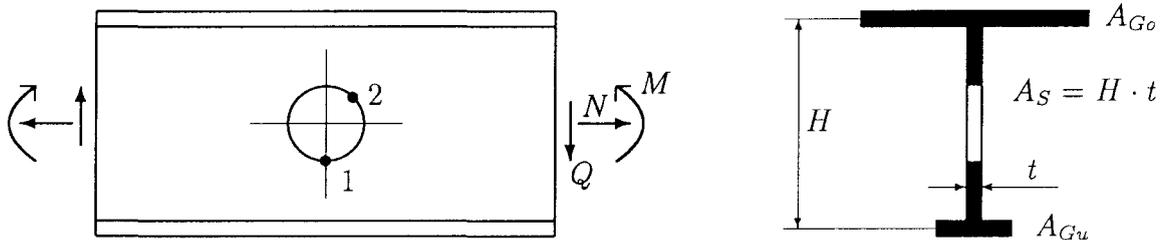


Abb. 5.13: Zur Definition der Last- und Geometrieparameter

Anders als bei den elastizitätstheoretischen Formzahlen wird kein Lagewinkel berücksichtigt, sondern nur die für die Grenzlast relevante Kerbstelle am 'Traglastquerschnitt' betrachtet. Dies ist bei den Lastfällen *Normalkraft* und *Biegung* die Position 1 am Nettoquerschnitt, wenn die Schnittlasten wie in der Abb. 5.13 dargestellt wirken. Wie schon im Abschnitt 3.4.3 beschrieben wurde, ergibt sich die größte Kerbwirkung bei diesen Lastfällen auf der zum schwächeren Gurt orientierten Ausschnittshälfte.

Zwar erzeugt ein Moment auch eine Querkraft, die wiederum eine Kerbspannung produziert, doch hat deren Verlauf nach der Abb. B.3 an dieser Stelle gerade einen Nulldurchgang. Überwiegt in einem Bauteil die Schubspannung, ist die Position 2 für die Grenzlast aus der skizzierten Schnittgröße  $Q$  relevant. Bei diesem Lastfall ergeben sich auf der zum stärkeren Gurt gerichteten Seite des Ausschnittes unter

einem Winkel von ca.  $45^\circ$  zur Längsachse die größten Kerbspannungen, wobei der Randspannungsverlauf aus dem Lastfall *Biegung* gerade in diesem Bereich seinen Nulldurchgang aufweist.

Zur Bestimmung der Grenzlast empfiehlt sich das in der Abb. 5.14 dargestellte Verfahren. Für eine vorgegebene Grenzdehnung wird aus dem Werkstoffgesetz die Kerb- bzw. Grenzspannung ermittelt. Aus den Diagrammen wird für die entsprechenden Last-, Geometrie- und Werkstoffparameter die Spannungsformzahl bestimmt. Mit diesem Wert wird die Vergleichsspannung und damit die äußere Last ermittelt. Wird das Verfahren für eine beliebige Anzahl verschiedener Kerbdehnungen wiederholt, kann man damit die Bauteilfließkurve aufstellen.

Für Anwender, die Aluminiumkonstruktionen mit Stegausschnitten nach Gewicht- und Festigkeitsgesichtspunkten optimieren wollen und denen ein Personal-Computer zur Verfügung steht, empfiehlt sich die Benutzung des im folgenden Abschnitt vorgestellten *Anwenderprogramms*.

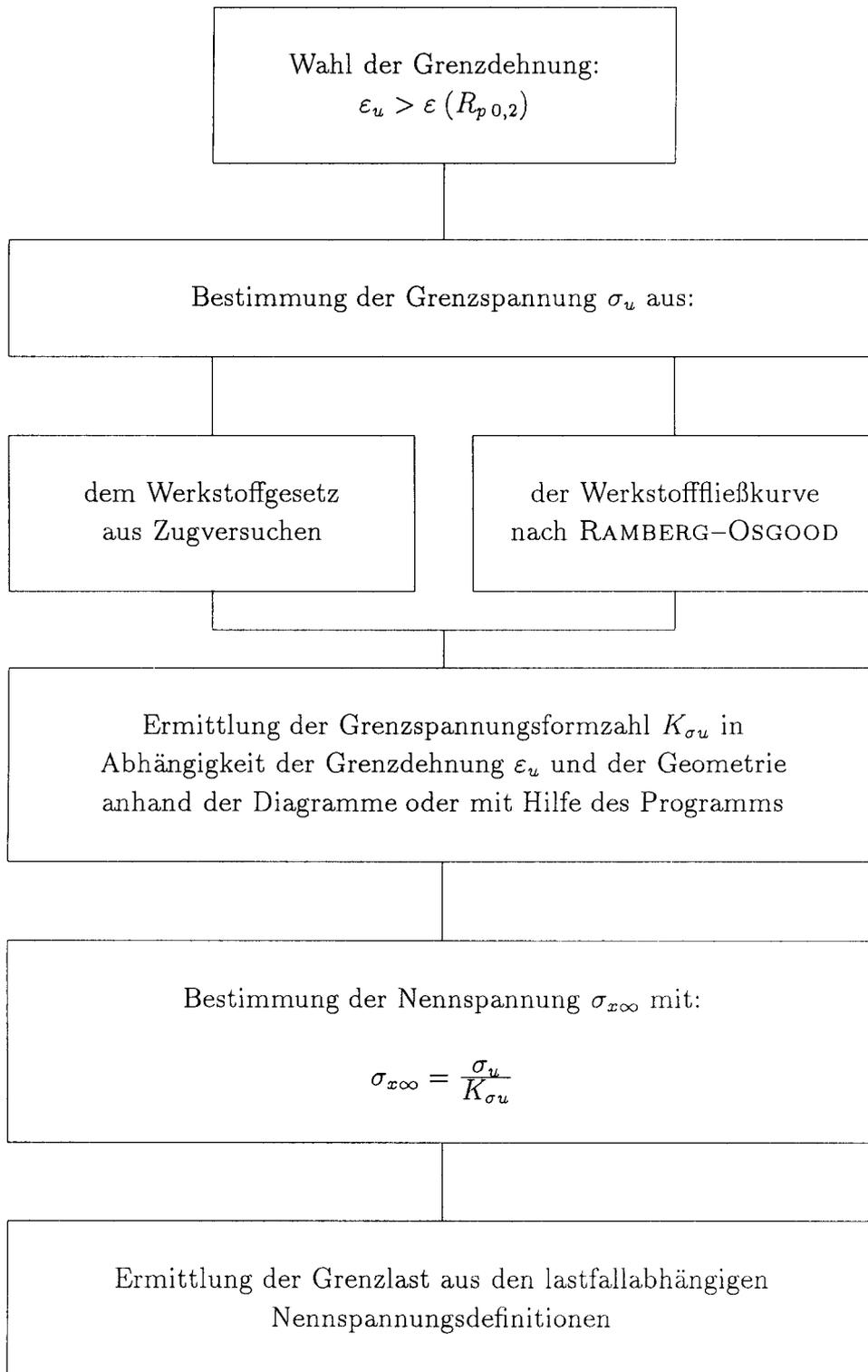


Abb. 5.14: Verfahren zur Bestimmung der Grenzlast

## 5.5 Auswertung und Anwendung der Ergebnisse

Für eine vorgegebene Kerbdehnung und die dazu über das Werkstoffgesetz gekoppelte Kerbspannung liefert die Berechnung die von den Geometrie- und Werkstoffparametern abhängige Spannungsformzahl, mit der nach Gl. 5.38 oder Gl. 5.39 die Nennspannung als Pendant der äußeren Last bestimmt wird. Die Methode stellt ein Traglastverfahren dar, bei dem die Grenzlast als Konsequenz einer hohen, statischen Erstbelastung definiert ist.

Die Nennspannungen der drei untersuchten Lastfälle sind mit den Gl. 3.14, 3.16 und 3.25 im Kap. 3.4.1 definiert, aus denen direkt die Schnittgrößen  $N$ ,  $M$  und  $Q$  berechnet werden können. Dies setzt bei einem auf Biegung beanspruchten Träger voraus, daß die Auflagerreaktionen berechenbar sind, die den Biegemomenten- und Querkraftverlauf bestimmen. Dazu muß der Träger statisch bestimmt sein, wie es bei den Versuchen der Fall war.

Ist die Anzahl der möglichen Lagerreaktionen größer als die Zahl der zur Verfügung stehenden Gleichgewichtsbedingungen, ist das System statisch unbestimmt, was bei schiffbautechnischen Anwendungen die Regel ist. Die Berechnung statisch unbestimmter Träger erfolgt unter Annahme einer starren Lagerung mit Hilfe der Superpositionsmethode, indem das System auf statisch bestimmte Haupt- und Zusatzsysteme zurückgeführt wird.

Für viele statisch unbestimmte Einfeld- und Durchlaufträger sind die Momentenverläufe in Formelsammlungen zusammengefaßt. Voraussetzung dafür ist im Gegensatz zu statisch bestimmten Systemen ein über die Trägerlänge konstantes Trägheitsmoment. Bei rahmenartigen Trägern werden die Enden an den Einspannstellen oft in verstärkter Bauweise ausgeführt, wodurch die freie, ununterstützte Länge des Balken reduziert wird. Daraus resultiert eine Verkleinerung des Feld- und eine Erhöhung des Einspannmomentes. Der Momentenverlauf wird abhängig von dem Verhältnis der abschnittsweise unterschiedlichen Trägheitsmomente und der Teillängen. In diesen Fällen kann der Momentenverlauf und daraus die Nennspannung mit einfachen FE-Balkenmodellen erfaßt werden, wobei auch über die Länge veränderliche Trägheitsmomente berücksichtigt werden können.

Bei geometrisch komplizierten Fällen oder, wenn z.B. eine Lagerung nicht als starr angenommen werden kann und tatsächliche Einspanngrade unbekannt sind, empfiehlt sich zur Spannungsbestimmung in Abhängigkeit der äußeren Last eine linear-elastische FE-Rechnung mit Scheibenelementen. Aus dem Verhältnis der nach dem Verfahren ermittelten Nennspannung der Grenzdehnung und der Spannung aus der FE-Rechnung ergibt sich die äußere Grenzlast.

### 5.5.1 Beschreibung des Anwenderprogramms

Neben dem Weg, die Spannungsformzahlen aus den Diagrammen zu entnehmen und damit die Bauteilfließkurve für eine aktuelle Konstruktion mittels linearer Interpolation der Werte von Hand zu berechnen, besteht die Möglichkeit, die Berechnung mit Hilfe eines Fortranprogramms durchzuführen. Dazu sind sämtliche FE-Ergebnisse in drei, sich durch den Lastfall unterscheidende Eingabedateien zusammengefaßt.

Das Programm und die Daten erfordern einen Speicherplatz von ca. 200 kB, was den Einsatz auch auf kleinen Personal-Computern ermöglicht. Im Hauptprogramm werden zuerst interaktiv die Werkstoffgrößen abgefragt. Diese bestehen aus:

- der Dehngrenze  $R_{p0,2}$  und
- der Festigkeit  $R_m$ .

Der Elastizitätsmodul wird für die im Schiffbau üblichen Aluminiumlegierungen auf  $E = 70.000 \text{ N/mm}^2$  gesetzt. Das Programm bildet den Parameter  $\omega$ , der die Verfestigung beschreibt

$$\omega = \frac{R_m}{R_{p0,2}} \quad (5.40)$$

und errechnet mit den Exponenten nach MAZZOLANI [3] und DANGELMAIER [47]

$$n^M = \frac{\log \left[ \left( \varepsilon - \frac{R_m}{E} \right) / 0.002 \right]}{\log \omega} \quad (5.41)$$

$$n^D = \frac{R_{p0,2}}{10 \omega} \quad (5.42)$$

aus dem RAMBERG-OSGOOD-Gesetz die Werkstofffließkurven. Liegt das reale Werkstoffgesetz z.B. in Form eines Meßprotokolls des Zugversuches vor, empfiehlt es sich zwecks höherer Genauigkeit, mit diesen Ergebnissen zu arbeiten. Dazu bestehen die Möglichkeiten, die erforderlichen Wertepaare über den Bildschirm einzugeben oder aus einer Datei einzulesen.

Danach erfolgt die Abfrage nach den Gurt- und Stegquerschnitten sowie der Ausschnitthöhe. Nach der Bestimmung des Lastfalls werden aus der entsprechenden Eingabedatei alle Werte in den Kernspeicher des Rechners eingelesen, was bei einem Personal-Computer einige Sekunden dauern kann. Mit den Unterprogrammen

- INTOMEGA
- INTGAMMA
- INTDZUH

erfolgt nacheinander die Interpolation über den Verfestigungsgrad, die Geometrie-  
parameter und die Ausschnitthöhe. Die Ergebnisse, bestehend aus dem Verhältnis  
der Dehnungen  $\varepsilon/\varepsilon_{e,max}$  (D-V), der gesamten Kerbdehnung  $\varepsilon$  in [%] (Dehnung) und  
der Spannungsformzahl (SFZ), werden in Form der nachstehenden Liste auf dem  
Bildschirm ausgegeben. Gleichzeitig wird ein Protokoll der Berechnung in der Aus-  
gabedatei `sfz.out` angelegt, in dem alle wichtigen Informationen zusammengefaßt  
sind.

D-V	Dehnung	SFZ	D-V	Dehnung	SFZ
0.5	0.09	3.44	1.0	0.18	3.44
1.5	0.28	2.85	2.0	0.37	2.54
2.5	0.46	2.33	3.0	0.55	2.19
3.5	0.65	2.10	4.0	0.74	2.03
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
14.5	2.68	1.87	15.0	2.77	1.87

Tabelle 5.2: Beispiel für eine Ausgabeliste nach erfolgter Berechnung

Nach der Ausgabe der Ergebnisse erscheint ein Block mit mehreren Abfragen, die zur  
Steuerung der weiteren Berechnung dienen. Nach der Änderung einer der möglichen  
Größen werden nur die für die neue Berechnung erforderlichen Interpolationsschritte  
wiederholt, was zu kurzen Rechenzeiten führt.

Die der Methode zugrunde liegenden Geometrieparameter sind so gewählt, daß wei-  
testgehend alle schiffbautypischen Querschnittabmessungen von Aluminiumträgern  
mit kreisförmigen Stegausschnitten erfaßt sind.

In Ausnahmefällen, wie z.B. bei einem Träger mit einem sehr kleinen Ausschnitt  
von  $d/H < 0.2$ , kann mit den Ergebnissen der Parameterbereichsgrenze gearbeitet  
werden, da sich dafür nach Kap. 3.4.3 die gleichen Werte ergeben. Dies gilt auch  
für das eventuelle Über- oder Unterschreiten anderer Parametergrenzen, wie z.B.  
bei dem Verfestigungsgrad der Werkstoffgesetze. Der Anwender erhält dann eine  
entsprechende Warnung, daß die gewählten Parameter zwar außerhalb der Grenzen  
liegen, aber dennoch eine Berechnung durchgeführt wird.

### 5.5.2 Anwendungsbeispiele

An den folgenden Beispielen wird versucht, die in dem vorangegangenen Kapitel aufgeführten Meßergebnisse unter Anwendung des hier vorgestellten Verfahrens zu reproduzieren. Grundlage des Vergleichs soll die Kerbfließkurve sein.

#### Beispiel 1: die Zugscheiben

Zu diesen Beispielen werden nocheinmal die Versuchsergebnisse von THEOCARIS und MARKETOS [52] herangezogen. Die Abb. B.59 und B.60 auf Seite 125 zeigen den Vergleich der Meßwerte mit den Werten aus dem hier vorgestellten Verfahren, wobei die Werte mit den drei vom Programm gebotenen Möglichkeiten errechnet wurden.

Die genauesten Ergebnisse werden in beiden Fällen erzielt, wenn mit den Werten aus den Zugversuchen des vorliegenden Materials gearbeitet wird. Aber selbst, wenn nur die Festigkeit und die Dehngrenze bekannt sind und daraus die Werkstofffließkurve nach dem RAMBERG-OSGOOD-Gesetz gebildet wird, erhält man sowohl unter Berücksichtigung des Exponenten  $n$  nach MAZZOLANI [3] als auch unter Berücksichtigung des Exponenten  $n$  nach DANGELMAIER [47] sehr gute Übereinstimmung zu den Meßwerten. Dies liegt daran, daß die Unterschiede schon bei den Werkstofffließkurven nach Abb. 5.7 sehr gering waren, und sich diese Abweichungen im gleichen Maß auf die Kerbfließkurve übertragen.

Die Abb. B.61 zeigt den Vergleich mit den Versuchsergebnissen von BESTE [53] an der Lochscheibe aus Al Mg 4,5 Mn . Auch hier sind die Meßwerte und die Werte aus dem Verfahren unter Berücksichtigung des realen Werkstoffverhaltens praktisch identisch.

Wird das gemessene Werkstoffgesetz bei der Berechnung durch die Näherungen ersetzt, unterscheiden sich die Werte für die Kerbfließkurve entsprechend den Abweichungen in den Werkstofffließkurven. Diese Abweichungen waren bei Al Mg 4,5 Mn nach Abb. 5.8 von allen betrachteten Aluminiumlegierungen am größten und es empfiehlt sich in solchen Fällen auf das gemessene Werkstoffgesetz zurückzugreifen.

#### Beispiel 2: die Biegeversuche

Die Abb. B.62 und B.63 zeigen das jeweilige Interpolationsschema mit den vorhandenen Geometrie- und Werkstoffparametern für die Modelle 1 und 3, falls die Berechnung von Hand mit Hilfe der Diagramme erfolgt. Mit einer Wahl von 7 Interpolationenpunkten entstehen aus den Kerbdehnungen unter Anwendung des Verfahrens die Kerbfließkurven, die mit den Versuchsergebnissen in den Abb. B.64 und B.65 verglichen werden. Bei dem Modell 1 mit den kleineren Ausschnitten kommt es zu

einer sehr guten Übereinstimmung zwischen den gemessenen und den errechneten Werten, und es macht keinen Unterschied, welche der drei Möglichkeiten zur Ermittlung der Fließkurve bei dem Verfahren gewählt wird.

Bei dem Modell 3 kommt es zu einer Abweichung zwischen Rechnung und Versuch, was schon bei dem Vergleich mit den FE-Ergebnissen beobachtet wurde und sich hier fortsetzt, da das Verfahren auf numerischen Berechnungen beruht. Die Abweichung zwischen den aus den Versuchen bestimmten und den errechneten Momenten wird jedoch nicht größer als 10 %. Zudem liegen die errechneten Werte durchweg auf der sicheren Seite.

### Beispiel 3: Der Kreisausschnitt bei Schubbelastung

Versuchsergebnisse über die Kerbdehnung an Kreisausschnitten von Aluminiumträgern unter vorwiegender Schubbelastung sind aus der Literatur nicht bekannt. Aus diesem Grund wird zum Vergleich eine FE-Rechnung für einen wie in der Abb. 5.13 dargestellten Träger herangezogen. Die Geometrieparameter und das Werkstoffgesetz werden so gewählt, daß in jedem Fall eine Interpolation notwendig wird. Die Abb. B.66 zeigt das FE-Modell.

$$\begin{aligned}
 \delta &= d/H &= & 0.55 \\
 \gamma_1 &= A_{Go}/A_S &= & 2.00 \\
 \gamma_2 &= A_{Gu}/A_{Go} &= & 0.30 \\
 \omega &= R_m/R_{p0,2} &= & 1.3 \\
 \text{Stegdicke: } t &&= & 5 \text{ mm} \\
 \text{Steghöhe: } H &&= & 400 \text{ mm}
 \end{aligned}$$

Die Randspannungsverläufe für vier Laststufen, jeweils zwei im elastischen und zwei im plastischen Bereich, sind in der Abb. B.67 dargestellt. An der Differenz der Kurvenmaxima ist deutlich zu erkennen, wie die Spannungsspitze durch Fließvorgänge im Kerbgrund abgebaut wird. Die Lage der Maxima sowie der Ort des Nulldurchgangs ändert sich nach dem Überschreiten der Dehngrenze nicht.

Wie die Abb. B.68 zeigt, wird mit dem hier vorgestellten Verfahren sehr gute Übereinstimmung zu den FE-Werten erzielt. Die Ergebnisse sind fast identisch, obwohl für jeden Parameter interpoliert werden muß.

## 6. Zusammenfassung

Aus den vergleichenden experimentellen Untersuchungen ging hervor, daß sich die Träger bei relativ kleinen Stegausschnitten nach der Traglasttheorie eines Balkens auf zwei Stützen verhalten, also am Ort des maximalen Biegemomentes versagen. Dies geschah bei den Modellen 1 und 2 durch einen Riß in der unteren Gurtung, wie man anhand der Abb. B.26 und B.27 sehen kann. Der Riß entstand bei beiden Modellen bei einer Last von 52 kN. Da die Träger bei rein statischer Belastung keine Abweichung in der Traglast aufweisen, kann davon ausgegangen werden, daß eine Bördelung der Ausschnitte bei diesem Durchmesser keinen Einfluß hat.

Die Messungen haben gezeigt, daß an den Rändern der Ausschnitte zwar erhebliche Dehnungen auftreten, diese aber nicht so stark behindert werden wie an dem geometrisch komplizierteren Ort auf halber Trägerlänge. Das dort angeordnete Knieblech verhindert, daß der Untergurt durch eine infolge von Abtriebskräften verursachte Sekundärbiegung ausweichen kann. Dies führt zu einem höheren Spannungsniveau als an den Ausschnittsrändern, das zusätzlich durch die Kerbwirkung der Schweißnähte vergrößert wird.

Ausschnitte mit größerem Durchmesser erhöhen zwangsläufig die Perforation des Steges, der Träger wird insgesamt weicher. Die Abweichung im Vergleich zum Tragverhalten von Vollwandträgern ist nun erheblich. Durch die Berücksichtigung des Nettoquerschnittes bei der Bildung des Widerstandsmomentes in einer aus der Literatur bekannten Näherung zur Ermittlung des Grenzmomentes wird eine gute Übereinstimmung zu den Versuchsergebnissen erzielt. Voraussetzung hierfür ist eine äquidistante Anordnung einer Reihe von Ausschnitten.

Die Grenzlast, definiert durch eine vorgegebene Grenzdehnung, wird, wie es die Messungen und die nichtlinearen Berechnungen gezeigt haben, in jedem Fall zuerst an der Kerbe *Erleichterungsloch* erreicht und ist dabei abhängig von der Größe des Ausschnittes. Der verbleibende, kleinere Restquerschnitt unterhalb der Erleichterungslöcher bei den Modellen 3 und 4 ist nicht mehr in der Lage, in gleichem Umfang zu tragen wie der bei den Trägern mit den kleineren Ausschnitten.

Der Bruch erfolgt im Nettoquerschnitt des am meisten belasteten Ausschnittes, wenn der Querschnitt vollplastiziert ist und keine weitere Last mehr aufnehmen kann. Dies war sowohl bei der gebördelten als auch bei der ungebördelten Version der Fall, was in den Abb. B.28 und B.29 ersichtlich ist. Die dazugehörige Traglast belief sich bei der ungebördelten Version auf 47 kN und bei dem Träger mit gebördelten Erleichterungslöchern auf 44 kN.

Wie schon aus den Vorversuchen und den linearen FE-Rechnungen hervorging, trägt die Bördelung kaum mit, denn die Spannungen werden zum freien Rand des Ausschnittes hin stark abgebaut. Man kann die Bördelung also als Randaussteifung eines Erleichterungsloches ansehen, dessen Durchmesser gleich dem des Knicks der Stegebene zur Bördelung entspricht. Darauf läßt sich die Abweichung in der Traglast zurückführen, da der effektive Durchmesser bei der gebördelten Version also um die Bördelung selbst größer ist, was den Restquerschnitt verringert. Aus den Versuchen läßt sich zusammenfassend festhalten, daß ein Bördeln der Ausschnittträger nicht zu einer Erhöhung der statischen Tragfähigkeit bei Dreipunktbiegung führt.

Bevor es zu einem Versagen der Träger durch die beschriebenen Bruchvorgänge kommt, entstehen umfangreiche, plastische Zonen in der Umgebung der am meisten belasteten Ausschnitte, die kennzeichnend durch die örtliche Dehnung die *Grenztragfähigkeit* bestimmen.

Die nichtlineare rechnerische Simulation des globalen und lokalen Tragverhaltens führt bei dem vorliegenden Werkstoff erst dann zu guten Ergebnissen, wenn die aktuelle Spannungs-Dehnungs-Charakteristik bekannt ist und berücksichtigt wird. Dieser Weg verlangt von dem Konstrukteur aber nicht nur die Kenntnis und die Erfahrung im Umgang mit diesen Programmen, sondern ganz einfach auch die Verfügbarkeit der dazu notwendigen Hard- und Software. Obwohl sich der Zeitaufwand für nichtlineare FE-Rechnungen durch die Entwicklung komfortabler Pre- und Postprozessoren und immer leistungsfähigerer Rechner erheblich verringert hat, sind in der Praxis Verfahren gefragt, mit denen die örtliche Dehnung und daraus die Grenzlast einfach, schnell und zuverlässig abgeschätzt werden kann.

Die meisten aus dieser Philosophie entstandenen Näherungsverfahren sind an bestimmten Einzelproblemen, vornehmlich an Lochscheiben mit kreisförmigen Innen- oder Außenkerben unter Normalkraftbelastung, hergeleitet und getestet worden und liefern bei diesem Last- und Kerbfall brauchbare Ergebnisse. Da sich die plastischen Vorgänge in einer Scheibe unter Biegung erheblich von denen in einem Zugstreifen unterscheiden, können die Näherungen bei diesem Lastfall nicht mehr mit ausreichender Sicherheit angewandt werden.

Aus diesem Grund wurden im Rahmen dieser Arbeit systematisch Spannungsformzahlen in Abhängigkeit unterschiedlicher Last-, Geometrie- und Werkstoffparameter mit Hilfe nichtlinearer FE-Rechnungen ermittelt. Sie dienen als Basis für das hier vorgestellte Verfahren, mit dem durch Interpolation einfach und schnell die Grenzlast von Aluminiumträgern mit kreisförmigen Stegausschnitten bestimmt werden kann. Das Verfahren trägt dazu bei, derartige Konstruktionen nach Gewichts- und Festigkeit Gesichtspunkten zu optimieren, indem der Einfluß verschiedener Last- und Geometrieparameter studiert werden kann.

## A. Anhang zum Text

### A.1 Symbole und Literaturverzeichnis

$a$	Temperaturleitfähigkeit
$A_K$	reduzierter Berechnungsquerschnitt
$A_{netto}$	Nettoquerschnitt am Ort der Kerbe
$A_S$	Querschnittsfläche des Trägersteges
$A_{Go}$	Obergurtquerschnittsfläche
$A_{Gu}$	Untergurtquerschnittsfläche
$A_5$	Bruchdehnung
$b_e$	mittragende Breite
$b_g$	Gurtbreite
$c$	Abstand vom Steifenschwerpunkt zur plastischen Neutralen Faser
$c_p$	Wärmekapazität
$d$	Lochdurchmesser
DMS	Dehnungsmeßstreifen
$e$	Abstand von der Neutralen Faser zur Zugfaser
$E$	Elastizitätsmodul
$E_{Sek}$	Sekantenmodul
$F$	Einzellast
$H$	Trägerhöhe
$I$	axiales Trägheitsmoment
$k$	Korrekturfaktor
$K_p$	Grenzlastformzahl
$K_t$	Formzahl
$K_t(\varphi)$	Randspannungsverhältnis
$K_\varepsilon$	Dehnungsformzahl
$K_\sigma$	Spannungsformzahl
$K_{\sigma u}$	Grenzspannungsformzahl
$l$	Trägerlänge
$l, h$	Rechenmodellabmessungen
$l_S$	Störzonenlänge
$M, N, Q$	Balkenschnittgrößen (Biegemoment, Normal- und Querkraft)
$M_F$	Biegemoment beim Fließbeginn im Kerbgrund
$M_{pl}$	plastische Biegemomententragfähigkeit
$M_u$	Grenzmoment

MIG	Metall–Inertgasschweißen
N.F.	Neutrale Faser
$r, \varphi$	Polarkoordinaten
$R, r$	Radien
$R_{p0,2}$	Dehngrenze
$R_m$	Zugfestigkeit
$R_x, R_y, R_z$	Verdrehfreiheitsgrade im kartesischen Koordinatensystem
$s$	Lochabstand
$S(z)$	statisches Moment
$t$	Materialstärke
$u, v$	Verschiebungen
$w$	Durchbiegung
$W_{el}$	elastisches Widerstandsmoment
$W_{pl}$	plastisches Widerstandsmoment
WEZ	Wärmeeinflußzone
WIG	Wolfram–Inertgasschweißen
$x, y, z$	Richtungen im kartesischen Koordinatensystem
$x, y, z$	Freiheitsgrade
$z$	Abstand von der Neutralen Faser zum Kerbgrund

$\alpha_l$	Bettungsparameter
$\alpha_n$	Formbeiwert zur Berücksichtigung der Verfestigung
$\alpha_{pl}$	plastischer Formbeiwert
$\alpha_u$	Grenzmomentebeiwert
$\varepsilon$	Dehnung im Kerbgrund
$\varepsilon_{0,2}$	Dehngrenzendehnung
$\varepsilon_e$	maximale, elastische Dehnung
$\varepsilon_u$	Grenzdehnung
$\varepsilon_{SEK}$	Sekantenmoduldehnung
$\varepsilon^*$	plastisch korrigierte Dehnung
$\gamma_1$	Verhältnis von Obergurt– zur Stegquerschnittsfläche
$\gamma_2$	Verhältnis von Unter– zur Obergurtquerschnittsfläche
$\delta$	Verhältnis von Ausschnitt– zur Steghöhe
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit
$\omega$	Verfestigungsgrad
$\rho$	Dichte
$\sigma_F$	Fließspannung
$\sigma_{i\infty}$	Spannungen im großen Abstand von der Kerbe
$\sigma_K$	Kerbspannung

$\sigma_K(\varphi)$	Randspannung beim Lagewinkel $\varphi$
$\sigma_M$	Biegespannung
$\sigma_n$	Nennspannung im Nettoquerschnitt
$\sigma_N$	Normalspannung
$\sigma_r$	Radialspannung
$\sigma_{SEK}$	Sekantenmodulspannung
$\sigma_\varphi$	Tangentialspannung
$\sigma_u$	Grenzspannung
$\sigma_{zul}$	zulässige Spannung (Zug oder Druck)
$\sigma^*$	Korrekturspannung aus dem realen Werkstoffgesetz
$\tau$	Schubspannung
$\tau_{zul}$	zulässige Schubspannung
$\varphi$	Lagewinkel

## Literaturverzeichnis

- [1] Deutsches Institut für Normung: DIN 4113, Teil 1: *Aluminiumkonstruktionen unter vorwiegend ruhender Belastung; Berechnung und bauliche Durchbildung*. Berlin, Mai 1980.
- [2] Deutsches Institut für Normung: DIN 4113, Teil 2: *Aluminiumkonstruktionen unter vorwiegend ruhender Belastung; geschweißte Konstruktionen; Berechnung und bauliche Durchbildung*. Berlin, Entwurf März 1993.
- [3] MAZZOLANI, F. M.: *Aluminium alloy structures*. Pitman Advanced Publishing Program. Boston, London, Melbourne 1985.
- [4] REIPRICH, JOHANNES: *Werkstoff- und betriebstechnische Grundlagen für die Aluminiumverwendung auf Schiffen*. Aluminium-Verlag, Düsseldorf. Aluminium im Schiffbau, 1953, S. 16–24.
- [5] HUFNAGEL, W.: *Beispiele geschweißter Aluminiumkonstruktionen aus verschiedenen Anwendungsgebieten*. VDI-Zeitschrift 123, Nr. 19, September 1981, S. 129–139.
- [6] Deutsches Institut für Normung: DIN 1745, Teil 1: *Bänder und Bleche aus Aluminium und Aluminium-Knetlegierungen mit Dicken über 0,35 mm*. Berlin, Februar 1983.
- [7] BRENNER: *Änderung der mechanischen Eigenschaften von kaltgewalzten AlMg-Blechen bei Raumtemperatur*. Aluminium 1960, S. 589.
- [8] GÜRTLER, G.: *Korrosionsverhalten von Aluminium am Schiff*. Schiff und Hafen, Sonderheft Korrosionstagung 1960, S. 122–126.
- [9] PETERSHAGEN, H.: *Manuskript zur Vorlesung Ausgewählte Kapitel der Schiffskonstruktion*. Institut für Schiffbau der Universität Hamburg, April 1985.
- [10] DOMES, TH.: *Die Berechnung von Leichtmetallkonstruktionen*. Handbuch der Werften, 1958, S. 59–82.
- [11] RENNER, K.: *Leichtmetall im Schiffbau*. Verlag Technik Berlin, 1953.
- [12] VALTINAT, G.; DANGELMAIER, P.: *Zur plastischen Tragfähigkeit kompakter Aluminiumquerschnitte, Teil I*. Aluminium, Jahrgang 65 (1989).
- [13] DOMES, TH.: *Festigkeitsprobleme bei der Aluminiumanwendung im Schiffbau*. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1963. Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft 1962, Band 56, S. 201–232.

- [14] ANIK, S.; DORN, L.: *Metallphysikalische Vorgänge beim Schweißen – Schweiß-eignung von Aluminiumwerkstoffen*. Schweißen und Schneiden 42 (1990), Heft 9, S. 456–459.
- [15] STEIDL, G.; MÖSSINGER, R.: *Die Ermittlung der Wärmeeinflußzonen aus Temperaturfeldern beim Schweißen von AlMgSi1 F32*. Aluminium 53 (1977), Heft 3, S. 199–203.
- [16] ADKINS, H. E.: *Das Schweißen von Aluminium im Schiffbau*. Aluminium 4, 1965, 41. Jahrgang, S. 237–241.
- [17] N.N.: *Die ersten amerikanischen Leichtmetall-Jachten Dyna und Aria in geschweißter Bauart*. Schiff und Hafen 1959, Heft 1, S. 30–33.
- [18] FIEDLER, W.: *Leichtmetall im Schiffbau*. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1952. Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft 1951, Band 45, S. 206–215.
- [19] N.N.: *SACAL BORINCANO – ein Hochseeschiff in Ganzaluminiumbauweise*. Aluminium, 1967, 43. Jahrgang. S. 644.
- [20] N.N.: *Tiefseeforschungsschiff aus Aluminium auf Erprobungsfahrt*. Aluminium, 1971, 47. Jahrgang. S. 697–698.
- [21] SPETHMANN, K.: *Neue Zollboote der 28,5m Klasse*. HANSA, Jahrgang 126, 1989, Heft Nr. 21, S. 1436–1439.
- [22] HUSTEDT, J. P.; SCHROPP, G.: *Die 38-m-Zollboote der ‘Hamburg’-Klasse*. HANSA, Jahrgang 126, 1989, Heft Nr. 7, S. 451–456.
- [23] HAPPEL, K.-H.: *Die Spannungserhöhung an Ausschnitten begurteter Träger*. Schiff u. Hafen / Kommandobrücke, Heft 11, 1977, Seite 1012–1018.
- [24] PETERSON, R.E.: *Stress Concentration Factors*. John Wiley & Sons, New York 1974.
- [25] RADAJ, D.; SCHILBERTH, G.: *Kerbspannungen an Ausschnitten und Einschlüssen*. Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf 1977.
- [26] BART, J.; NEUBER, H.; SCHNACK, E.: *Kerbfaktordiagramme nach numerischen Berechnungsverfahren*. Konstruktion im Maschinen-, Apparate- und Gerätebau 28 (1976), Heft 6, S. 217–218.
- [27] LEHMANN, E.: *Cut-Outs in Shipstructural Design*. 2nd International Symposium on Practical Design in Shipbuilding (PRADS 83), Tokyo and Seoul 1983.

- [28] FRICKE, W.; BORCHARDT, H.; GRITL, D.; POHL, S.: *Bewertung der Betriebsfestigkeit schiffbaulicher Strukturdetails mit Hilfe von Formzahlen*. Springer Verlag Berlin / Heidelberg 1999. Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft.
- [29] FRICKE, W.; POHL, S.: *Ermittlung und Katalogisierung von Formzahlen für schiffbauliche Strukturdetails*. Abschlußbericht zum BMFT-Vorhaben MTK 0442 9, Germanischer Lloyd, Hamburg 1991
- [30] BORCHARDT, H.; GRITL, D.: *Ermittlung und Katalogisierung von Formzahlen für Ausschnitte, Kerben und Schweißkonstruktionen*. Abschlußbericht zum BMFT-Vorhaben MTK 0442 A9, Arbeitsbereich Schiffstechnische Konstruktionen und Berechnungen der TU Hamburg-Harburg, Hamburg 1992. Teil 1: Durchführung und Ergebnisse des Vorhabens, Teil 2: Formzahlkatalog.
- [31] VON SELLE, H.: *Gestaltung und Festigkeit unter Wasser geschweißter Doppellagen*. Dissertation der Universität Hamburg, 1990.
- [32] PAETZOLD, H.: *Beurteilung der Betriebsfestigkeit auf der Grundlage des örtlichen Konzepts*. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1986. Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft 1985, Band 79, Seite 282–293.
- [33] KIRSCH, G.: *Die Theorie der Elastizität und die Bedürfnisse der Festigkeitslehre*. Zeitschrift VDI, Nr. 42, 1898, S. 797–807.
- [34] JOSEPH, J.A.; BROCK, J.S.: *The Stresses Around a Small Opening in a Beam Subjected to Pure Bending*. Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, Vol. 72 (1950), Journal of Applied Mechanics, S. 353–358.
- [35] HEWLETT-PACKARD, *Finite Element System HP-FE 1/85*. Operating Guide, Hewlett-Packard Böblingen Engineering Operation GmbH, 1985.
- [36] LEHMANN, E.: *Beitrag zur praktischen Berechnung schiffbaulicher Scheibenträgerwerke mit der Deformationsmethode*. Handbuch der Werften, Band XII, 1974.
- [37] WIEBECK, E.: *Der Spannungszustand begurteter Träger mit Ausschnitten*. Wissenschaftliche Zeitung der Universität Rostock, 13. Jahrgang 1964, Heft 1.
- [38] KRUPP, E.; ROGE, U.; RUNKLER, R.: *PRIDE OF DOVER größte Kurzstrecken-Hochseefähre der Welt*. Schiff&Hafen, Heft 10, 1987, S. 21–30.
- [39] HÖFT, H.: *Schiffbauliche Biegeträger mit großen Ausschnitten*. Institut für Schiffbau der Universität Hamburg. Bericht 495, 1989.

- [40] ISIDA, M.: *On the Bending of an Infinite Strip with an Eccentric Circular Hole*. Proceedings of the 2nd Japan National Congress for Applied Mechanics, Tokyo 29.11–2.12.1952 (1953).
- [41] Deutsches Institut für Normung: DIN 50 145: *Prüfung metallischer Werkstoffe. Zugversuch*. Berlin, Mai 1975.
- [42] BECKER, S.: *Tragverhalten biegebeanspruchter Stahl- und Aluminiumbauteile mit Rechteckquerschnitt im elasto-plastischen Bereich*. Berichte der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana. 4. Folge, Heft 19, Karlsruhe 1988.
- [43] MARC Analysis Research Corporation: *MARC User's Manual (Revision K.4)*, Palo Alto, 1990.
- [44] WESSELSKY, W.: *Tragverhalten schiffbaulicher Biegeträger mit asymmetrischer Begurtung*. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 12 Nr. 92, Düsseldorf 1987.
- [45] LEHMANN, E.: *Spannungsverteilung in unsymmetrischen Flanschen*. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1993. Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft 1992, Band 86.
- [46] LEHMANN, E.: *Traglast in Versuch und Berechnung*. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1990. Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft 1989, Band 83, Seite 409–419.
- [47] DANGELMAIER, P.: *Traglastberechnung geschweißter räumlich belasteter Stäbe aus Aluminium*. Dissertation, Karlsruhe 1985.
- [48] STOWELL, E. Z.: *Stress and Strain Concentration at a Circular Hole in an Infinite Plate*. NACA Techn. Note 2073, 1950.
- [49] HARDRATH, H.F.; OHMAN, L.: *A Study of Elastic and Plastic Stress Concentration Factors Due to Notches and Fillets in Flat Plates*. NACA Report 1117, 1953.
- [50] NEUBER, H.: *Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law*. Journal of Applied Mechanics, ASME 28 (1961), Seite 544–550.
- [51] BOX, W. A.: *The Effect of Plastic Strains on Stress Concentrators*. Proceedings of the Society of Experimental Stress Analysis, Vol. VIII, Nr. 2, 1951, Seite 99–110.
- [52] THEOCARIS, P. S.; MARKETOS, E.: *Elastic-Plastic Analysis of Perforated thin Strips of a Strain-Hardening Material*. Journal of Mechanical and Physical Solids, 1964, Vol. 12, Pergamon Press Ltd., Great Britain, Seite 377–390.

- [53] BESTE, A.: *Elastisch plastisches Spannungs-Dehnungs- und Anrißverhalten in statisch und zyklisch belasteten Kerbscheiben – Ein Vergleich zwischen experimentellen Ergebnissen und Näherungsrechnungen*. Heft 34 der Veröffentlichungen des Instituts für Statik und Stahlbau der Technischen Hochschule Darmstadt, 1981.
- [54] SAAL, H.: *Näherungsformeln für die Dehnungsformzahl*. Materialprüfung 17, Nr. 11, 1975, Seite 395–398.
- [55] NEUBER, H.: *Kerbspannungslehre*. Springer-Verlag, 3. Auflage, Berlin / Heidelberg / New York / Tokyo 1985.
- [56] DIETMANN, H.: *Zur rechnerischen Bestimmung der Dehnungsformzahl nach der Neuberschen Formel  $\alpha_\sigma \alpha_\epsilon = \alpha_k^2$* . Materialprüfung 17 (1975), Seite 44–46.
- [57] SEEGER, T.; BESTE, A.: *Zur Weiterentwicklung von Näherungsformeln für die Berechnung von Kerbbeanspruchungen im elastisch-plastischen Bereich*. Fortschrittberichte der VDI-Zeitschriften, Reihe 18, Nr. 2, VDI-Verlag Düsseldorf 1978.
- [58] FRICKE, W.: *Lineare und nichtlineare Strukturanalyse von schiffbaulichen Konstruktionsdetails am Beispiel einer Doppelbodenuntersuchung*. IfS-Bericht 454, Institut für Schiffbau, Hamburg 1985.

## A.2 Mathematische Herleitungen

Herleitung für das Trägheitsmoment  $I$  bezüglich der Neutralen Faser in Abhängigkeit der Gurt- und Stegflächenverhältnisse sowie der Ausschnittgröße:

$$\begin{aligned}
 I &= \underbrace{\frac{b_u t_u^3}{12} + \frac{b_o t_o^3}{12}}_{\text{klein}} + \frac{t}{6} \left( \frac{H-d}{2} \right)^3 + t \left( \frac{H-d}{2} \right) \cdot \left( \frac{H-d^2}{4} \right) + \\
 &\quad t \left( \frac{H-d}{2} \right) \cdot \left( \frac{H}{2} + \frac{d}{2} + \frac{H-d}{4} \right)^2 + A_{G_o} \cdot H^2 - \frac{(A_S \cdot H/2 + A_{G_o} H)^2}{A_S + A_{G_o} + A_{G_u}} \\
 &= \frac{1}{2} A_S \left[ \frac{1}{24} (H-d)^2 + \frac{1}{16} (H-d)^2 + \frac{1}{16} (3H+d)^2 \right] \\
 &\quad + A_{G_o} \cdot H^2 - \frac{(A_S \cdot H/2 + A_{G_o} H)^2}{A_S + A_{G_o} + A_{G_u}} \\
 &= \frac{1}{2} A_S \left[ \frac{5}{48} (H-d)^2 + \frac{3}{48} (3H+d)^2 \right] + A_{G_o} \cdot H^2 - \frac{(A_S \cdot H/2 + A_{G_o} H)^2}{A_S + A_{G_o} + A_{G_u}} \\
 &= \frac{1}{96} A_S (32H^2 + 8dH + 8d^2) + A_{G_o} \cdot H^2 - \frac{(A_S \cdot H/2 + A_{G_o} H)^2}{A_S + A_{G_o} + A_{G_u}} \\
 &= \frac{A_S \cdot H^2}{3} \left[ 1 + \frac{1}{4} \frac{d}{H} + \frac{1}{4} \left( \frac{d}{H} \right)^2 \right] + A_{G_o} \cdot H^2 - \frac{(A_S \cdot H/2 + A_{G_o} H)^2}{A_S + A_{G_o} + A_{G_u}} \\
 &= \frac{A_S \cdot H^2}{3} \cdot f(d/H) + A_{G_o} \cdot H^2 - \frac{(A_S \cdot H/2 + A_{G_o} H)^2}{A_S + A_{G_o} + A_{G_u}} \\
 &= A_S \cdot H^2 \frac{\left[ f(d/H) \cdot (A_S + A_{G_o} + A_{G_u}) + \frac{3A_{G_o} A_{G_u}}{A_S} - \frac{3}{4} A_S \right]}{3(A_S + A_{G_o} + A_{G_u})}
 \end{aligned}$$

$$= A_S \cdot H^2 \frac{\left[ \frac{1}{3} f(d/H) \cdot \left( \frac{1}{\gamma_1} + 1 + \gamma_2 \right) + \gamma_1 \cdot \gamma_2 - \frac{3}{12} \frac{1}{\gamma_1} \right]}{\frac{1}{\gamma_1} + 1 + \gamma_2},$$

und man erhält  $\tau = \frac{3}{2} \frac{V}{A_S H} \frac{1}{\gamma_1 + 1 + \gamma_2}$

mit

$$f(d/H) = 1 + \frac{d}{4H} + \left( \frac{d}{2H} \right)^2$$

und

$$A_S = t \cdot (H - d).$$

Herleitung des Korrekturfaktors zur Schubspannungsberechnung in einem balkenartigen Querschnitt in Abhängigkeit der Gurt- und Stegflächenverhältnisse:

$$\begin{aligned} k &= \frac{\frac{A_S H^2}{2} \frac{2 + 1/\gamma_1}{1 + \frac{1}{\gamma_1} + \gamma_2} (\gamma_1 \gamma_2 + 1/2) - \frac{A_S H^2}{8}}{H^2 A_S (\gamma_1 \gamma_2 + 1/3(1 + \gamma_2 + 1/4 \cdot 1/\gamma_1))} \cdot (1 + 1/\gamma_1 + \gamma_2) \\ &= \frac{(2 + 1/\gamma_1) \cdot (\gamma_1 \gamma_2 + 1/2 - 1/4 \cdot (1 + 1/\gamma_1 + \gamma_2))}{2\gamma_1 \gamma_2 + 2/3(1 + \gamma_2 + 1/4 \cdot 1/\gamma_1)} \\ &= \frac{2\gamma_1 \gamma_2 + 1 + \gamma_2 + 1/2 \cdot 1/\gamma_1 - 1/4 - 1/4 \cdot 1/\gamma_1 - 1/4 \gamma_2}{2\gamma_1 \gamma_2 + 2/3 + 2/3 \gamma_2 + 1/6 \cdot 1/\gamma_1} \\ &= \frac{3/4 + 3/4 \gamma_2 + 2\gamma_1 \gamma_2 + 1/4 \cdot 1/\gamma_1}{2/3 + 2/3 \gamma_2 + 2\gamma_1 \gamma_2 + 1/6 \cdot 1/\gamma_1}. \end{aligned}$$

## B. Abbildungen

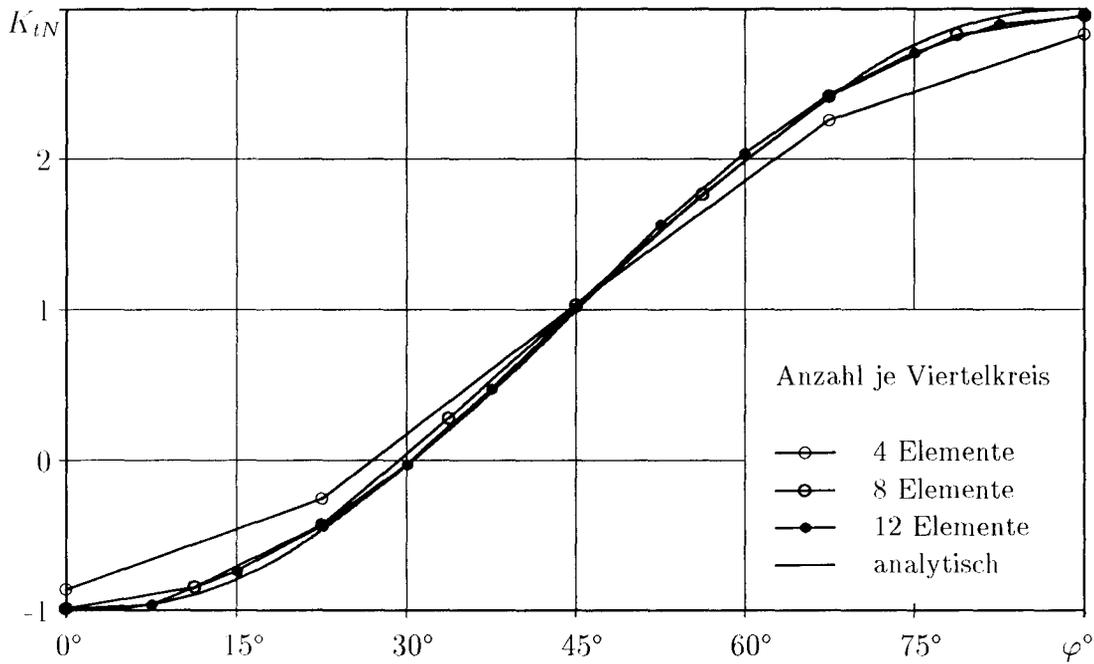


Abb. B.1: Einfluß der Idealisierung beim Lastfall 'Normalkraft'

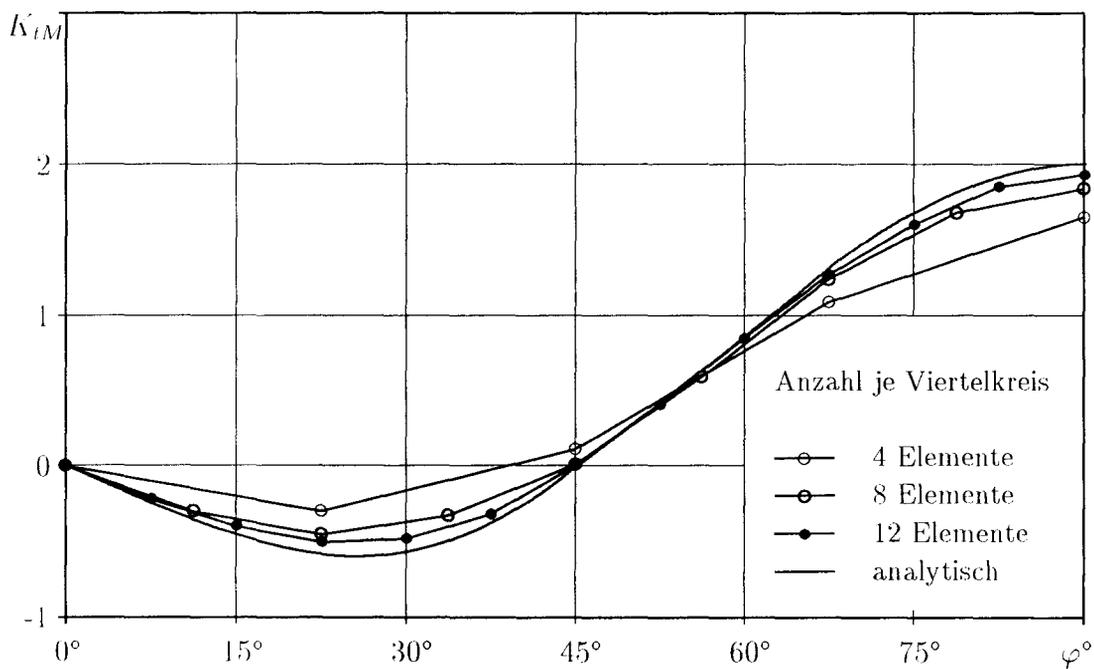


Abb. B.2: Einfluß der Idealisierung beim Lastfall 'Biegung'

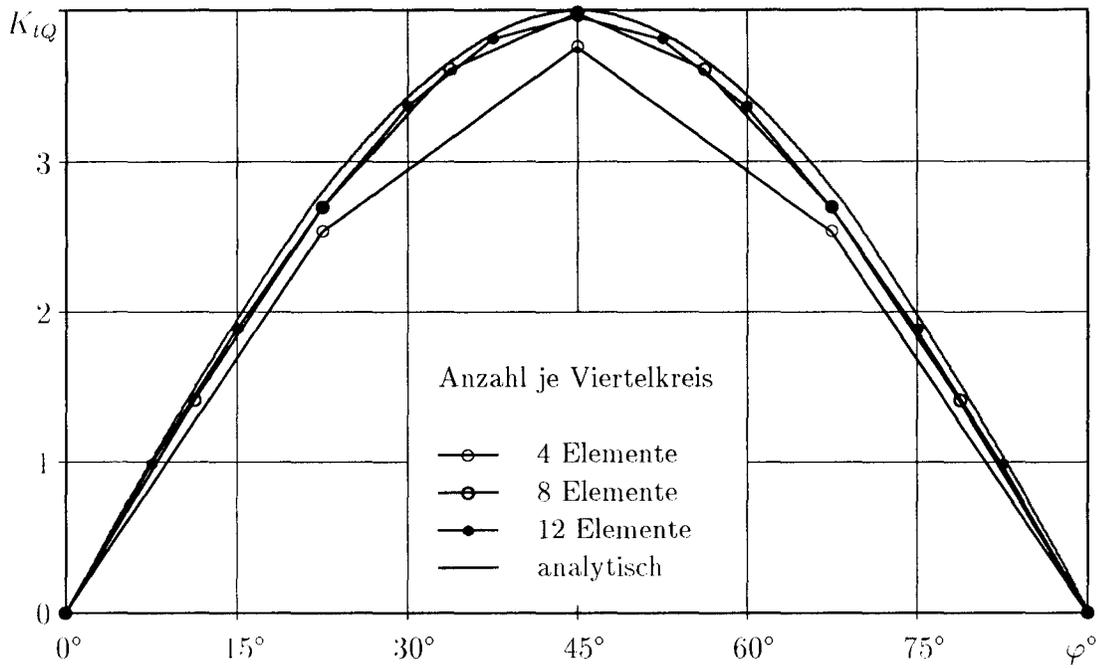


Abb. B.3: Einfluß der Idealisierung beim Lastfall 'Querkräft'

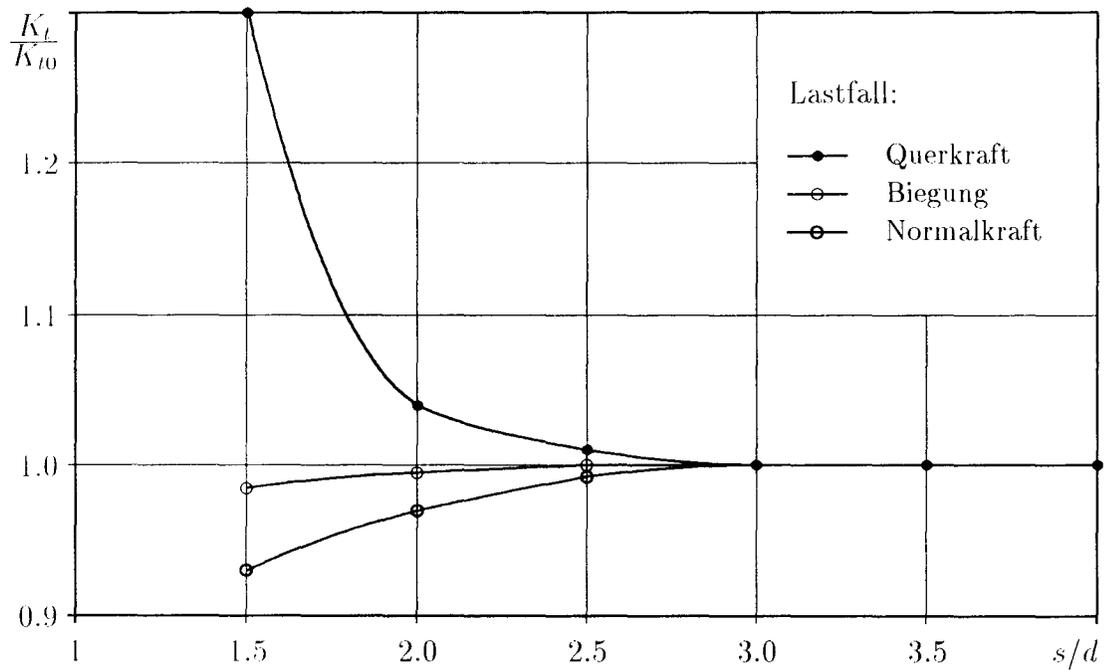


Abb. B.4: Einfluß des Abstandes beim Dreifachausschnitt

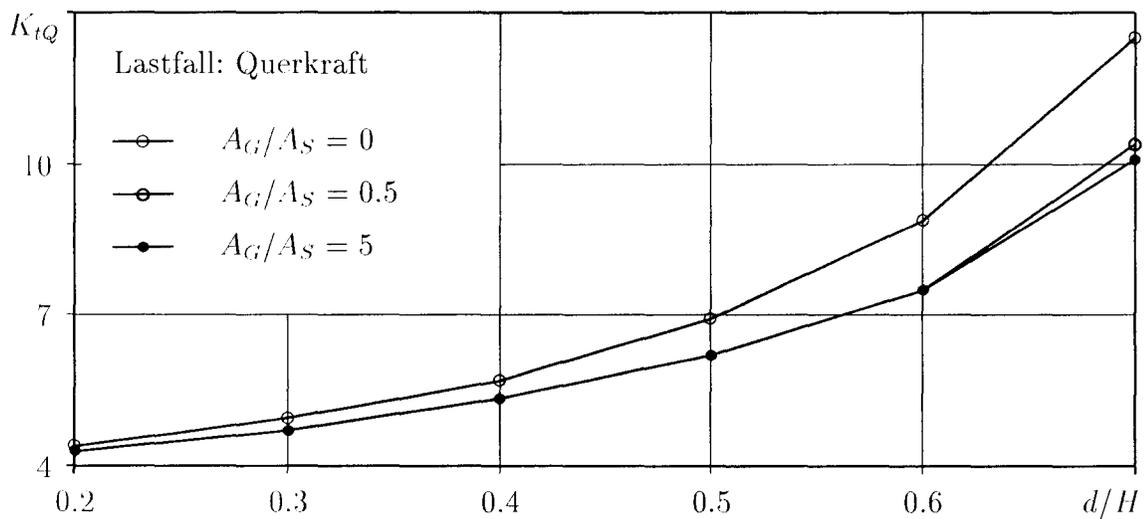
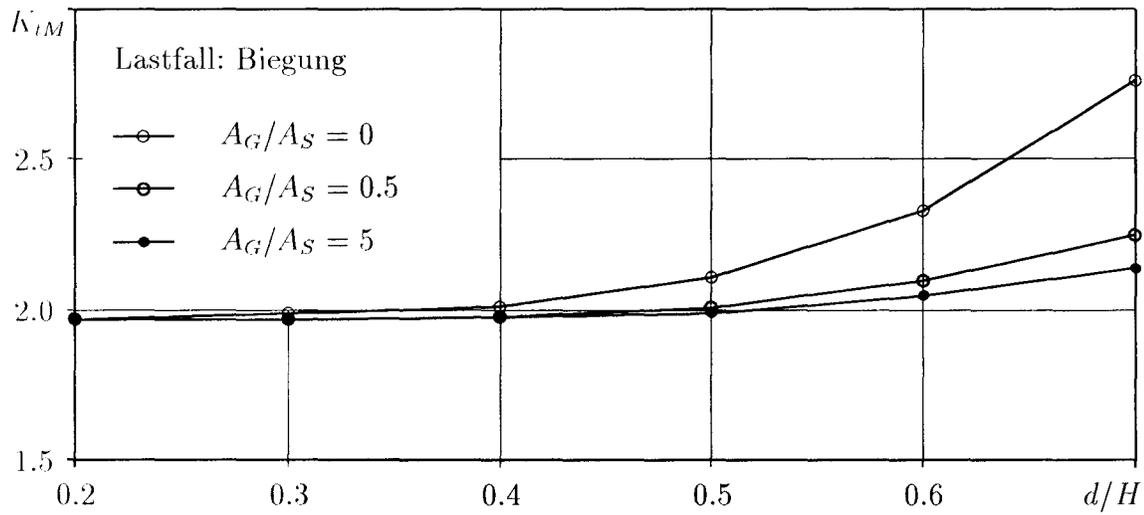
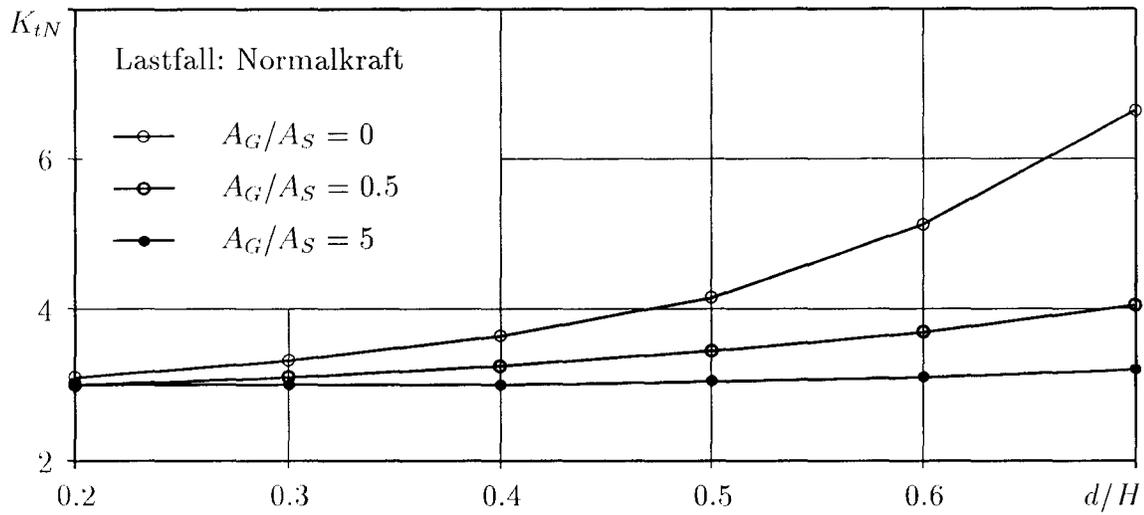
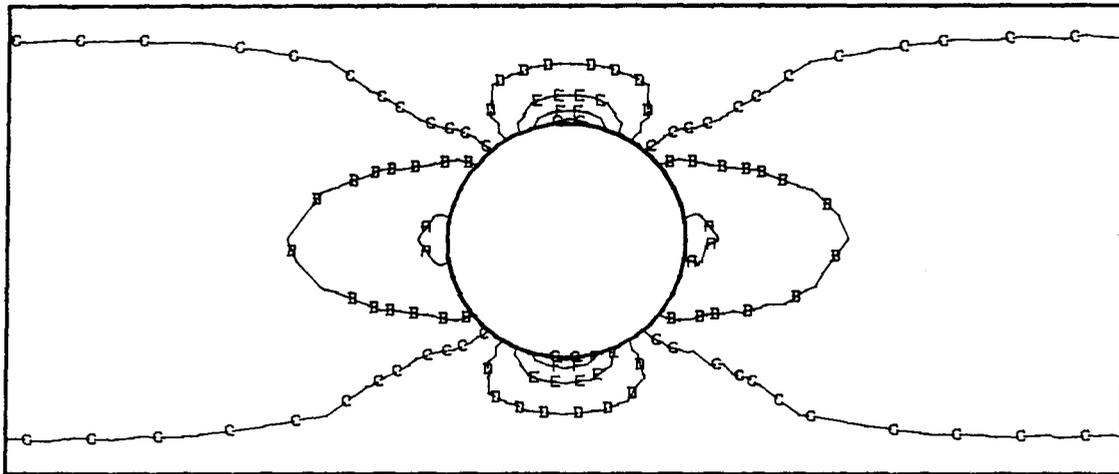


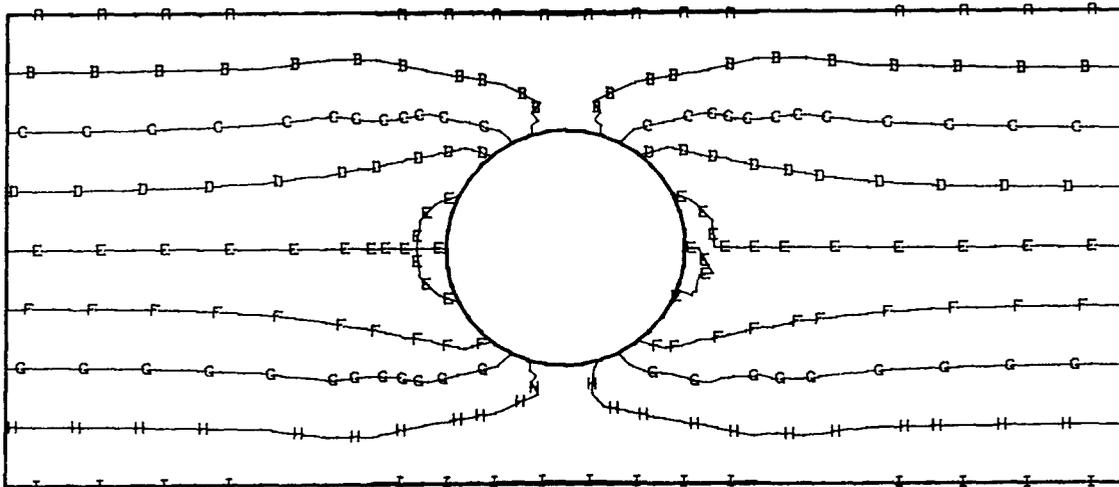
Abb. B.5: Einfluß aus dem Gurt- zu Stegflächenverhältnis

Lastfall Normalkraft



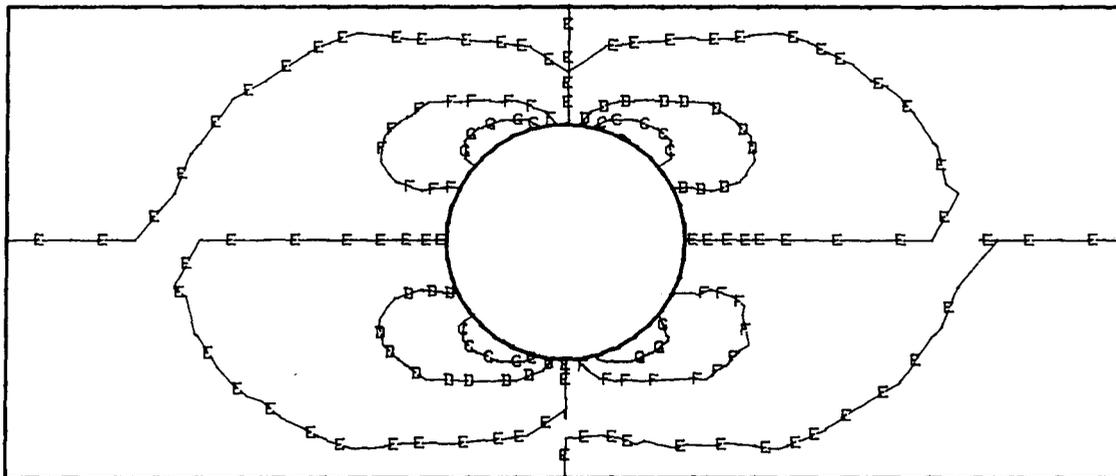
A	= 0.00E+00
B	= 5.00E-01
C	= 1.00E+00
D	= 1.50E+00
E	= 2.00E+00
F	= 2.50E+00
G	= 3.00E+00

Lastfall Biegung



A	= -2.00E+00
B	= -1.50E+00
C	= -1.00E+00
D	= -5.00E-01
E	= 0.00E+00
F	= 5.00E-01
G	= 1.00E+00
H	= 1.50E+00
I	= 2.00E+00

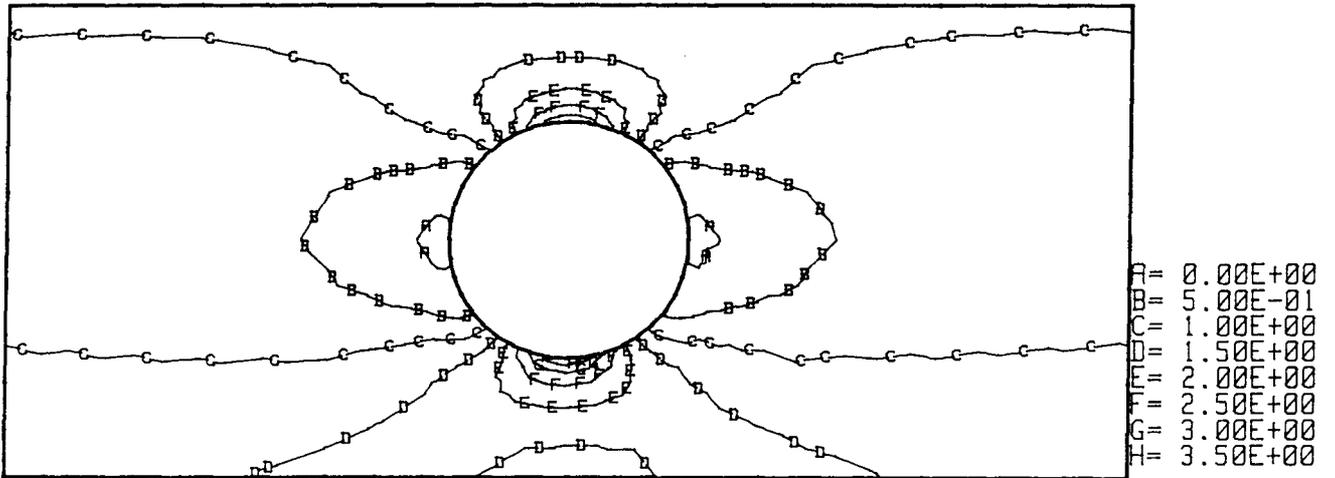
Lastfall Querkraft



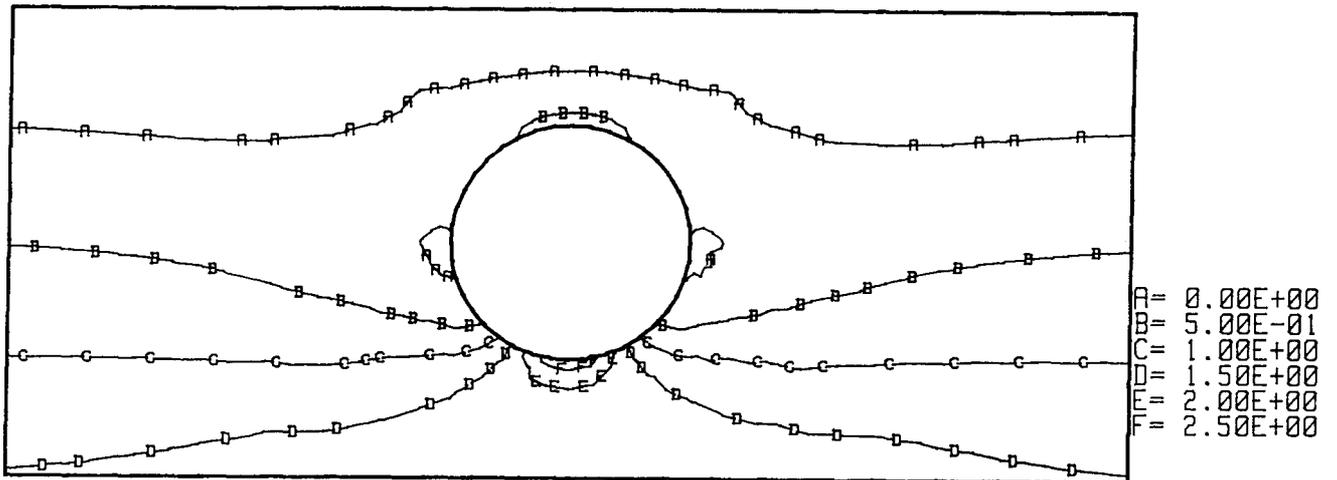
A	= -4.00E+00
B	= -3.00E+00
C	= -2.00E+00
D	= -1.00E+00
E	= 0.00E+00
F	= 1.00E+00
G	= 2.00E+00
H	= 3.00E+00
I	= 4.00E+00

Abb. B.6: Normalspannungsverteilung im Steg bei symmetrischer Gurtung

Lastfall Normalkraft



Lastfall Biegung



Lastfall Querkraft

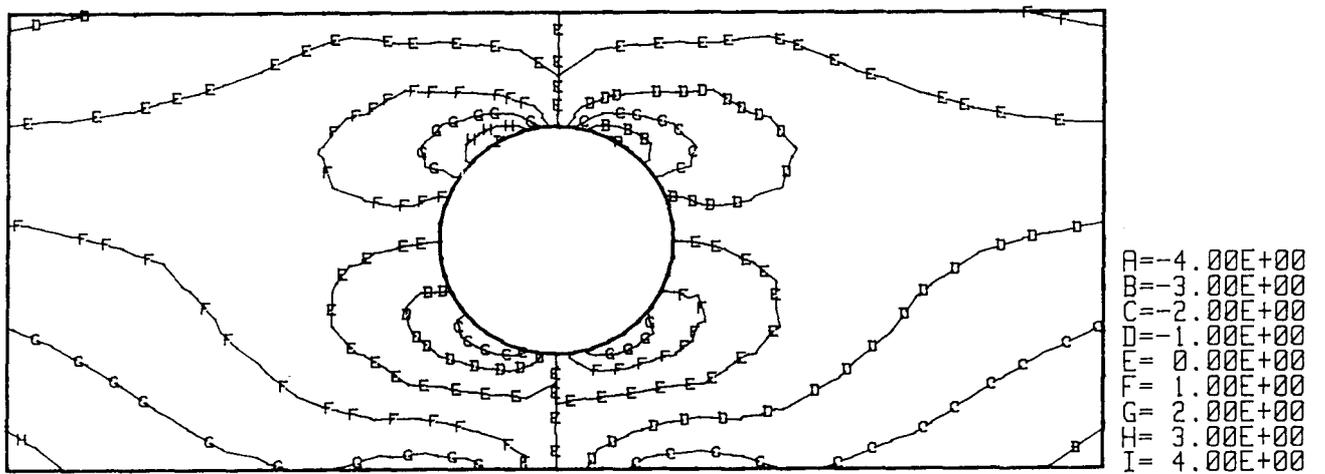


Abb. B.7: Normalspannungsverteilung im Steg bei unsymmetrischer Gurtung

1. Versuchskörper (im Bild: Modell 1)
2. Meßkabel
3. Hydraulikzylinder
4. Lochplatte
5. Aufspannwinkel

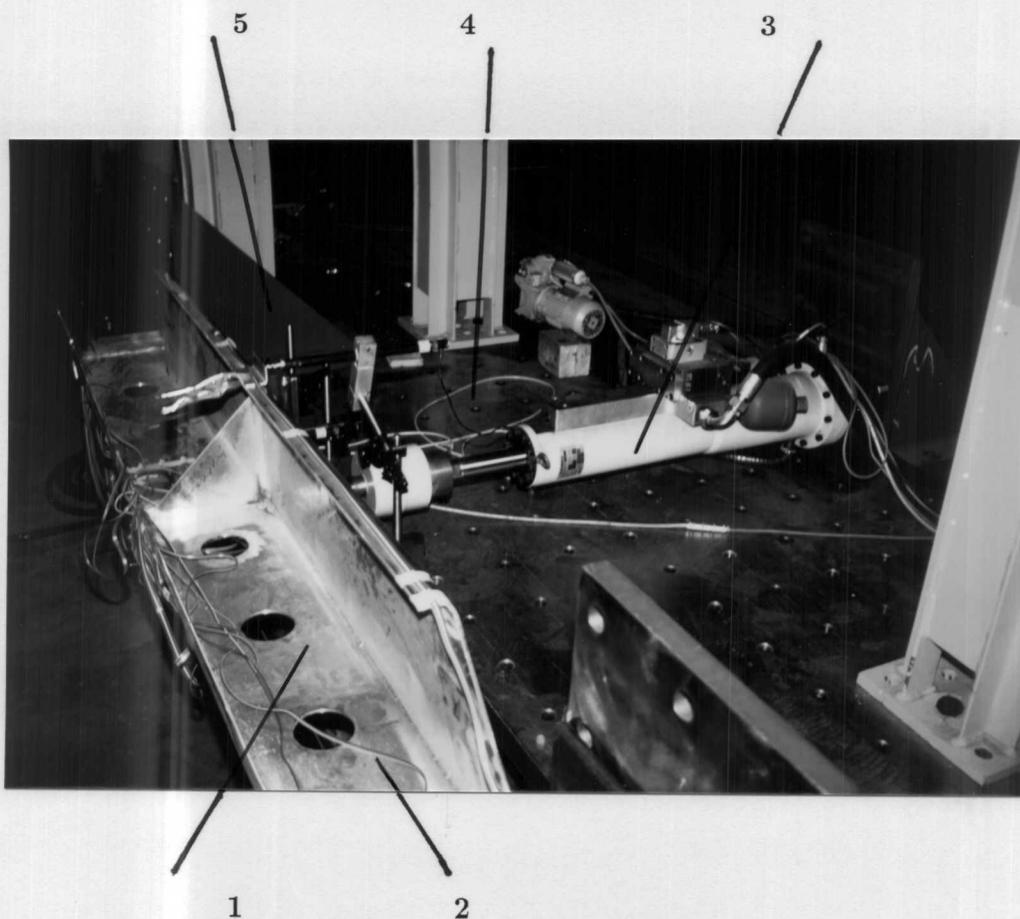


Abb. B.8: Versuchsaufbau

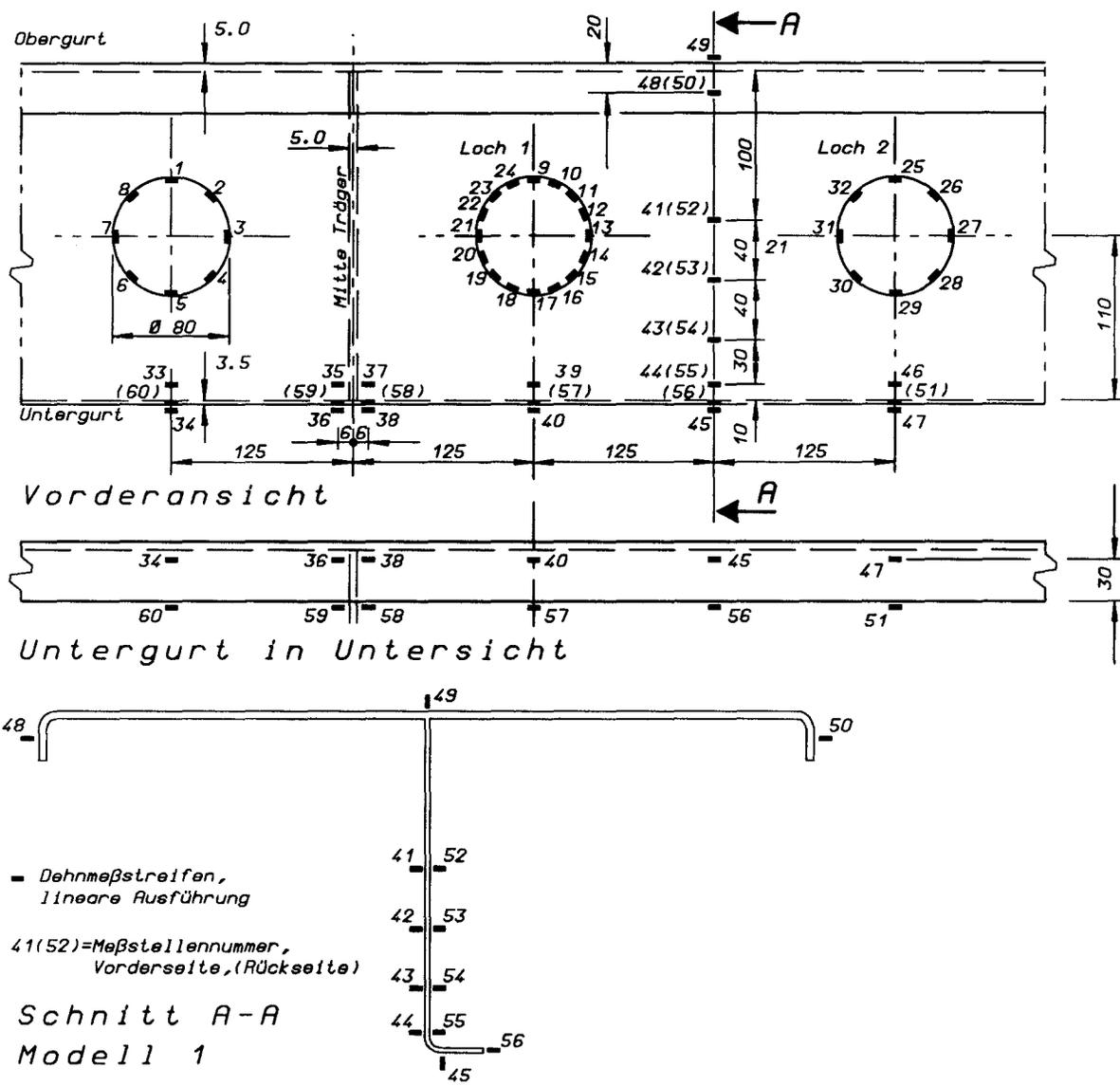


Abb. B.9: Meßstellenplan – Modell 1

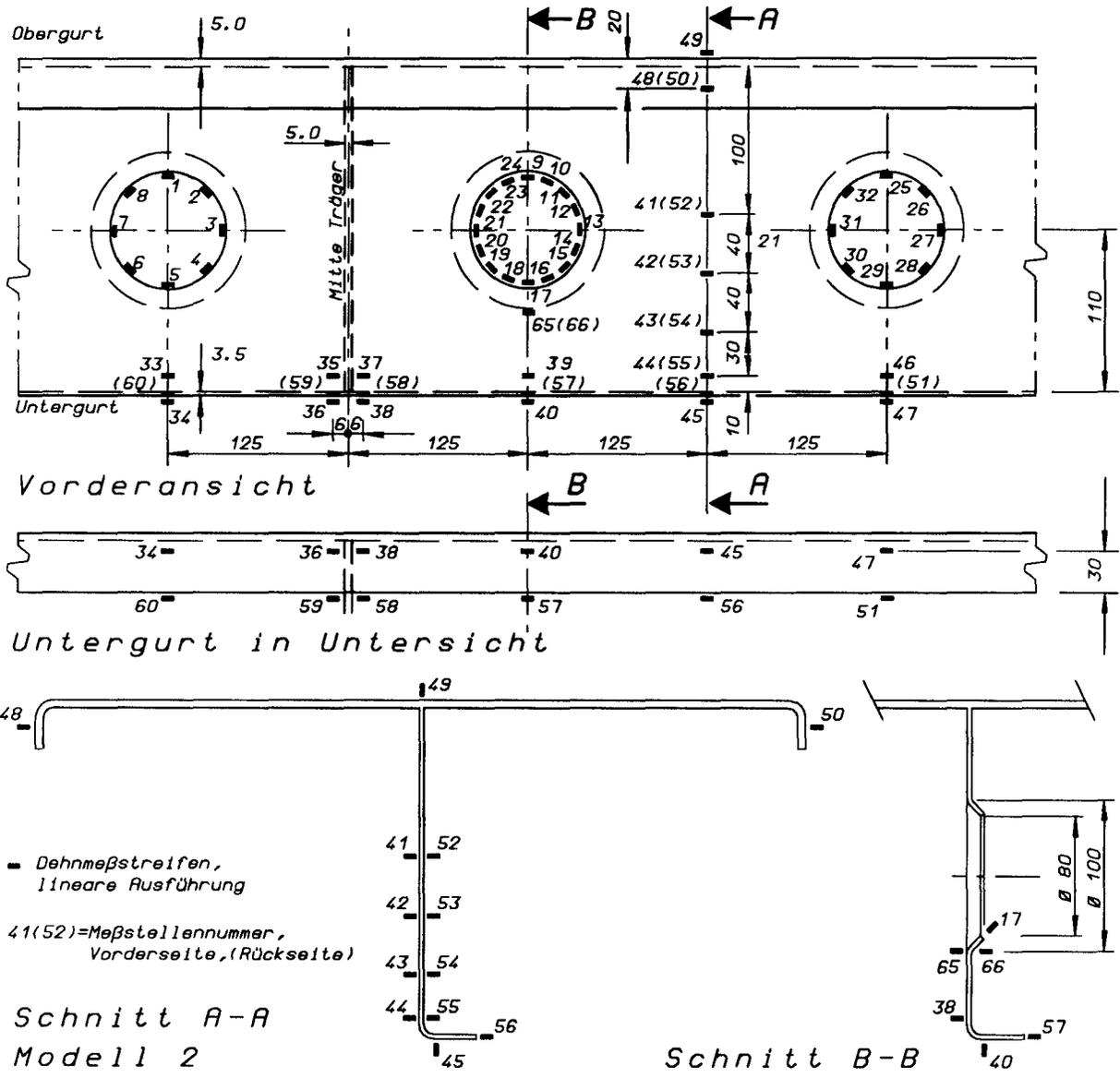


Abb. B.10: Meßstellenplan - Modell 2

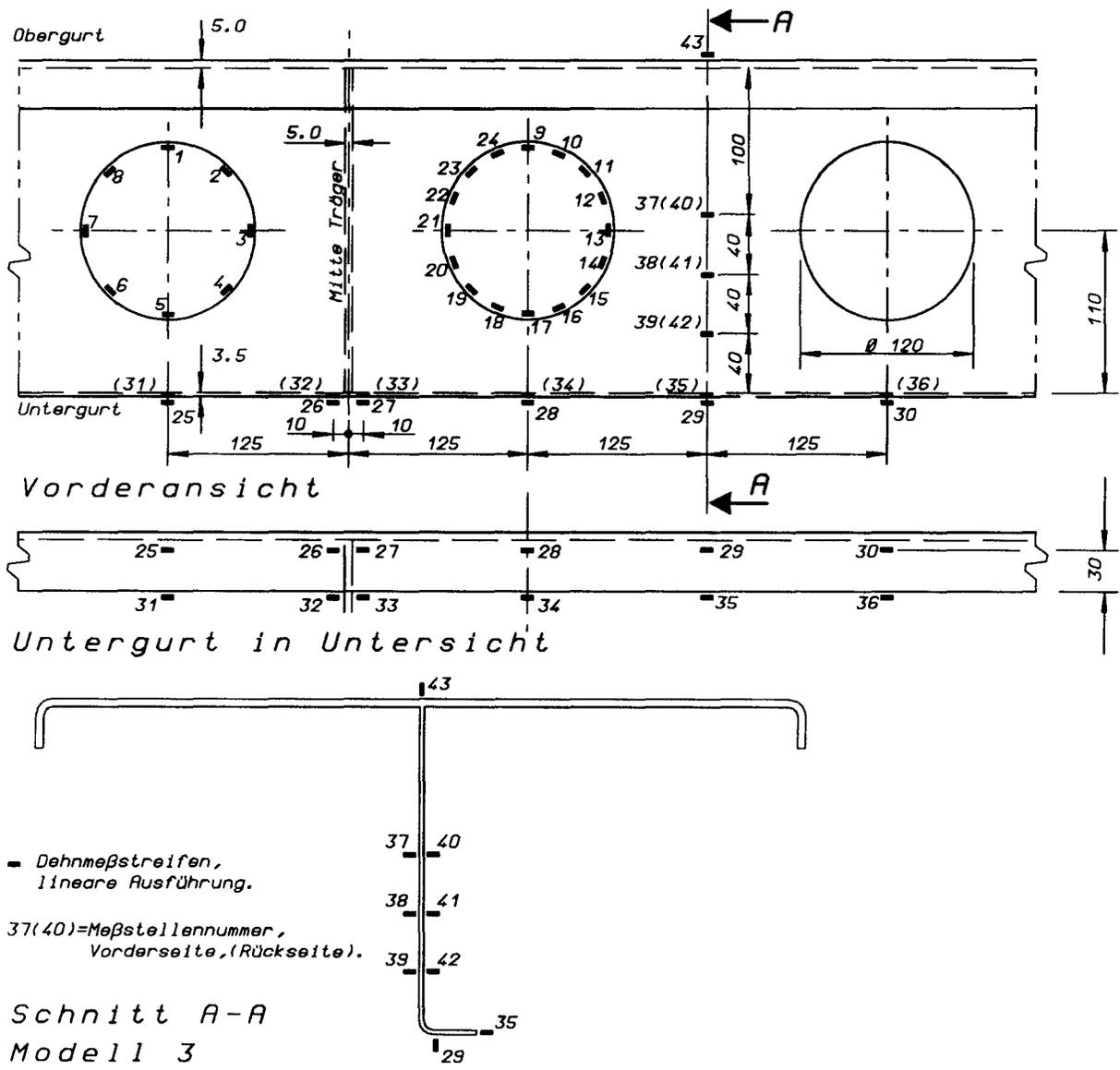


Abb. B.11: Meßstellenplan – Modell 3

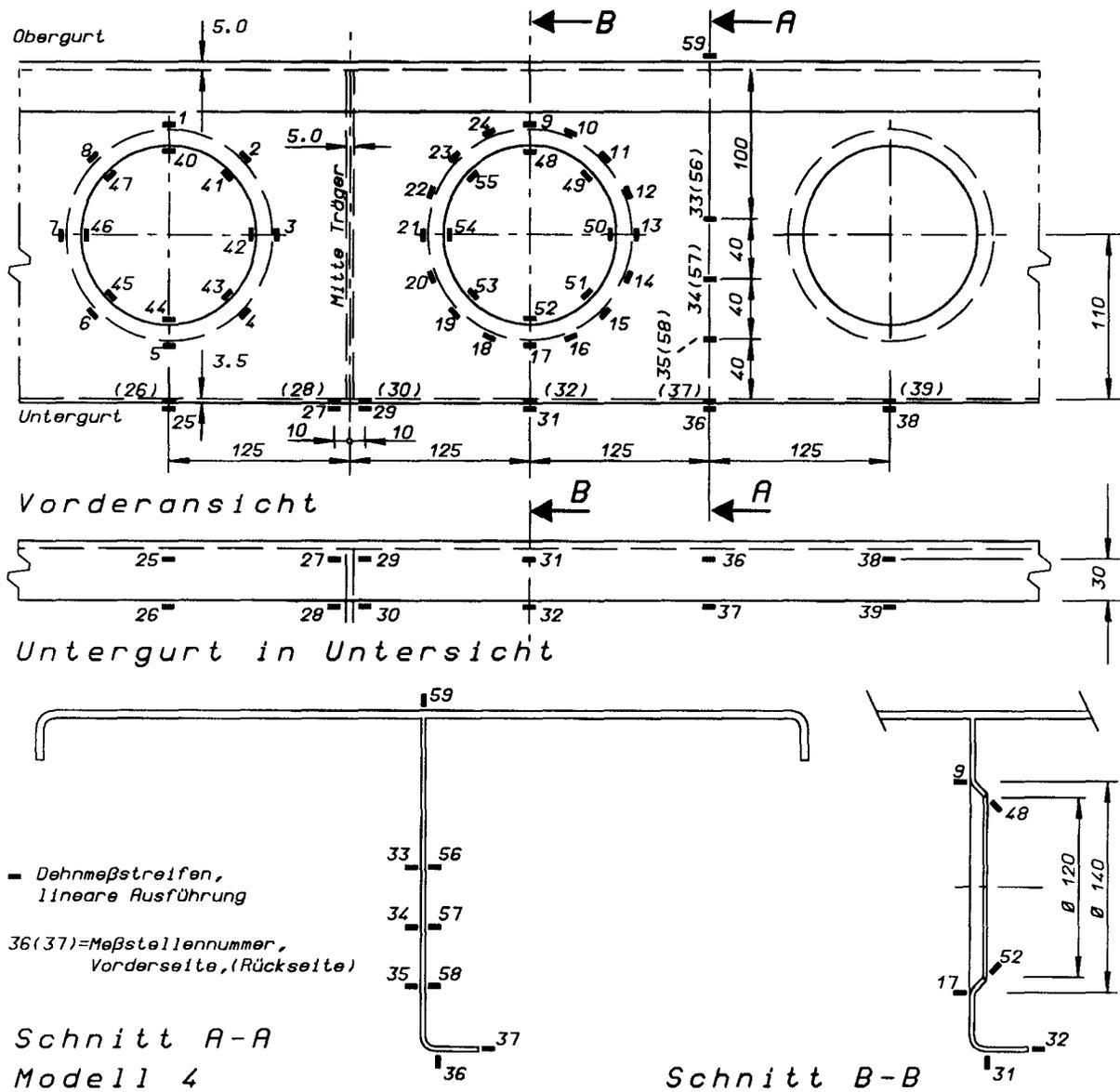


Abb. B.12: Meßstellenplan - Modell 4

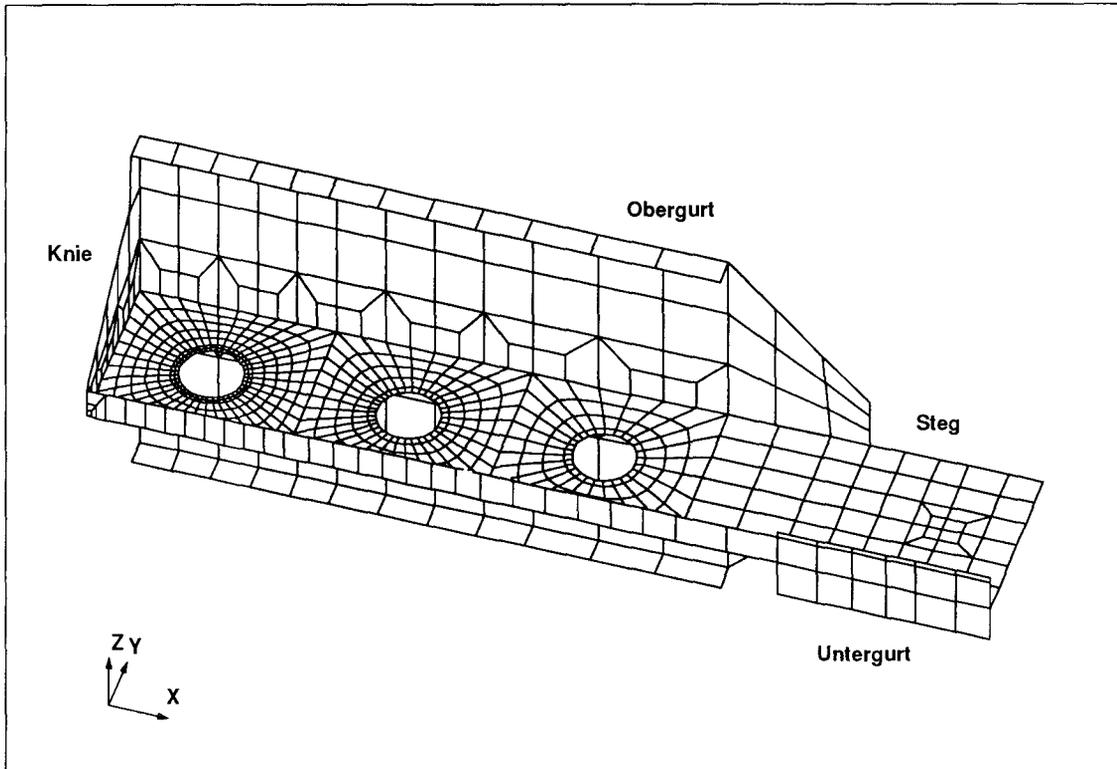


Abb. B.13: Finite-Elemente-Idealisierung, Modell 1

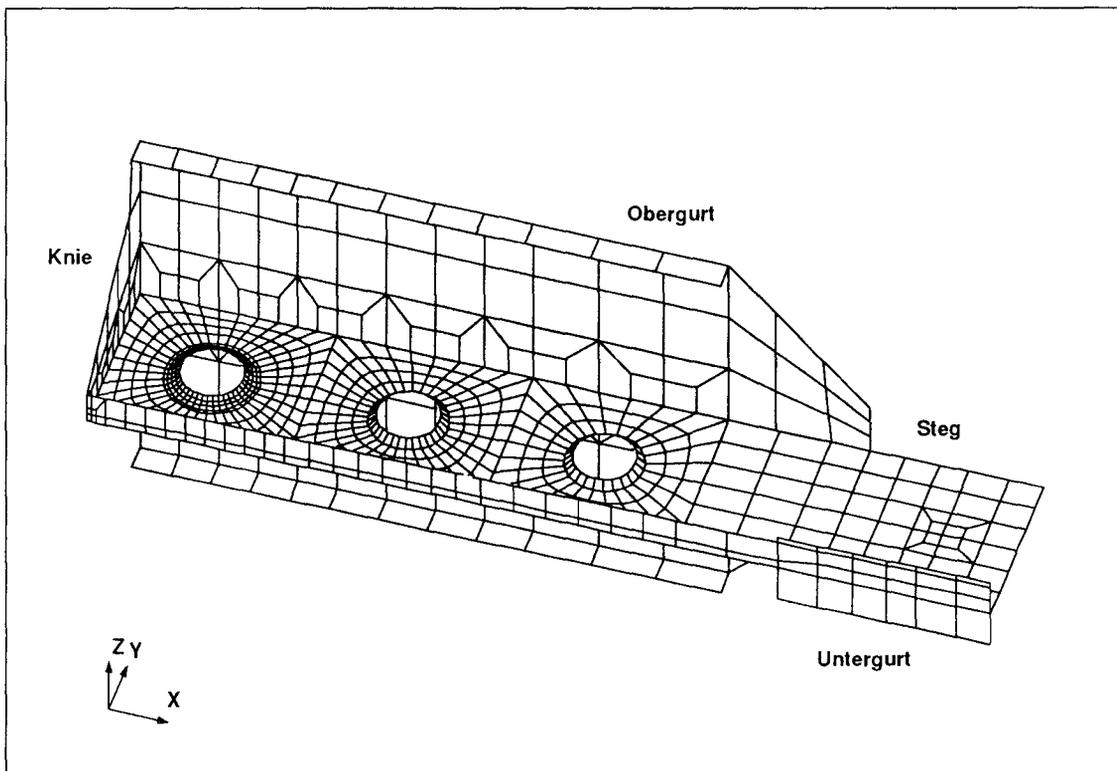


Abb. B.14: Finite-Elemente-Idealisierung, Modell 2

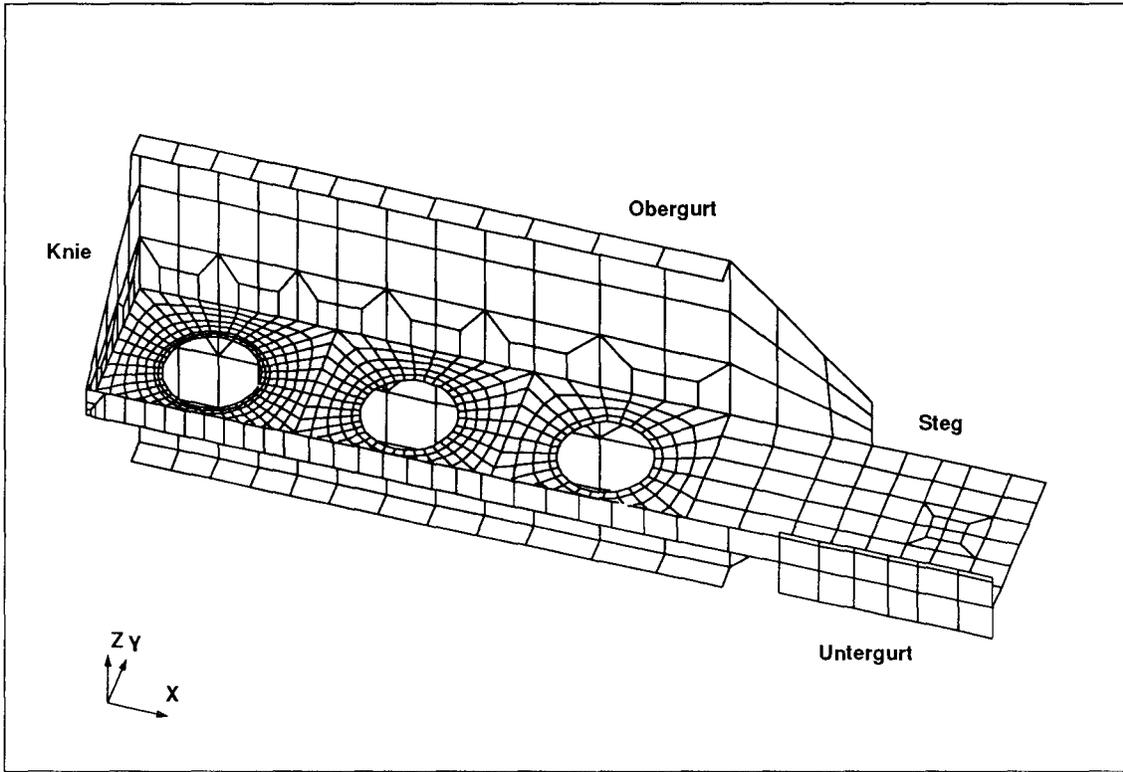


Abb. B.15: Finite-Elemente-Idealisierung, Modell 3

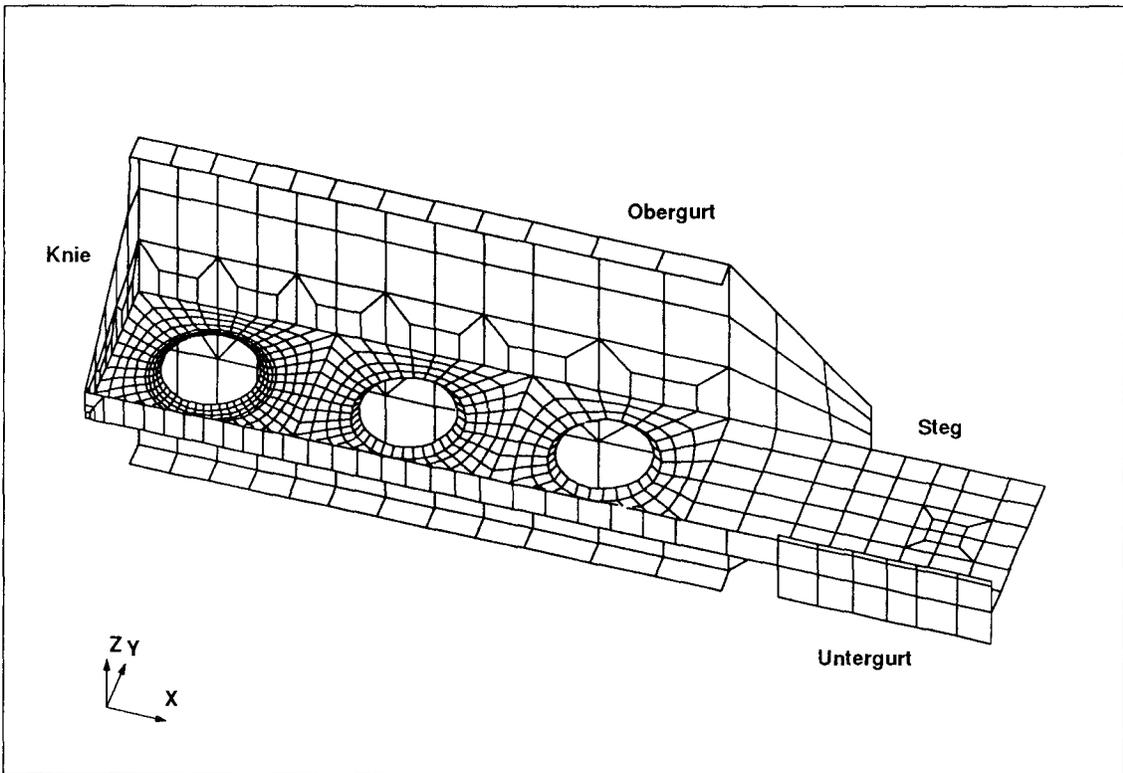


Abb. B.16: Finite-Elemente-Idealisierung, Modell 4

- 1 -5.000+1
- 2 -4.000+1
- 3 -3.000+1
- 4 -2.000+1
- 5 -1.000+1
- 6 0.0
- 7 1.000+1
- 8 2.000+1
- 9 3.000+1
- 10 4.000+1
- 11 5.000+1
- 12 6.000+1
- 13 7.000+1
- 14 8.000+1
- 15 9.000+1
- 16 1.000+2
- 17 1.100+2
- 18 1.200+2
- 19 1.300+2
- 20 1.400+2
- 21 1.500+2

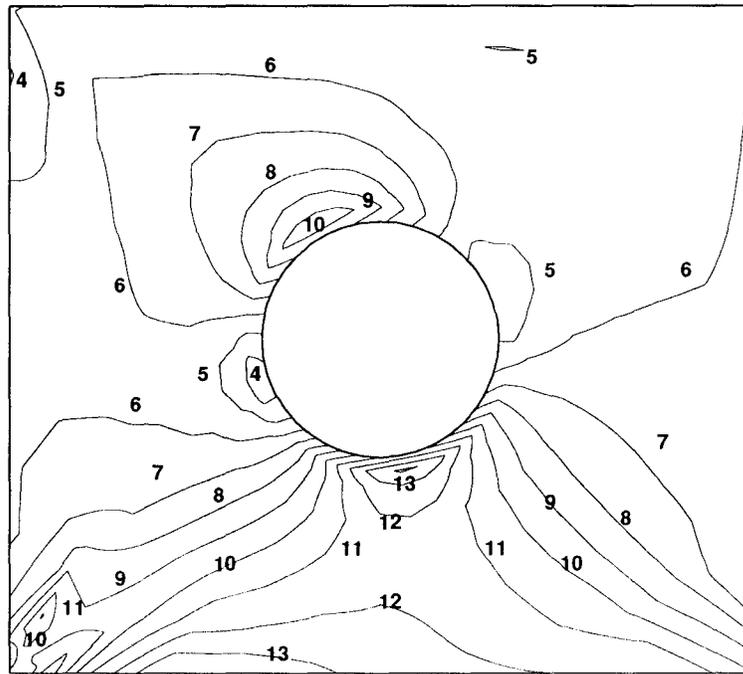
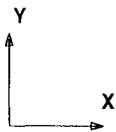


Abb. B.17: XX-Normalspannungsverteilung, Modell 1

- 1 -5.000+1
- 2 -4.000+1
- 3 -3.000+1
- 4 -2.000+1
- 5 -1.000+1
- 6 0.0
- 7 1.000+1
- 8 2.000+1
- 9 3.000+1
- 10 4.000+1
- 11 5.000+1
- 12 6.000+1
- 13 7.000+1
- 14 8.000+1
- 15 9.000+1
- 16 1.000+2
- 17 1.100+2
- 18 1.200+2
- 19 1.300+2
- 20 1.400+2
- 21 1.500+2

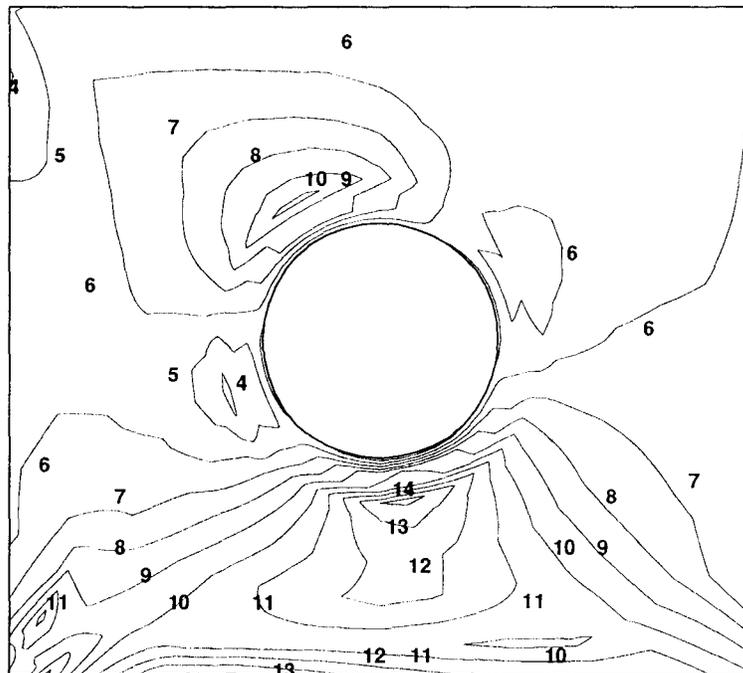
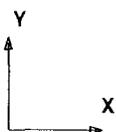


Abb. B.18: XX-Normalspannungsverteilung, Modell 2

- 1 -5.000+1
- 2 -4.000+1
- 3 -3.000+1
- 4 -2.000+1
- 5 -1.000+1
- 6 0.0
- 7 1.000+1
- 8 2.000+1
- 9 3.000+1
- 10 4.000+1
- 11 5.000+1
- 12 6.000+1
- 13 7.000+1
- 14 8.000+1
- 15 9.000+1
- 16 1.000+2
- 17 1.100+2
- 18 1.200+2
- 19 1.300+2
- 20 1.400+2
- 21 1.500+2

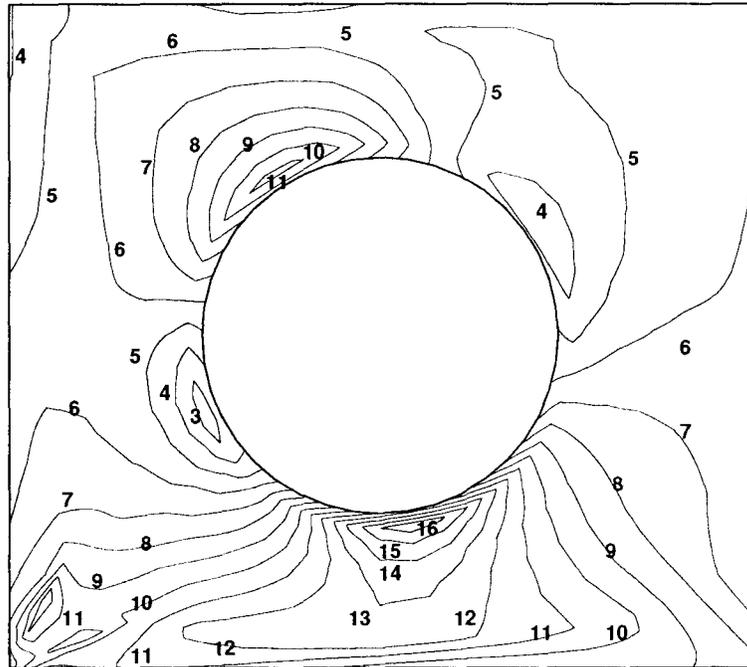
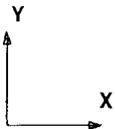


Abb. B.19: XX-Normalspannungsverteilung, Modell 3

- 1 -5.000+1
- 2 -4.000+1
- 3 -3.000+1
- 4 -2.000+1
- 5 -1.000+1
- 6 0.0
- 7 1.000+1
- 8 2.000+1
- 9 3.000+1
- 10 4.000+1
- 11 5.000+1
- 12 6.000+1
- 13 7.000+1
- 14 8.000+1
- 15 9.000+1
- 16 1.000+2
- 17 1.100+2
- 18 1.200+2
- 19 1.300+2
- 20 1.400+2
- 21 1.500+2

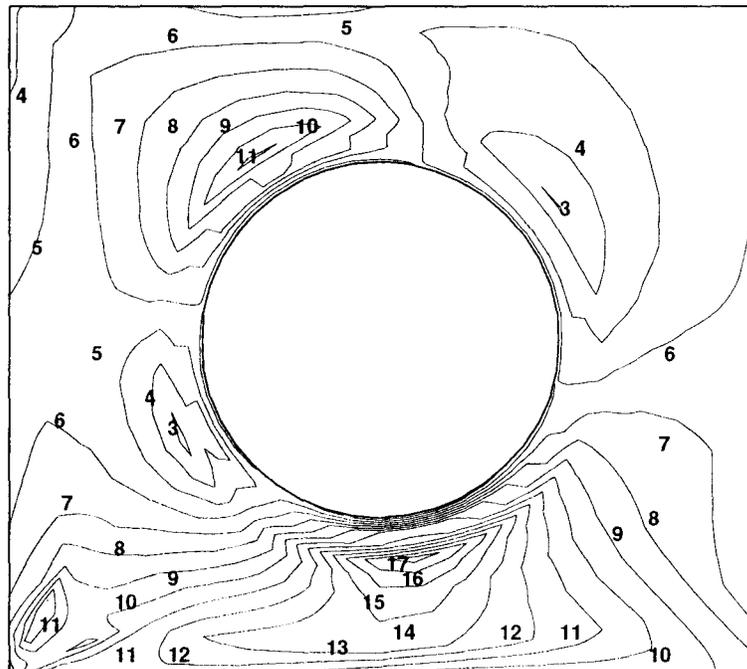
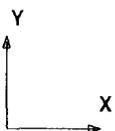


Abb. B.20: XX-Normalspannungsverteilung, Modell 4

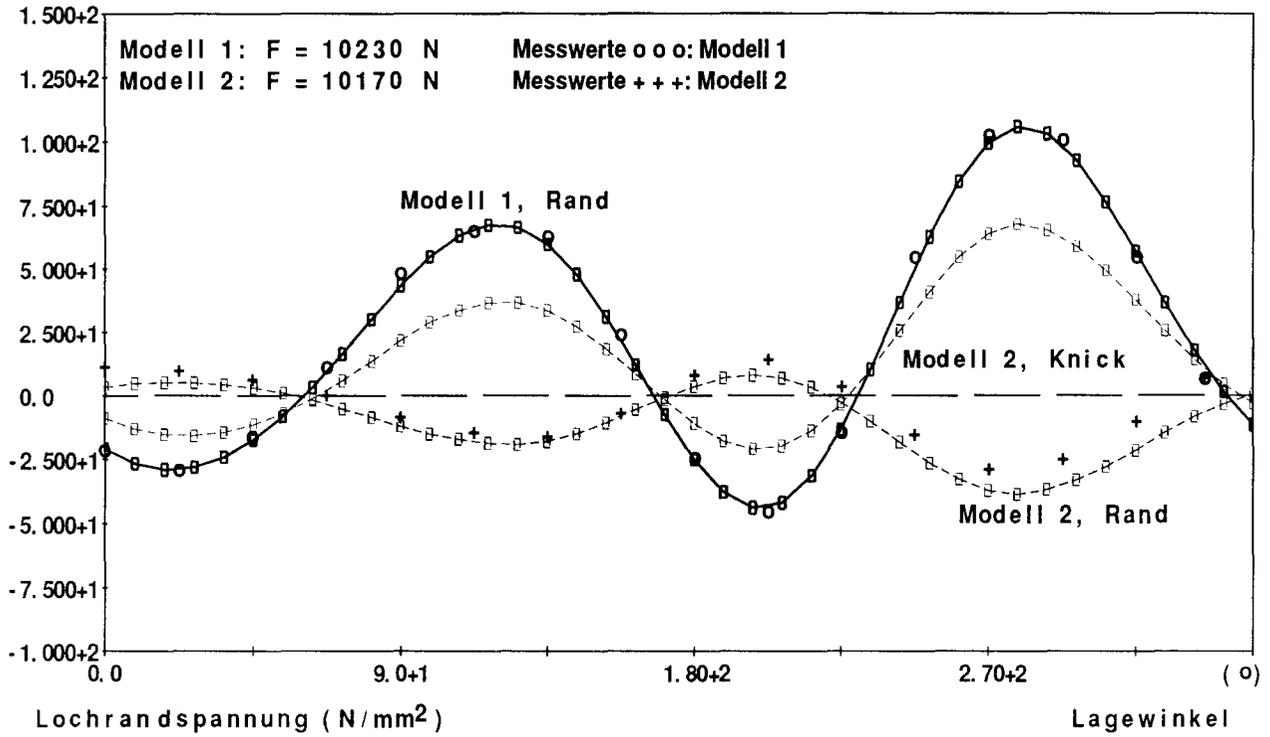


Abb. B.21: Vergleich der Lochrandspannungen, Modell 1 und 2

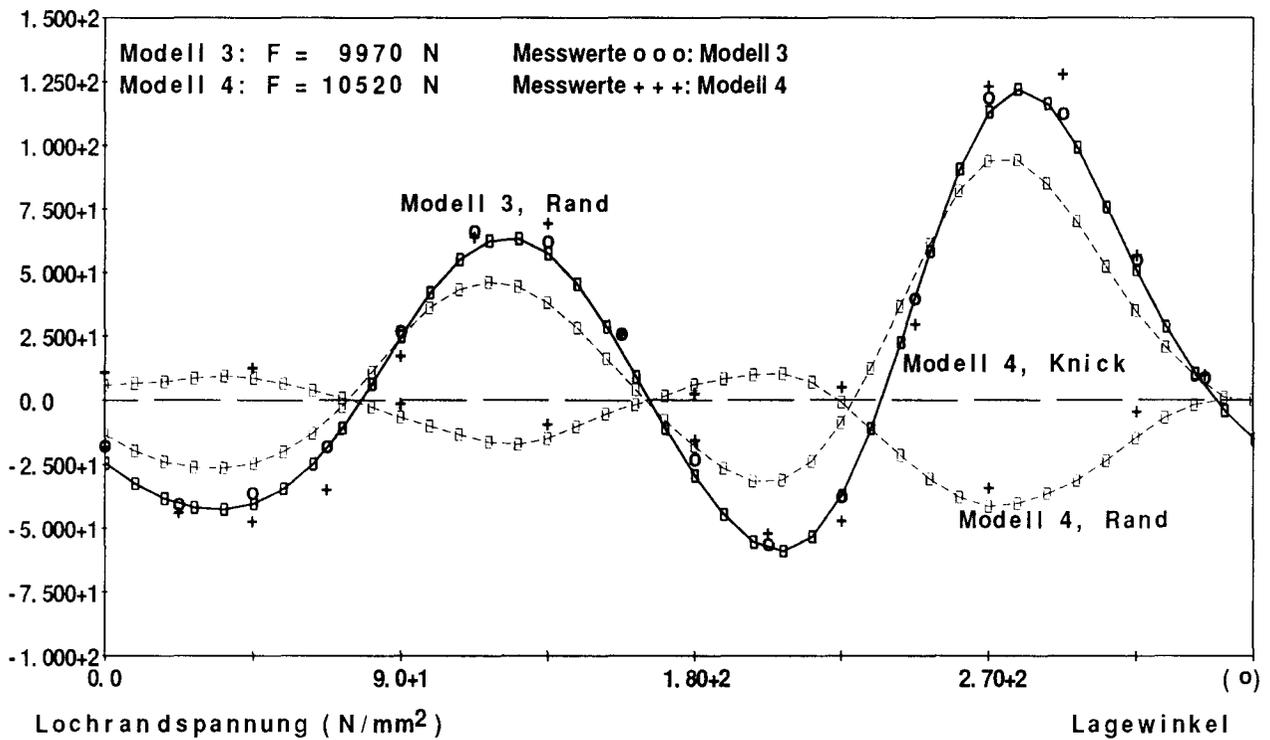
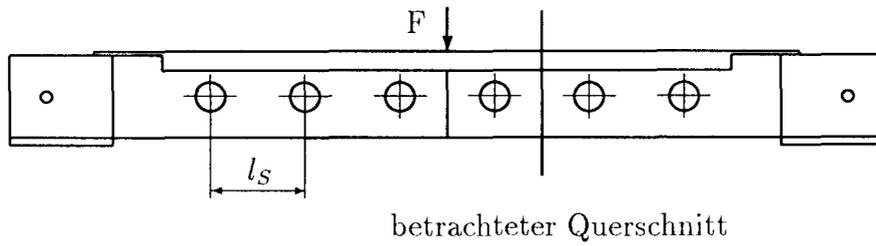


Abb. B.22: Vergleich der Lochrandspannungen, Modell 3 und 4



Modell 1:  $F = 10230 \text{ N}$     ●—● FE-Ergebnis    ● Messung     $l_s/d = 3.1$   
 Modell 3:  $F = 9970 \text{ N}$     ○—○ FE-Ergebnis    ○ Messung     $l_s/d = 2.1$

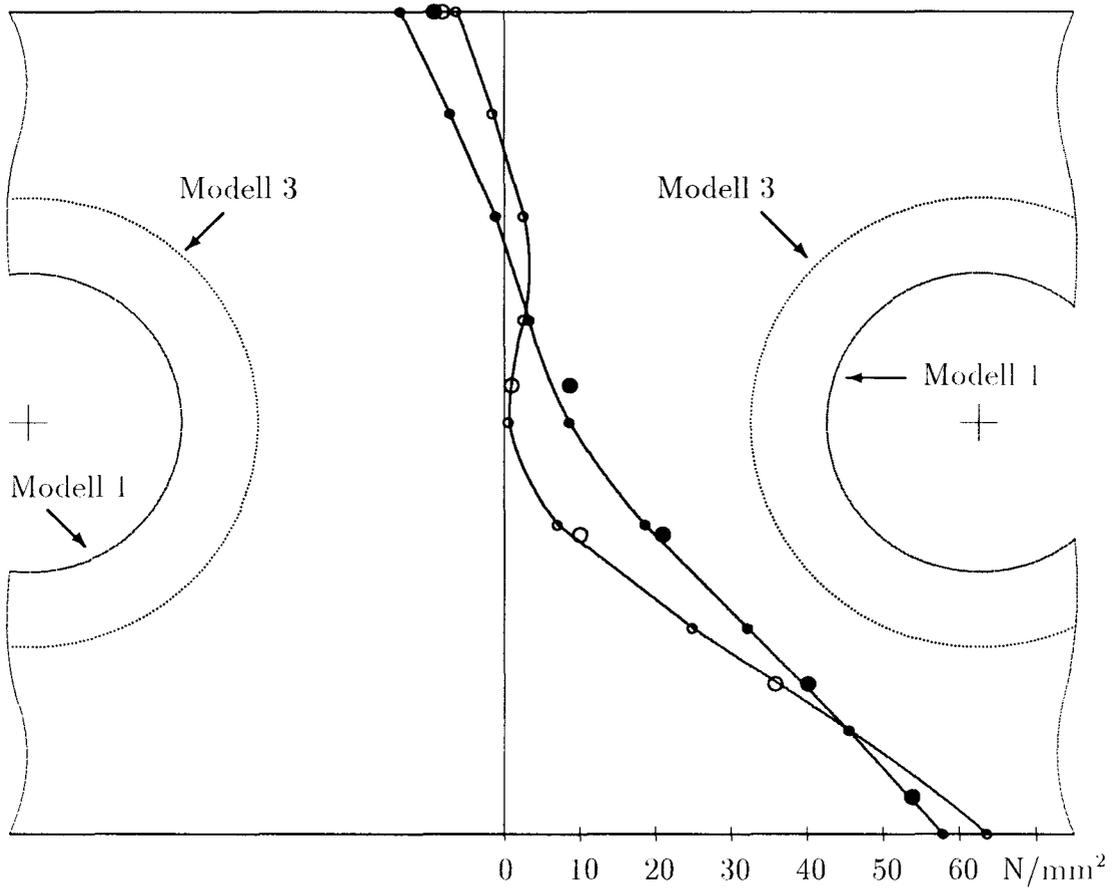


Abb. B.23: Biegespannungsverteilung zwischen 2 Ausschnitten

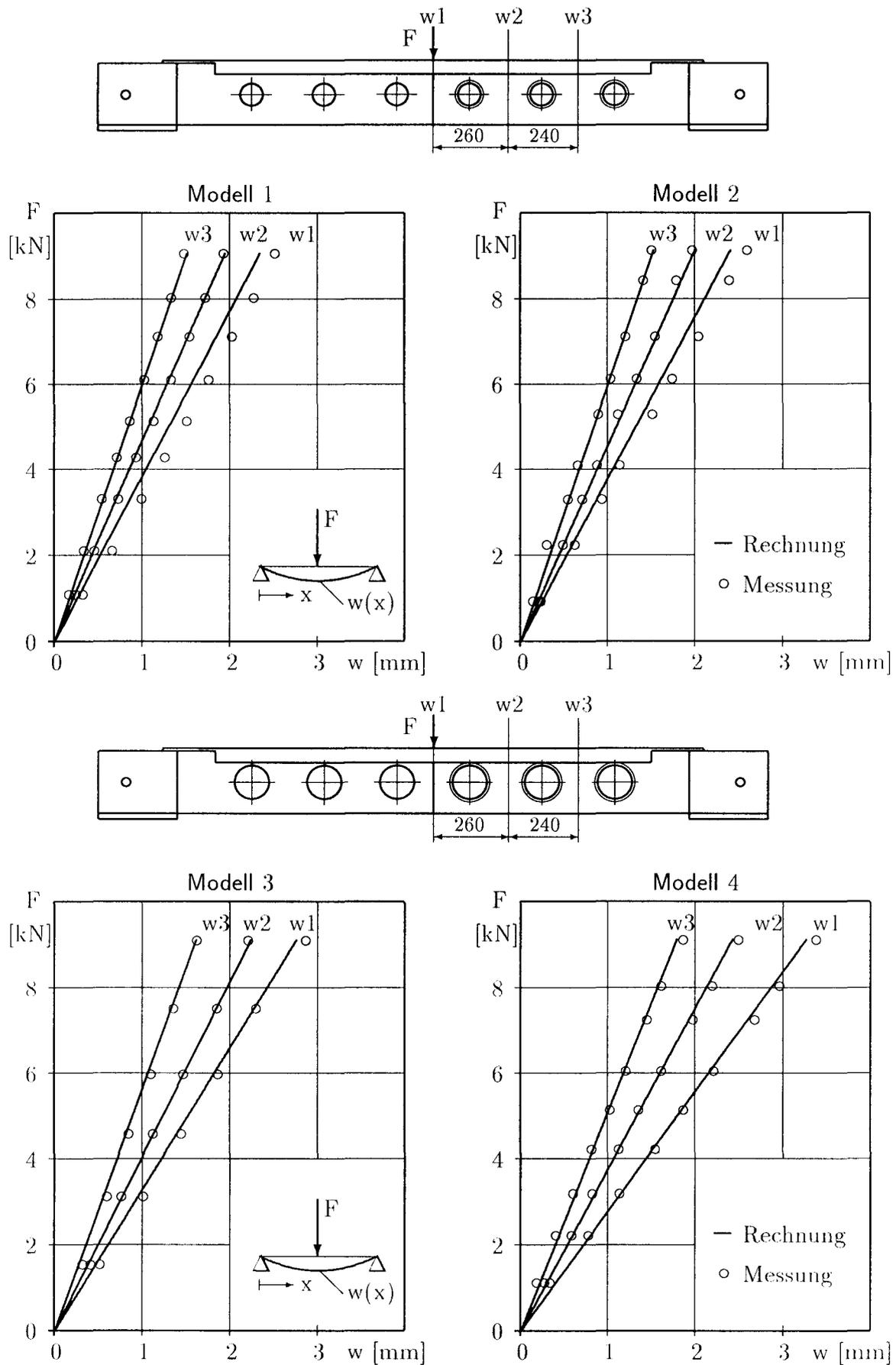


Abb. B.24: Durchbiegungen aus den Vorversuchen der Modelle 1 bis 4

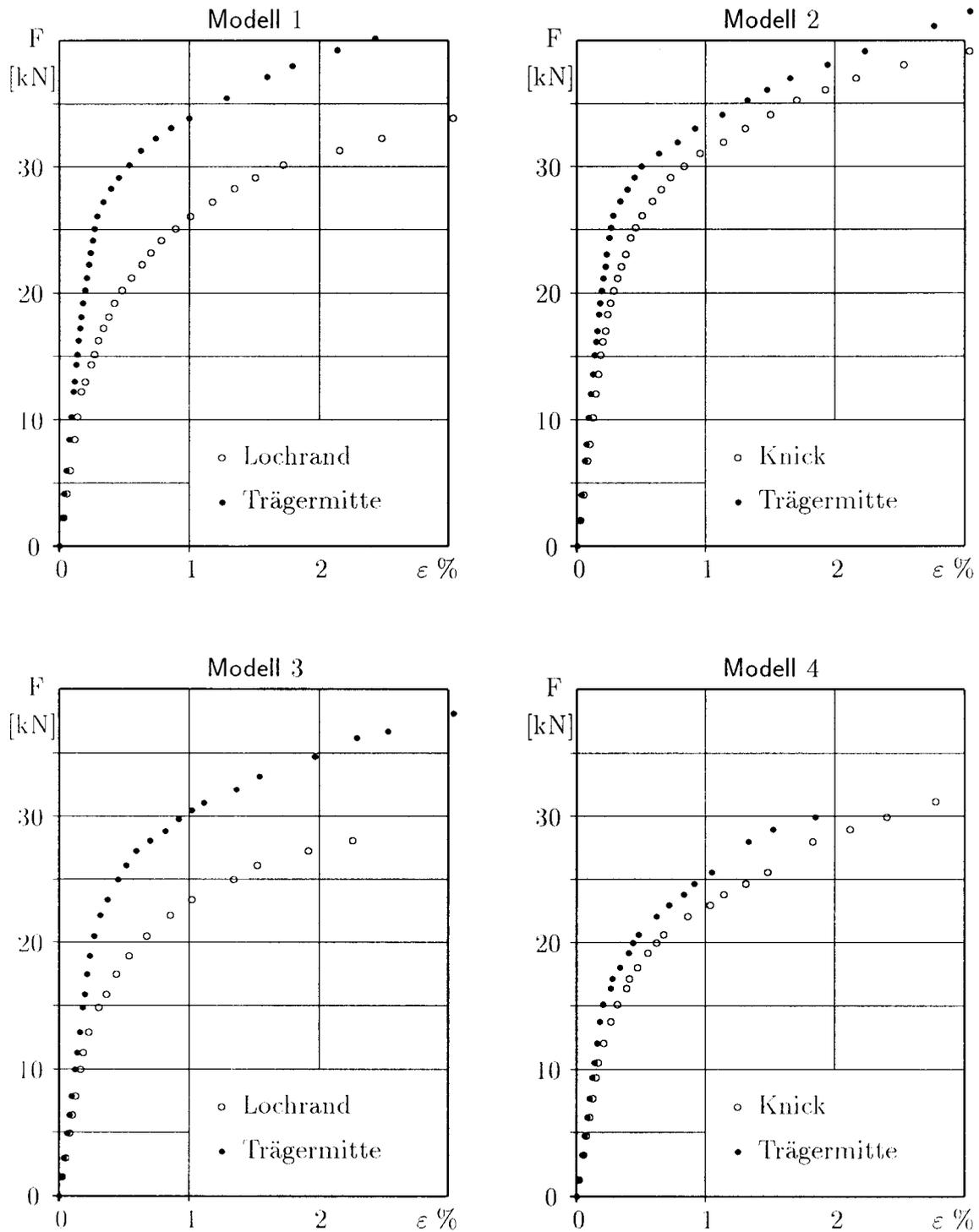


Abb. B.25: Gemessene Maximaldehnungen in Trägermitte und am Ausschnitt

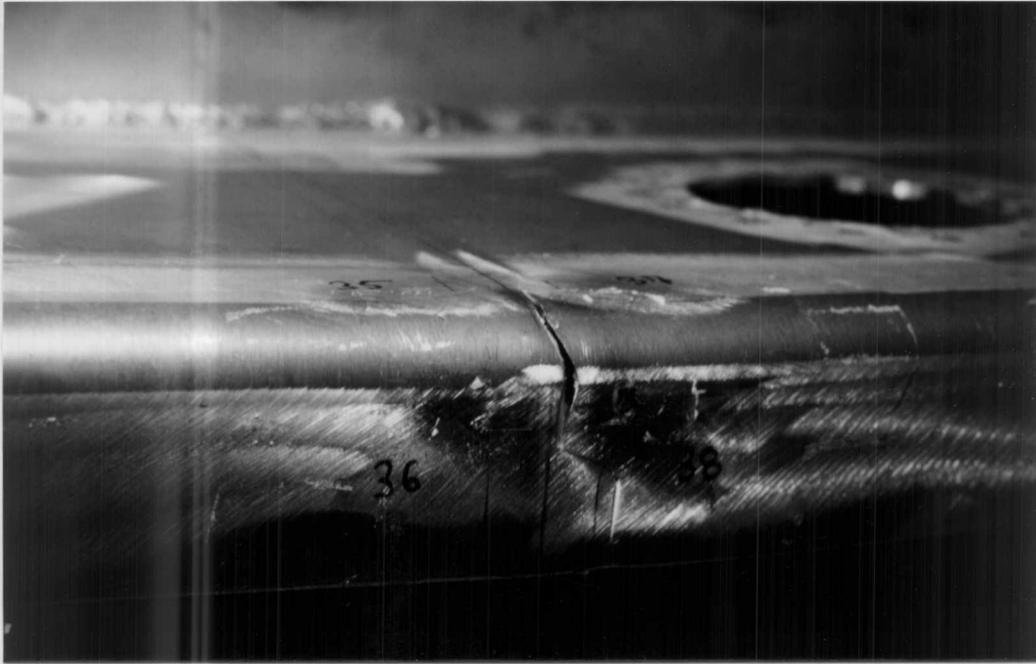


Abb. B.26: Versagensform – Modell 1



Abb. B.27: Versagensform – Modell 2



Abb. B.28: Versagensform – Modell 3

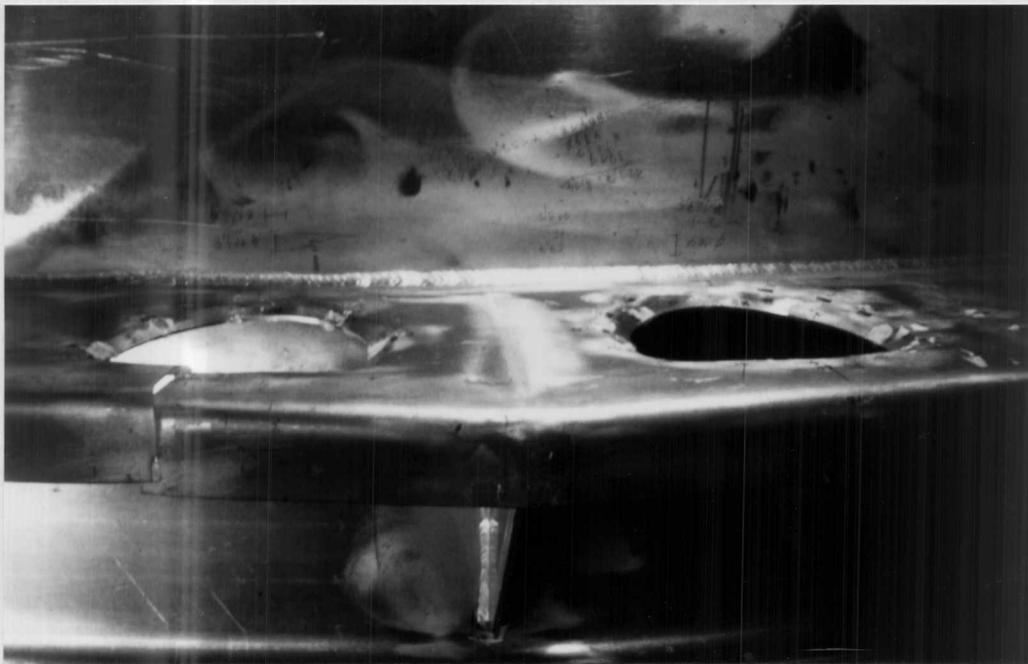


Abb. B.29: Versagensform – Modell 4

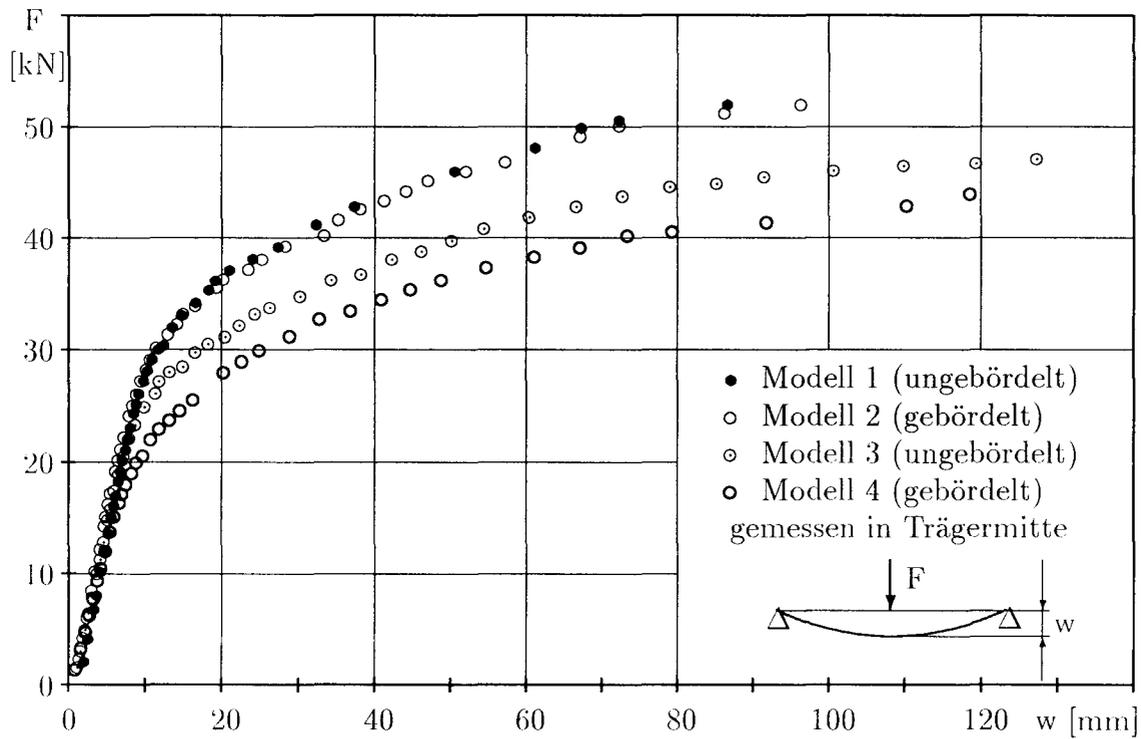


Abb. B.30: Gemessene Last-Verformungskurven der Modelle 1 bis 4

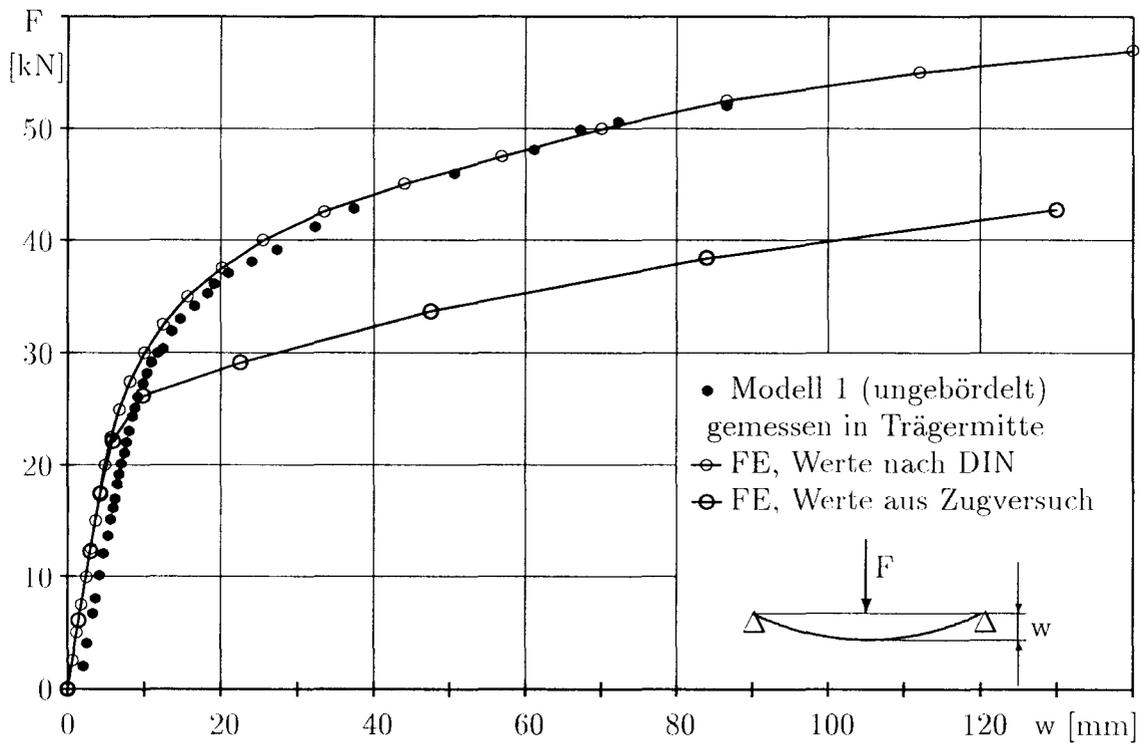


Abb. B.31: Vergleich verschiedener Verfestigungsansätze

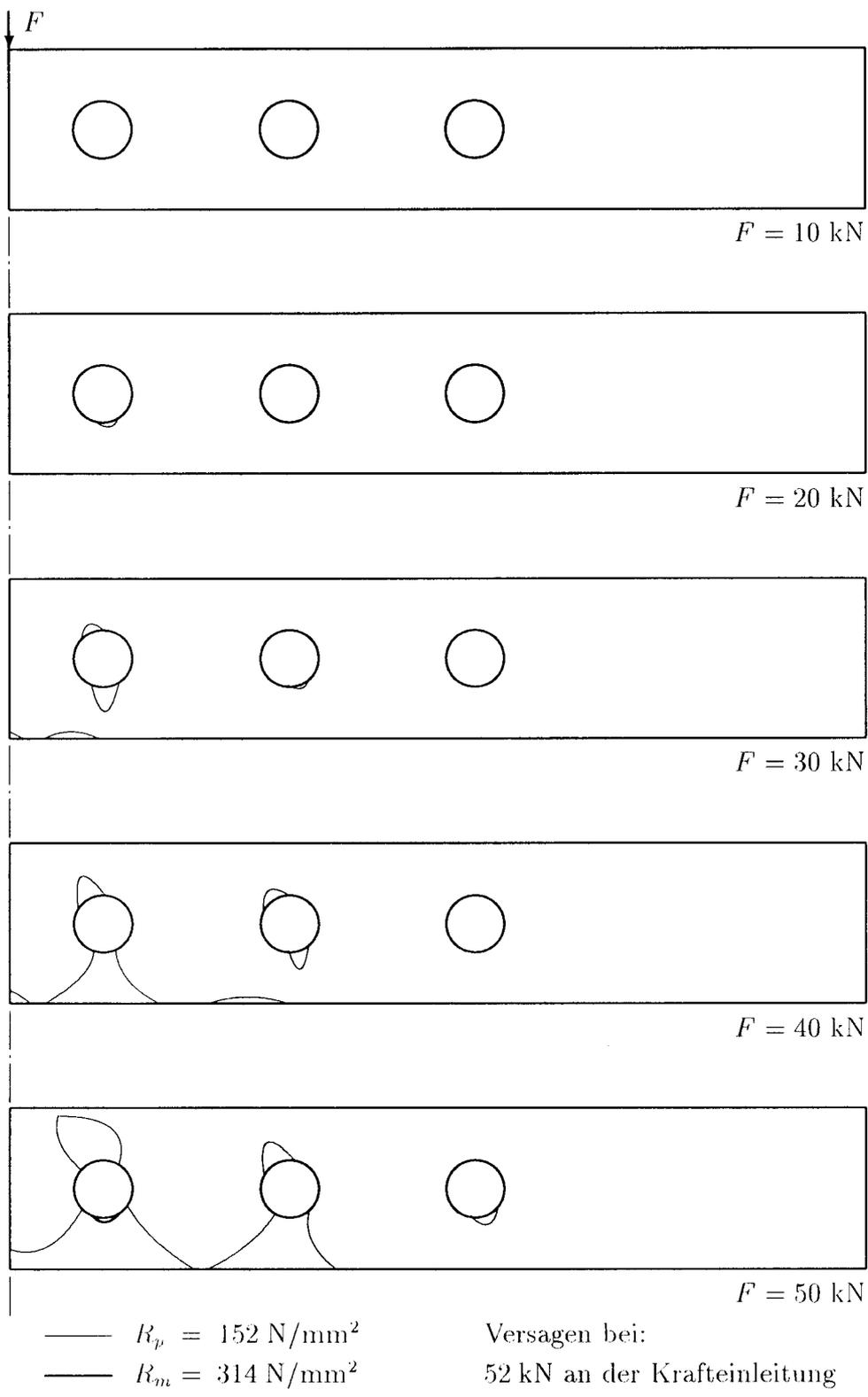


Abb. B.32: Ausbreitung der plastischen Zonen bei dem Modell 1

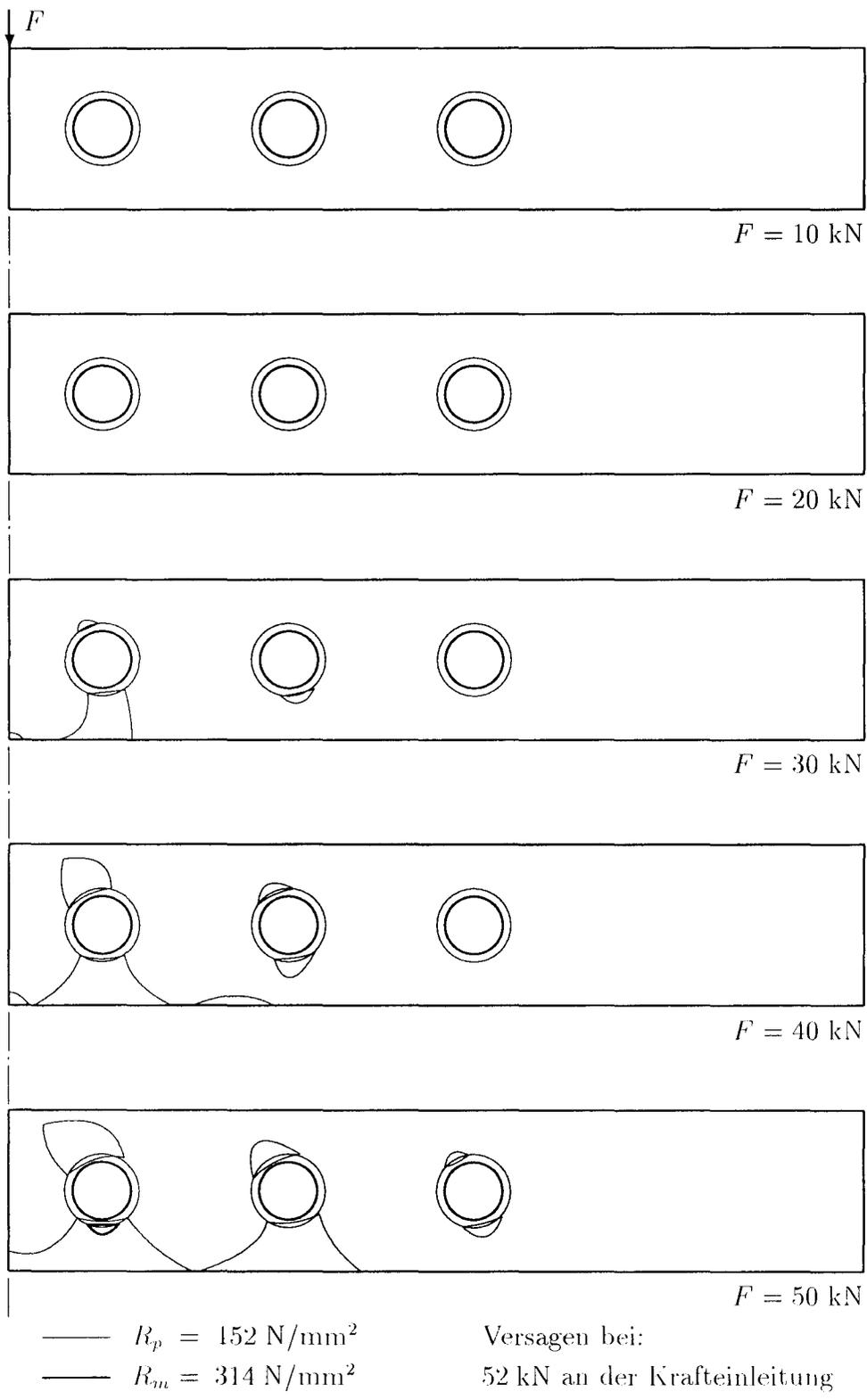


Abb. B.33: Ausbreitung der plastischen Zonen bei dem Modell 2

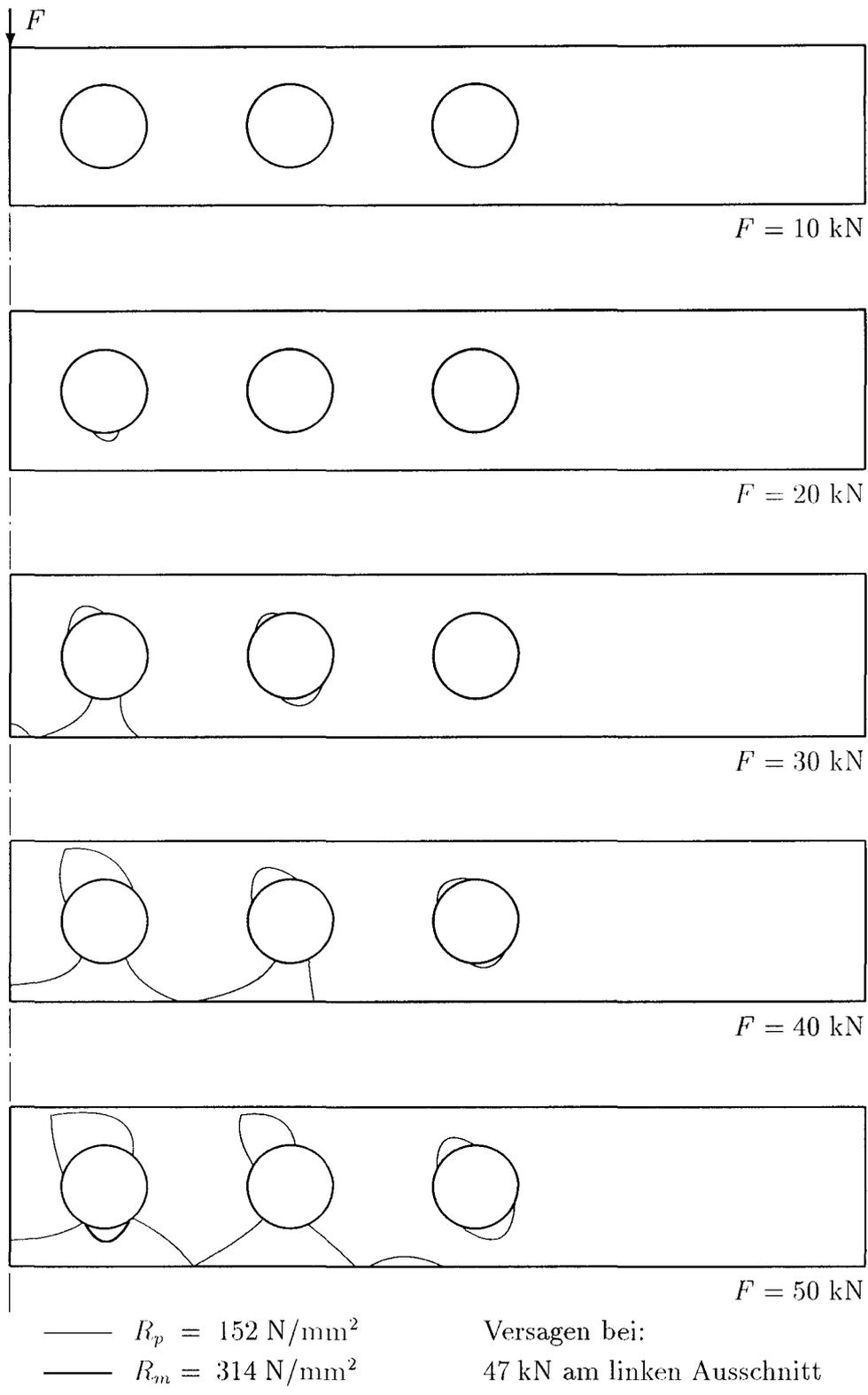


Abbildung B.34: Ausbreitung der plastischen Zonen bei dem Modell 3

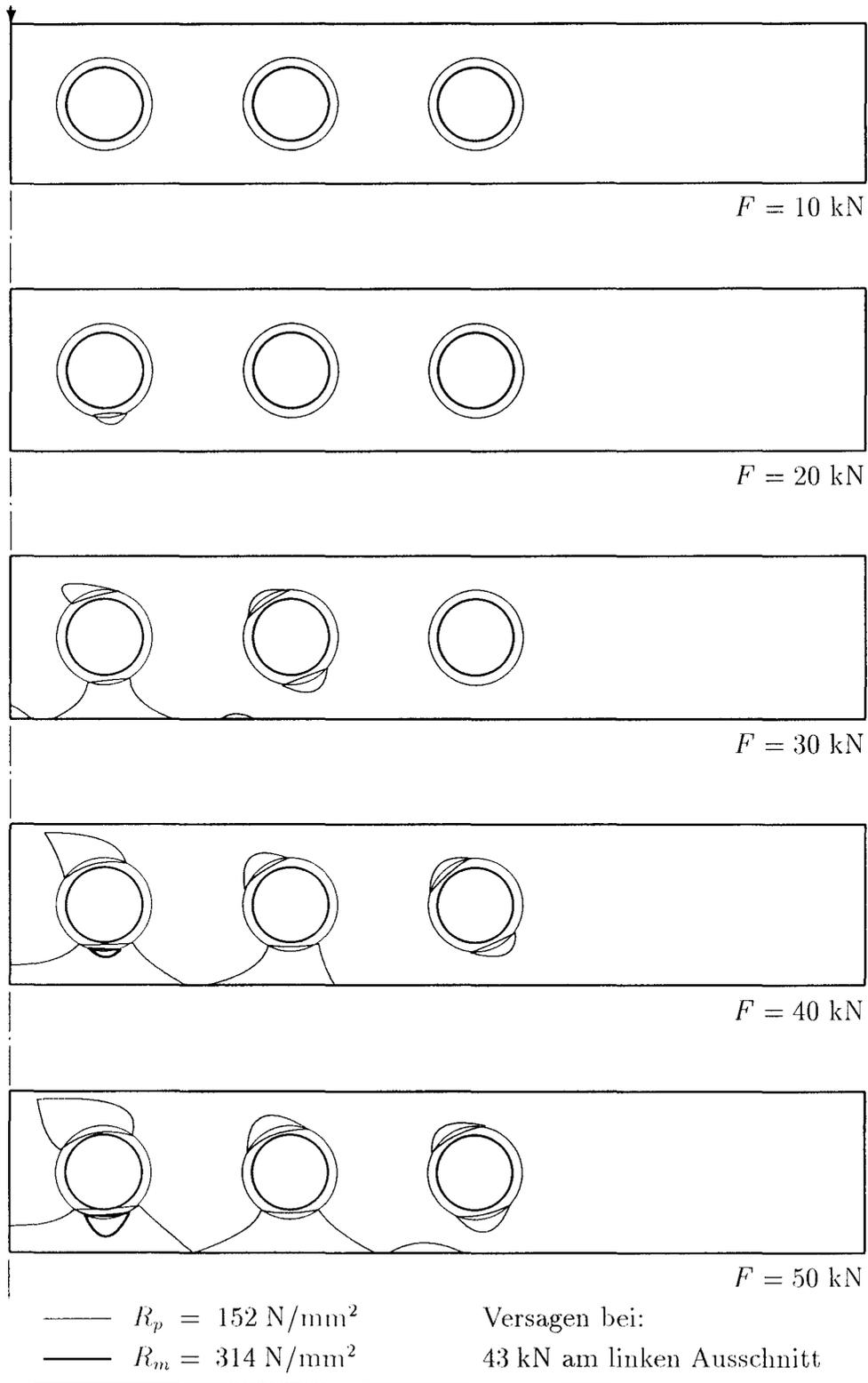


Abbildung B.35: Ausbreitung der plastischen Zonen bei dem Modell 4

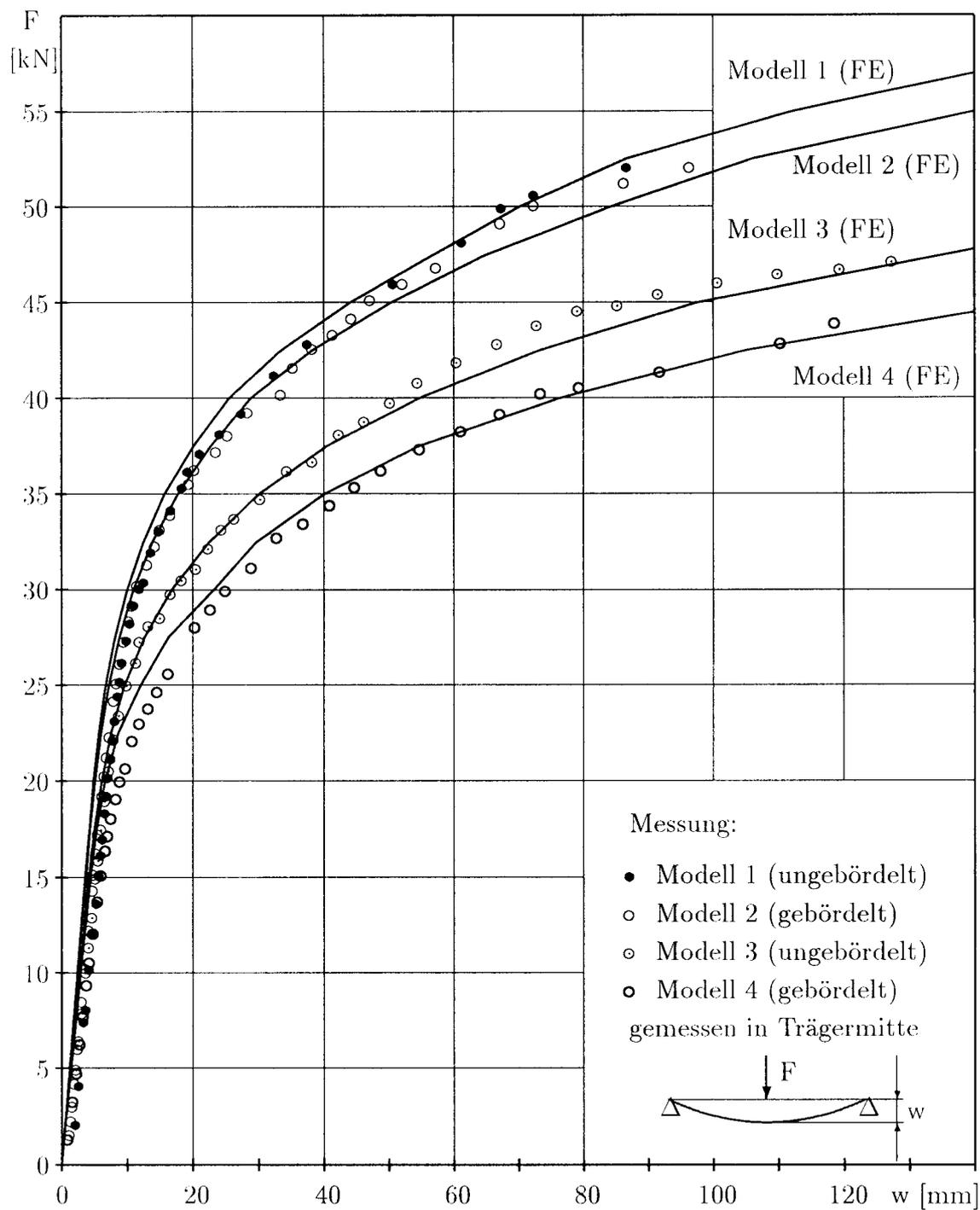


Abb. B.36: Gemessene und errechnete Last-Verformungskurven aller Modelle

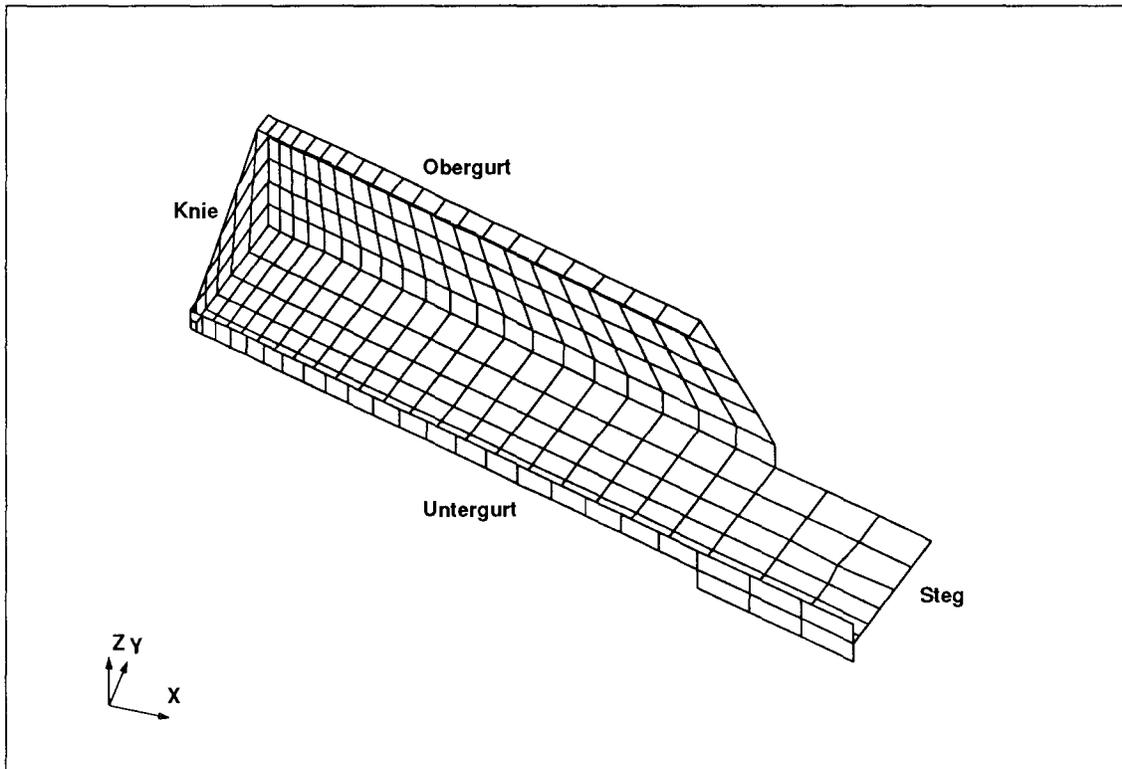


Abb. B.37: Finite-Elemente-Idealisierung zum Vollwandträger

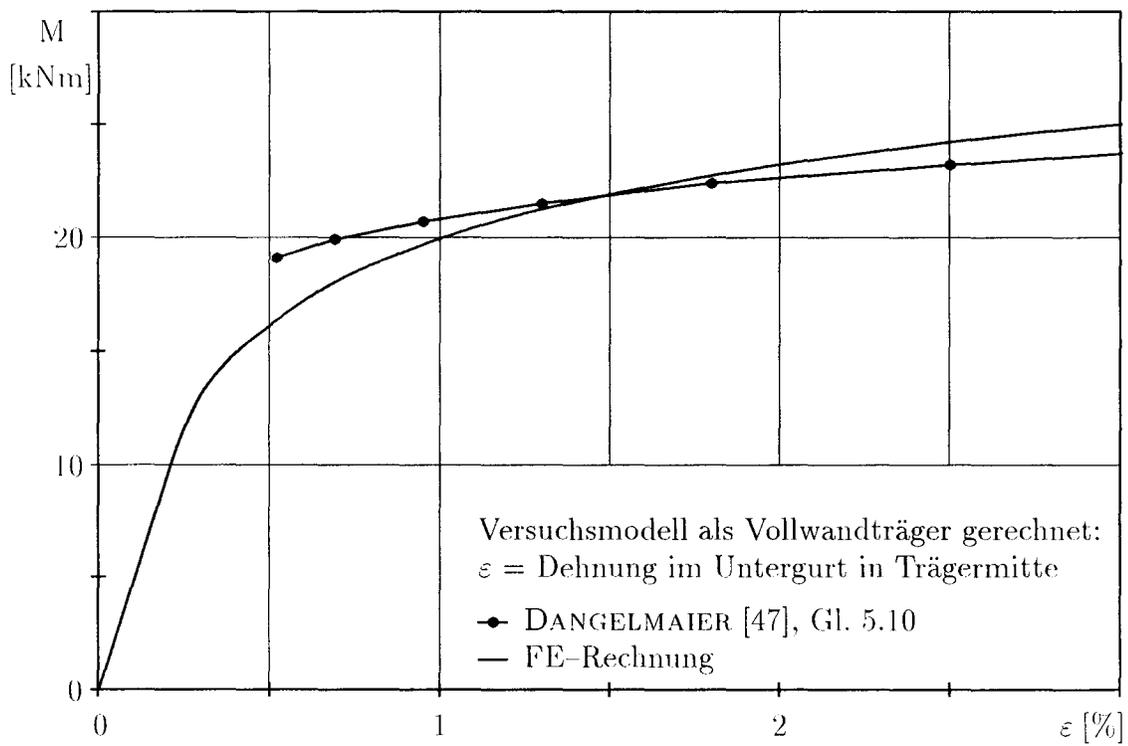


Abb. B.38: Momententragfähigkeit in Abhängigkeit der Grenzdehnung

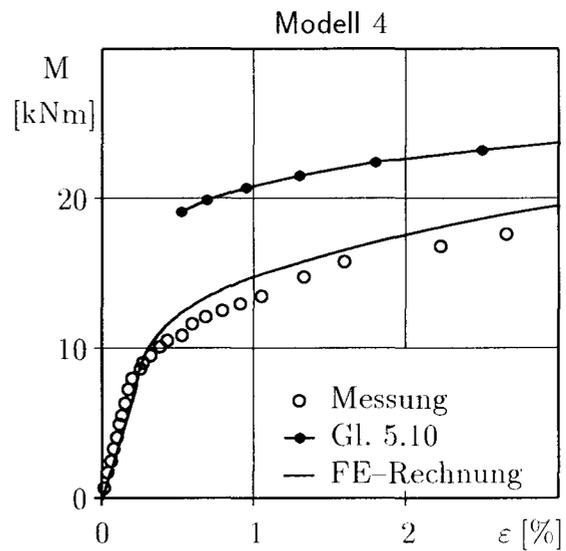
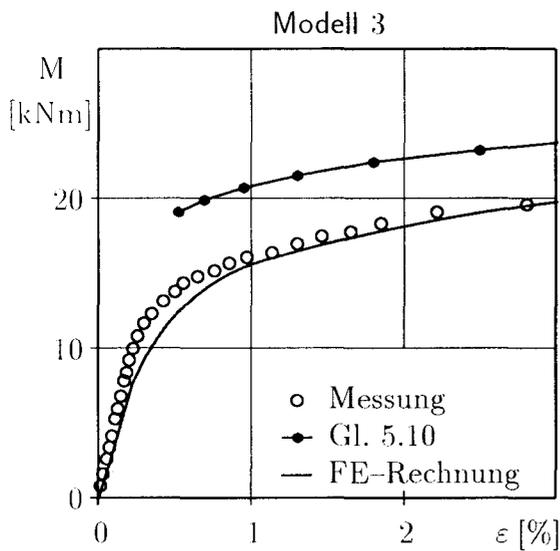
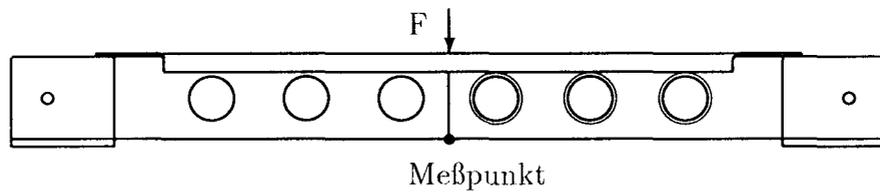
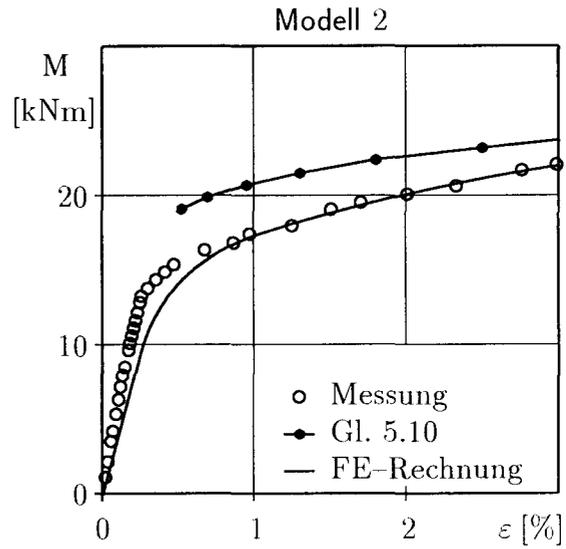
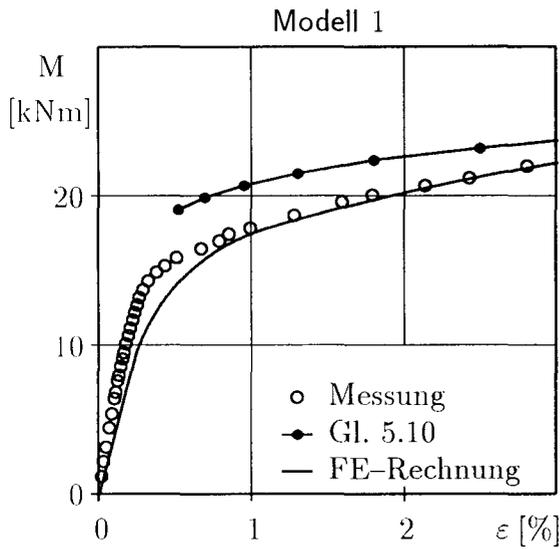
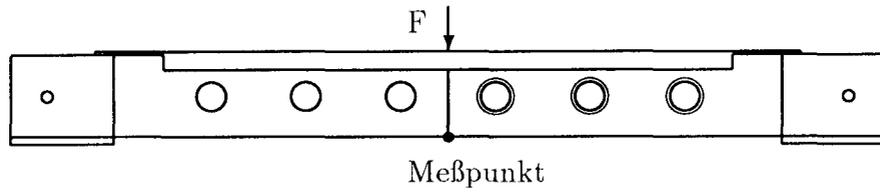


Abb. B.39: Grenzmomente der Modelle 1 bis 4 auf halber Trägerlänge

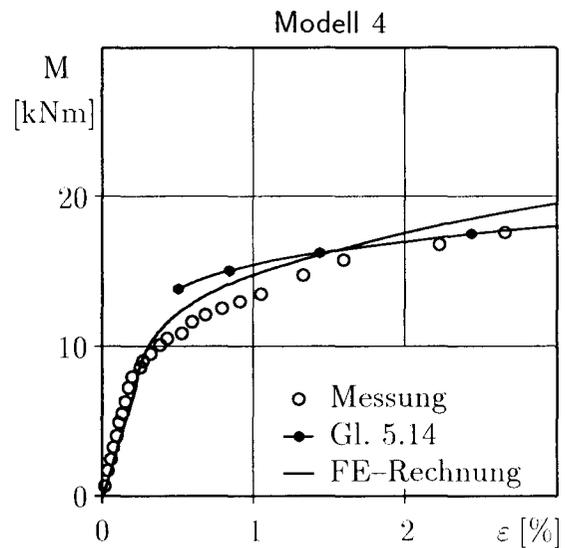
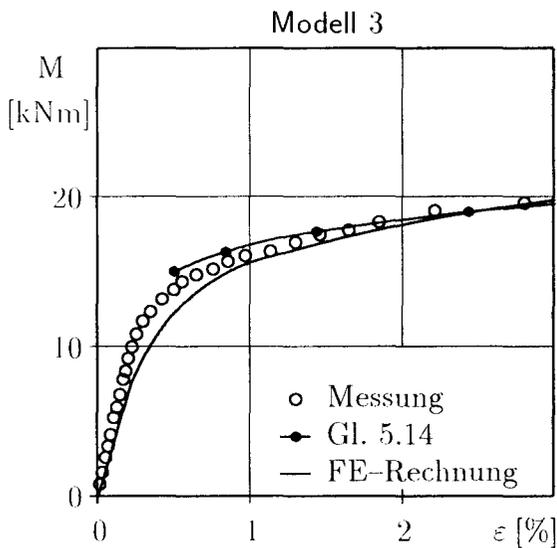
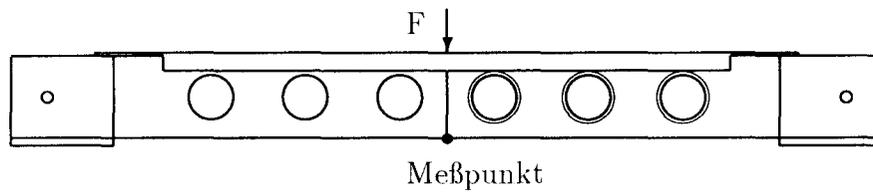
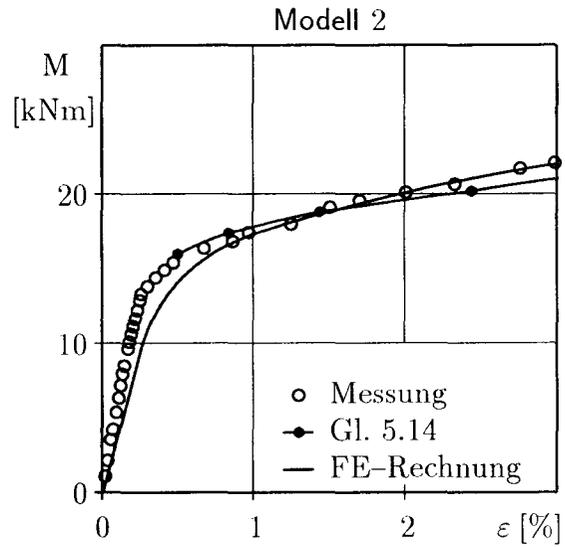
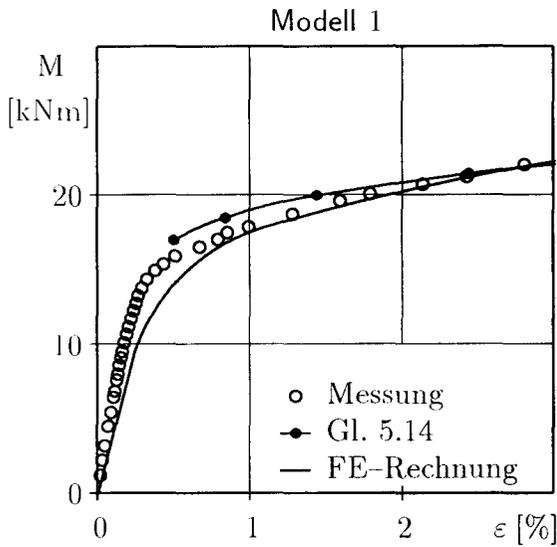
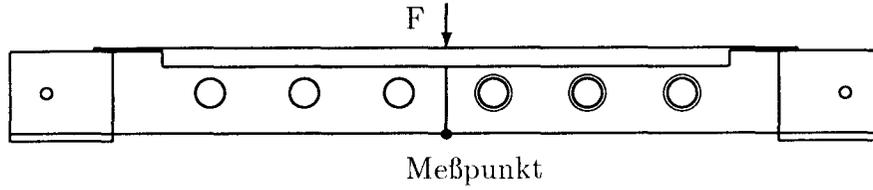


Abb. B.40: Vergleich der Grenzmomente aus Messung und Rechnung

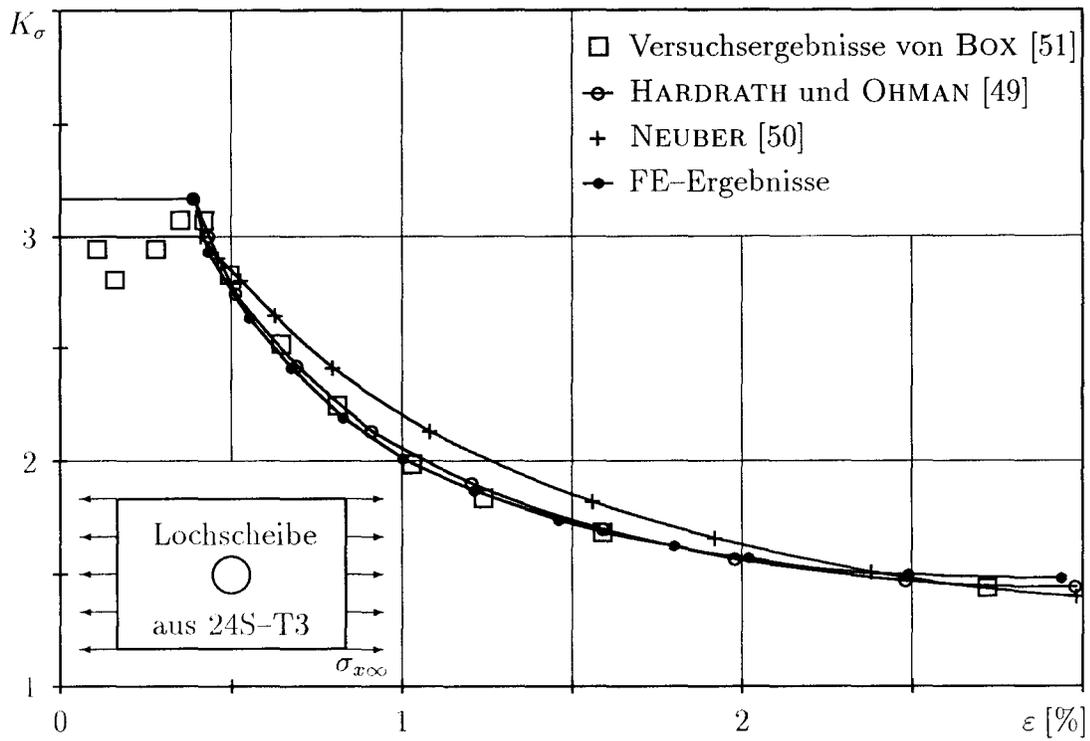


Abb. B.41: Vergleich der Ergebnisse in Abhängigkeit der Kerbdehnung

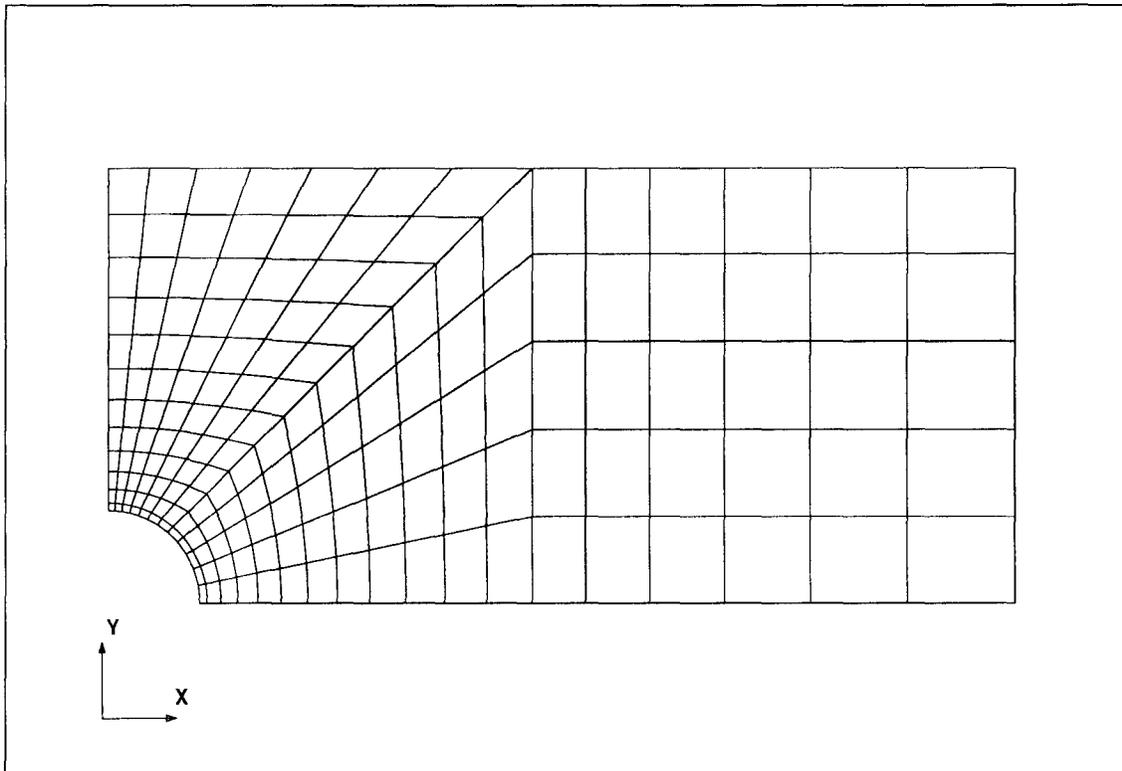


Abb. B.42: FE-Idealisierung zu den Versuchen von BOX

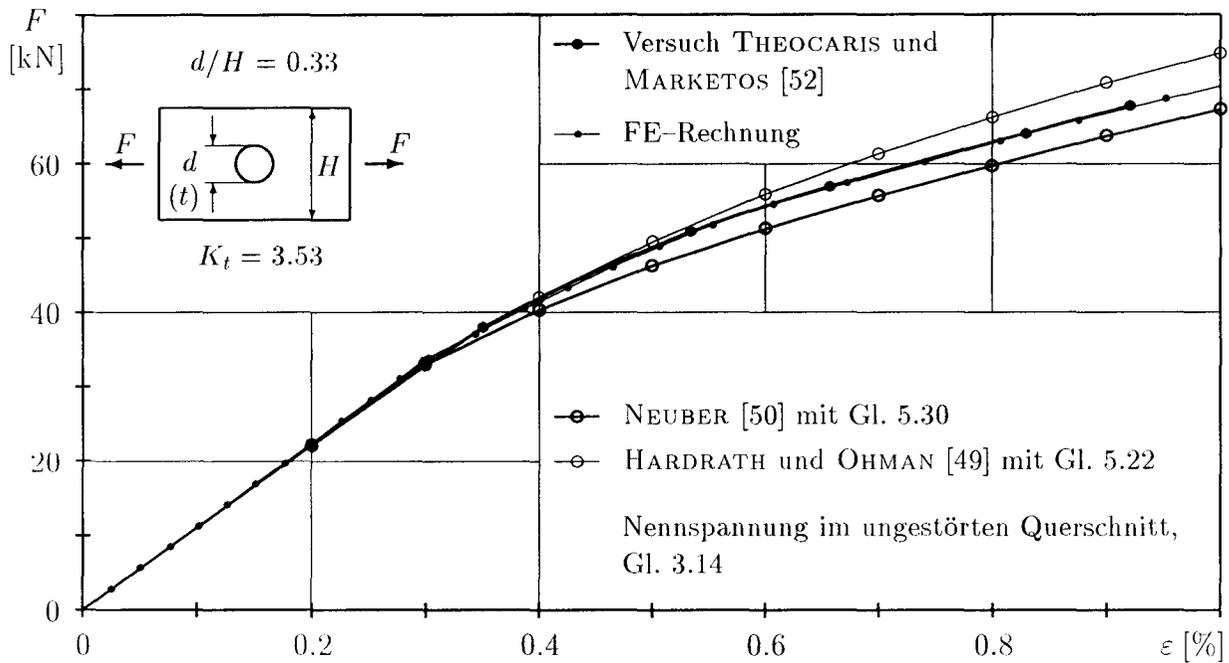


Abb. B.43: Vergleich der Last-Kerbdehnungskurven an der Lochscheibe aus Aluminium 57S mit dem kleineren Ausschnitt

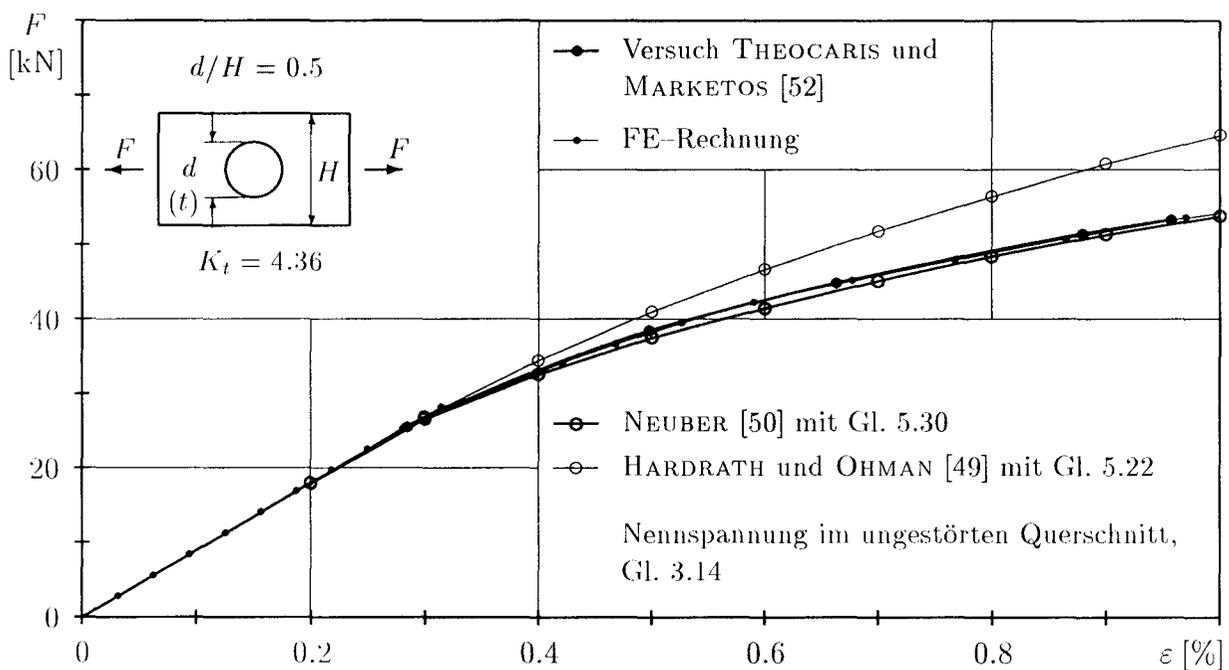


Abb. B.44: Vergleich der Last-Kerbdehnungskurven an der Lochscheibe aus Aluminium 57S mit dem größeren Ausschnitt

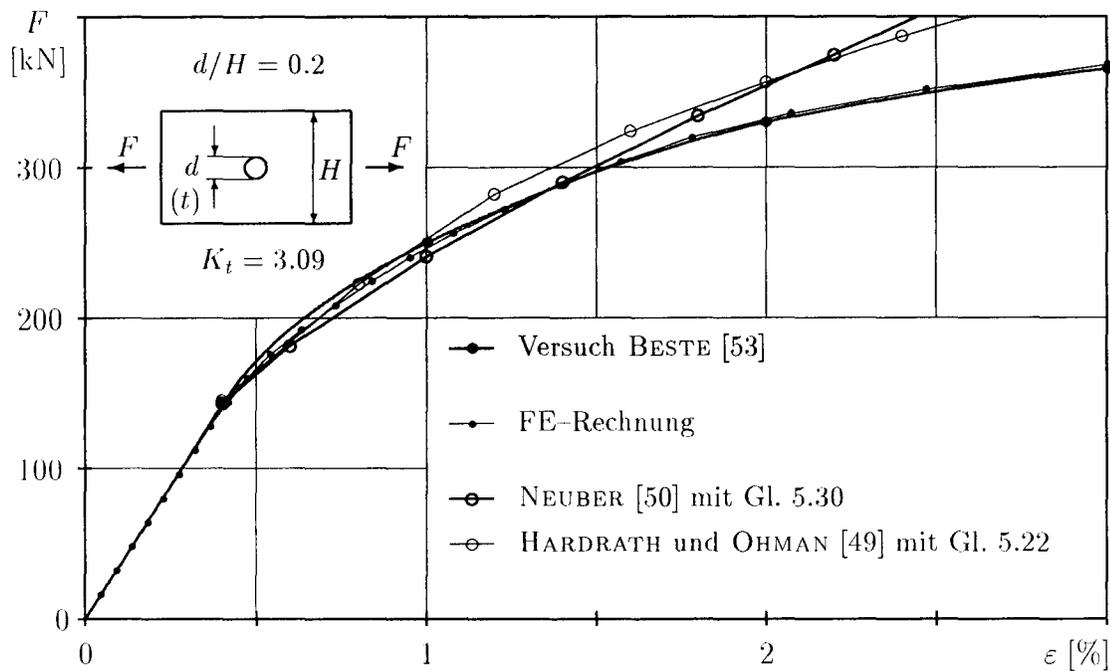


Abb. B.45: Vergleich der Kerbdehnungen an der Lochscheibe aus Al Mg 4,5 Mn mit konstanter Nennspannung im ungestörten Querschnitt

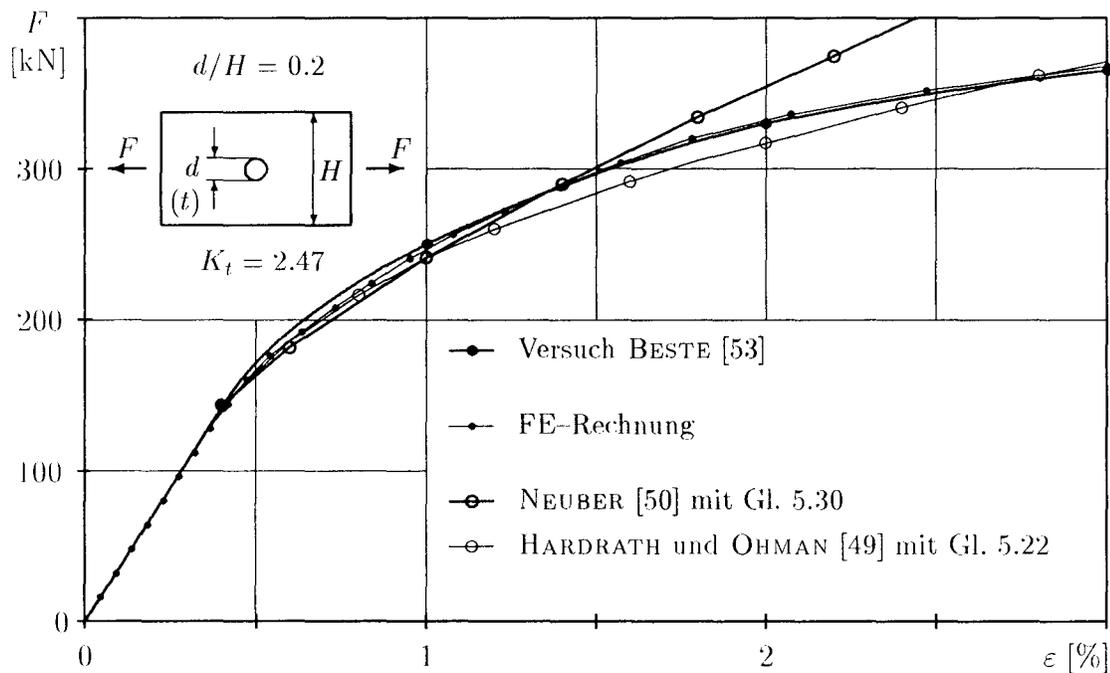


Abb. B.46: Vergleich der Kerbdehnungen an der Lochscheibe aus Al Mg 4,5 Mn mit konstanter Nennspannung im Nettoquerschnitt

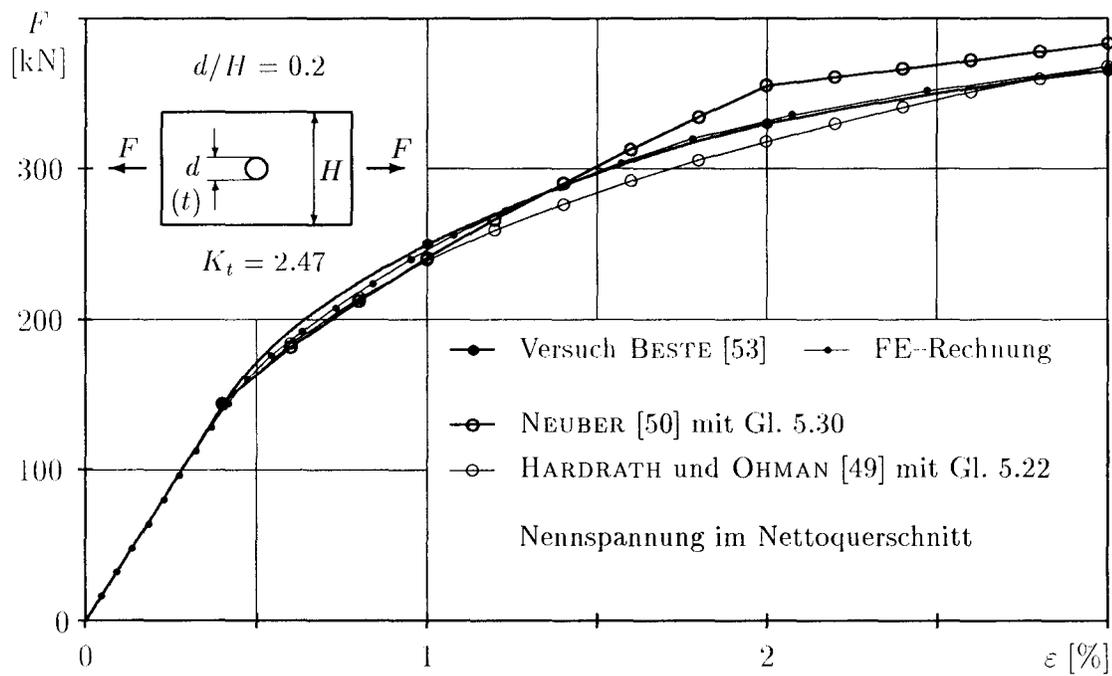


Abb. B.47: Vergleich der Kerbdehnungen an der Lochscheibe aus Al Mg 4,5 Mn mit Korrektur für den vollplastischen Querschnitt

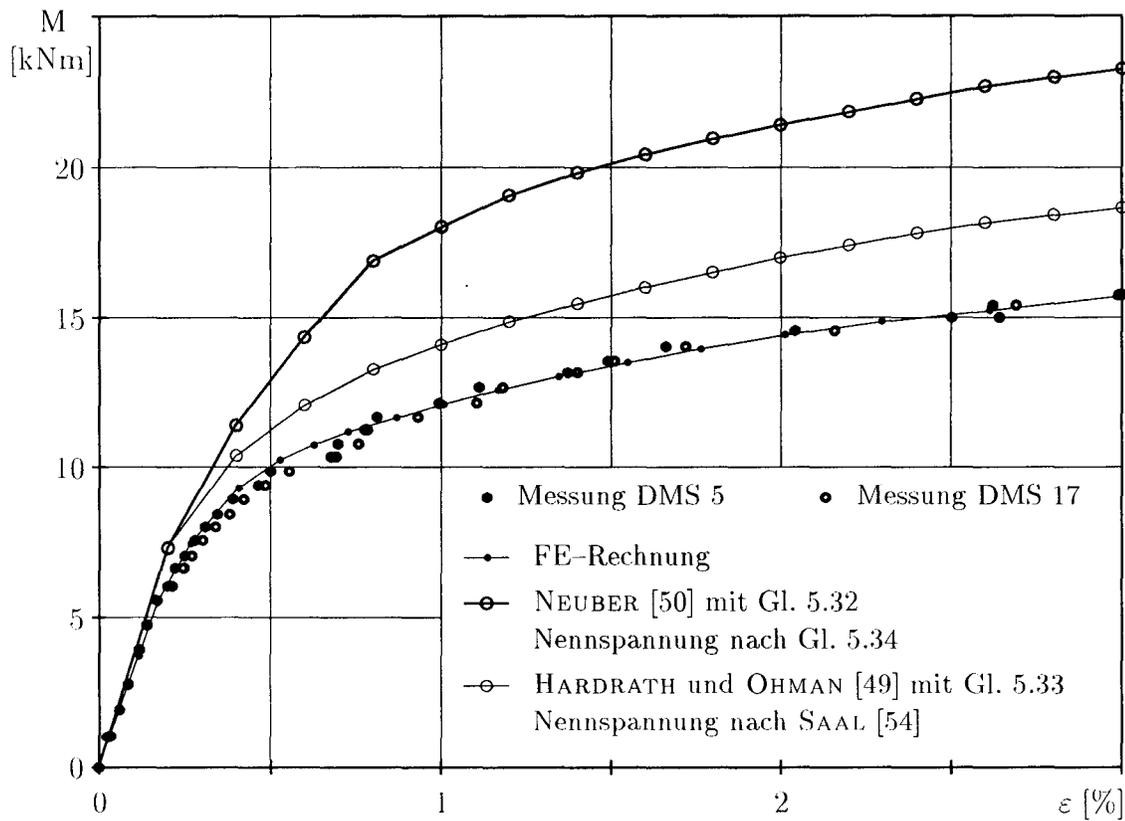


Abb. B.48: Vergleich der Kerbdehnungen bei dem Modell 1 mit Korrektur für den vollplastischen Nettoquerschnitt

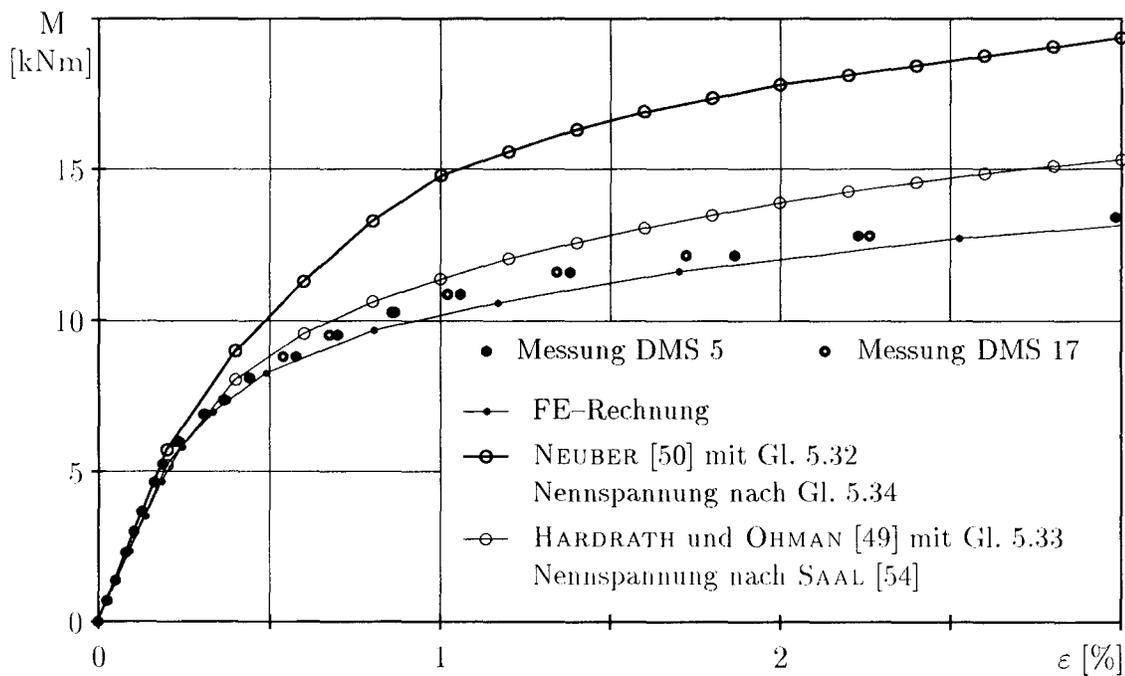


Abb. B.49: Vergleich der Kerbdehnungen bei dem Modell 3 mit Korrektur für den vollplastischen Nettoquerschnitt

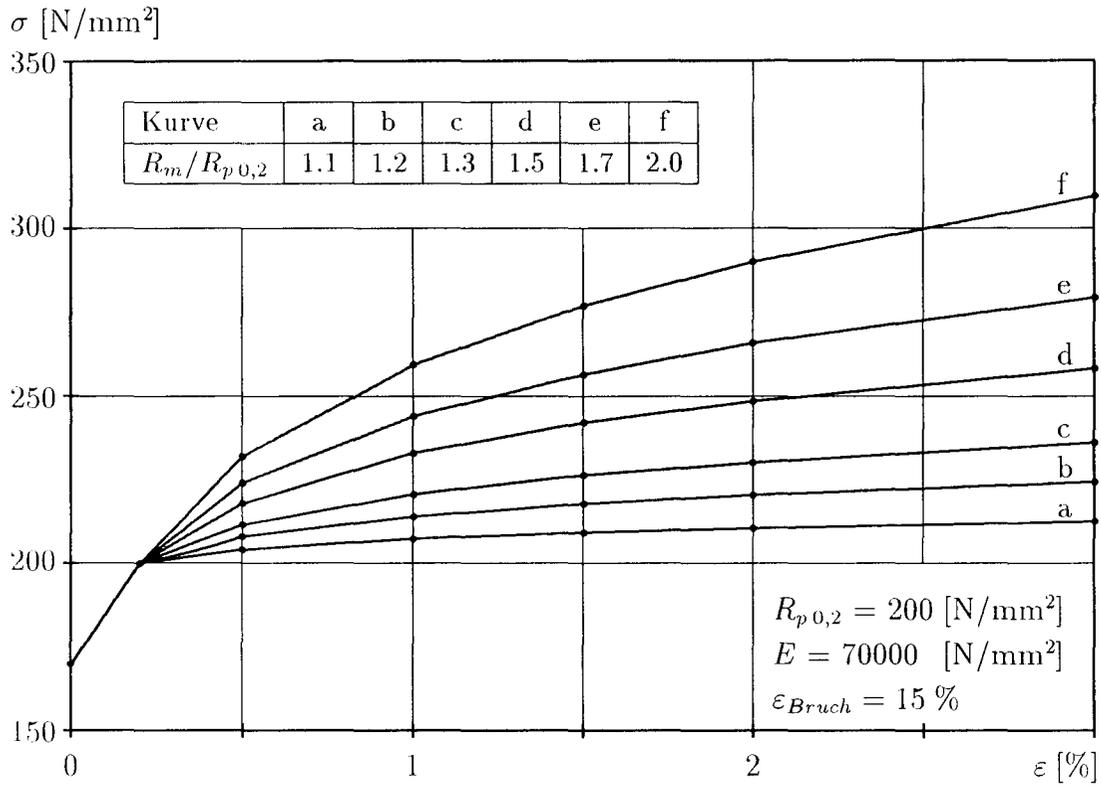


Abb. B.50: Werkstoffgesetze mit unterschiedlichen Verfestigungsgraden

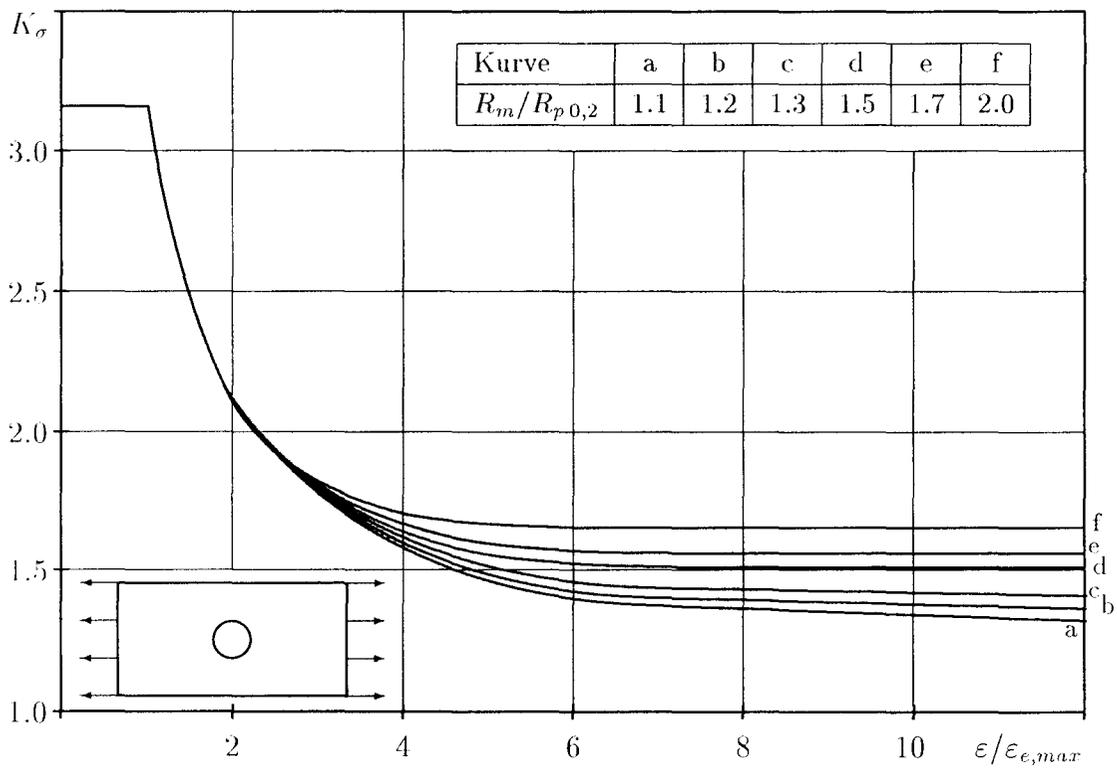
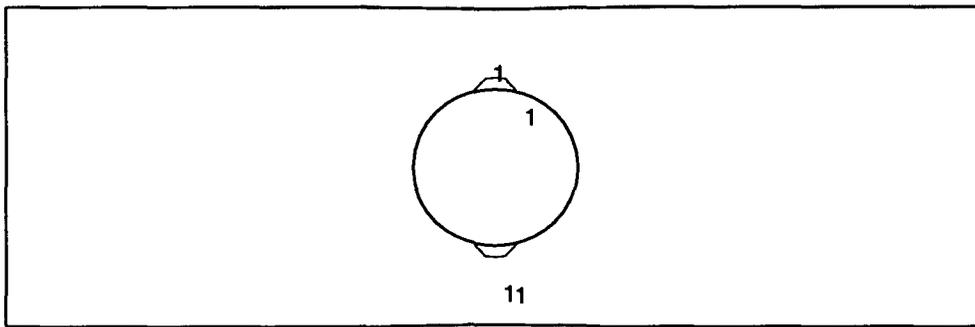
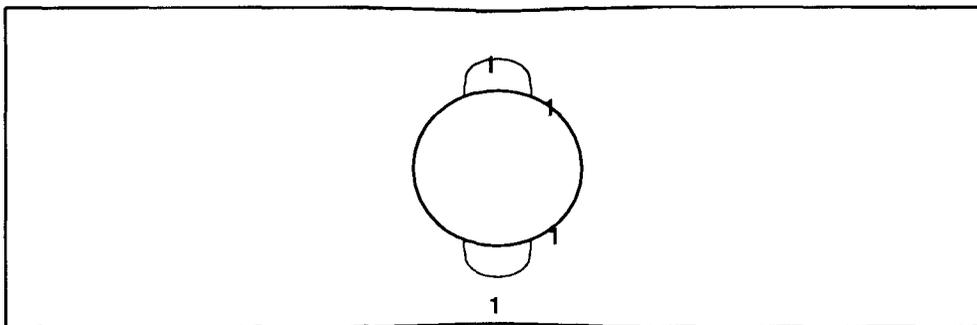


Abb. B.51: Spannungsformzahl für verschiedene Verfestigungsgrade

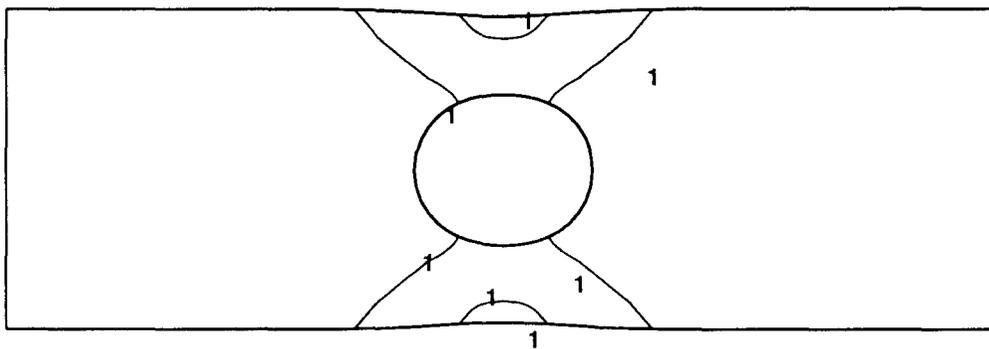
1. Schritt



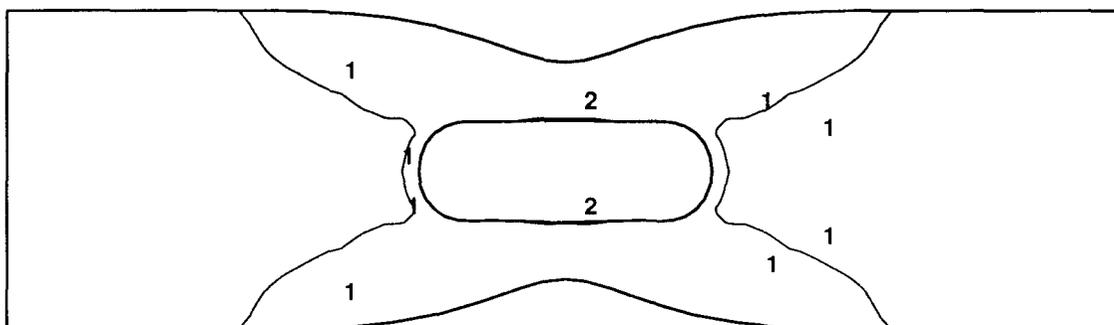
2. Schritt



3. Schritt



4. Schritt



1: Dehngrenze

2: Festigkeit

Abb. B.52: Entstehung und Ausbreitung plastischer Zonen bei Zugbelastung

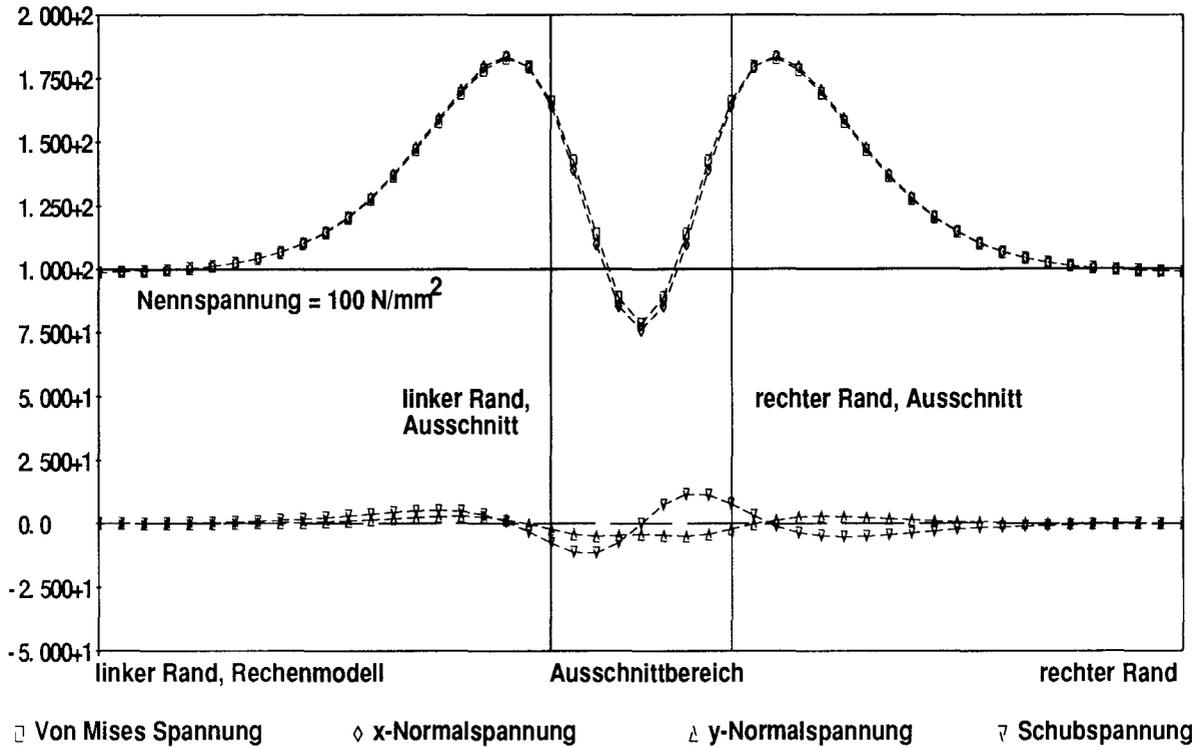


Abb. B.53: Spannungsverläufe am oberen Rand bei Normalkraftbelastung

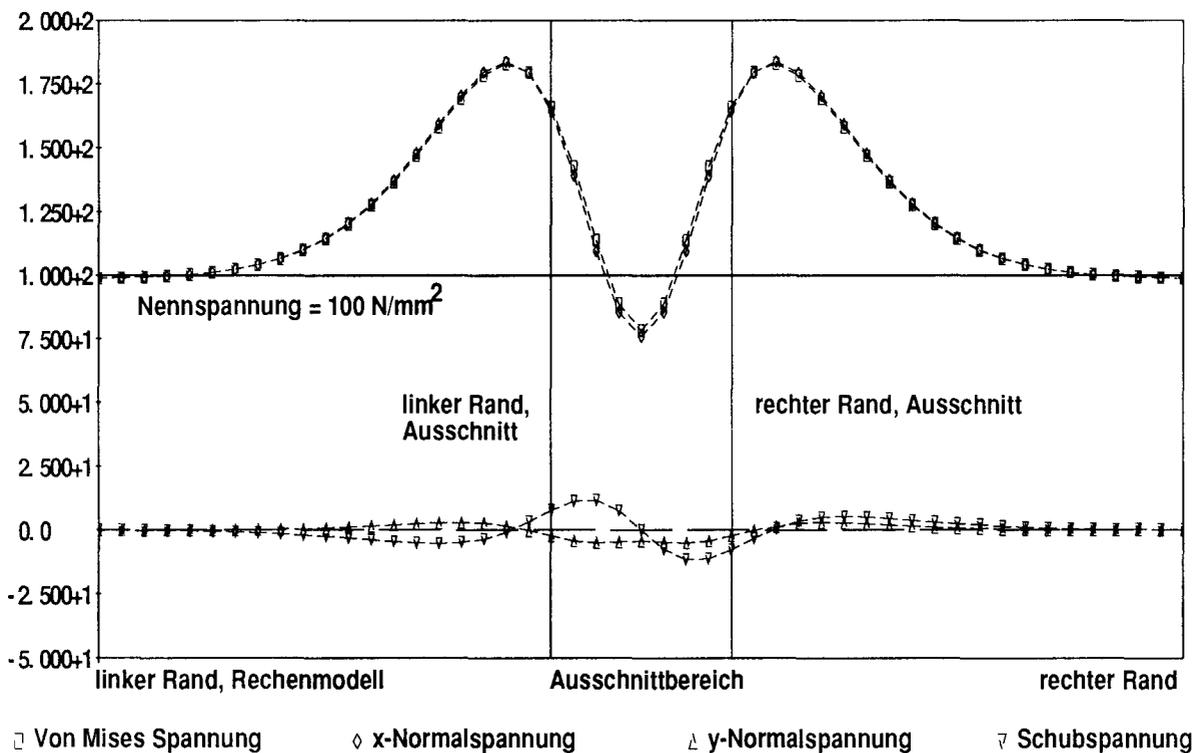
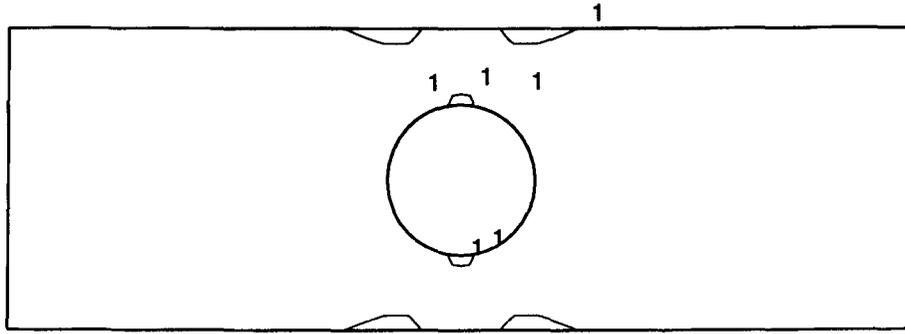
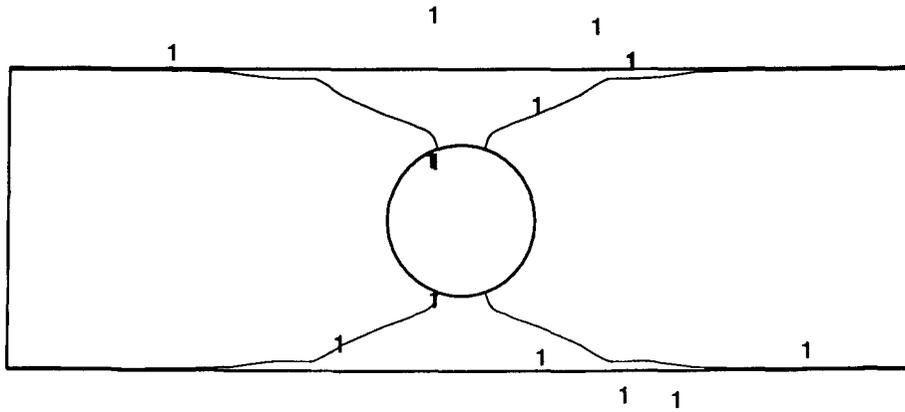


Abb. B.54: Spannungsverläufe am unteren Rand bei Normalkraftbelastung

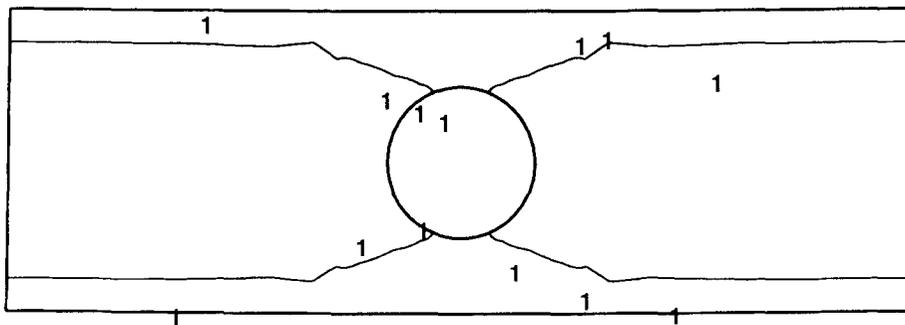
1. Schritt



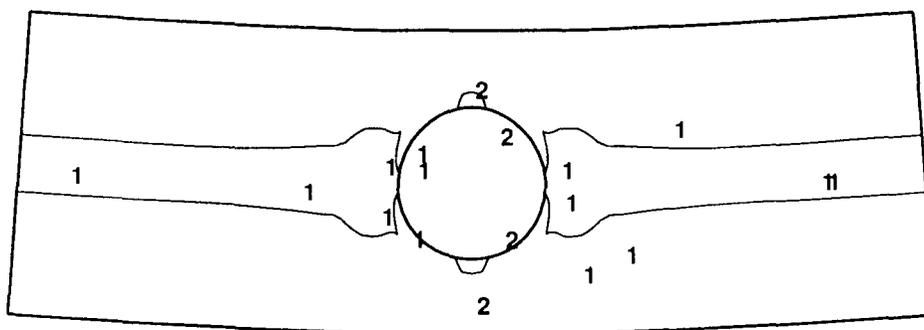
2. Schritt



3. Schritt



4. Schritt



1: Dehngrenze

2: Festigkeit

Abb. B.55: Plastischer Bereiche an einem Kreisabschnitt bei Biegung

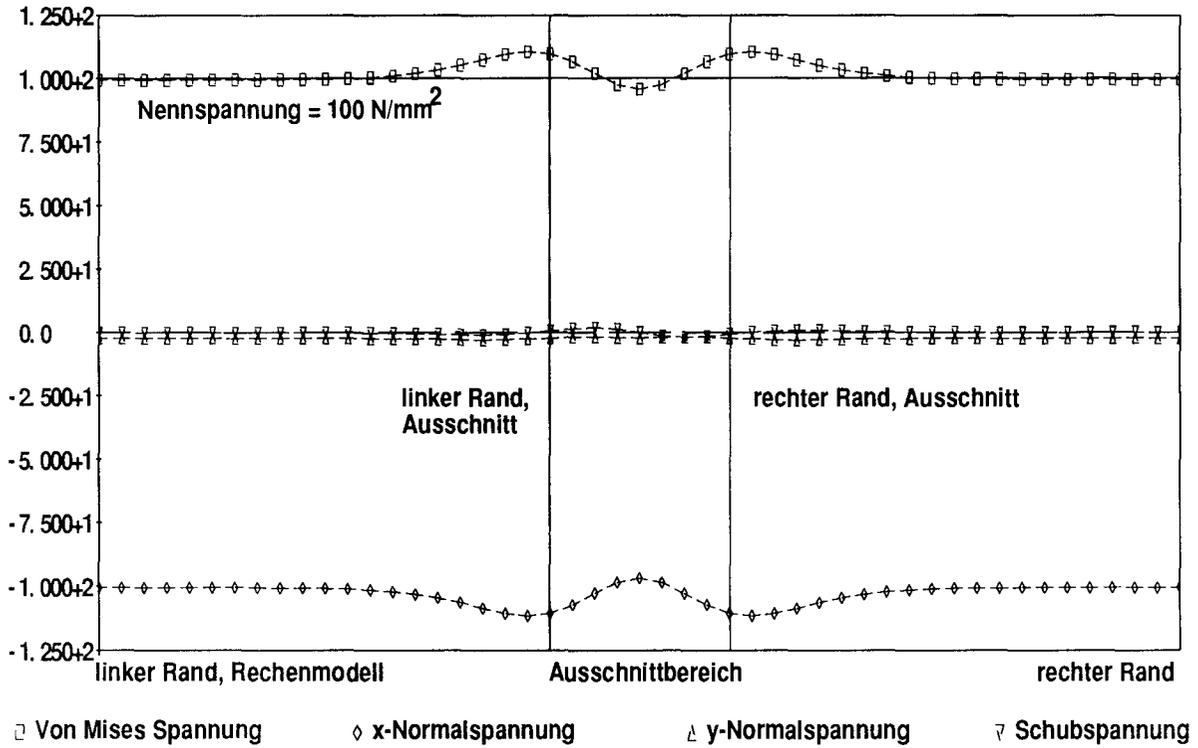


Abb. B.56: Spannungsverläufe am oberen Rand bei Momentenbelastung

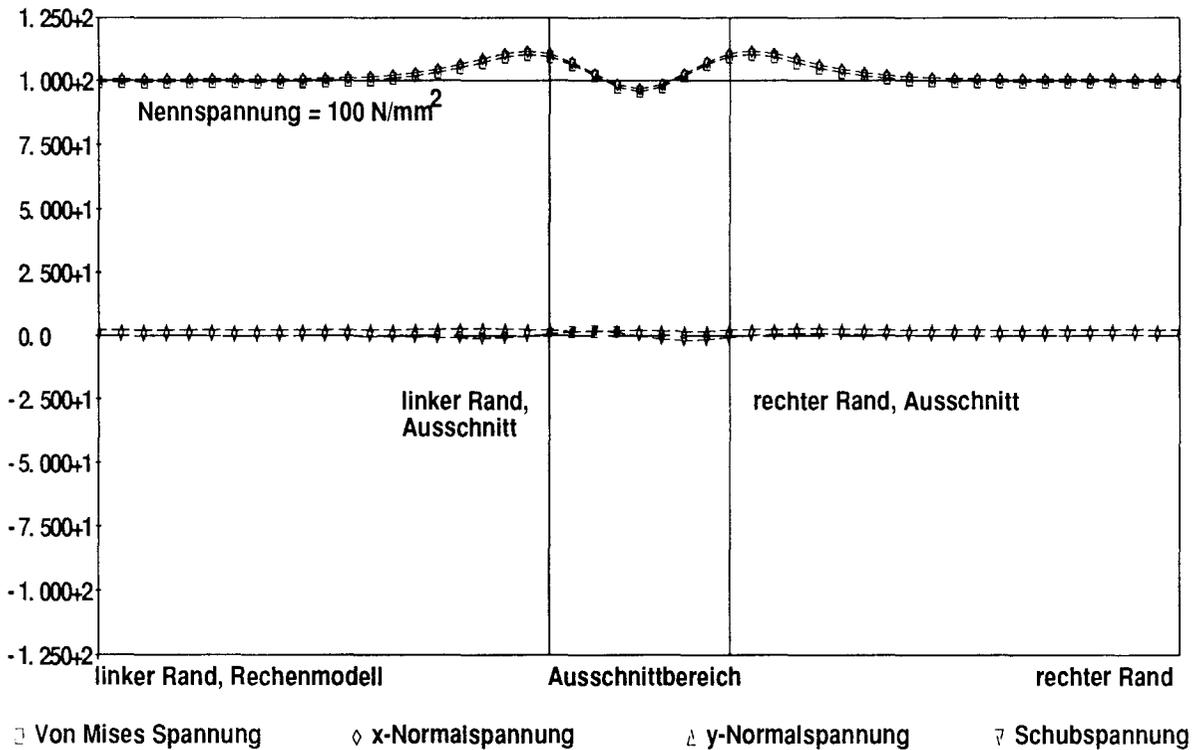


Abb. B.57: Spannungsverläufe am unteren Rand bei Momentenbelastung

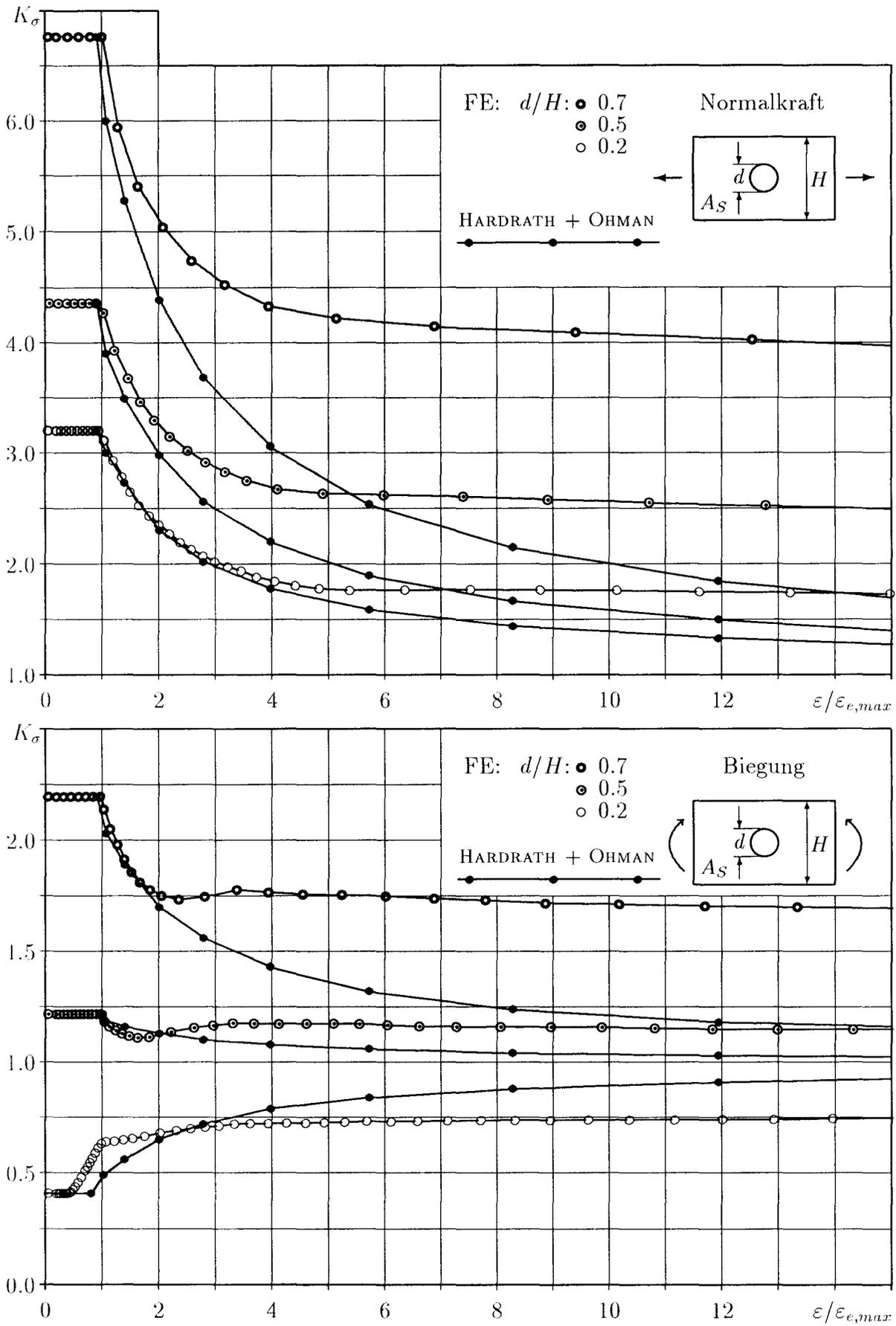


Abb. B.58: Spannungsformzahlen für verschiedene Last- und Geometrieparameter

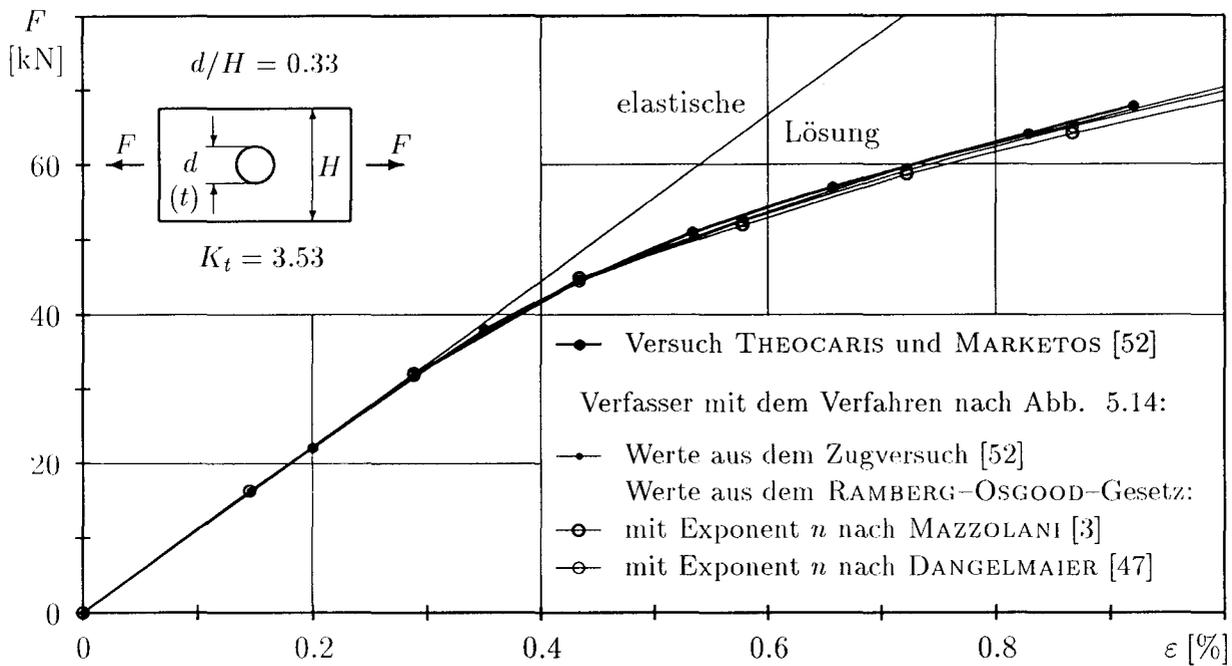


Abb. B.59: Vergleich der Meßwerte mit den Ergebnissen aus dem Verfahren an der Lochscheibe aus Aluminium 57S mit dem kleineren Ausschnitt

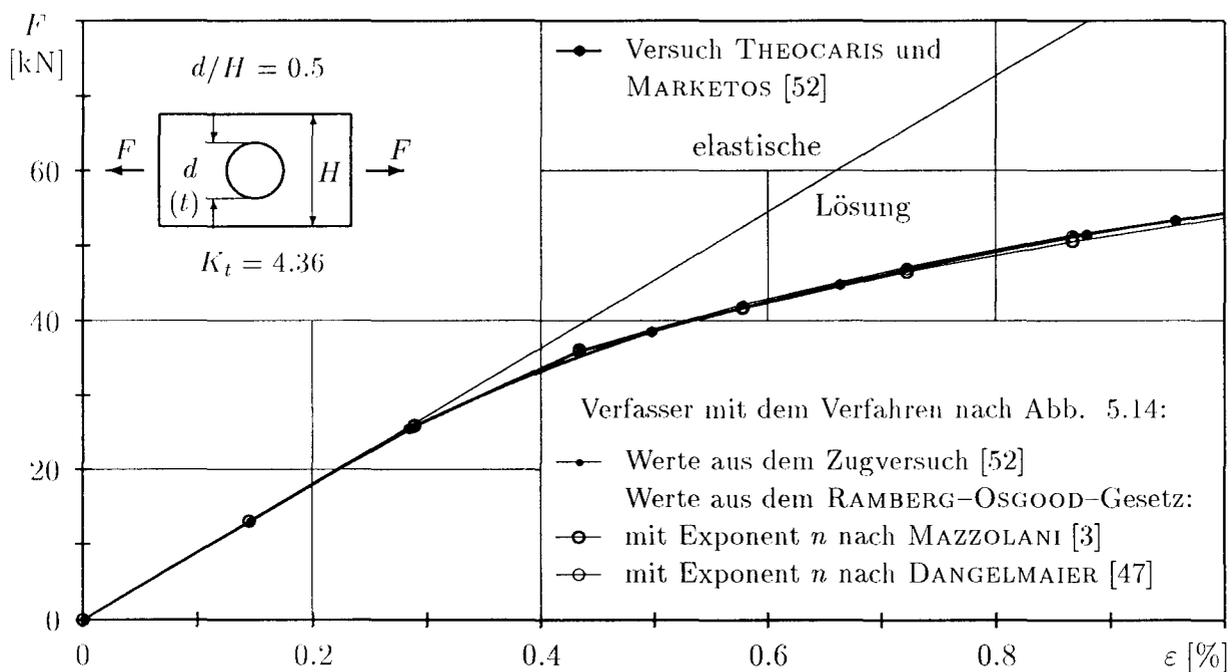


Abb. B.60: Vergleich der Meßwerte mit den Ergebnissen aus dem Verfahren an der Lochscheibe aus Aluminium 57S mit dem größeren Ausschnitt

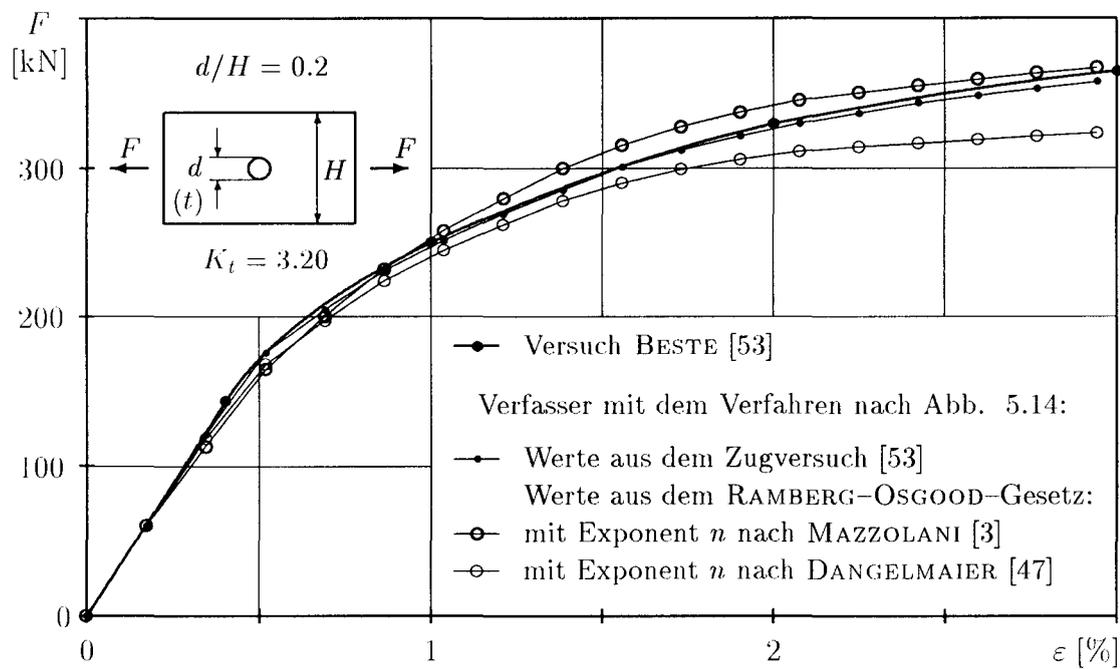


Abb. B.61: Vergleich der gemessenen Kerbdehnungen an der Lochscheibe aus Al Mg 4,5 Mn mit dem Verfahren

Lastfall: Biegung

Parameter:

$$\omega = R_m/R_{p0,2} = 2$$

$$\gamma_1 = A_{Go}/A_S = 3.57$$

$$\gamma_2 = A_{Gu}/A_{Go} = 0.054$$

$$\delta = d/H = 0.357$$

$$\delta_V = 0.357$$

$$\delta^{(-)} = 0.3$$

$$\delta^{(+)} = 0.4$$

$$\frac{\delta_V - \delta^{(-)}}{\delta^{(+)} - \delta^{(-)}} = 0.57$$

$$\gamma_{2V} = 0.054$$

$$\gamma_2^{(-)} = 0.01$$

$$\gamma_2^{(+)} = 0.1$$

$$\frac{\gamma_{2V} - \gamma_2^{(-)}}{\gamma_2^{(+)} - \gamma_2^{(-)}} = 0.489$$

$$\gamma_{1V} = 3.57$$

$$\gamma_1^{(-)} = 2.5$$

$$\gamma_1^{(+)} = 5.0$$

$$\frac{\gamma_{1V} - \gamma_1^{(-)}}{\gamma_1^{(+)} - \gamma_1^{(-)}} = 0.43$$

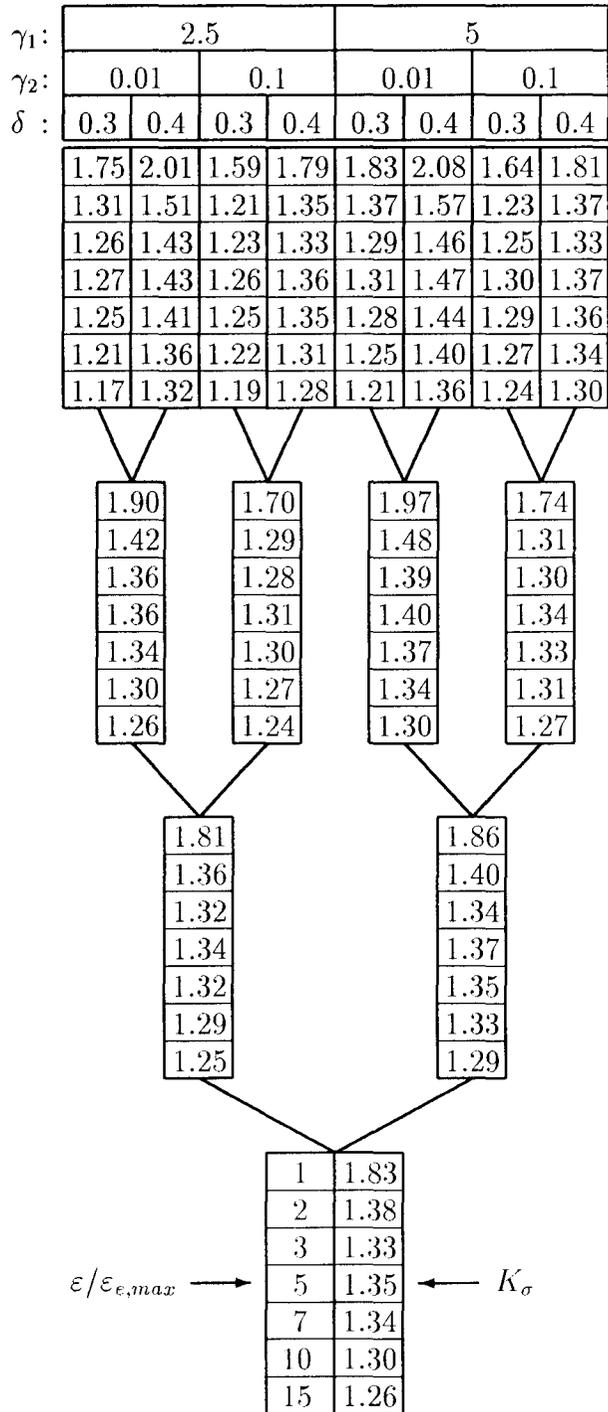


Abb. B.62: Interpolation der Spannungsformzahlen für das Modell 1

# Lastfall: Biegung

Parameter:

$$\omega = R_m/R_{p0,2} = 2$$

$$\gamma_1 = A_{Go}/A_S = 3.57$$

$$\gamma_2 = A_{Gu}/A_{Go} = 0.054$$

$$\delta = d/H = 0.535$$

$$\delta_V = 0.535$$

$$\delta^{(-)} = 0.5$$

$$\delta^{(+)} = 0.6$$

$$\frac{\delta_V - \delta^{(-)}}{\delta^{(+)} - \delta^{(-)}} = 0.35$$

$$\gamma_{2V} = 0.054$$

$$\gamma_2^{(-)} = 0.01$$

$$\gamma_2^{(+)} = 0.1$$

$$\frac{\gamma_{2V} - \gamma_2^{(-)}}{\gamma_2^{(+)} - \gamma_2^{(-)}} = 0.489$$

$$\gamma_{1V} = 3.57$$

$$\gamma_1^{(-)} = 2.5$$

$$\gamma_1^{(+)} = 5.0$$

$$\frac{\gamma_{1V} - \gamma_1^{(-)}}{\gamma_1^{(+)} - \gamma_1^{(-)}} = 0.43$$

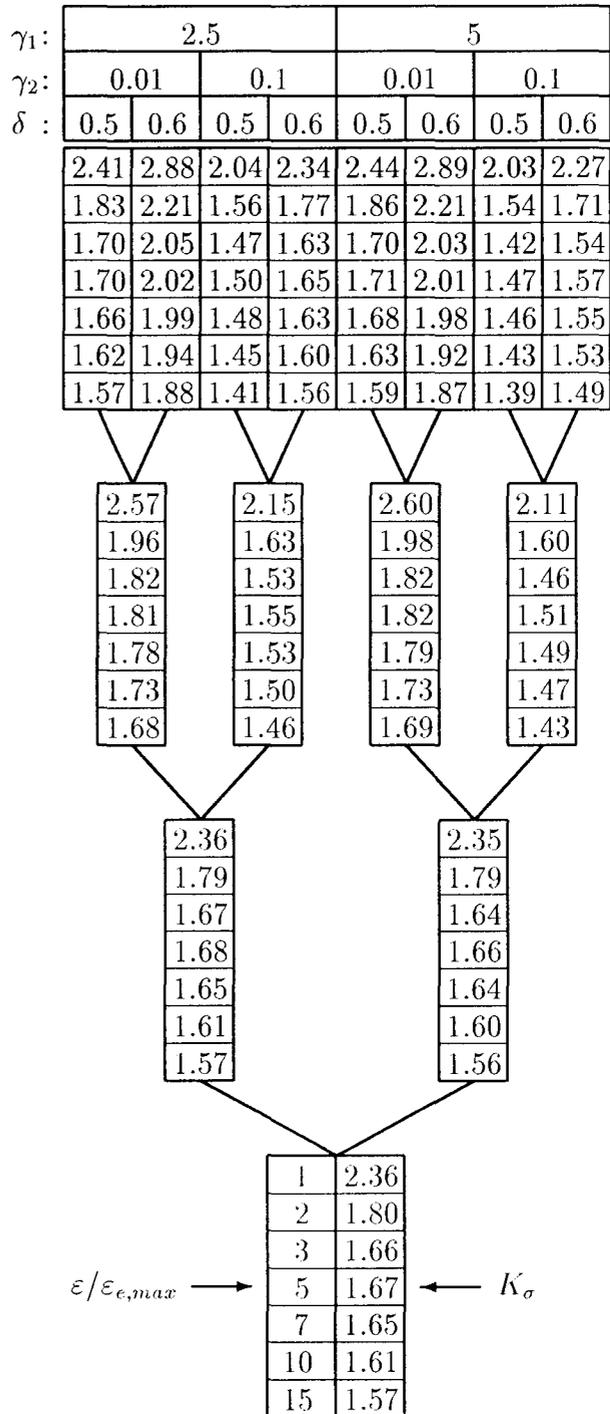


Abb. B.63: Interpolation der Spannungsformzahlen für das Modell 3

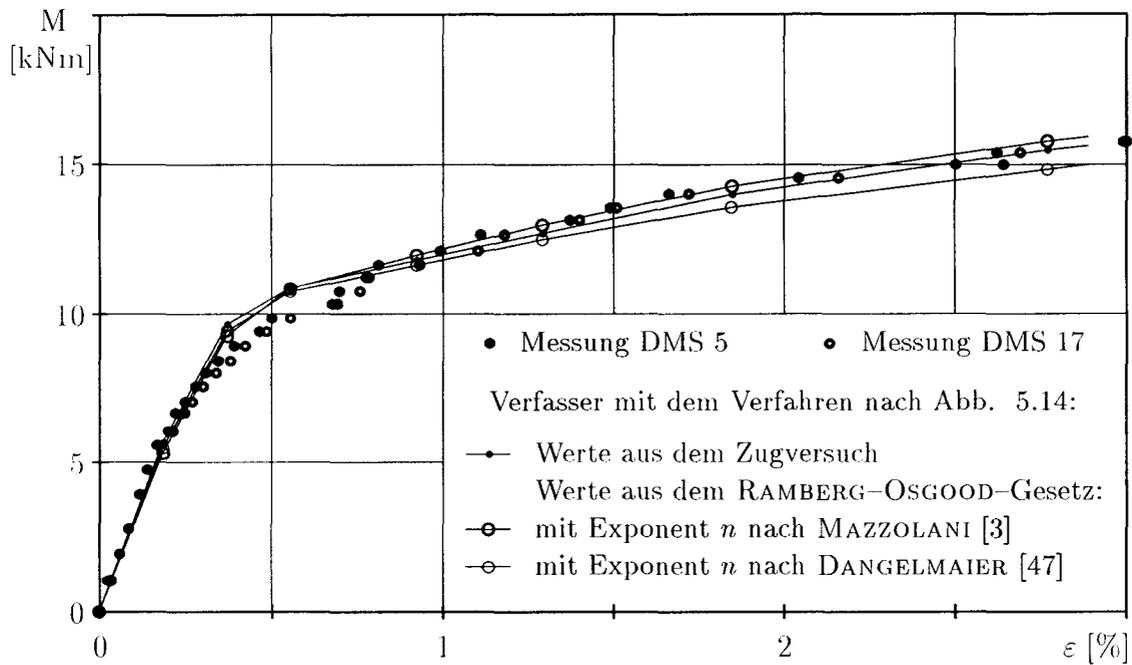


Abb. B.64: Vergleich der gemessenen und errechneten Kerbdehnungen bei dem Modell 1

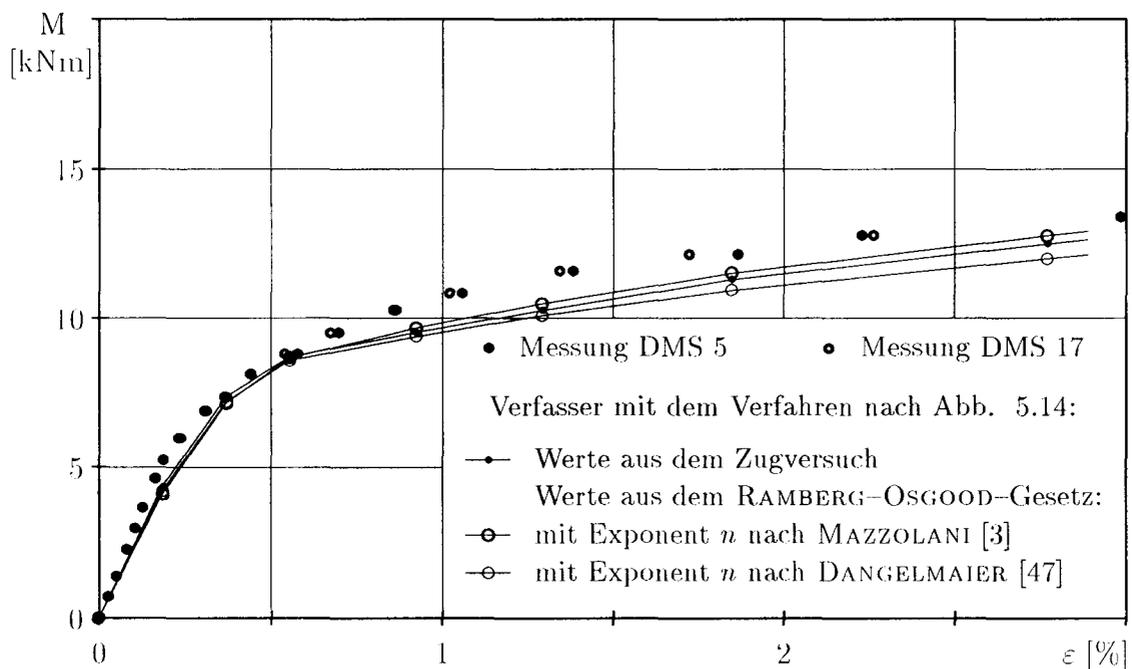


Abb. B.65: Vergleich der gemessenen und errechneten Kerbdehnungen bei dem Modell 3

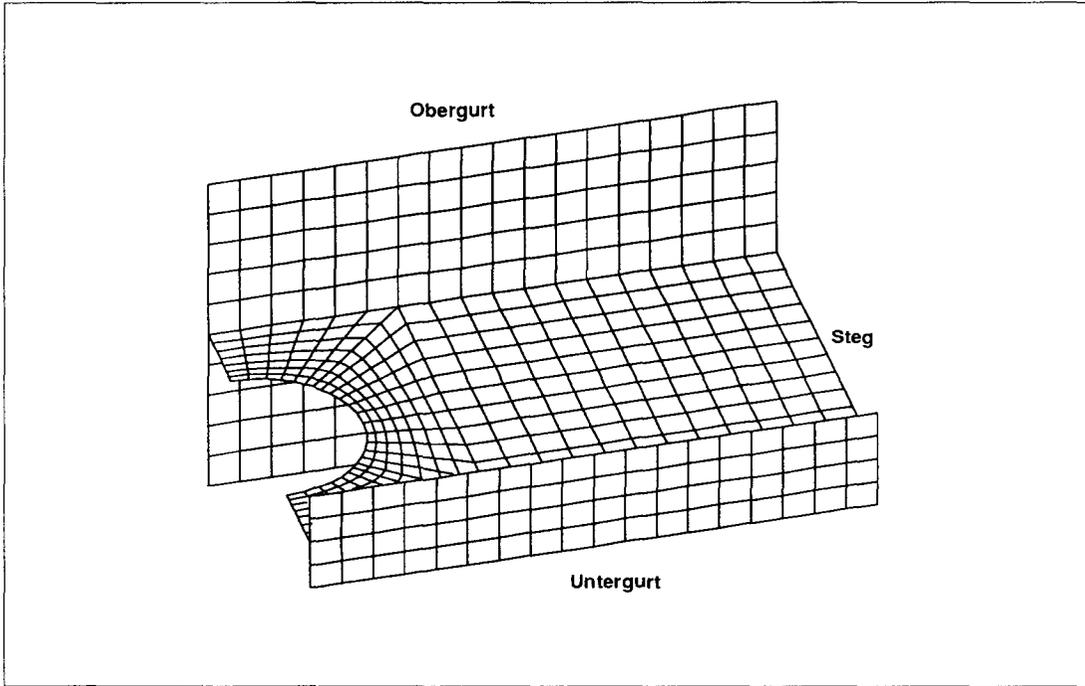


Abb. B.66: Finite-Elemente-Modell zum Querkraftbeispiel

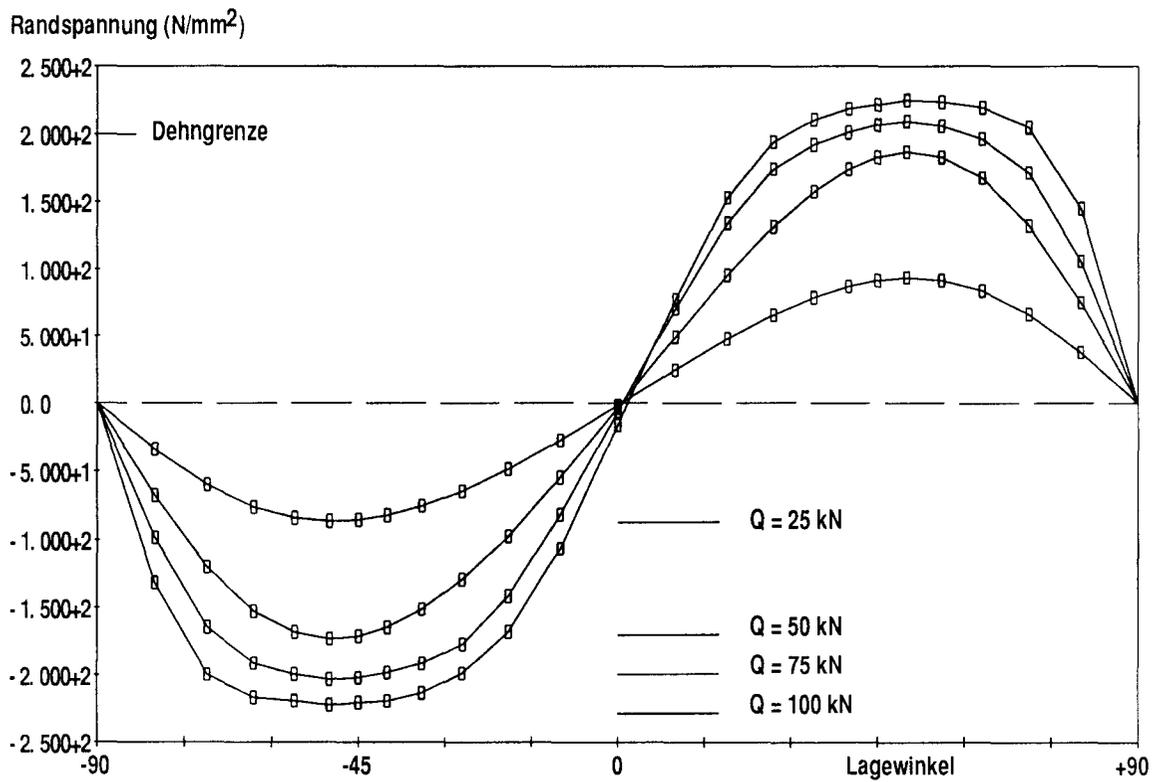


Abb. B.67: Randspannungsverläufe für verschiedene Querkraftlaststufen

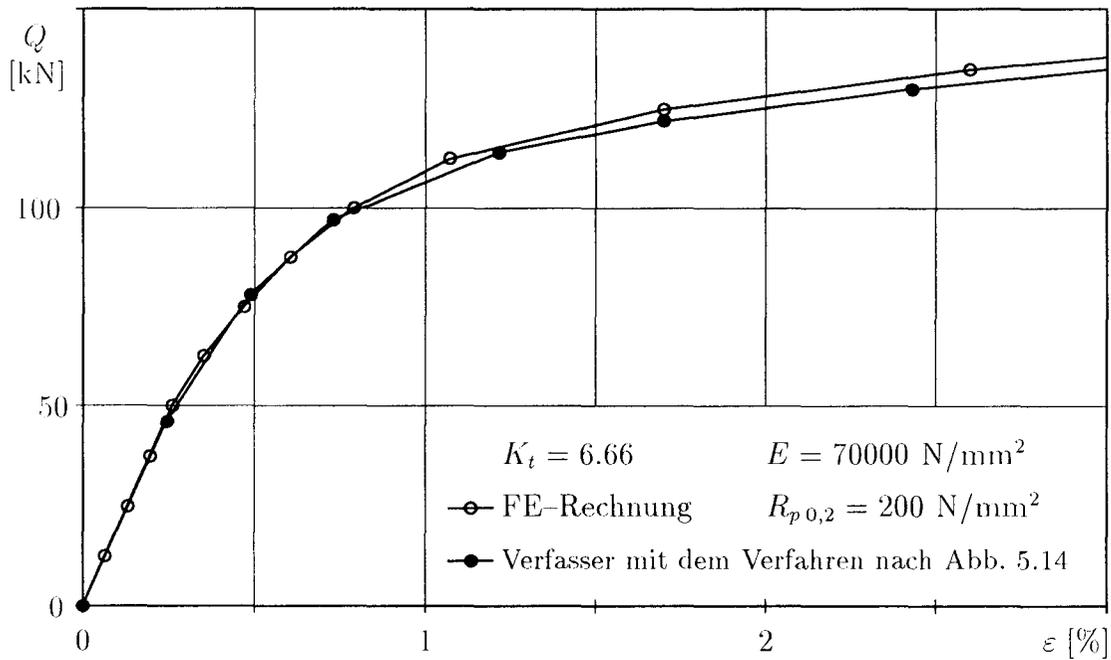
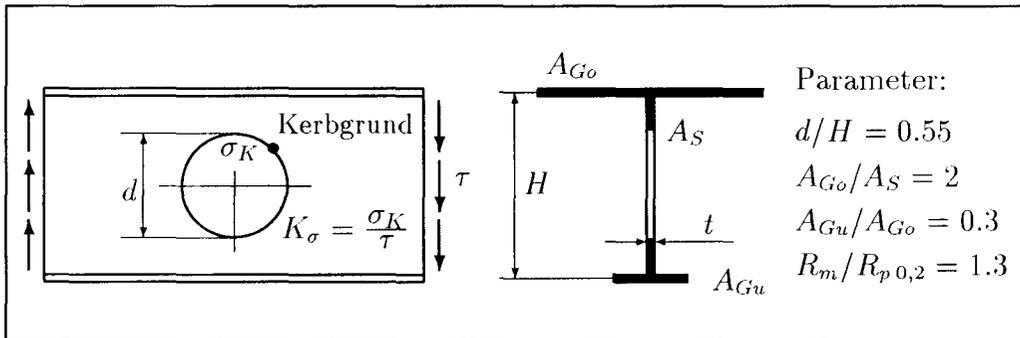


Abb. B.68: Vergleich der Kerbdehnungen bei einem Querkraftlastfall

## C. Fortran–Source zum Programm SFZ



PROGRAM SFZ

```

C-----
C   Hauptprogramm
C
C   Im Hauptprogramm erfolgt das Einlesen der Werkstoffdaten und
C   der Geometrieparameter, die Bestimmung des Lastfalls, das Ein-
C   lesen der Daten und die Steuerung der Berechnung.  8.9.93 D.G.
C-----
C   Parameter:
C   ALL = Anzahl der Datensaeetze je Lastfall = 1530
C   DH  = Anzahl der d/H - Verhaeltnisse     = 6
C   ANZ = Anzahl der Datensaeetze je Werkstoff = 510
C   NEPS = Anzahl der berechneten Ergebnisse = 30
C
C   Felder:
C   SFZ(ALL,DH) = FE - Ergebnisse je Lastfall
C   SFZO(ANZ,DH) = interpol. Ergebnisse f. d. Werkstoff
C   EPSILON(ALL) = Dehnverhaeltnis zum FE - Ergebnis
C   SIGXXXX(NEPS) = Kerbspannung aus dem Werkstoffgesetz
C   SFZG(NEPS,DH) = interpol. Ergeb. f. d. Geometrieparameter
C   FORMZAHL(NEPS) = berechnete Formzahlen
C   DEHNUNG(NEPS) = berechnete Kerbdehnung
C
C   Variablen:
C   RP = Dehngrenze
C   RM = Festigkeit
C   OMEGA = Verfestigungsgrad
C   NMAZZ = Exponent im Ramberg - Osgood - Gesetz
C   AGO = Obergurtquerschnitt
C   AGU = Untergurtquerschnitt
C   GAMMAi = Geometrieparameter
C   SH = Steghoehe
C   TS = Stegdicke
C   D = Lochdurchmesser
C-----
C   PARAMETER (ALL=1530,DH=6,ANZ=510,NEPS=30)
C   INTEGER LC,ANTWORT,GESETZ
C   REAL RP,RM,NMAZZ,NDANG,AGO,AGU,SH,TS,D
C   DIMENSION SFZ(ALL,DH),SFZO(ANZ,DH),EPSILON(ALL),
C   * SIGMAZZ(NEPS),SIGDANG(NEPS),SIGWERK(NEPS),
C   * SFZG(NEPS,DH),FORMZAHL(NEPS),DEHNUNG(NEPS)
C-----
C   Einlesen der Werkstoffdaten
C-----
N = 1
E = 70000.0
1 PRINT*,'Liegt das Werkstoffgesetz aus Zugversuchen vor < 1 >,'
PRINT*,'oder soll es aus dem R-O-Gesetz bestimmt werden < 2 > ?'
PRINT*,'Kennziffer eingeben:'
READ(*,*,ERR=1) GESETZ
IF((GESETZ.NE.1).AND.(GESETZ.NE.2)) GOTO 1
2 PRINT*,'Dehngrenze eingeben (Rp 0,2):'
READ(*,*,ERR=2) RP
IF(RP.LE.0) GOTO 2
EPSEMAX = 0.85 * RP/700.
10 PRINT*,'Zugfestigkeit eingeben (Rm >',RP,'):'
READ(*,*,ERR=10) RM
IF(RM.LT.RP) GOTO 10
OMEGA = RM / RP
IF(OMEGA.LT.1.1) THEN
    OMEGA = 1.1
    WRITE(*,9991)
ELSE IF(OMEGA.GT.2) THEN
    OMEGA = 2.0
    WRITE(*,9992)
END IF

```

```

    IF(GESETZ.EQ.2) GOTO 30
20  PRINT*,'Bis zu 30 Wertepaare werden wie folgt eingegeben:'
21  PRINT*,'Dehnung in Prozent, aus dem plastischen Bereich !'
    PRINT*,'Spannung in N/mm2, aus dem plastischen Bereich !'
    PRINT*,'Anzahl der Wertepaare eingeben:'
    READ*,NW
    IF(NW.GT.30.OR.NW.LT.1) GOTO 20
    DO 1000 I = 1, NW
        WRITE(*,1111) I
        READ*,DEHNUNG(I),SIGWERK(I)
        IF(SIGWERK(I).LE.RP.OR.SIGWERK(I).GT.RM) THEN
            PRINT*,'Die Werte muessen aus dem plastischen ',
*           'Werkstoffbereich stammen !!!!!'
            GOTO 21
        END IF
1000 CONTINUE
1111 FORMAT(I4,'. Wertepaar eingeben:')
    IF(GESETZ.EQ.1) GOTO 40
C-----
C   Ermittlung der Werkstofffliesskurve mit dem Ramberg-Osgood-Gesetzt
C-----
30  NMAZZ = LOG10((0.15-RM/E)/0.002)/LOG10(OMEGA)
    CALL ROGM(RP, RM, E, DEHNUNG, NMAZZ, SIGMAZZ)
    NDANG = RP * RP / (10 * RM)
    CALL ROGD(RP, RM, E, DEHNUNG, NDANG, SIGDANG)
    IF(ANTWORT.EQ.3) GOTO 110
C-----
C   Bestimmung des Lastfalls und der Eingabedatei
C-----
40  PRINT*,'Normalkraft: Lastfallnummer < 1 > '
    PRINT*,'Biegung:      Lastfallnummer < 2 > '
    PRINT*,'Querkraft:   Lastfallnummer < 3 > '
    PRINT*,'Lastfallnummer eingeben:'
    READ(*,*,ERR=40) LC
    IF((LC.NE.1).AND.(LC.NE.2).AND.(LC.NE.3)) GOTO 40
    IF(LC.EQ.1) OPEN(2, FILE='lca.dat', STATUS='OLD',
*   FORM='FORMATTED')
    IF(LC.EQ.2) OPEN(2, FILE='lcb.dat', STATUS='OLD',
*   FORM='FORMATTED')
    IF(LC.EQ.3) OPEN(2, FILE='lcc.dat', STATUS='OLD',
*   FORM='FORMATTED')
    OPEN(1, FILE='sfz.out', STATUS='NEW')
    IF(ANTWORT.EQ.4) GOTO 100
C-----
C   Einlesen der Geometriedaten
C-----
50  PRINT*,'Obergurtquerschnitt eingeben (Ago): '
    READ(*,*,ERR=50) AGO
    IF(AGO.LT.0) GOTO 50
    IF(AGO.EQ.0) THEN
        GAMMA1 = 0.0
        GAMMA2 = 0.0
        GOTO 70
    END IF
60  PRINT*,'Untergurtquerschnitt eingeben (Agu): '
    READ(*,*,ERR=60) AGU
    IF(AGU.LT.0) GOTO 60
    GAMMA2 = AGU / AGO
    IF(GAMMA2.LT.0.01) THEN
        GAMMA2 = 0.01
        WRITE(*,9993)
    ELSE IF(GAMMA2.GT.1) THEN
        GAMMA2 = 1
        WRITE(*,9994)
    END IF
70  PRINT*,'Steghoehe eingeben: (H)'
```

```

      READ(*,*,ERR=70) SH
      IF(SH.LE.0) GOTO 70
80    PRINT*,'Stegdicke eingeben: (t)'
      READ(*,*,ERR=80) TS
      IF((TS.LE.0).OR.(TS.GE.SH)) GOTO 80
      GAMMA1 = AGO / (SH * TS)
      IF((GAMMA1.LT.0.5).AND.(GAMMA1.GT.0)) THEN
          GAMMA1 = 0.5
          WRITE(*,9995)
      ELSE IF(GAMMA1.GT.5) THEN
          GAMMA1 = 5
          WRITE(*,9996)
      END IF
      IF(ANTWORT.EQ.2) GOTO 120
90    PRINT*,'Lochdurchmesser eingeben (d):'
      READ(*,*,ERR=90) D
      IF((D.LE.0).OR.(D.GE.SH)) GOTO 90
      DZUH = D / SH
      IF(DZUH.LT.0.2) THEN
          DZUH = 0.2
          WRITE(*,9997)
      ELSE IF(DZUH.GT.0.7) THEN
          DZUH = 0.7
          WRITE(*,9998)
      END IF
      IF(ANTWORT.EQ.1) GOTO 130
C-----
C    Einlesen der Spannungsformzahlen
C-----
100  DO 2000 I = 1, ALL
      READ(2,9999) EPSILON(I), (SFZ(I,K),K=1,6)
2000 CONTINUE
      CLOSE(2,STATUS='KEEP')
C-----
C    Interpolation ueber den Verfestigungsgrad
C-----
110  CALL INTOMEGA(OMEGA,SFZ,SFZO,EPSILON)
C-----
C    Interpolation ueber die Geometrieparameter AGo/As und AGu/AGo
C-----
120  CALL INTGAMMA(GAMMA1,GAMMA2,SFZO,EPSILON,SFZG)
C-----
C    Interpolation ueber das d/H Verhaeltnis
C-----
130  CALL INTDZUH(DZUH,SFZG,FORMZAHL)
C-----
C    Berechnung der Kerbfließkurve mit den Werkstoffkennwerten
C    aus dem Zugversuch
C-----
140  IF(GESETZ.EQ.1) CALL ZUG(EPSILON,DEHNUNG,RP,FORMZAHL,NW)
      IF(GESETZ.EQ.2) NW = 30
C-----
C    Erstellen des Ausgabeprotokolls
C-----
      IF(LC.EQ.1) WRITE(1,9987) N
      IF(LC.EQ.2) WRITE(1,9988) N
      IF(LC.EQ.3) WRITE(1,9989) N
      WRITE(1,9990) RP, RM, AGO, AGU, SH, TS, SH*TS, D,
*           RM/RP, AGO / (SH*TS), GAMMA2, D/SH,
*           OMEGA, GAMMA1, GAMMA2, DZUH
C-----
C    Berechnung der Grenzlaster bei Normalkraftbelastung
C-----
      IF(LC.EQ.1) CALL NORMAL(AGO,AGU,SH,TS,EPSILON,
*           DEHNUNG,SIGMAZZ,SIGDANG,FORMZAHL,NW,GESETZ,
*           SIGWERK,EPSEMAX)

```

```

C-----
C   Berechnung der Grenzlast bei Momentenbelastung
C-----
      IF(LC.EQ.2) CALL MOMENT(GAMMA1,GAMMA2,SH,TS,EPSILON,
*       DEHNUNG,SIGMAZZ,SIGDANG,FORMZAHL,NW,GESETZ,
*       SIGWERK,EPSEMAX)
C-----
C   Berechnung der Grenzlast bei Querkraftbelastung
C-----
      IF(GAMMA1.EQ.0.0) THEN
        QK = 1.5
      ELSE
        QK = (3/4. + 3/4.*GAMMA2 + 2*GAMMA1*GAMMA2 + 1/(4*GAMMA1))/
*       (2/3. + 2/3.*GAMMA2 + 2*GAMMA1*GAMMA2 + 1/(6*GAMMA1))
      END IF
      IF(LC.EQ.3) CALL QUER(GAMMA1,GAMMA2,SH,TS,EPSILON,
*       DEHNUNG,SIGMAZZ,SIGDANG,FORMZAHL,QK,NW,
*       GESETZ,SIGWERK,EPSEMAX)
C-----
C   Steuerung der Berechnung
C-----
      PRINT*,'Lochdurchmesser aendern ?      < 1 > '
      PRINT*,'Geometrieparameter aendern ? < 2 > '
      PRINT*,'Werkstoffparameter aendern ? < 3 > '
      PRINT*,'Lastfall aendern ?           < 4 > '
      PRINT*,'Rechnung beenden ?           < 5 > '
      PRINT*,'Kennziffer eingeben:'
      READ(*,*,ERR=110) ANTWORT
      N = N + 1
      IF(ANTWORT.EQ.1) GOTO 90
      IF(ANTWORT.EQ.2) GOTO 50
      IF(ANTWORT.EQ.3) GOTO 1
      IF(ANTWORT.EQ.4) GOTO 40
9987  FORMAT(2X,/,9X,'Ergebnisse Lastfall:'1X,'NORMALKRAFT',
*       3X,'Laufnr.:',I2)
9988  FORMAT(2X,/,9X,'Ergebnisse Lastfall:'5X,'BIEGUNG',
*       3X,'Laufnr.:',I2)
9989  FORMAT(2X,/,9X,'Ergebnisse Lastfall:'3X,'QUERKRAFT',
*       3X,'Laufnr.:',I2)
9990  FORMAT(2X,/,9X,'Eingegebene Werte:',/,
*       9X,' (1) Dehngrenze.....:',F9.2,' N/mm2',/,
*       9X,' (2) Festigkeit.....:',F9.2,' N/mm2',/,
*       9X,' (3) Obergurtquerschnitt.....:',F9.2,' mm2',/,
*       9X,' (4) Untergurtquerschnitt.....:',F9.2,' mm2',/,
*       9X,' (5) Steghoehe.....:',F9.2,' mm',/,
*       9X,' (6) Stegdicke.....:',F9.2,' mm',/,
*       9X,' (7) Stegflaeche=(6)*(7).....:',F9.2,' mm2',/,
*       9X,' (8) Lochdurchmesser.....:',F9.2,' mm',/,
*       9X,'Eingegebene Parameter:',/,
*       9X,'Verfestigungsgrad=(2)/(1).....:',F9.3,/,
*       9X,'Gamma1=(3)/(7).....:',F9.3,/,
*       9X,'Gamma2=(4)/(3).....:',F9.3,/,
*       9X,'d/H=(8)/(5).....:',F9.3,/,
*       9X,'Parameter der Berechnung:',/,
*       9X,'Verfestigungsgrad.....:',F9.3,/,
*       9X,'Gamma1.....:',F9.3,/,
*       9X,'Gamma2.....:',F9.3,/,
*       9X,'d/H.....:',F9.3,/)
9991  FORMAT(2X,'WARNUNG: der Verfestigungsgrad (Rm/Rp) liegt
*       ausserhalb der unteren Grenze !',/,2X,'HINWEIS: es wird mit
*       OMEGA = 1.1 gerechnet.',/)
9992  FORMAT(2X,'WARNUNG: der Verfestigungsgrad (Rm/Rp) liegt
*       ausserhalb der oberen Grenze !',/,2X,'HINWEIS: es wird mit
*       OMEGA = 2.0 gerechnet.',/)
9993  FORMAT(2X,'WARNUNG: das Agu/Ago Verhaeltnis liegt ausserhalb
*       der unteren Grenze !',/,2X,'HINWEIS: es wird mit

```

```

*GAMMA2 = 0.01 gerechnet.',/)
9994 FORMAT(2X,'WARNUNG: das Agu/Ago Verhaeltnis liegt ausserhalb
*der oberen Grenze !',/,2X,'HINWEIS: es wird mit
*GAMMA2 = 1.0 gerechnet.',/)
9995 FORMAT(2X,'WARNUNG: das Ago/As Verhaeltnis liegt ausserhalb
*der unteren Grenze !',/,2X,'HINWEIS: es wird mit
*GAMMA1 = 0.5 gerechnet.',/)
9996 FORMAT(2X,'WARNUNG: das Ago/As Verhaeltnis liegt ausserhalb
*der oberen Grenze !',/,2X,'HINWEIS: es wird mit
*GAMMA1 = 5.0 gerechnet.',/)
9997 FORMAT(2X,'WARNUNG: das d/H Verhaeltnis liegt ausserhalb
*der unteren Grenze !',/,2X,'HINWEIS: es wird mit
*DZUH = 0.2 gerechnet.',/)
9998 FORMAT(2X,'WARNUNG: das d/H Verhaeltnis liegt ausserhalb
*der oberen Grenze !',/,2X,'HINWEIS: es wird mit
*DZUH = 0.7 gerechnet.',/)
9999 FORMAT(F5.1,6(F7.3))
CLOSE(1,STATUS='KEEP')
STOP 'Berechnung beendet'
END

```

```

C-----
C   In diesem Unterprogramm erfolgt die Interpolation ueber den
C   Verfestigungsgrad OMEGA.                               22.6.93 D.G.
C-----

```

```

SUBROUTINE INTOMEGA(OMEGA,SFZ,SFZO,EPSILON)
PARAMETER (ALL=1530,DH=6,ANZ=510)
REAL OMEGA,FINT
DIMENSION SFZ(ALL,DH),FO(1),SFZO(ANZ,DH),
*   EPSILON(ANZ)
IF(OMEGA.LE.1.5) THEN
  FO(1) = (OMEGA - 1.1) / 0.4
  DO 2000 I = 1, 510
    DO 1000 K = 1, 6
      SFZO(I,K) = (SFZ(I+510,K)-SFZ(I,K)) * FO(1)
*
1000    CONTINUE
2000    CONTINUE
  ELSE
  FO(1) = (OMEGA - 1.5) / 0.5
  DO 4000 I = 1, 510
    DO 3000 K = 1, 6
      SFZO(I,K) = (SFZ(I+1020,K)-SFZ(I+510,K)) * FO(1)
*
3000    CONTINUE
4000    CONTINUE
  END IF
END

```

```

C-----
C   In diesem Unterprogramm erfolgt die Interpolation ueber die
C   Geometrieparameter GAMMA1 und GAMMA2.                 22.6.93 D.G.
C-----

```

```

SUBROUTINE INTGAMMA(GAMMA1,GAMMA2,SFZO,EPSILON,SFZG)
PARAMETER (DH=6,ANZ=510,NG1=120,NEPS=30)
REAL GAMMA1, GAMMA2
DIMENSION SFZO(ANZ,DH),EPSILON(NEPS),SFZG1(NG1,DH),
*   FG(1),SFZG(NEPS,DH)
IF((GAMMA1.GE.0.5).AND.(GAMMA1.LE.1.0)) THEN
  FG(1) = (GAMMA1 - 0.5) / 0.5
  DO 1100 I = 1, 120
    DO 1000 K = 1, 6
      SFZG1(I,K) = (SFZO(I+150,K)-SFZO(I+30,K)) * FG(1)
*
1000    CONTINUE
1100    CONTINUE
  ELSE IF((GAMMA1.GT.1.0).AND.(GAMMA1.LE.2.5)) THEN
  FG(1) = (GAMMA1 - 1.0) / 1.5

```

```

      DO 2200 I = 1, 120
        DO 2000 K = 1, 6
          SFZG1(I,K) = (SFZO(I+270,K)-SFZO(I+150,K))*FG(1)
*           + SFZO(I+150,K)
2000      CONTINUE
2200      CONTINUE
      ELSE IF((GAMMA1.GT.2.5).AND.(GAMMA1.LE.5.0)) THEN
        FG(1) = (GAMMA1 - 2.5) / 2.5
        DO 3300 I = 1, 120
          DO 3000 K = 1, 6
            SFZG1(I,K) = (SFZO(I+390,K)-SFZO(I+270,K))*FG(1)
*           + SFZO(I+270,K)
3000      CONTINUE
3300      CONTINUE
      END IF

```

```

C-----
C   Interpolation ueber GAMMA2
C-----

```

```

      IF((GAMMA2.GE.0.01).AND.(GAMMA2.LE.0.1)) THEN
        FG(1) = (GAMMA2 - 0.01) / 0.09
        DO 4400 I = 1, 30
          DO 4000 K = 1, 6
            SFZG(I,K) = (SFZG1(I+30,K)-SFZG1(I,K))*FG(1)
*           + SFZG1(I,K)
4000      CONTINUE
4400      CONTINUE
      ELSE IF((GAMMA2.GT.0.1).AND.(GAMMA2.LE.0.5)) THEN
        FG(1) = (GAMMA2 - 0.1) / 0.4
        DO 5500 I = 1, 30
          DO 5000 K = 1, 6
            SFZG(I,K) = (SFZG1(I+60,K)-SFZG1(I+30,K))*FG(1)
*           + SFZG1(I+30,K)
5000      CONTINUE
5500      CONTINUE
      ELSE IF((GAMMA2.GT.0.5).AND.(GAMMA2.LE.1.0)) THEN
        FG(1) = (GAMMA2 - 0.5) / 0.5
        DO 6600 I = 1, 30
          DO 6000 K = 1, 6
            SFZG(I,K) = (SFZG1(I+90,K)-SFZG1(I+60,K))*FG(1)
*           + SFZG1(I+60,K)
6000      CONTINUE
6600      CONTINUE
      ELSE IF(GAMMA1.EQ.0.0) THEN
        DO 7700 I = 1, 30
          DO 7000 K = 1, 6
            SFZG(I,K) = SFZO(I,K)
7000      CONTINUE
7700      CONTINUE
      END IF
      END

```

```

C-----
C   In diesem Unterprogramm erfolgt die Interpolation ueber das
C   d/H - Verhaeltnis.                                     23.6.93 D.G.
C-----

```

```

SUBROUTINE INTDZUH(DZUH,SFZG,FORMZAHL)
PARAMETER (DH=6,NEPS=30)
REAL DZUH
DIMENSION SFZG(NEPS,DH),FORMZAHL(NEPS)
IF(DZUH.LE.0.3) K=1
IF((DZUH.GT.0.3).AND.(DZUH.LE.0.4)) K=2
IF((DZUH.GT.0.4).AND.(DZUH.LE.0.5)) K=3
IF((DZUH.GT.0.5).AND.(DZUH.LE.0.6)) K=4
IF(DZUH.GT.0.6) K=5
DO 1000 I = 1, 30
  FD = (DZUH - (K+1) * 0.1) / 0.1
  FORMZAHL(I) = (SFZG(I,K+1)-SFZG(I,K)) * FD + SFZG(I,K)

```

```

1000 CONTINUE
9999 FORMAT(F5.1,F7.3)
END

```

```

C-----
C   In diesem Unterprogramm erfolgt die Berechnung der Spannungs-
C   formzahlen mit Hilfe der Werte aus dem Zugversuch      7.11.93 D.G.
C-----

```

```

SUBROUTINE ZUG(EPSILON,DEHNUNG,RP,FORMZAHL,NW)
PARAMETER (NEPS=30)
REAL RP,EPSO,EPSU
DIMENSION DEHNUNG(NEPS),FORMZAHL(NEPS),EPSILON(NEPS)
E = 70000.
J = 1
I = 1
100 D1 = DEHNUNG(J)
200 IF(EPSILON(I).GE.15) GOTO 6789
   IF(D1.GT.0.85*RP/E*1500) GOTO 6789
   EPSO = EPSILON(I+1) * 0.85 * RP/E * 100
   EPSU = EPSILON(I) * 0.85 * RP/E * 100
   IF((D1.GE.EPSU).AND.(D1.LT.EPSO))THEN
       DIFF = (D1 - EPSU)/(EPSO - EPSU)
       FORMZAHL(J) = DIFF * (FORMZAHL(I+1)-FORMZAHL(I))
   *   + FORMZAHL(I)
       GOTO 300
   END IF
   I = I + 1
   GOTO 200
300 IF(J.EQ.NW+1) GOTO 6789
   J = J + 1
   GOTO 100
6789 NW = J - 1
END

```

```

C-----
C   In diesem Unterprogramm erfolgt die Aufstellung der Werkstoff-
C   fliesskurve mit Hilfe des Ramberg-Osgood-Gesetztes und dem Expon.
C   "n" nach Mazzolani                                     7.9.93 D.G.
C-----

```

```

SUBROUTINE ROGM(RP,RM,E,DEHNUNG,NMAZZ,SIGMAZZ)
PARAMETER (NEPS=30)
REAL RP,RM,E,NMAZZ
DIMENSION DEHNUNG(NEPS),DRO(NEPS),DSIG(NEPS),SIGMAZZ(NEPS)
SIG = 0.3 * RP
DIFF = 0.0
DO 1000 I = 1, 30
   DSIG(I) = RM/RP
   DIFF = DIFF + 0.5
   DEHNUNG(I) = DIFF * 0.85 * RP/E
100   DRO(I) = SIG/E + 0.002*(SIG/RP)**NMAZZ
   IF(ABS(DRO(I)-DEHNUNG(I)).LT.0.00001) THEN
       GOTO 200
   ELSE IF(DRO(I).LT.DEHNUNG(I)) THEN
       SIG = SIG + DSIG(I)
   ELSE
       SIG = SIG - DSIG(I)
       DSIG(I) = DSIG(I)/2
       SIG = SIG + DSIG(I)
   END IF
   GOTO 100
200   SIGMAZZ(I) = SIG
1000 CONTINUE
END

```

```

C-----
C   In diesem Unterprogramm erfolgt die Aufstellung der Werkstoff-
C   fliesskurve mit Hilfe des Ramberg-Osgood-Gesetztes und dem Expon.
C   "n" nach Dangelmaier                                 12.9.93 D.G.
C-----

```

```

SUBROUTINE ROGD(RP, RM, E, DEHNUNG, NDANG, SIGDANG)
PARAMETER (NEPS=30)
REAL RP, RM, E, NDANG
DIMENSION DEHNUNG(NEPS), DRO(NEPS), DSIG(NEPS), SIGDANG(NEPS)
SIG = 0.3 * RP
DIFF = 0.0
DO 1000 I = 1, 30
  DSIG(I) = RM/RP
  DIFF = DIFF + 0.5
  DEHNUNG(I) = DIFF * 0.85 * RP/E
100  DRO(I) = SIG/E + 0.002*(SIG/RP)**NDANG
  IF(ABS(DRO(I)-DEHNUNG(I)).LT.0.00001) THEN
    GOTO 200
  ELSE IF(DRO(I).LT.DEHNUNG(I)) THEN
    SIG = SIG + DSIG(I)
  ELSE
    SIG = SIG - DSIG(I)
    DSIG(I) = DSIG(I)/2
    SIG = SIG + DSIG(I)
  END IF
  GOTO 100
200  SIGDANG(I) = SIG
1000 CONTINUE
END

```

```

C-----
C   In diesem Unterprogramm erfolgt die Berechnung der Nennspannung
C   fuer den Lastfall Normalkraft und daraus ueber den Querschnitt
C   die Gesamtnormalkraft Fn.                                     18.11.93 D.G.
C-----

```

```

SUBROUTINE NORMAL(AGO, AGU, SH, TS, EPSILON, DEHNUNG,
*   SIGMAZZ, SIGDANG, FORMZAHL, NW, GESETZ, SIGWERK,
*   EPSEMAX)
PARAMETER (NEPS=30)
INTEGER GESETZ
REAL AGO, AGU, SH, TS
DIMENSION DEHNUNG(NEPS), EPSILON(NEPS), SIGMAZZ(NEPS),
*   SIGDANG(NEPS), FORMZAHL(NEPS), SIGWERK(NEPS),
*   SIGMAXM(NEPS), FNM(NEPS), SIGMAXD(NEPS), FND(NEPS),
*   SIGMAK(NEPS), FN(NEPS), EPS(NEPS)
IF(GESETZ.EQ.1) GOTO 200
WRITE(*,9994)
WRITE(1,9994)
I = 1
100  SIGMAXM(I) = SIGMAZZ(I) / FORMZAHL(I)
  SIGMAXD(I) = SIGDANG(I) / FORMZAHL(I)
  FNM(I) = SIGMAXM(I) * (AGO + AGU + (SH*TS)) / 1000.
  FND(I) = SIGMAXD(I) * (AGO + AGU + (SH*TS)) / 1000.
  WRITE(*,9995)
*   EPSILON(I), 100*DEHNUNG(I), FORMZAHL(I),
*   SIGMAXM(I), FNM(I), SIGMAXD(I), FND(I)
  WRITE(1,9995)
*   EPSILON(I), 100*DEHNUNG(I), FORMZAHL(I),
*   SIGMAXM(I), FNM(I), SIGMAXD(I), FND(I)
  I = I + 1
  IF(I.EQ.18) THEN
    PRINT*, ' weiter mit < Return >'
    READ*
    WRITE(*,9994)
  END IF
  IF(I.LE.30) GOTO 100
  WRITE(1,9996)
  GOTO 6789
200  K = 1
  WRITE(*,9997)
  WRITE(1,9997)
201  SIGMAK(K) = SIGWERK(K) / FORMZAHL(K)

```

```

FN(K) = SIGMAK(K) * (AGO + AGU + (SH*TS)) / 1000.
EPS(K) = DEHNUNG(K) / EPSEMAX
WRITE(*,9998)
*   EPS(K),DEHNUNG(K),FORMZAHL(K),
*   SIGMAK(K),FN(K)
WRITE(1,9998)
*   EPS(K),DEHNUNG(K),FORMZAHL(K),
*   SIGMAK(K),FN(K)
K = K + 1
IF(K.EQ.18) THEN
  PRINT*,' weiter mit < Return >'
  READ*
  WRITE(*,9997)
END IF
IF(K.LE.NW) GOTO 201
WRITE(*,9999)
WRITE(1,9999)
9994 FORMAT(2X,75('-'),/,
*   2X,'|',21X,'|',5X,'n nach Mazzolani',4X'|',
*   4X,'n nach Dangelmaier',3X,'|',/,
*   2X,'| D-V',2X,'Dehnung',3X,'SFZ',2X,'|Nennspannung',
*   2X,'Kraft [kN]',1X,'|Nennspannung',
*   2X,'Kraft [kN] |',/,
*   2X,'|',21('-'),'|',2(25('-'),'|'))
9995 FORMAT(2X,'|',F4.1,F8.3,F8.3,'|',E11.4,E13.4,'|',
*   E11.4,E13.4,'|')
9996 FORMAT(2X,75('-'))
9997 FORMAT(7X,49('-'),/,
*   7X,'| D-V',2X,'Dehnung',3X,'SFZ',2X,'|Nennspannung',
*   2X,'Kraft [kN]',1X,'|',/,
*   7X,'|',21('-'),'|',25('-'),'|')
9998 FORMAT(7X,'|',F4.1,F8.3,F8.3,'|',E11.4,E13.4,'|')
9999 FORMAT(7X,49('-'))
6789 END

```

```

C-----
C   In diesem Unterprogramm erfolgt die Berechnung der Nennspannung
C   fuer den Lastfall Biegemoment und daraus ueber den Querschnitt
C   das Grenzmoment.                                     19.11.93 D.G.
C-----

```

```

SUBROUTINE MOMENT(GAMMA1,GAMMA2,SH,TS,EPSILON,
*   DEHNUNG,SIGMAZZ,SIGDANG,FORMZAHL,NW,
*   GESETZ,SIGWERK,EPSEMAX)
PARAMETER (NEPS=30)
INTEGER GESETZ
REAL SH,TS,TRGM,Z
DIMENSION DEHNUNG(NEPS),EPSILON(NEPS),SIGMAZZ(NEPS),
*   SIGDANG(NEPS),FORMZAHL(NEPS),SIGWERK(NEPS),EPS(NEPS),
*   SIGMAXM(NEPS),GMOMM(NEPS),SIGMAXD(NEPS),GMOMD(NEPS),
*   SIGMAK(NEPS),GMOM(NEPS)
IF(GAMMA1.EQ.0.0) THEN
  TRGM = SH**3*TS/12.
  Z = SH/2.
ELSE
  TRGM = SH**3*TS*(1/3.+(GAMMA1*GAMMA2-1/(4*GAMMA1)) /
*   (1/GAMMA1+1+GAMMA2))
  Z = SH/2. * (2 + 1/GAMMA1)/(1 + 1/GAMMA1 + GAMMA2)
END IF
IF(GESETZ.EQ.1) GOTO 200
WRITE(*,9994)
WRITE(1,9994)
I = 1
100 SIGMAXM(I) = SIGMAZZ(I) / FORMZAHL(I)
SIGMAXD(I) = SIGDANG(I) / FORMZAHL(I)
GMOMM(I) = SIGMAXM(I) * TRGM / (Z * 1000000.)
GMOMD(I) = SIGMAXD(I) * TRGM / (Z * 1000000.)
WRITE(*,9995)

```

```

*      EPSILON(I),100*DEHNUNG(I),FORMZAHL(I),
*      SIGMAXM(I),GMOMM(I),SIGMAXD(I),GMOMD(I)
WRITE(1,9995)
*      EPSILON(I),100*DEHNUNG(I),FORMZAHL(I),
*      SIGMAXM(I),GMOMM(I),SIGMAXD(I),GMOMD(I)
I = I + 1
IF(I.EQ.18) THEN
  PRINT*, ' weiter mit < Return >'
  READ*
  WRITE(*,9994)
END IF
IF(I.LE.30) GOTO 100
WRITE(1,9996)
GOTO 6789
200 K = 1
WRITE(*,9997)
WRITE(1,9997)
201 SIGMAK(K) = SIGWERK(K) / FORMZAHL(K)
GMOM(K) = SIGMAK(K) * TRGM / (Z * 1000000.)
EPS(K) = DEHNUNG(K)/EPSEMAX
WRITE(*,9998)
*      EPS(K),DEHNUNG(K),FORMZAHL(K),
*      SIGMAK(K),GMOM(K)
WRITE(1,9998)
*      EPS(K),DEHNUNG(K),FORMZAHL(K),
*      SIGMAK(K),GMOM(K)
K = K + 1
IF(K.EQ.18) THEN
  PRINT*, ' weiter mit < Return >'
  READ*
  WRITE(*,9997)
END IF
IF(K.LE.NW) GOTO 201
WRITE(*,9999)
WRITE(1,9999)
9994 FORMAT(2X,75('-'),/,
*      2X,'|',21X,'|',5X,'n nach Mazzolani',4X'|',
*      4X,'n nach Dangelmaier',3X,'|',/,
*      2X,'| D-V',2X,'Dehnung',3X,'SFZ',2X,'|Nennspannung',
*      2X,'Moment [kNm]|Nennspannung',
*      2X,'Moment [kNm]|',/,
*      2X,'|',21('-'),'|',2(25('-'),'|'))
9995 FORMAT(2X,'|',F4.1,F8.3,F8.3,'|',E11.4,E13.4,'|',
*      E11.4,E13.4,'|')
9996 FORMAT(2X,75('-'))
9997 FORMAT(7X,49('-'),/,
*      7X,'| D-V',2X,'Dehnung',3X,'SFZ',2X,'|Nennspannung',
*      2X,'Moment [kNm]|',/,
*      7X,'|',21('-'),'|',25('-'),'|')
9998 FORMAT(7X,'|',F4.1,F8.3,F8.3,'|',E11.4,E13.4,'|')
9999 FORMAT(7X,49('-'))
6789 END

```

```

C-----
C      In diesem Unterprogramm erfolgt die Berechnung der Nennspannung
C      fuer den Lastfall Querkraft und daraus ueber den Querschnitt die
C      Grenzlaut.
C      19.11.93 D.G.
C-----

```

```

SUBROUTINE QUER(GAMMA1,GAMMA2,SH,TS,EPSILON,
*      DEHNUNG,SIGMAZZ,SIGDANG,FORMZAHL,QK,NW,
*      GESETZ,SIGWERK,EPSEMAX)
PARAMETER (NEPS=30)
INTEGER GESETZ
REAL SH,TS
DIMENSION DEHNUNG(NEPS),EPSILON(NEPS),SIGMAZZ(NEPS),
*      SIGDANG(NEPS),FORMZAHL(NEPS),SIGWERK(NEPS),EPS(NEPS),
*      SIGMAXM(NEPS),FQM(NEPS),SIGMAXD(NEPS),FQD(NEPS),

```

```

*      SIGMAK (NEPS) , FQ (NEPS)
WRITE (* , 9994)
WRITE (1 , 9994)
I = 1
100  SIGMAXM (I) = SIGMAZZ (I) / FORMZAHL (I)
      SIGMAXD (I) = SIGDANG (I) / FORMZAHL (I)
      FQM (I) = SIGMAXM (I) * SH * TS / 1000.
      FQD (I) = SIGMAXD (I) * SH * TS / 1000.
      WRITE (* , 9995)
*      EPSILON (I) , 100 * DEHNUNG (I) , FORMZAHL (I) ,
*      SIGMAXM (I) , FQM (I) , SIGMAXD (I) , FQD (I)
      WRITE (1 , 9995)
*      EPSILON (I) , 100 * DEHNUNG (I) , FORMZAHL (I) ,
*      SIGMAXM (I) , FQM (I) , SIGMAXD (I) , FQD (I)
      I = I + 1
      IF (I.EQ.18) THEN
          PRINT * , ' weiter mit < Return >'
          READ *
          WRITE (* , 9994)
      END IF
      IF (I.LE.30) GOTO 100
      WRITE (1 , 9996)
      GOTO 6789
200  K = 1
      WRITE (* , 9997)
      WRITE (1 , 9997)
201  SIGMAK (K) = SIGWERK (K) / FORMZAHL (K)
      FQ (K) = SIGMAK (K) * SH * TS / 1000.
      WRITE (* , 9998)
*      EPS (K) , DEHNUNG (K) , FORMZAHL (K) ,
*      SIGMAK (K) , FQ (K)
      WRITE (1 , 9995)
*      EPS (K) , DEHNUNG (K) , FORMZAHL (K) ,
*      SIGMAK (K) , FQ (K)
      K = K + 1
      IF (K.EQ.18) THEN
          PRINT * , ' weiter mit < Return >'
          READ *
          WRITE (* , 9997)
      END IF
      IF (K.LE.NW) GOTO 201
      WRITE (1 , 9999)
9994  FORMAT (2X , 75 ('-') , / ,
*      2X , '| ' , 21X , '| ' , 5X , 'n nach Mazzolani ' , 4X '| ' ,
*      4X , 'n nach Dangelmaier ' , 3X , '| ' , / ,
*      2X , '| D-V ' , 2X , 'Dehnung ' , 3X , 'SFZ ' , 2X , '| Nennspannung ' ,
*      2X , 'Kraft [kN] ' , 1X , '| Nennspannung ' ,
*      2X , 'Kraft [kN] | ' , / ,
*      2X , '| ' , 21 ('-') , '| ' , 2 (25 ('-') , '| '))
9995  FORMAT (2X , '| ' , F4.1 , F8.3 , F8.3 , '| ' , E11.4 , E13.4 , '| ' ,
*      E11.4 , E13.4 , '| '))
9996  FORMAT (2X , 75 ('-'))
9997  FORMAT (7X , 49 ('-') , / ,
*      7X , '| D-V ' , 2X , 'Dehnung ' , 3X , 'SFZ ' , 2X , '| Nennspannung ' ,
*      2X , 'Kraft [kN] | ' , / ,
*      7X , '| ' , 21 ('-') , '| ' , 25 ('-') , '| '))
9998  FORMAT (7X , '| ' , F4.1 , F8.3 , F8.3 , '| ' , E11.4 , E13.4 , '| '))
9999  FORMAT (7X , 49 ('-'))
6789  END

```

## **Teil 2**

### **Spannungsformzahlen für kreisförmige Stegausschnitte in Aluminiumträgern**

# Inhaltsverzeichnis

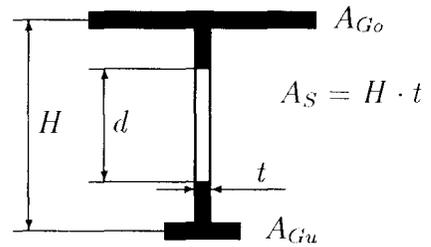
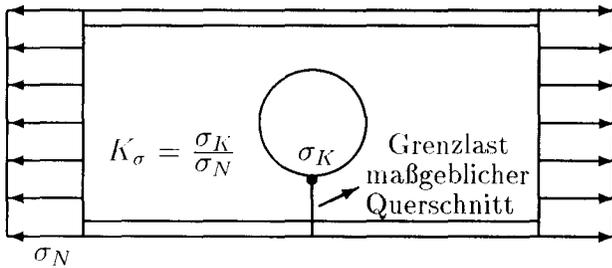
<b>1</b>	<b>Lastfall Normalkraft</b>	<b>2</b>
1.1	Kleiner Verfestigungsgrad ( $\omega = 1.1$ ) . . . . .	2
1.2	Mittlerer Verfestigungsgrad ( $\omega = 1.5$ ) . . . . .	11
1.3	Hoher Verfestigungsgrad ( $\omega = 2.0$ ) . . . . .	20
<b>2</b>	<b>Lastfall Biegung</b>	<b>29</b>
2.1	Kleiner Verfestigungsgrad ( $\omega = 1.1$ ) . . . . .	29
2.2	Mittlerer Verfestigungsgrad ( $\omega = 1.5$ ) . . . . .	38
2.3	Hoher Verfestigungsgrad ( $\omega = 2$ ) . . . . .	47
<b>3</b>	<b>Lastfall Querkraft</b>	<b>56</b>
3.1	Kleiner Verfestigungsgrad ( $\omega = 1.1$ ) . . . . .	56
3.2	Mittlerer Verfestigungsgrad ( $\omega = 1.5$ ) . . . . .	61
3.3	Hoher Verfestigungsgrad ( $\omega = 2$ ) . . . . .	66

# 1 Lastfall Normalkraft

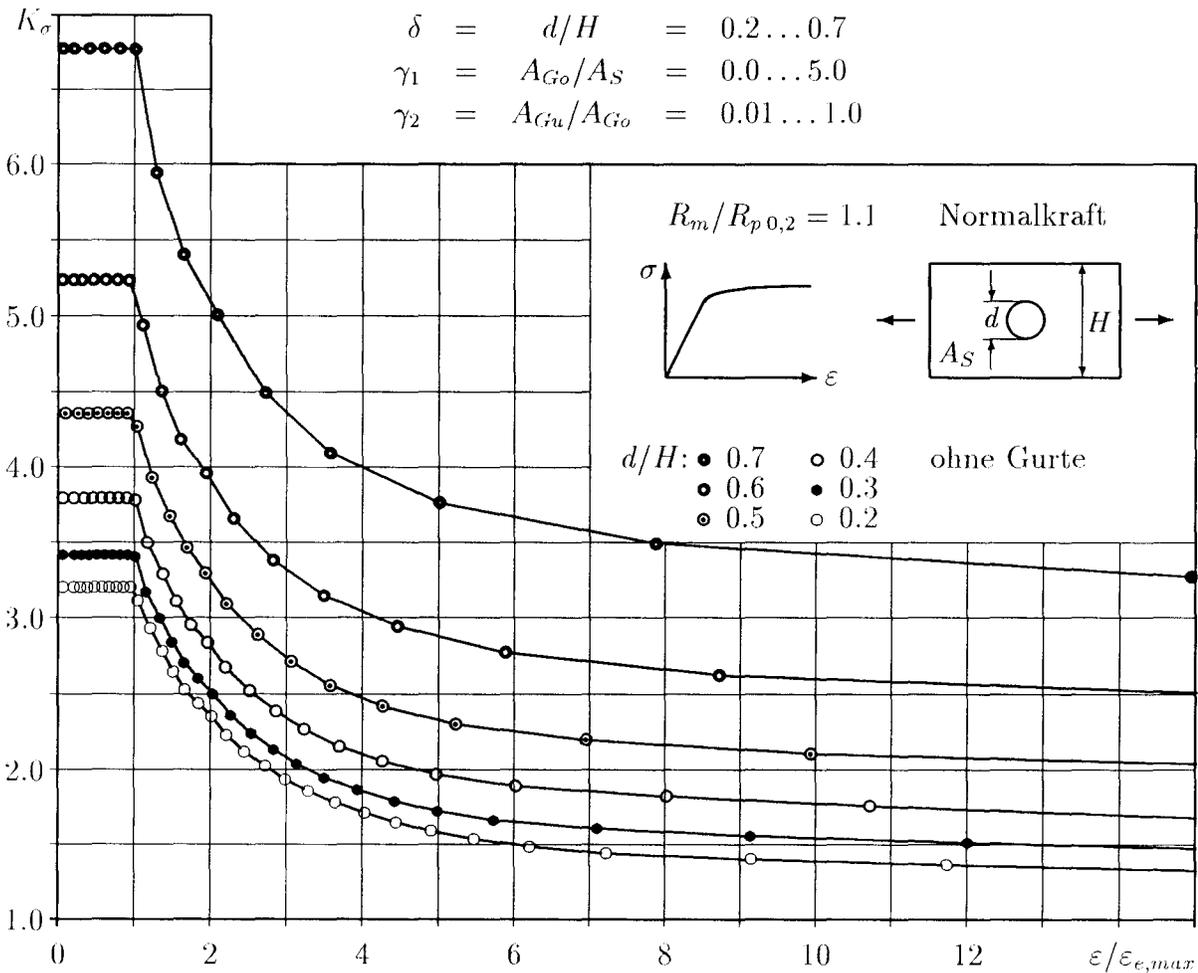
## 1.1 Kleiner Verfestigungsgrad ( $\omega = 1.1$ )

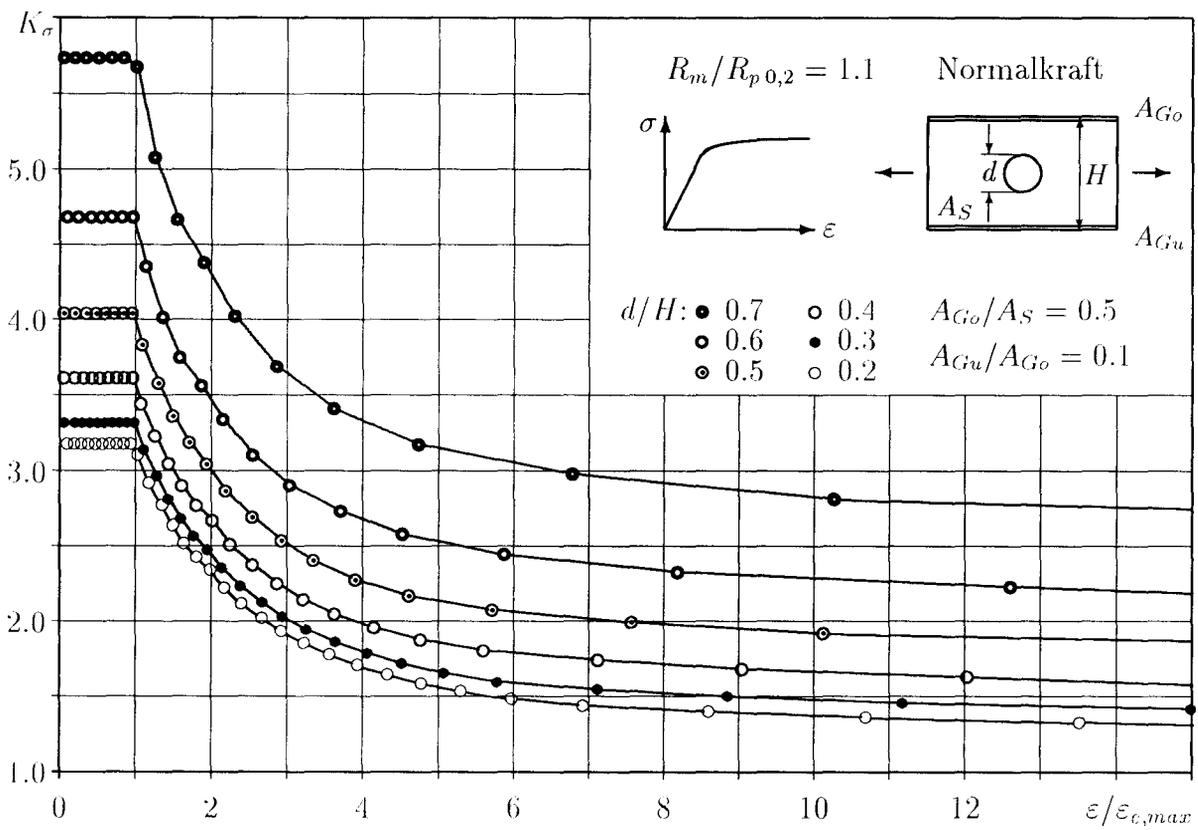
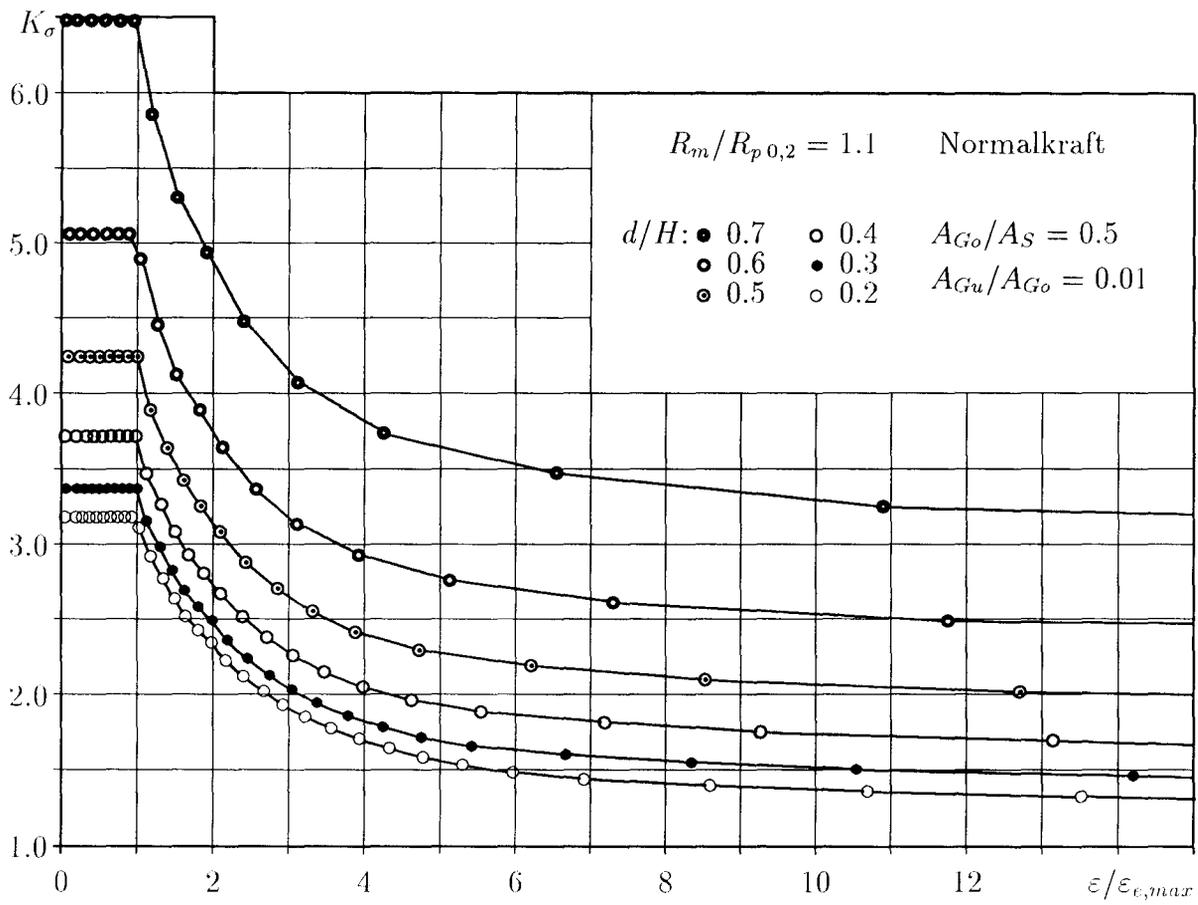
Rechnerisches Werkstoffgesetz nach Abb. B.50, Kurve a:

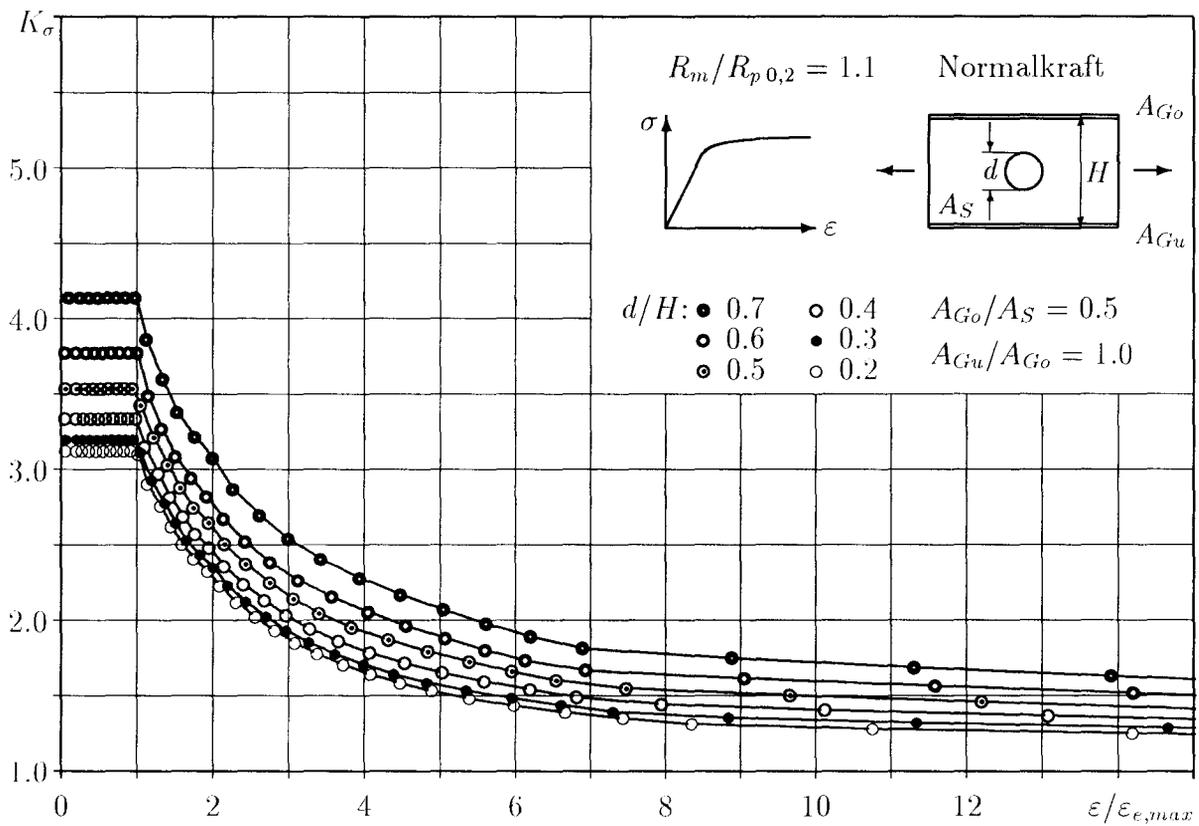
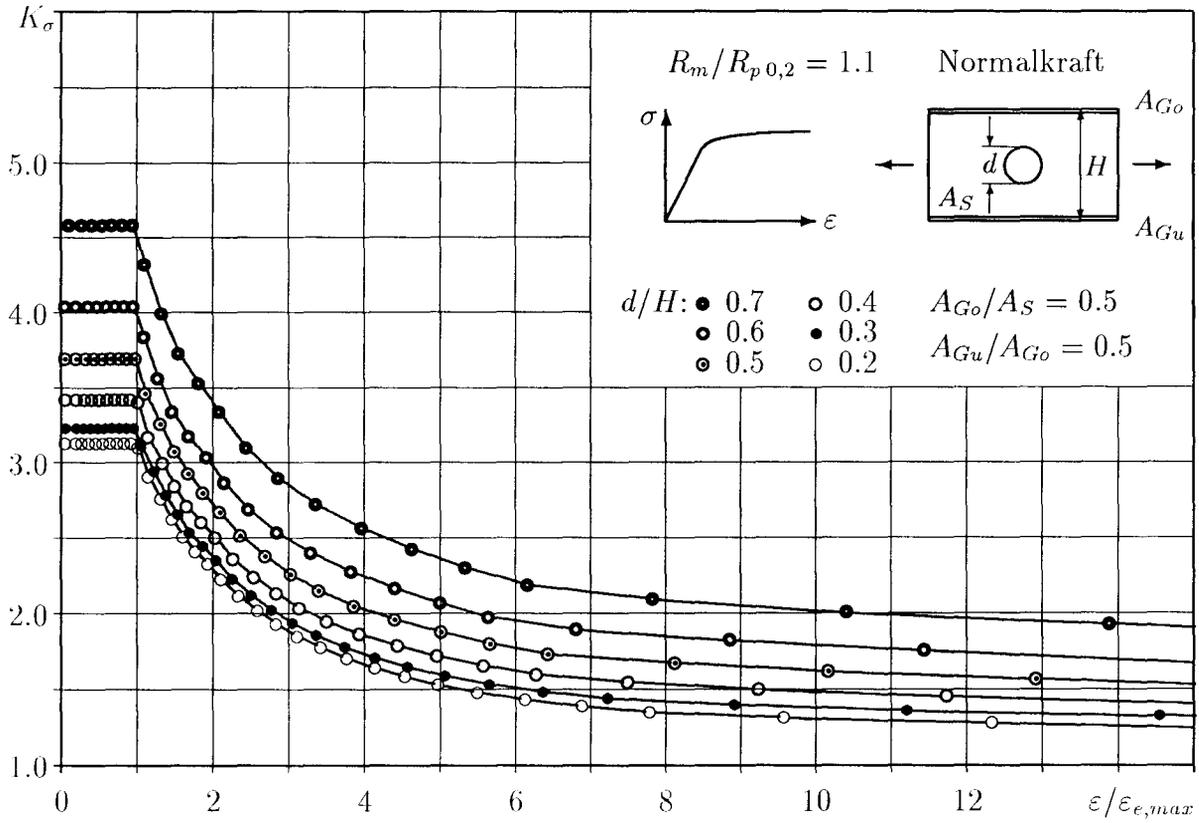
bez. Kerbdehnung:  $\varepsilon/\varepsilon_{e,max} = 0.0 \dots 15.0$   
 mit:  $\varepsilon_{e,max} = (0.85 \cdot R_{p0,2})/E$

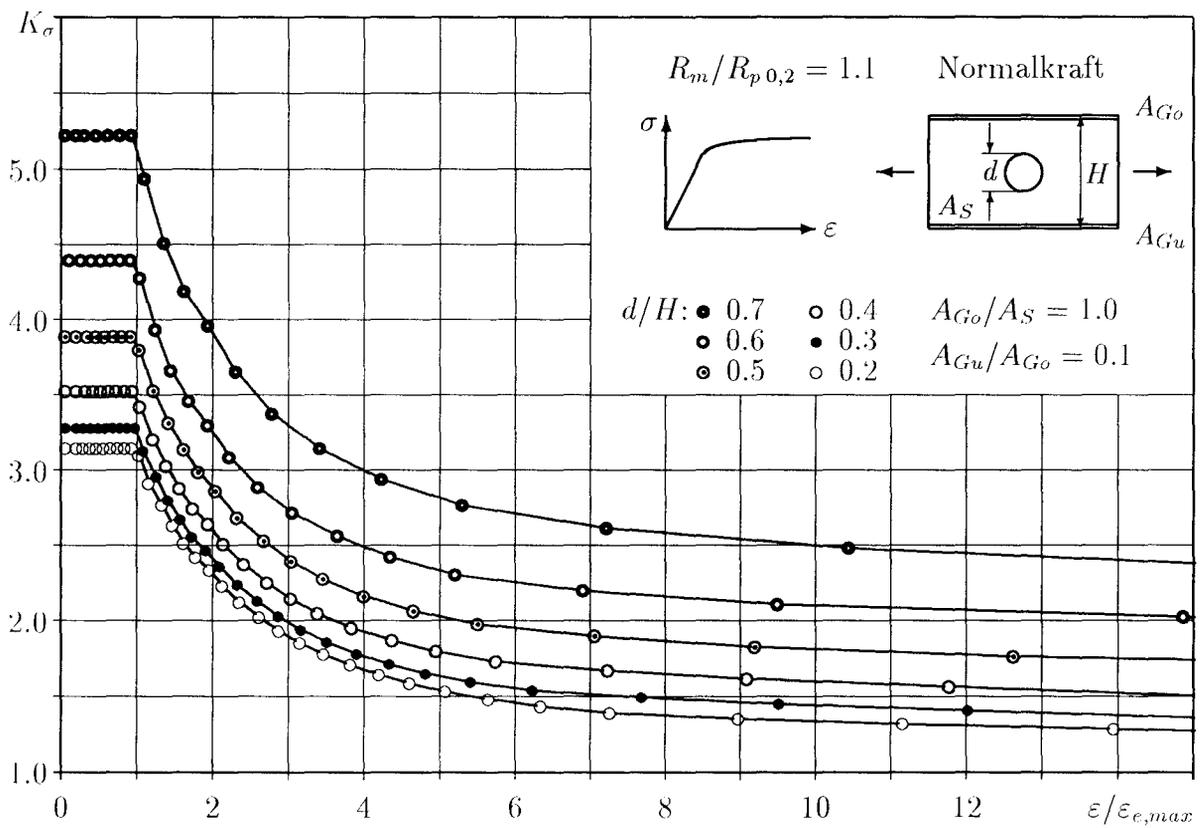
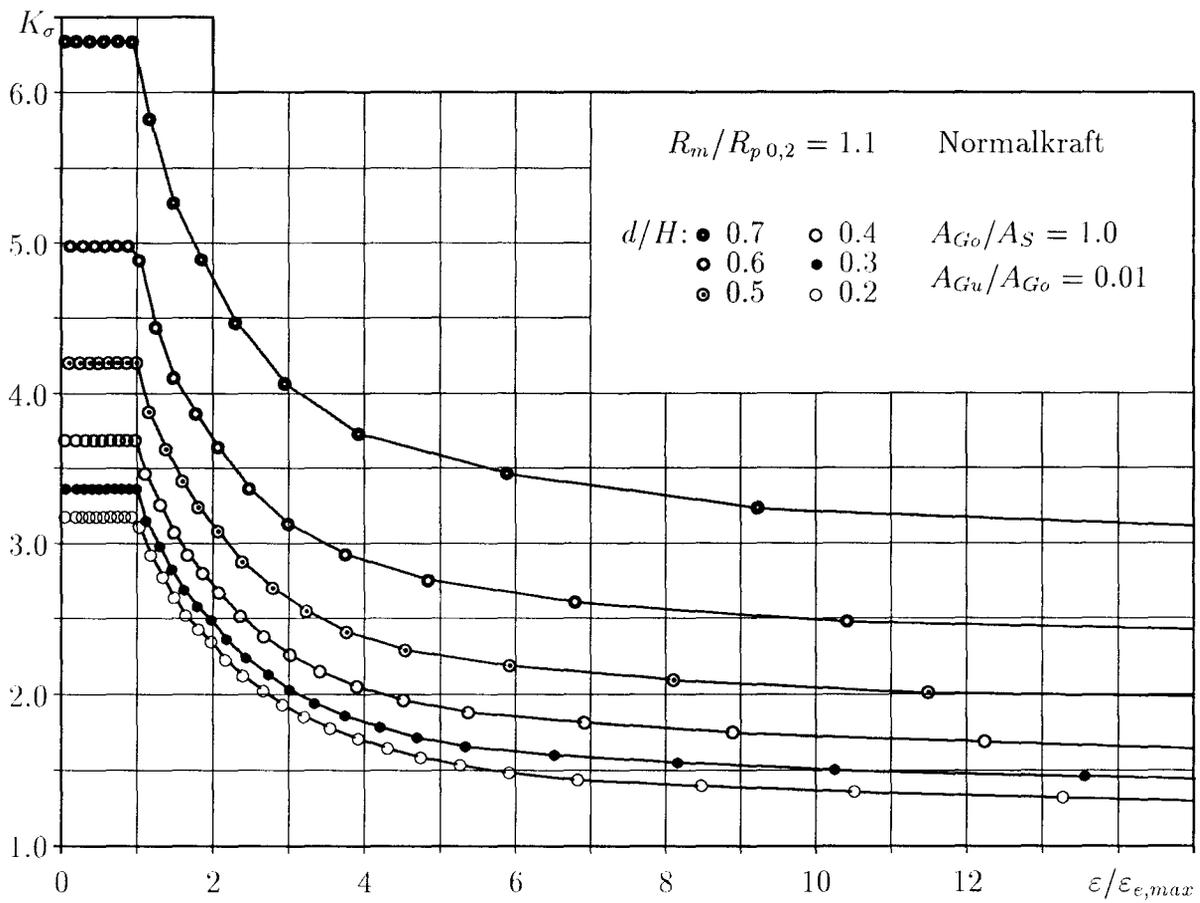


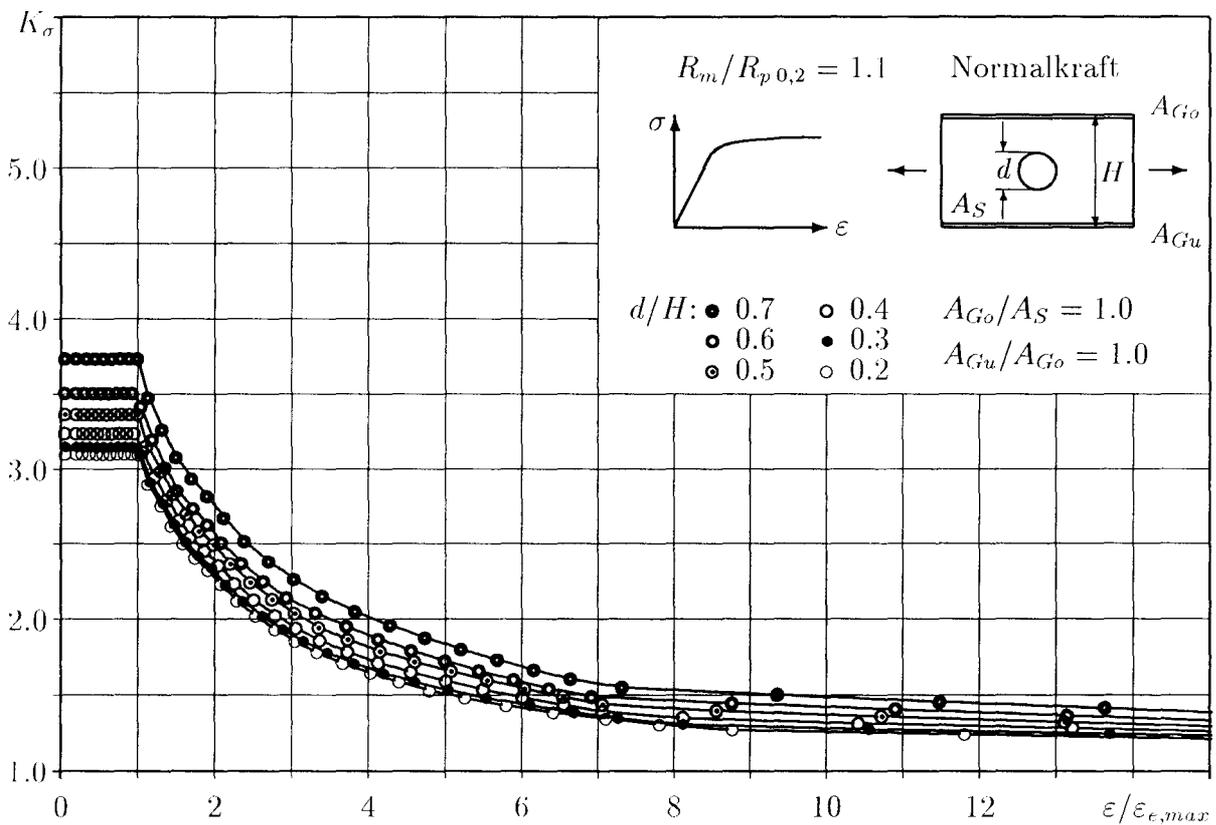
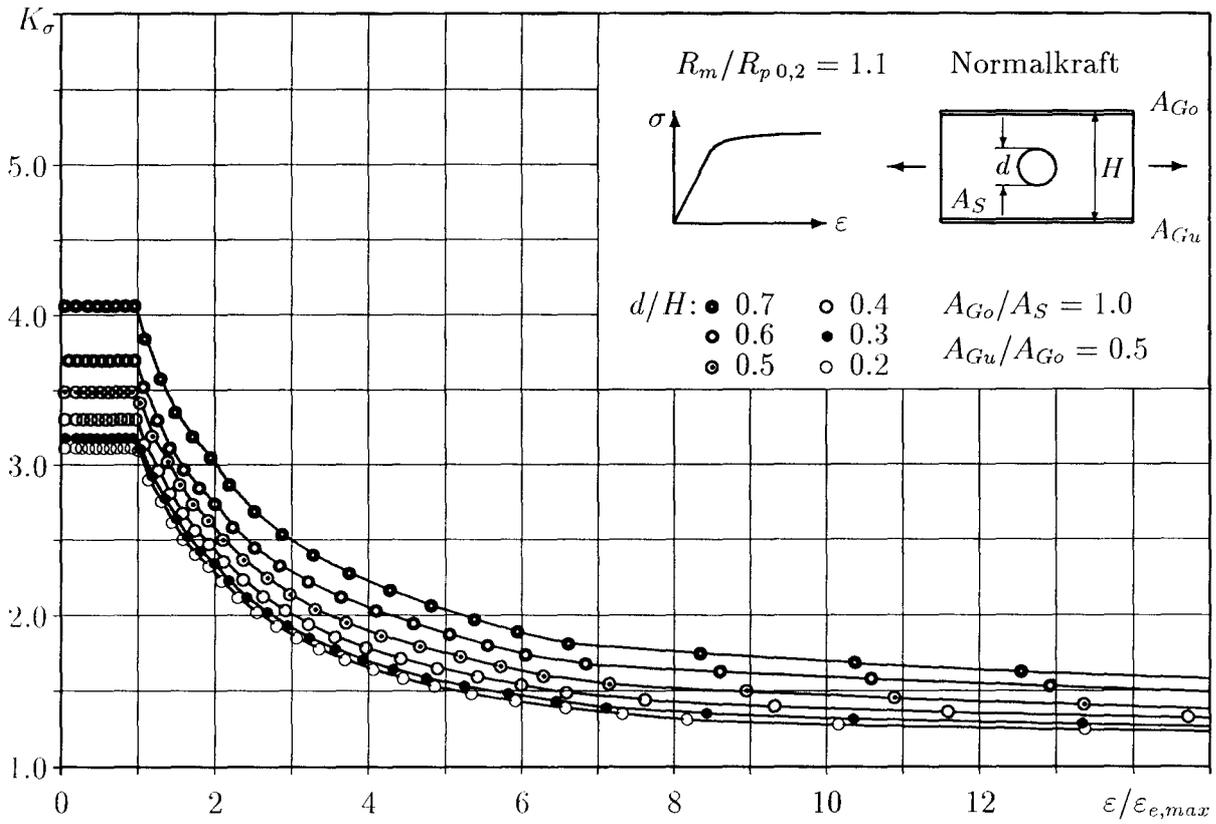
Definition und Gültigkeitsbereiche der Geometrieparameter:

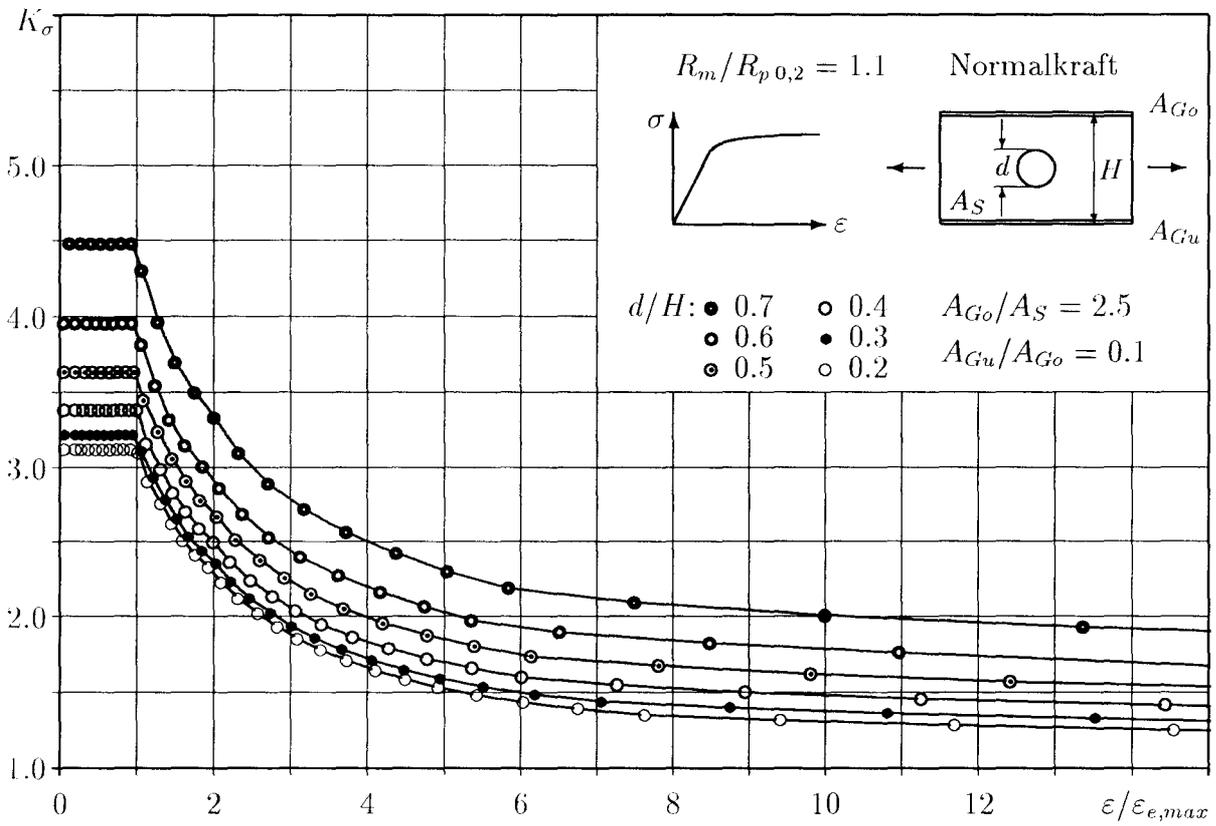
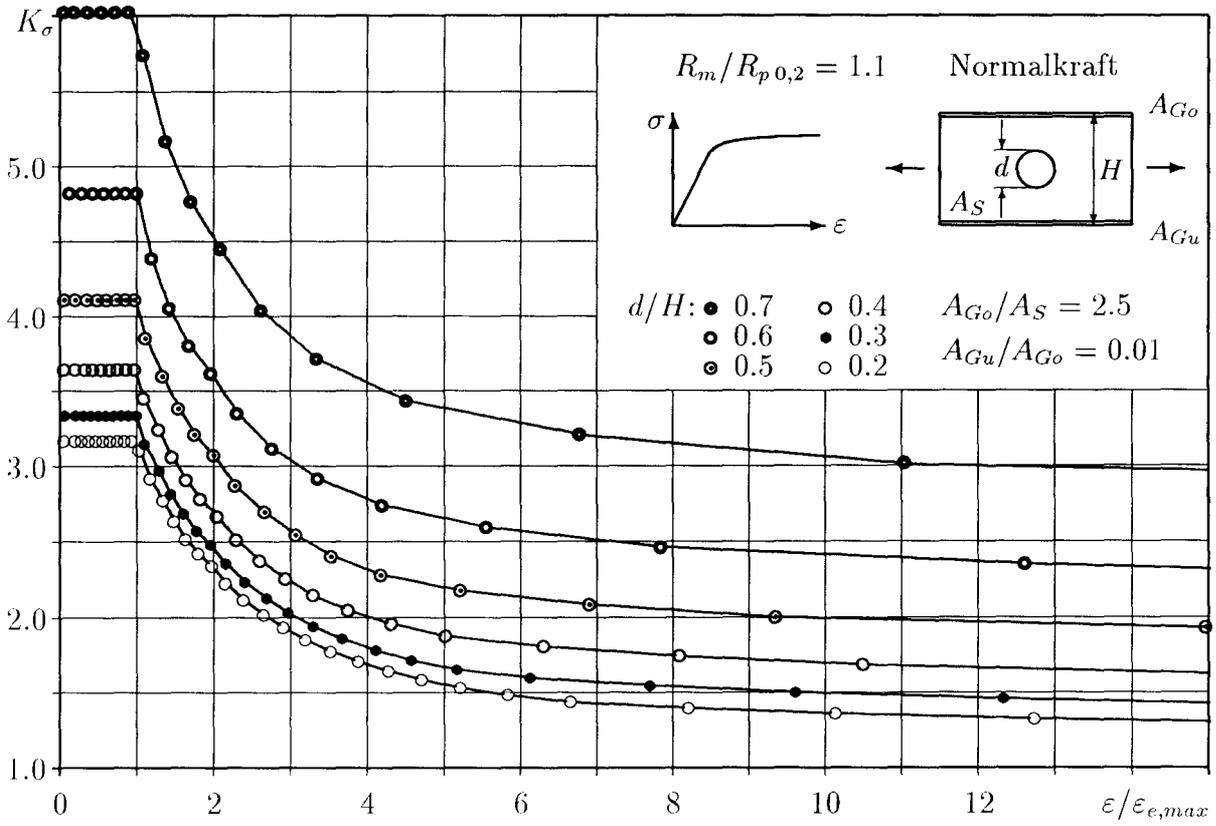


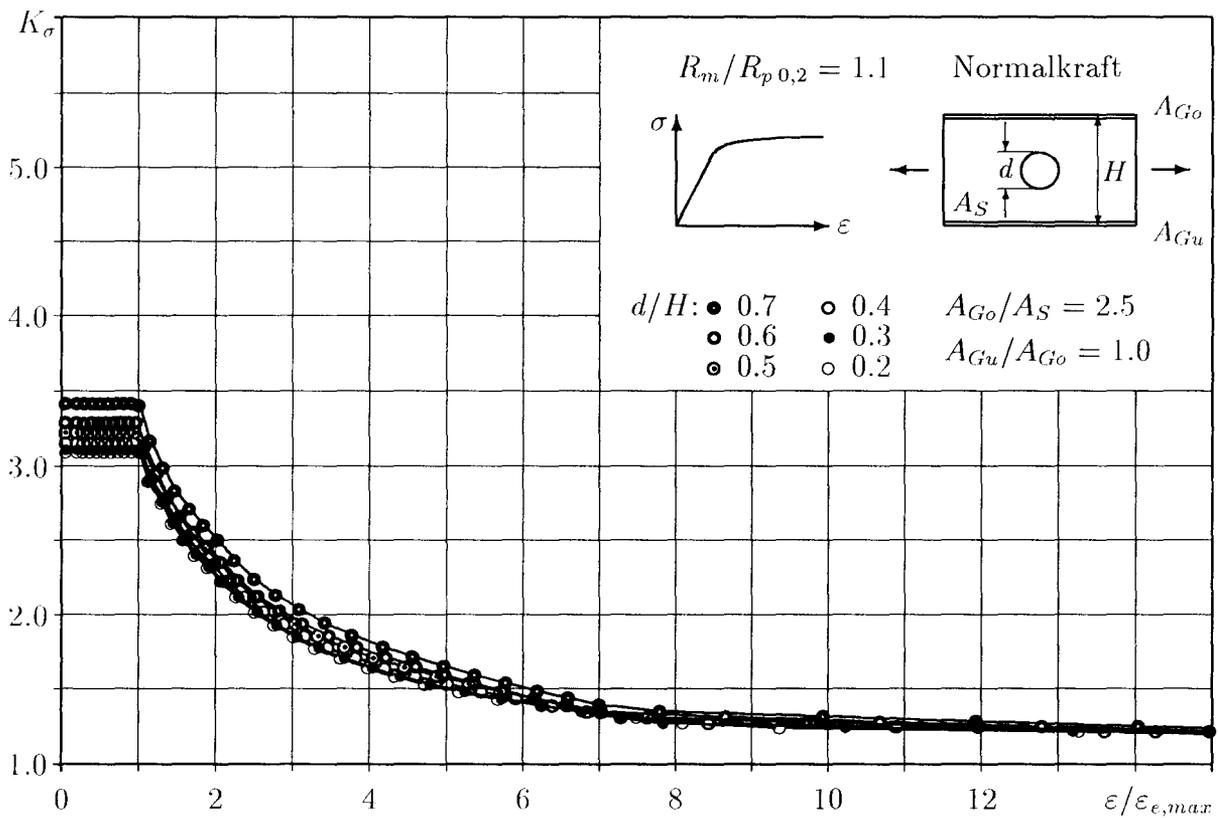
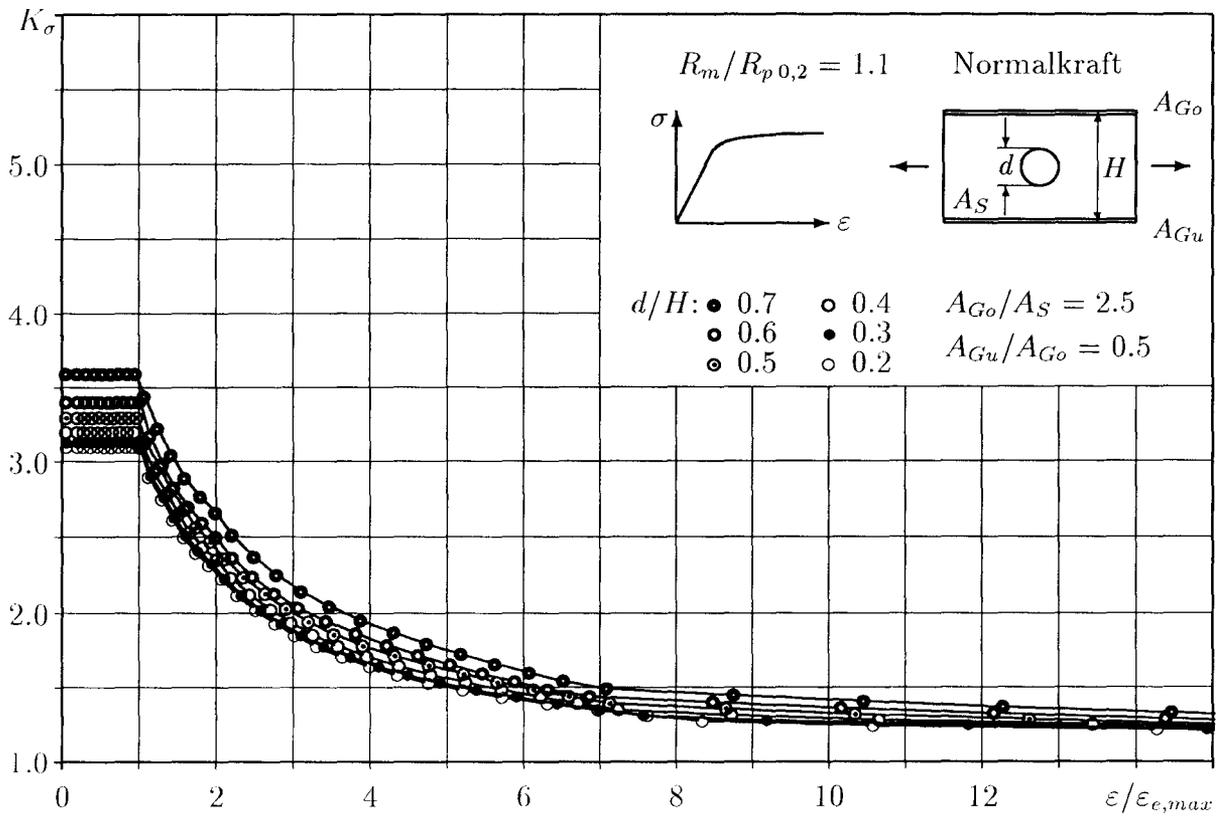


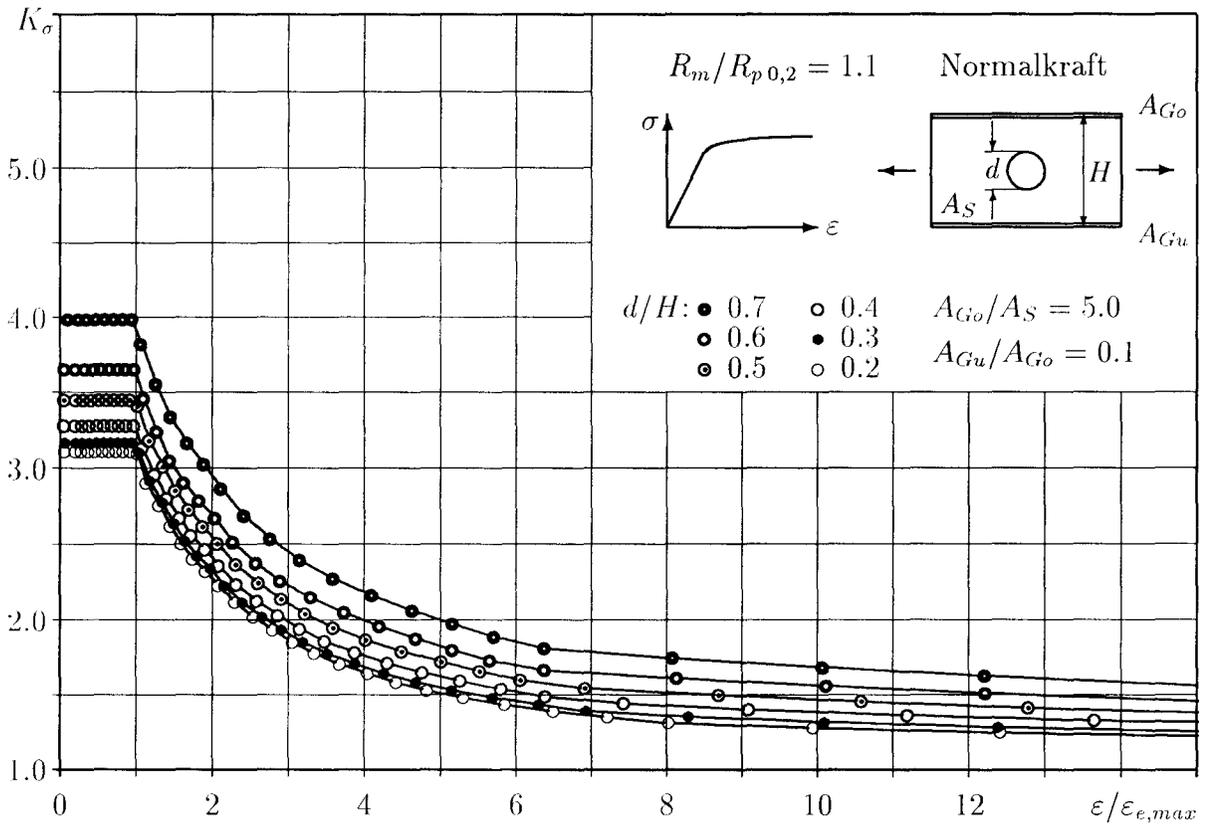
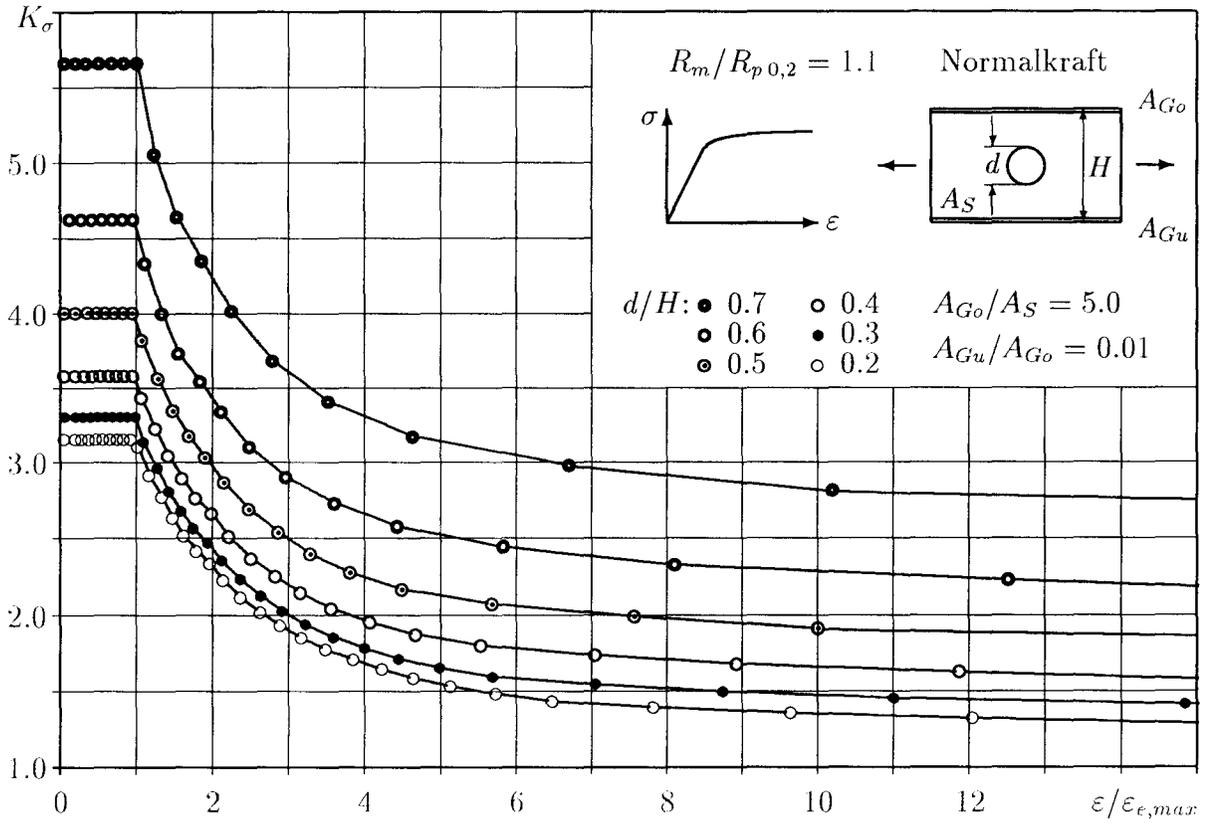


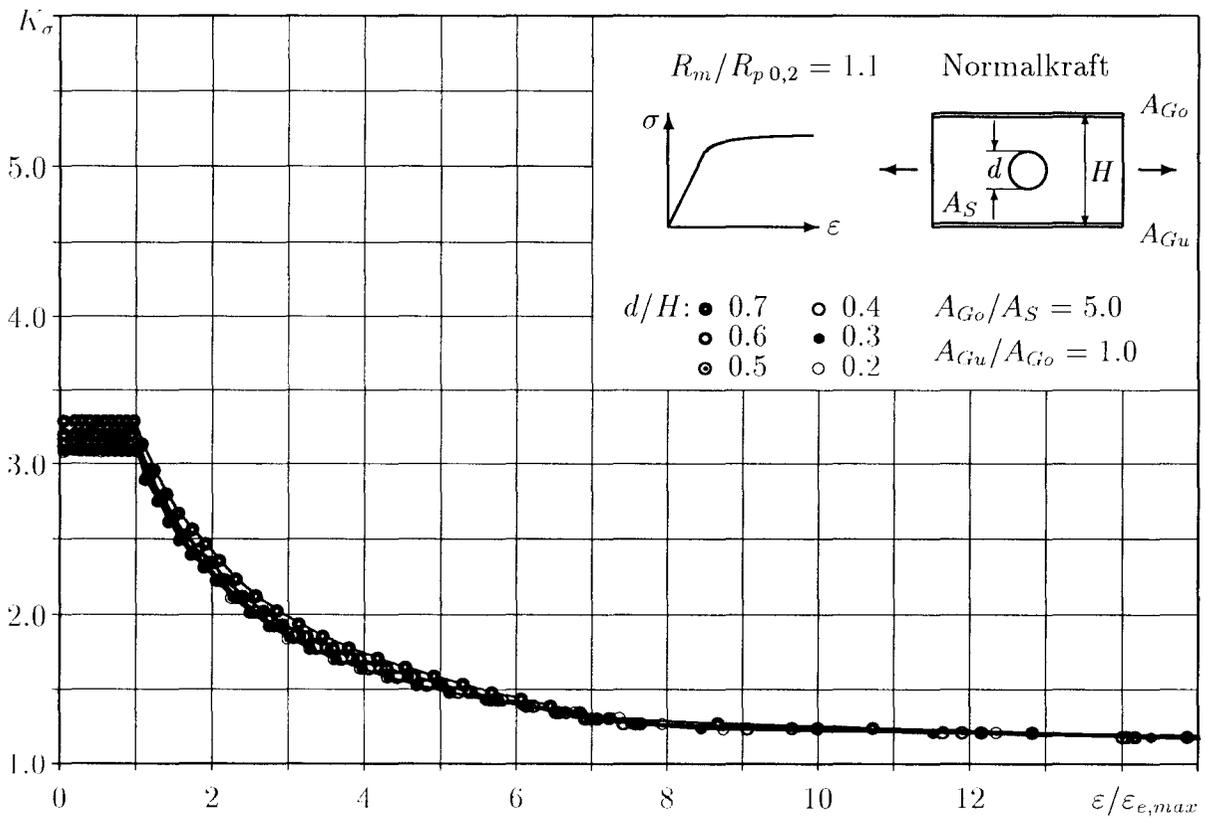
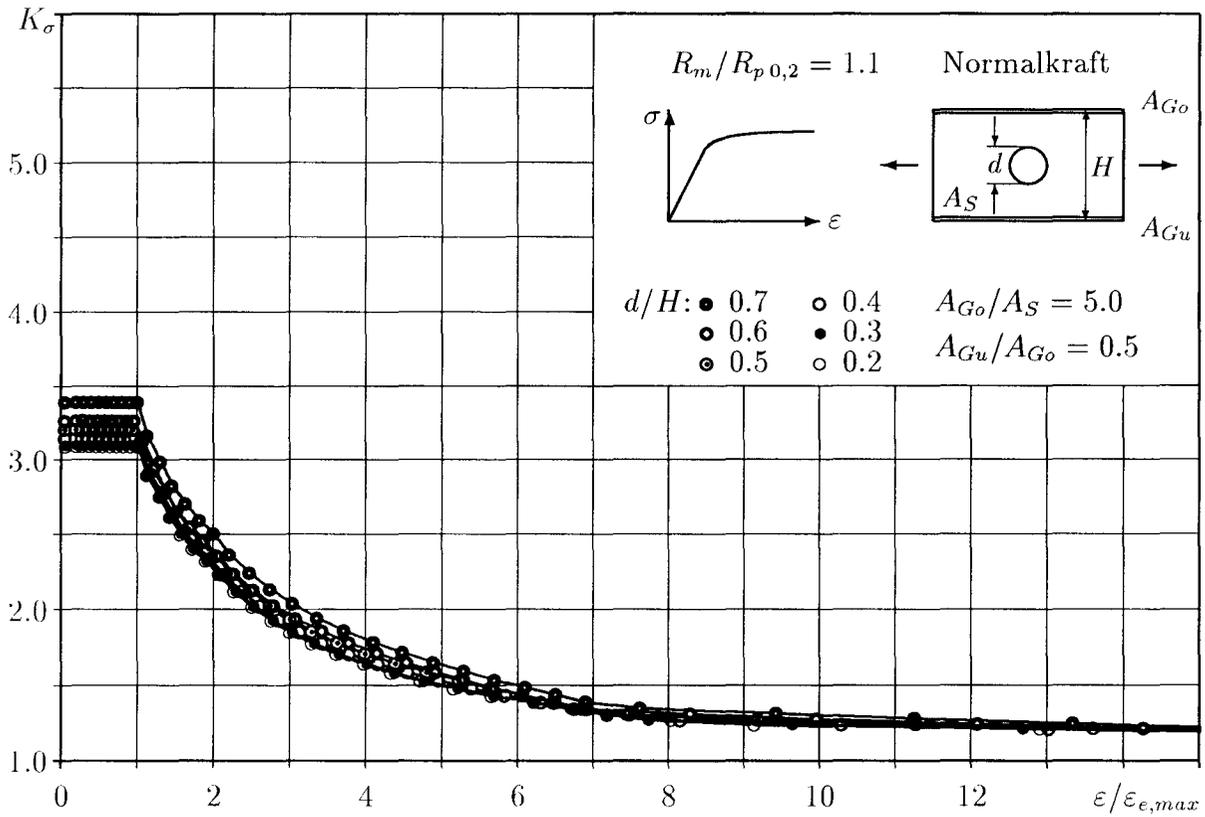








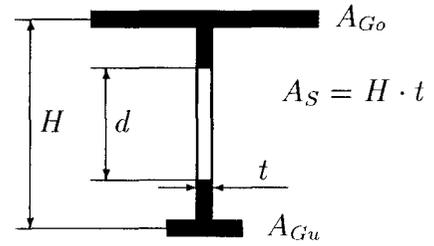
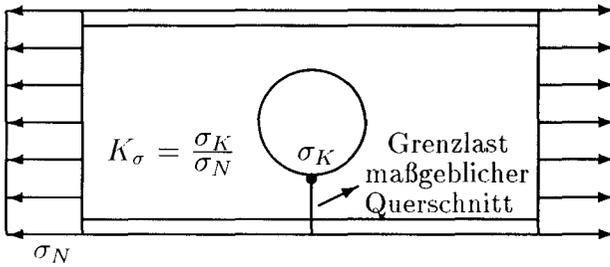




## 1.2 Mittlerer Verfestigungsgrad ( $\omega = 1.5$ )

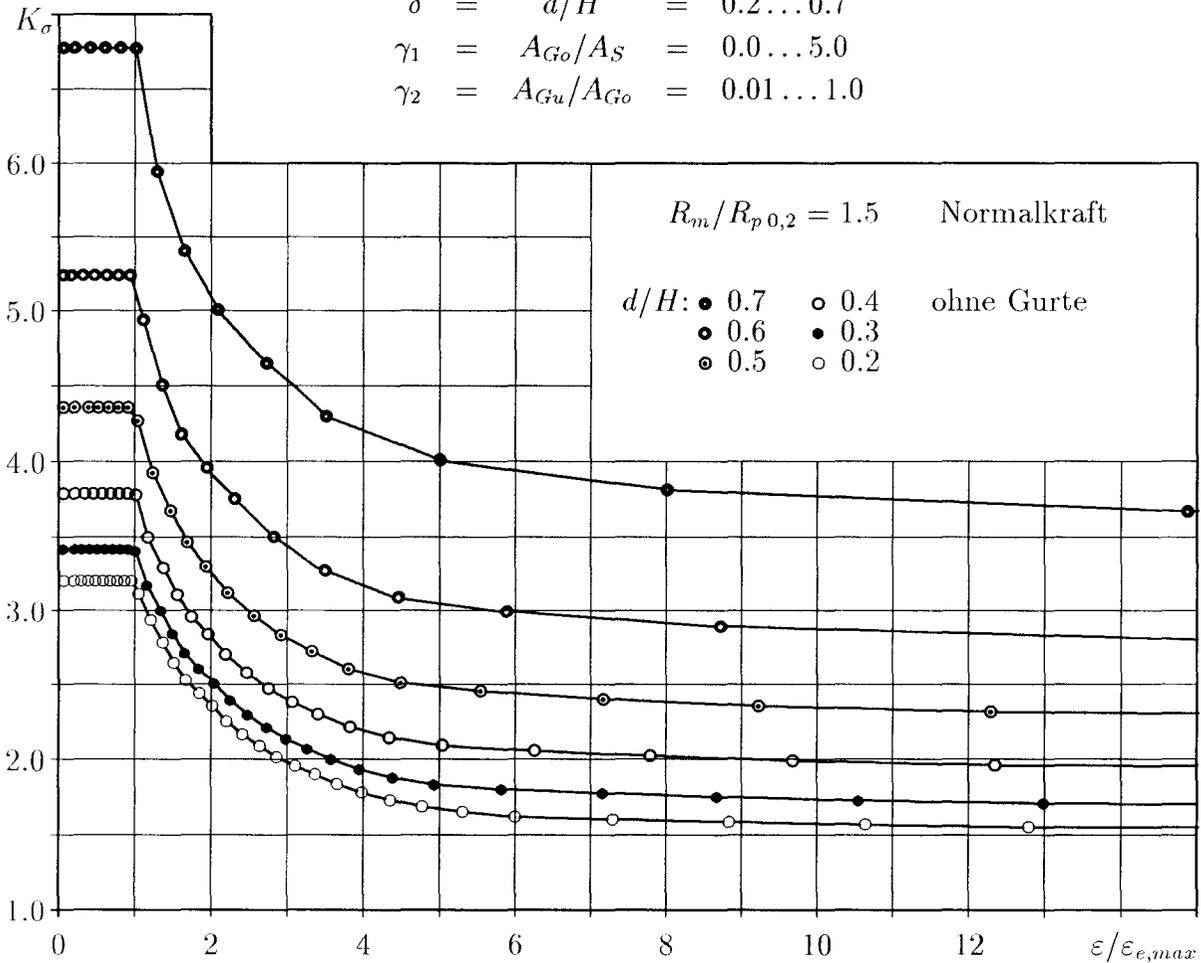
Rechnerisches Werkstoffgesetz nach Abb. B.50, Kurve d:

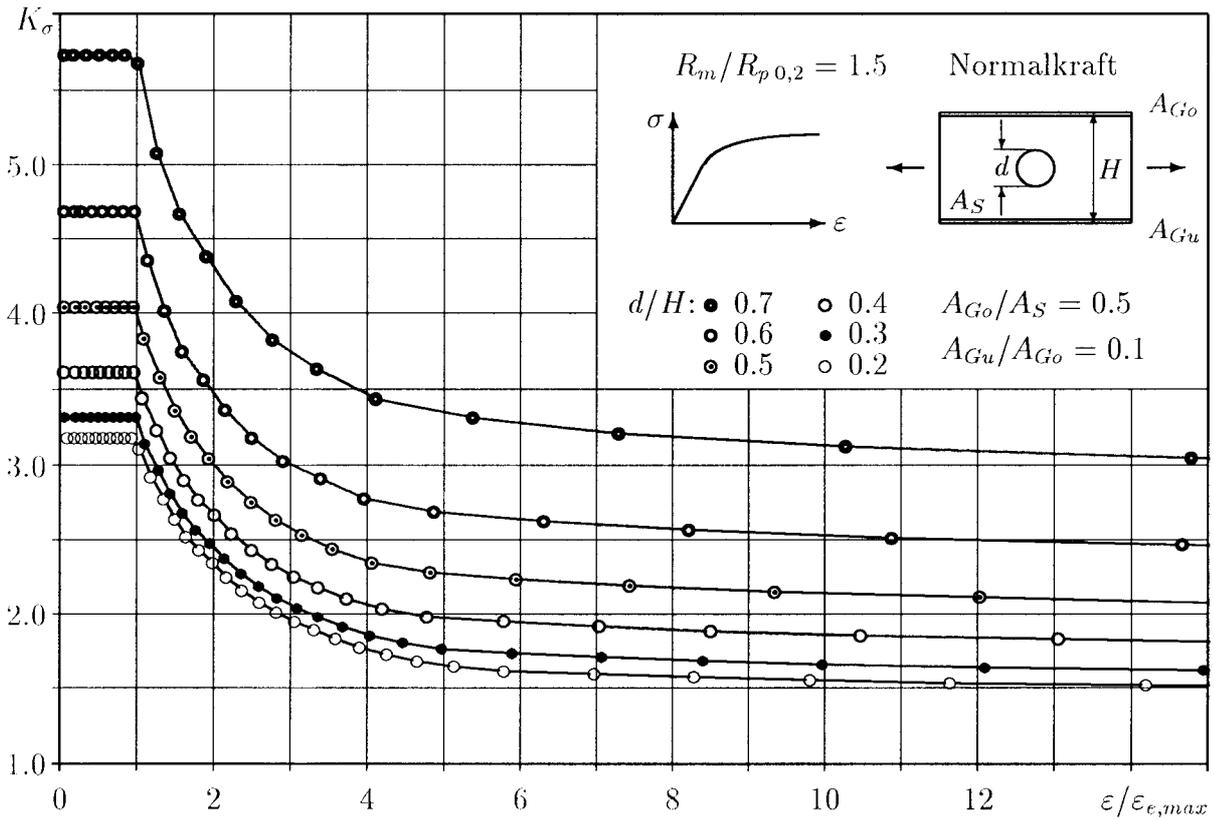
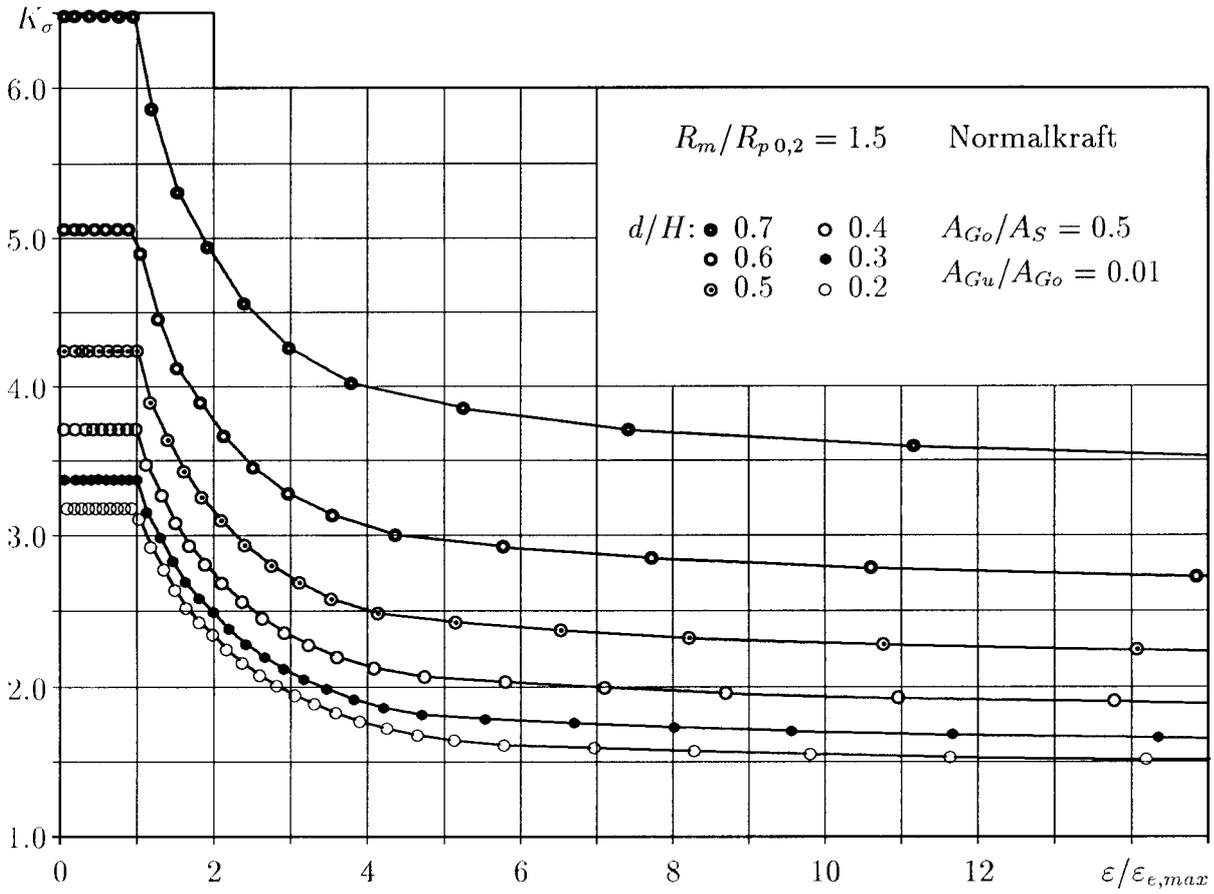
$$\begin{aligned} \text{bez. Kerbdehnung: } \varepsilon/\varepsilon_{e,max} &= 0.0 \dots 15.0 \\ \text{mit: } \varepsilon_{e,max} &= (0.85 \cdot R_{p0,2})/E \end{aligned}$$

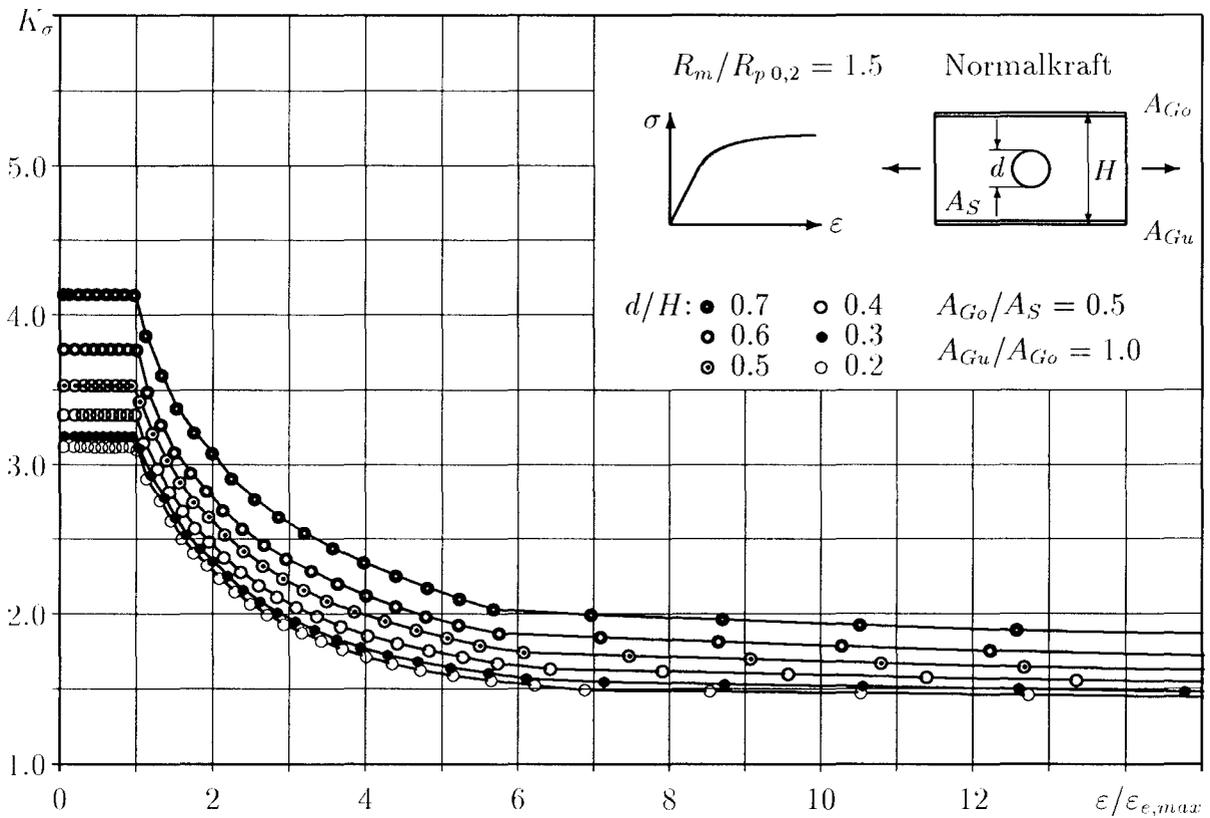
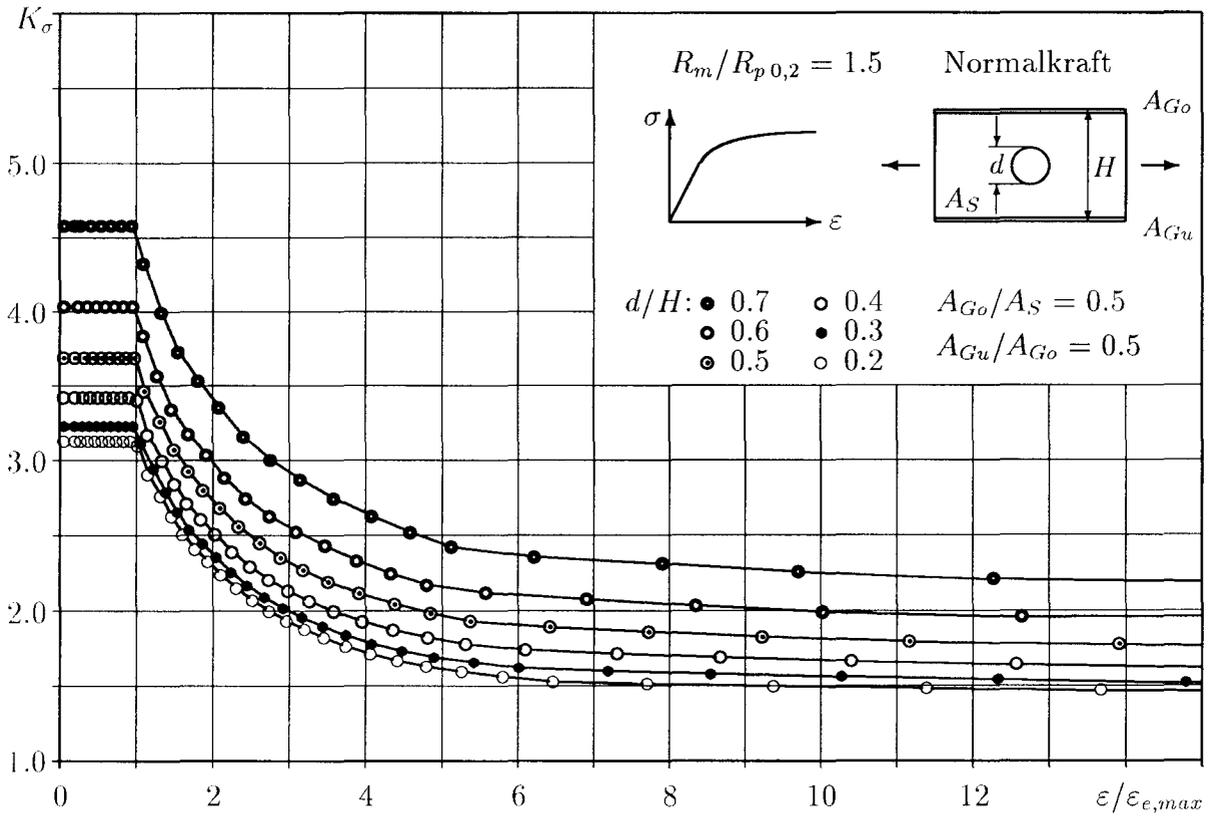


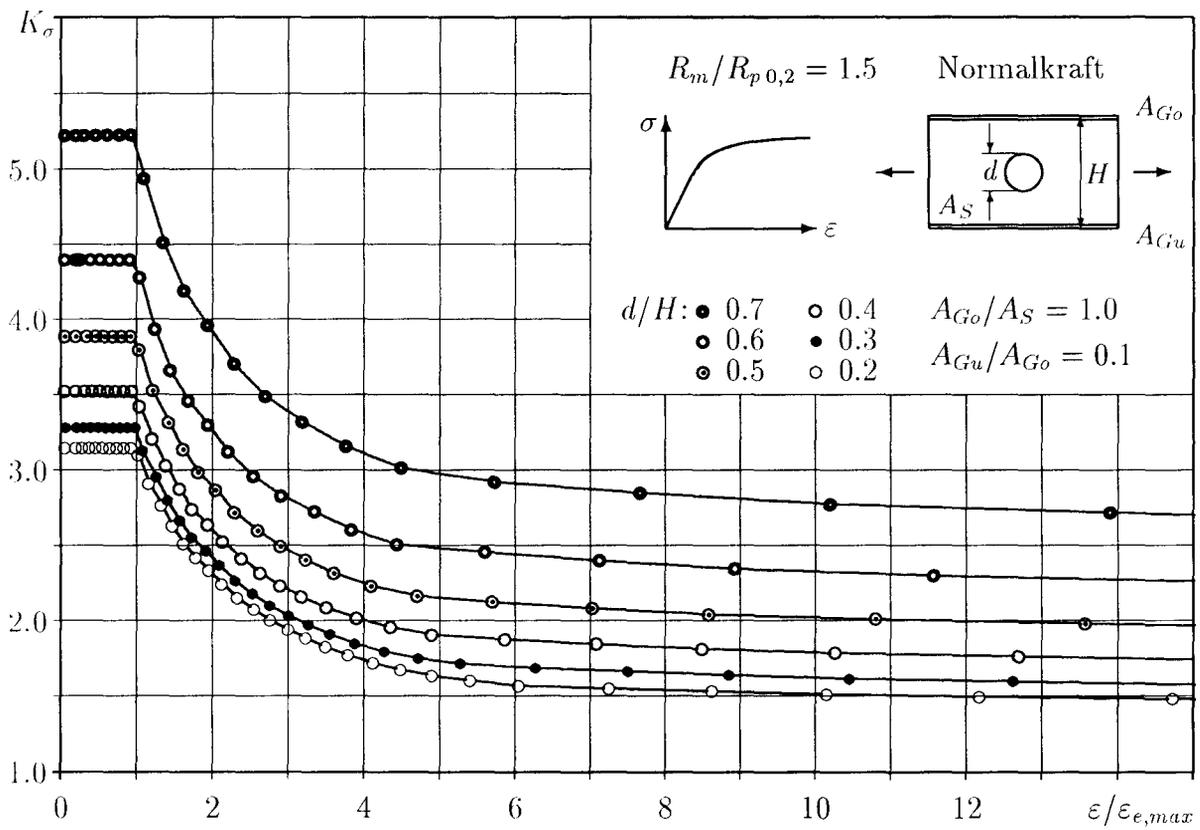
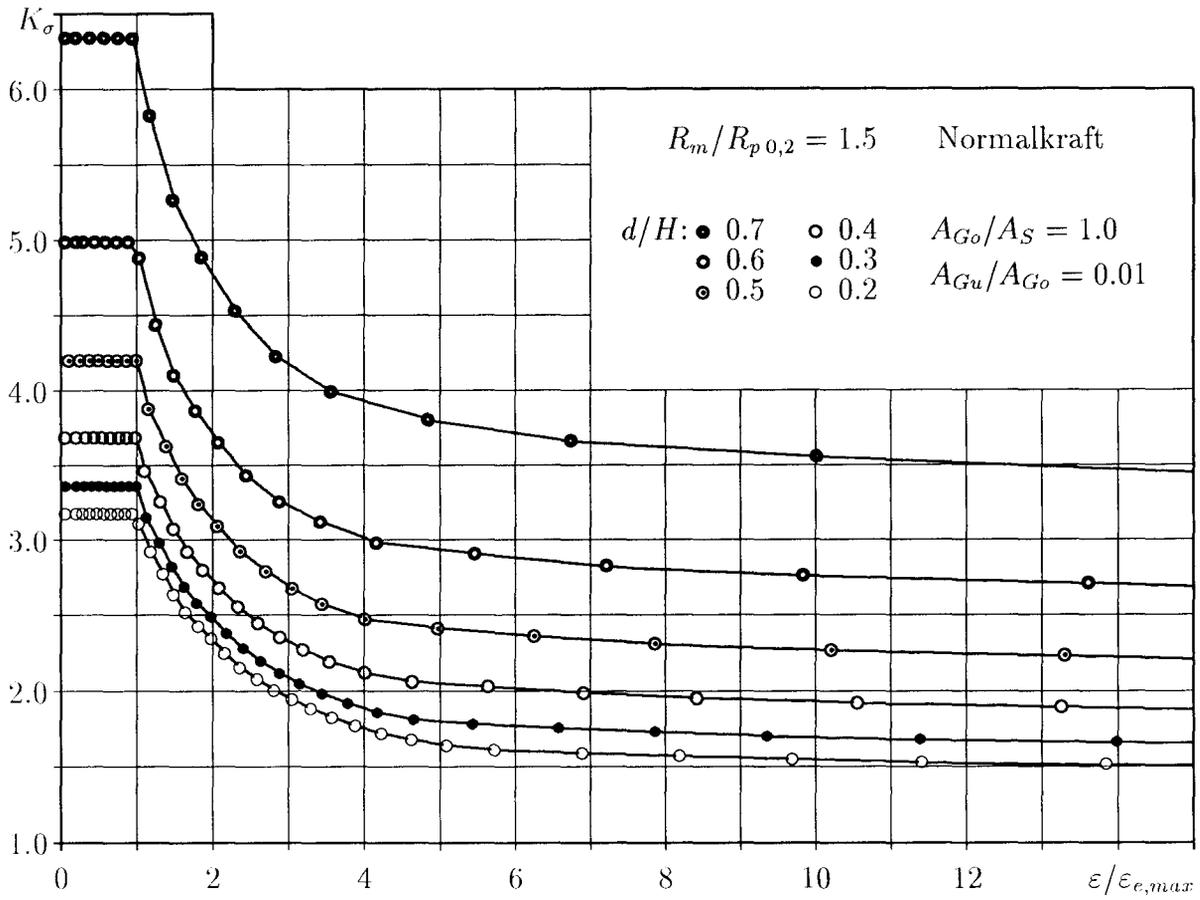
Definition und Gültigkeitsbereiche der Geometrieparameter:

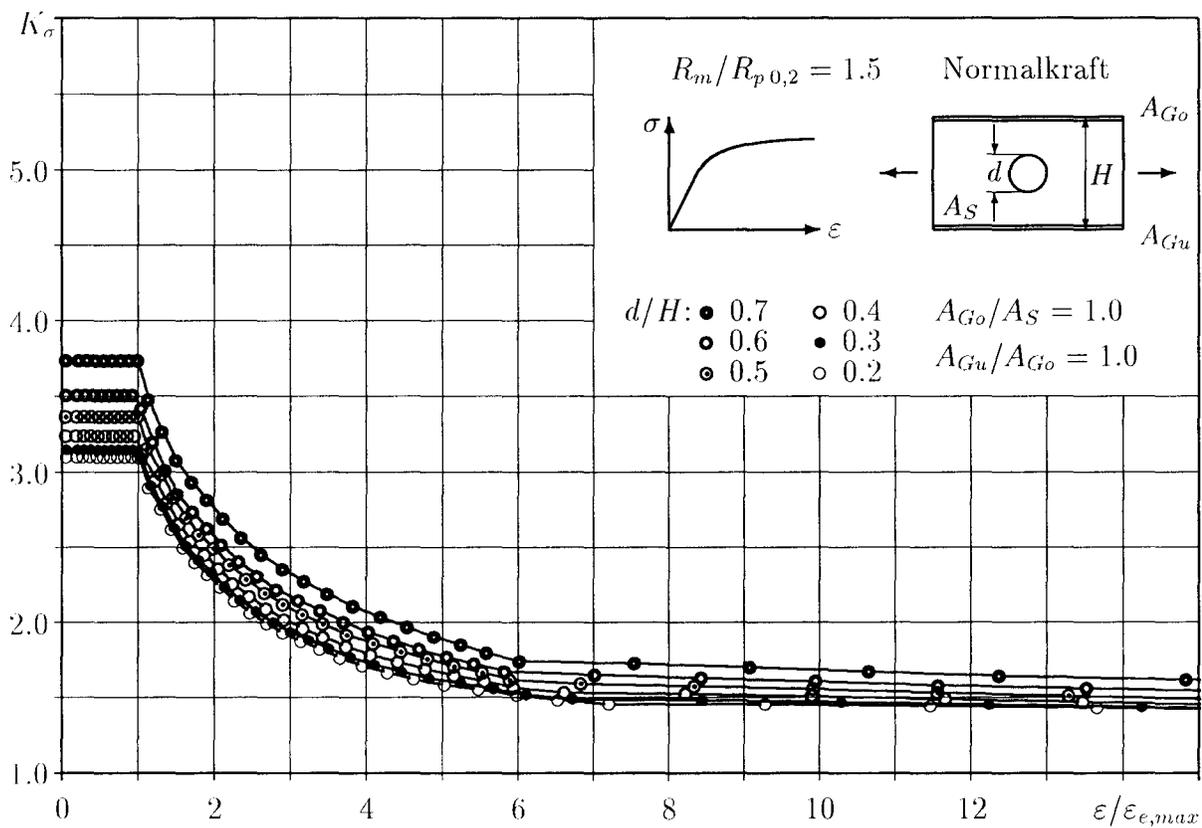
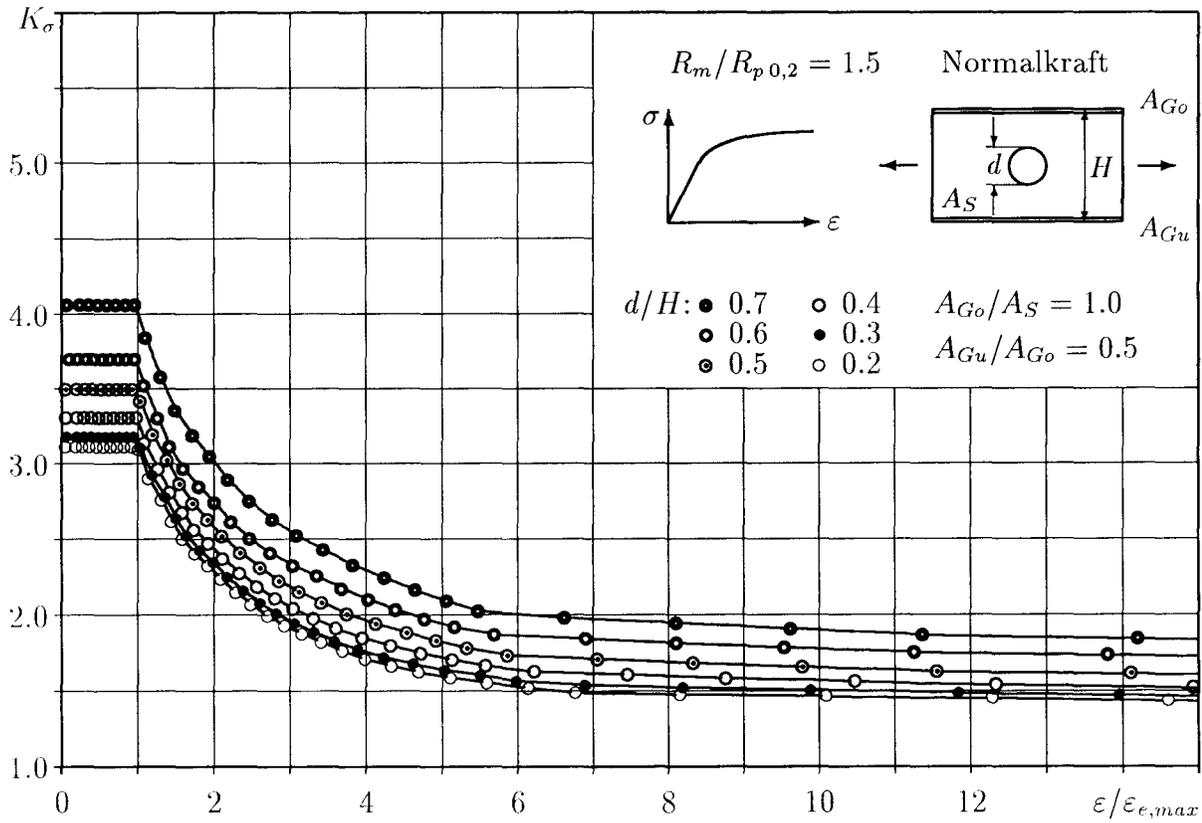
$$\begin{aligned} \delta &= d/H = 0.2 \dots 0.7 \\ \gamma_1 &= A_{Go}/A_S = 0.0 \dots 5.0 \\ \gamma_2 &= A_{Gu}/A_{Go} = 0.01 \dots 1.0 \end{aligned}$$

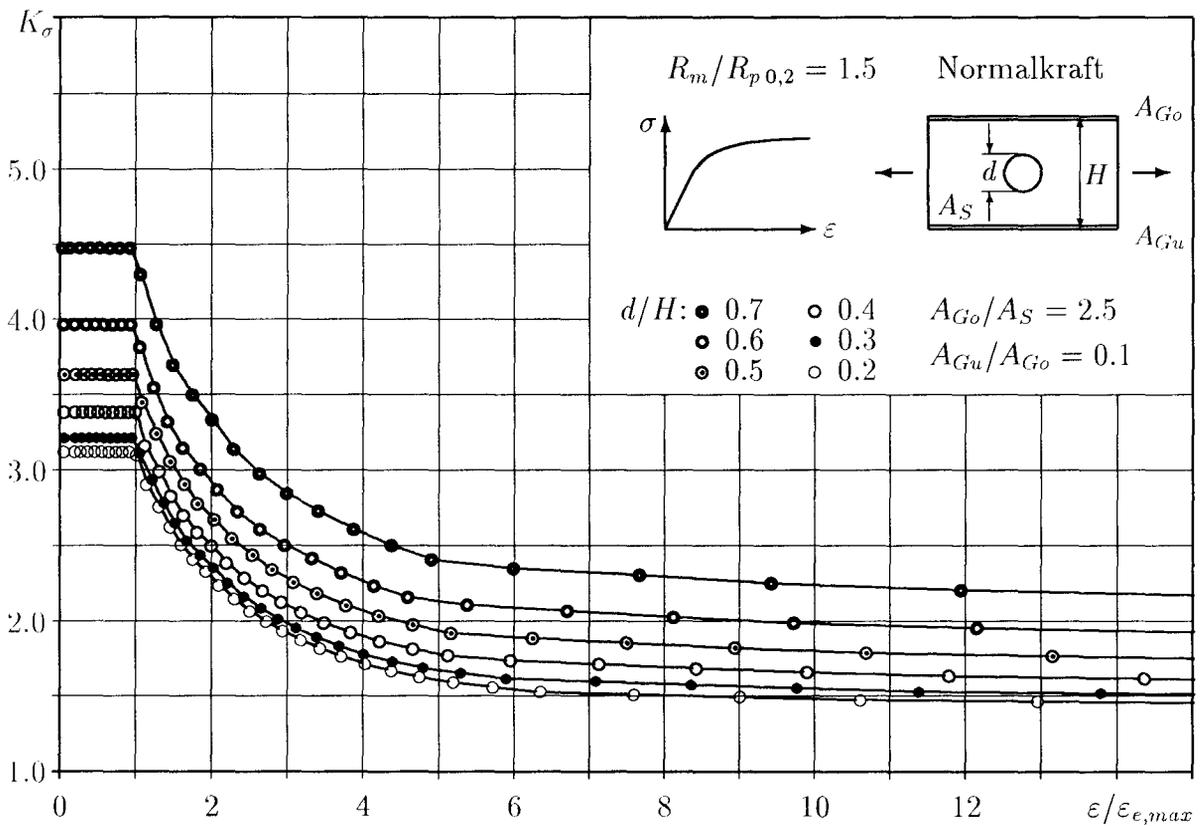
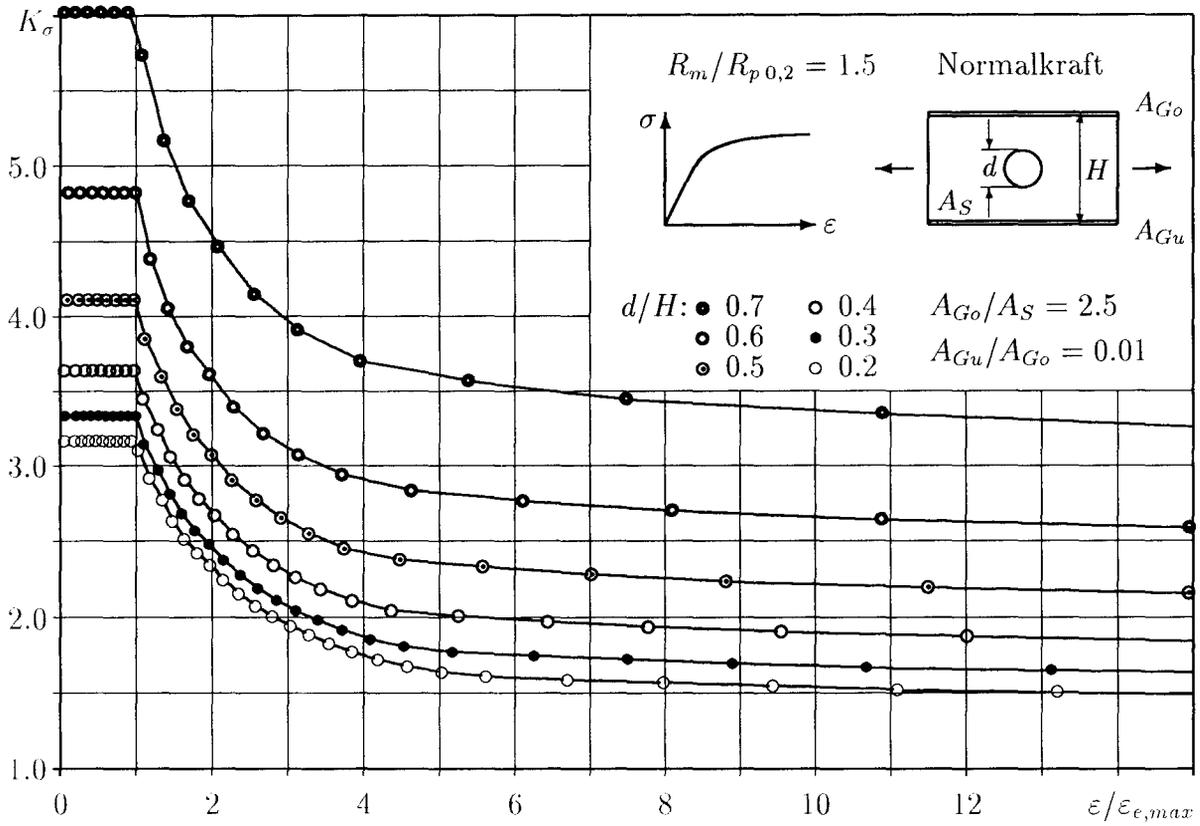


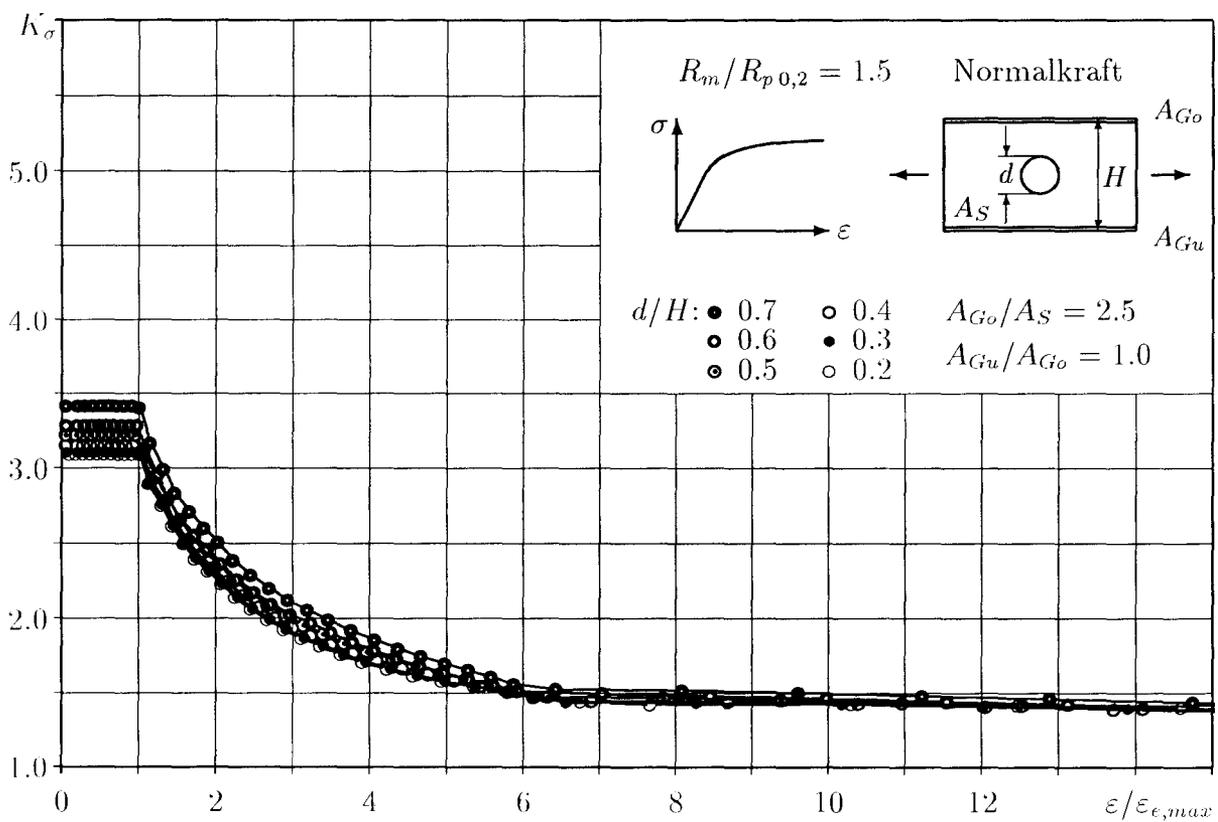
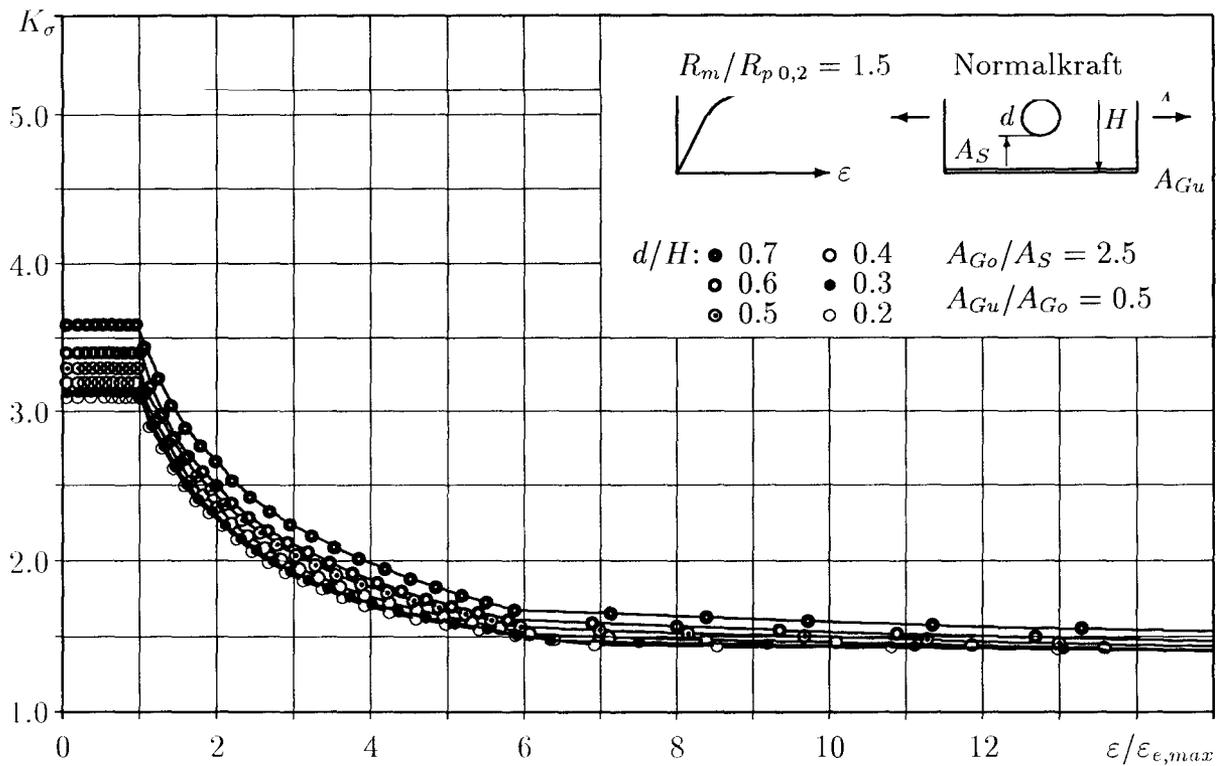


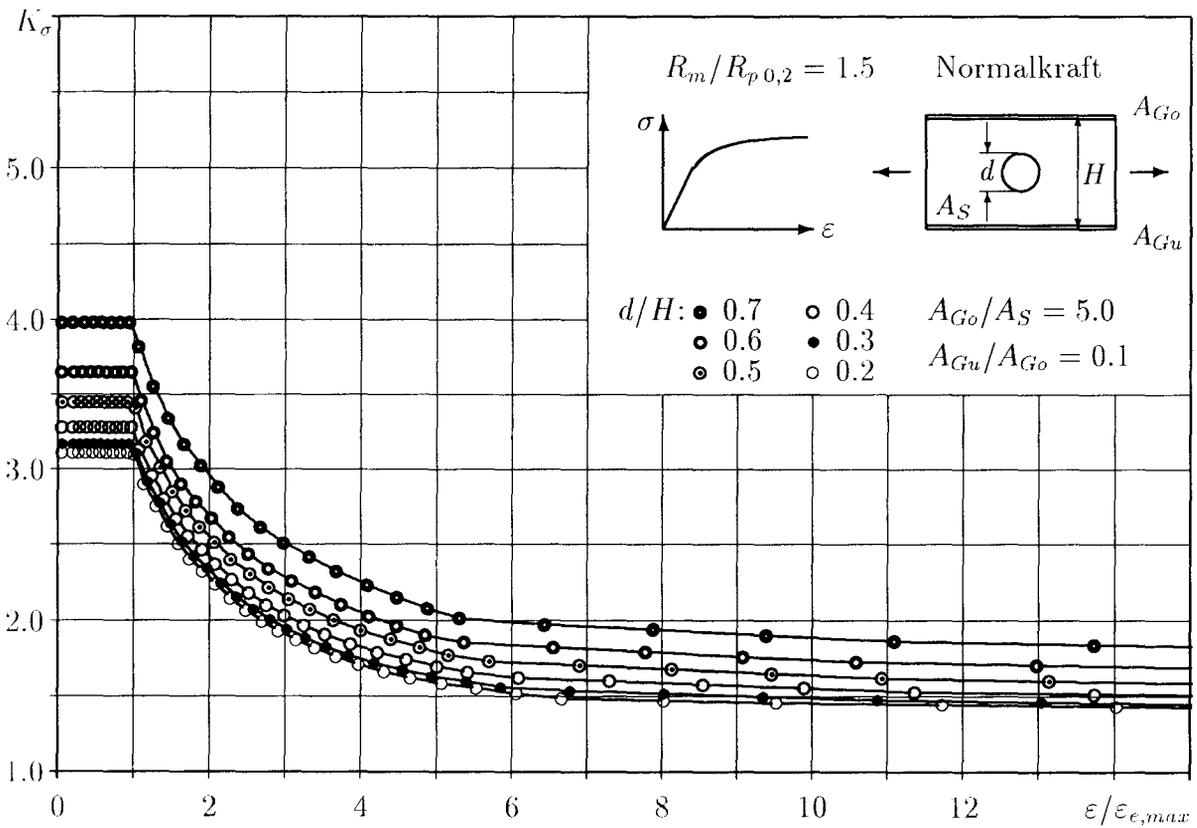
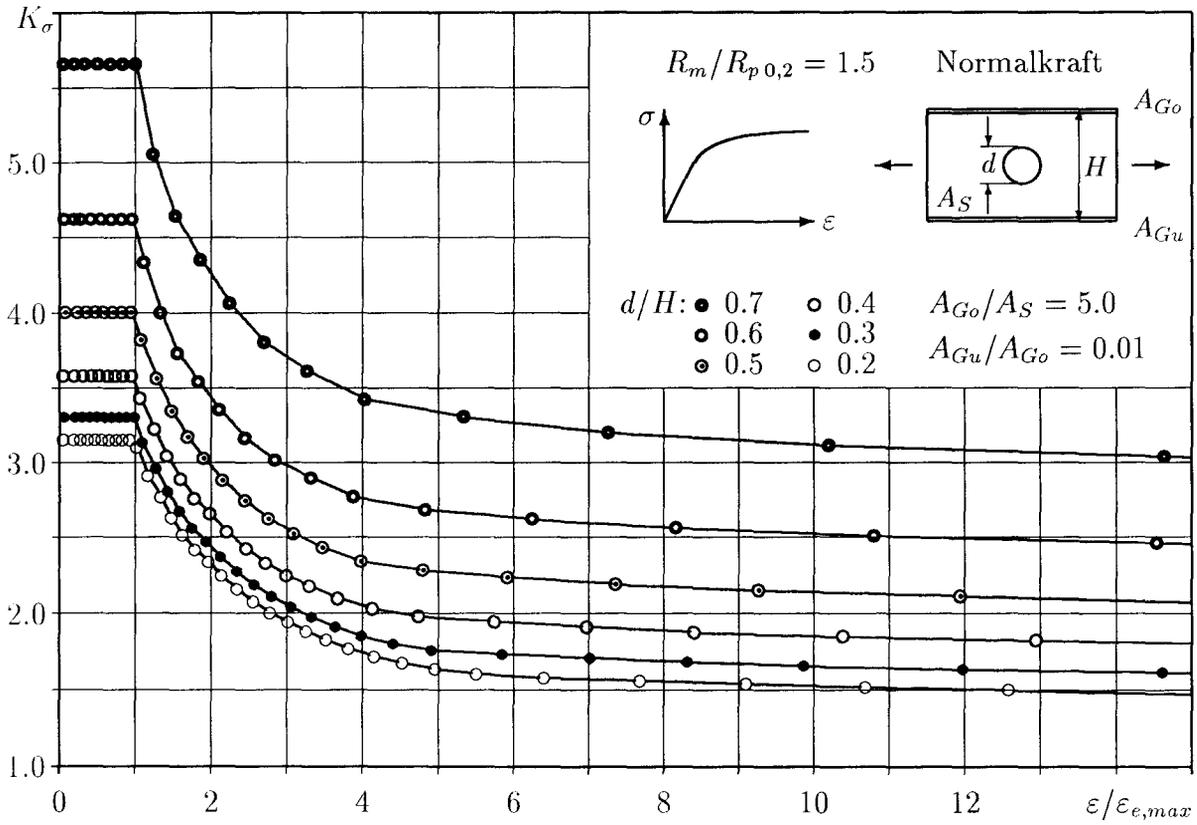


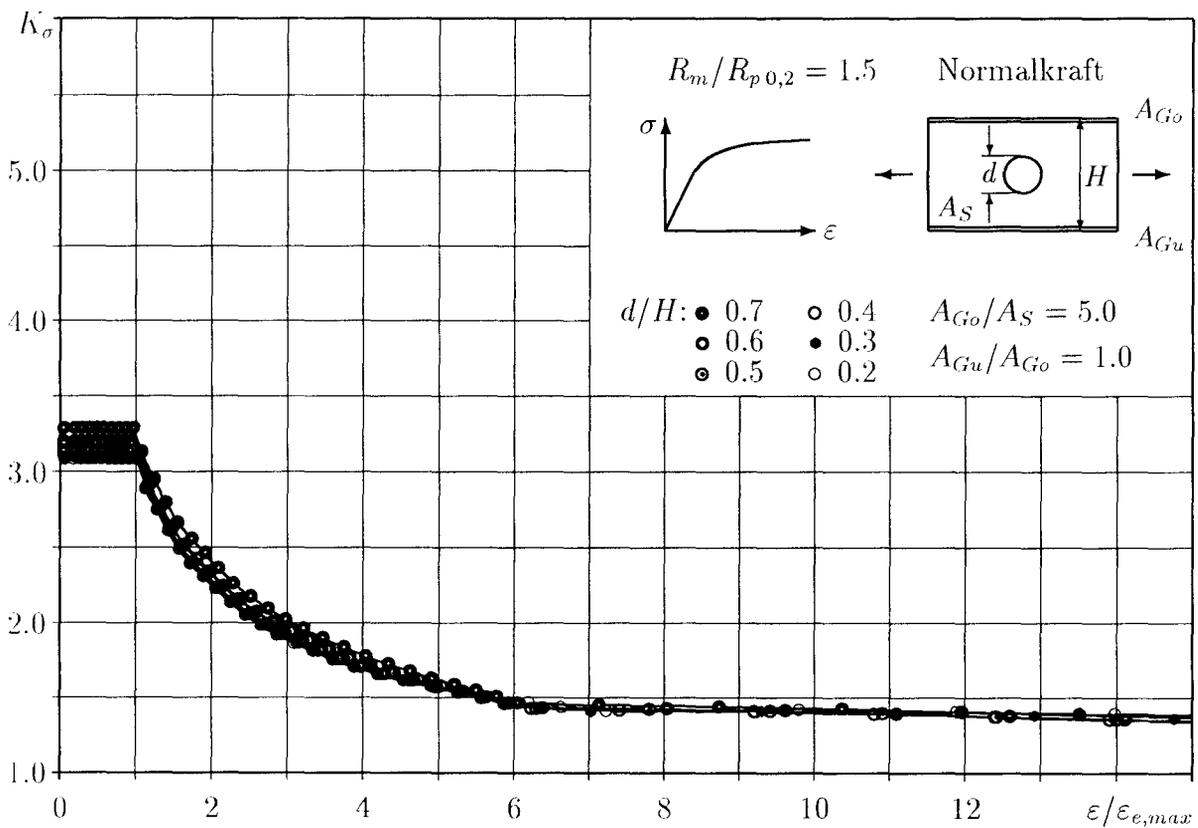
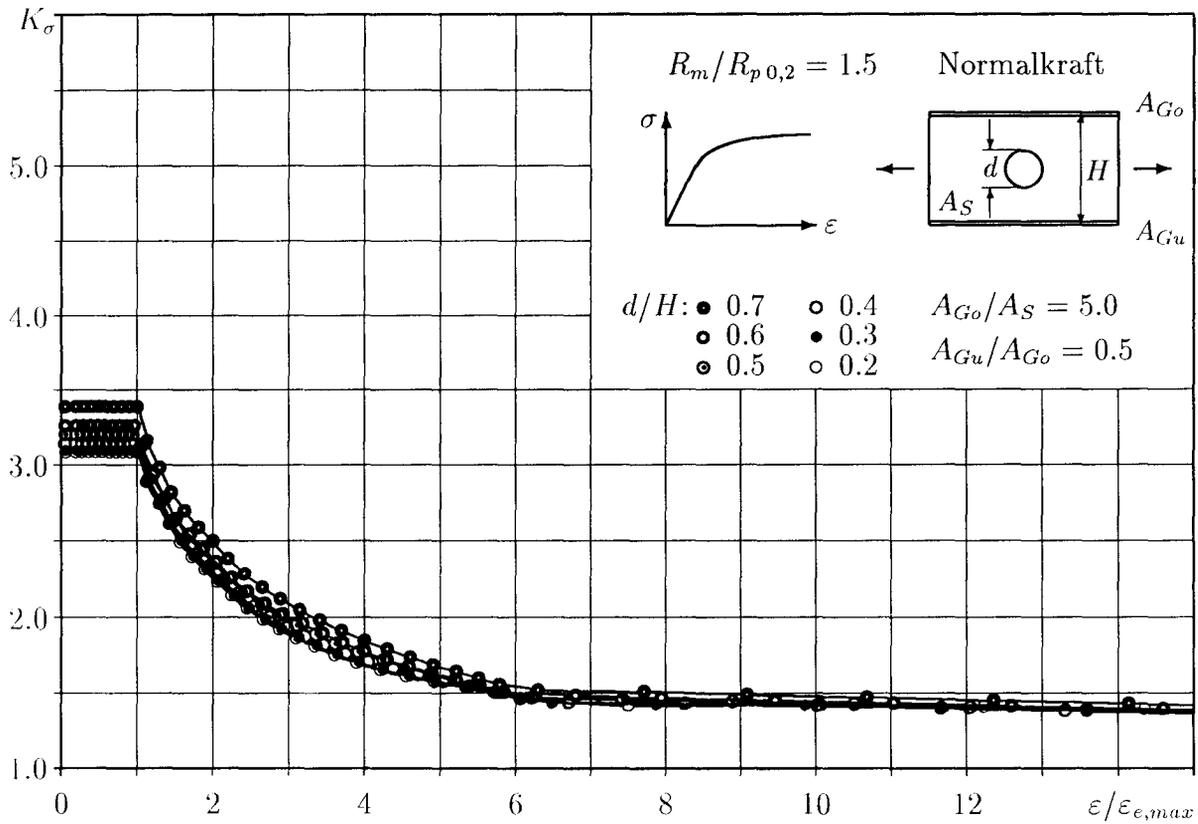








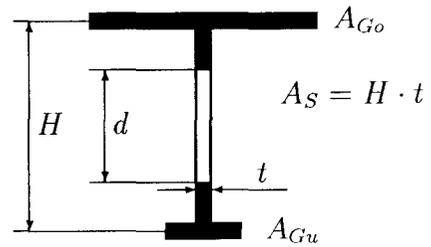
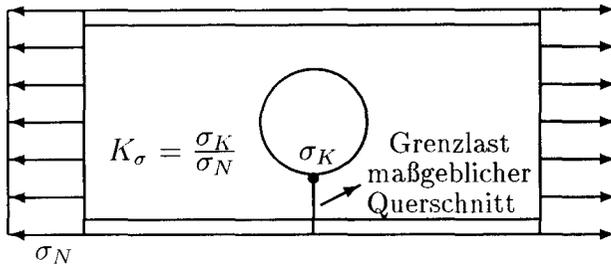




### 1.3 Hoher Verfestigungsgrad ( $\omega = 2.0$ )

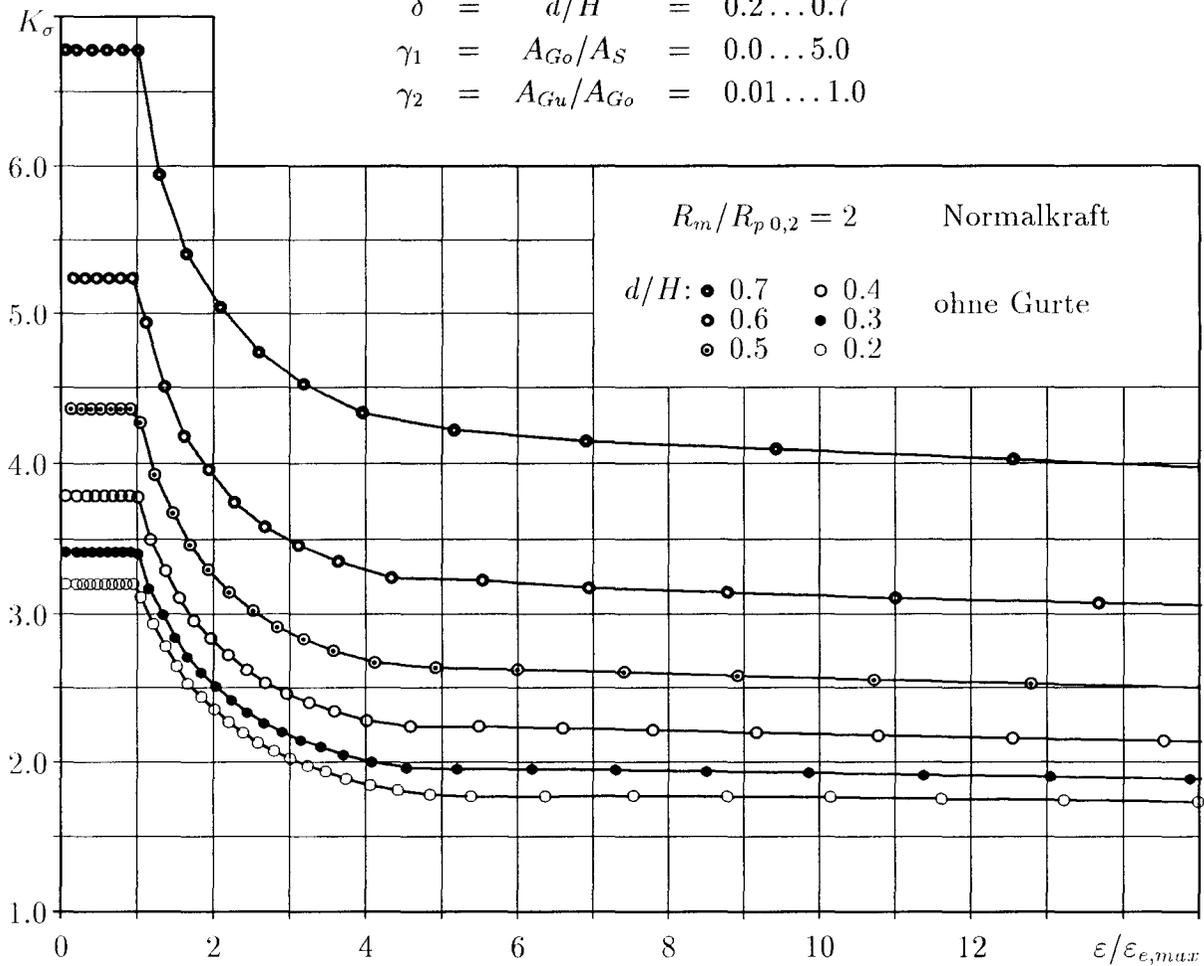
Rechnerisches Werkstoffgesetz nach Abb. B.50, Kurve f:

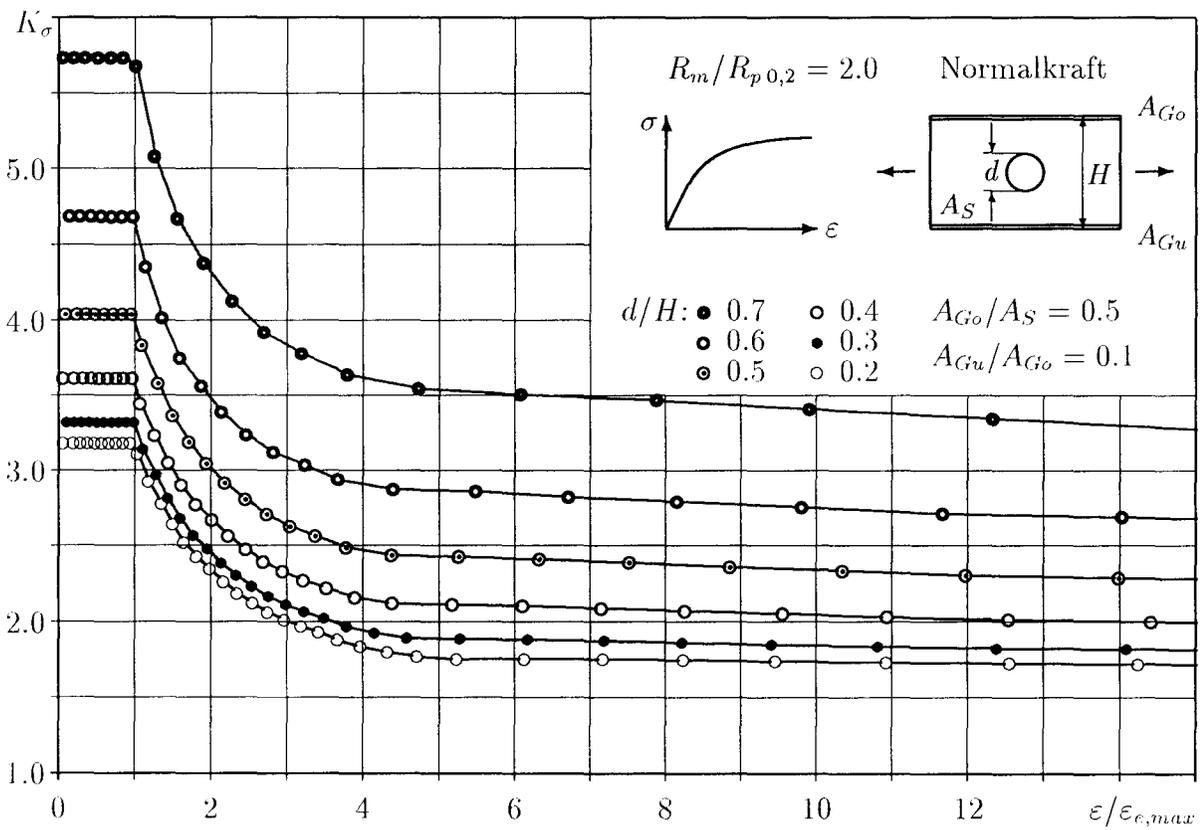
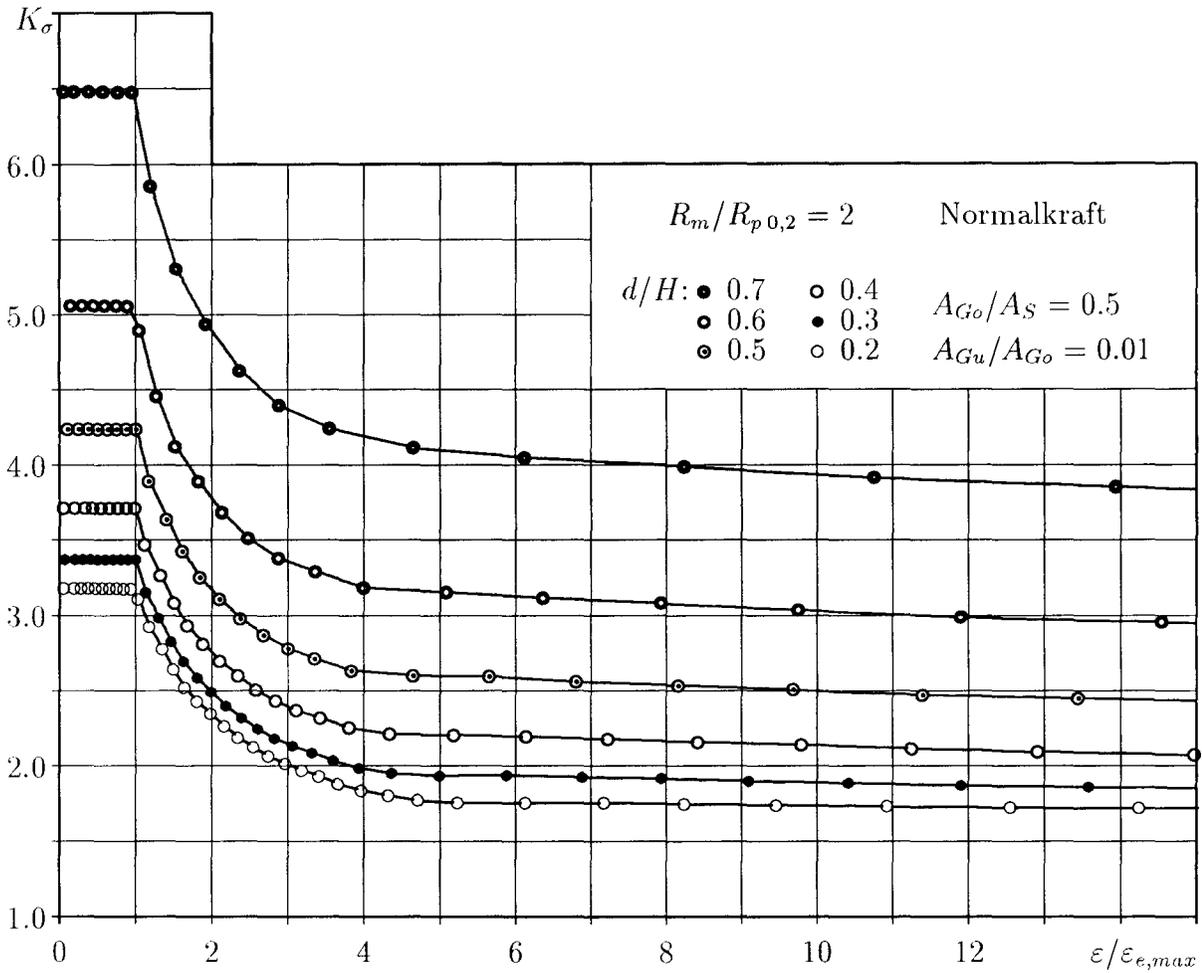
bez. Kerbdehnung:  $\varepsilon/\varepsilon_{e,max} = 0.0 \dots 15.0$   
 mit:  $\varepsilon_{e,max} = (0.85 \cdot R_{p0,2})/E$

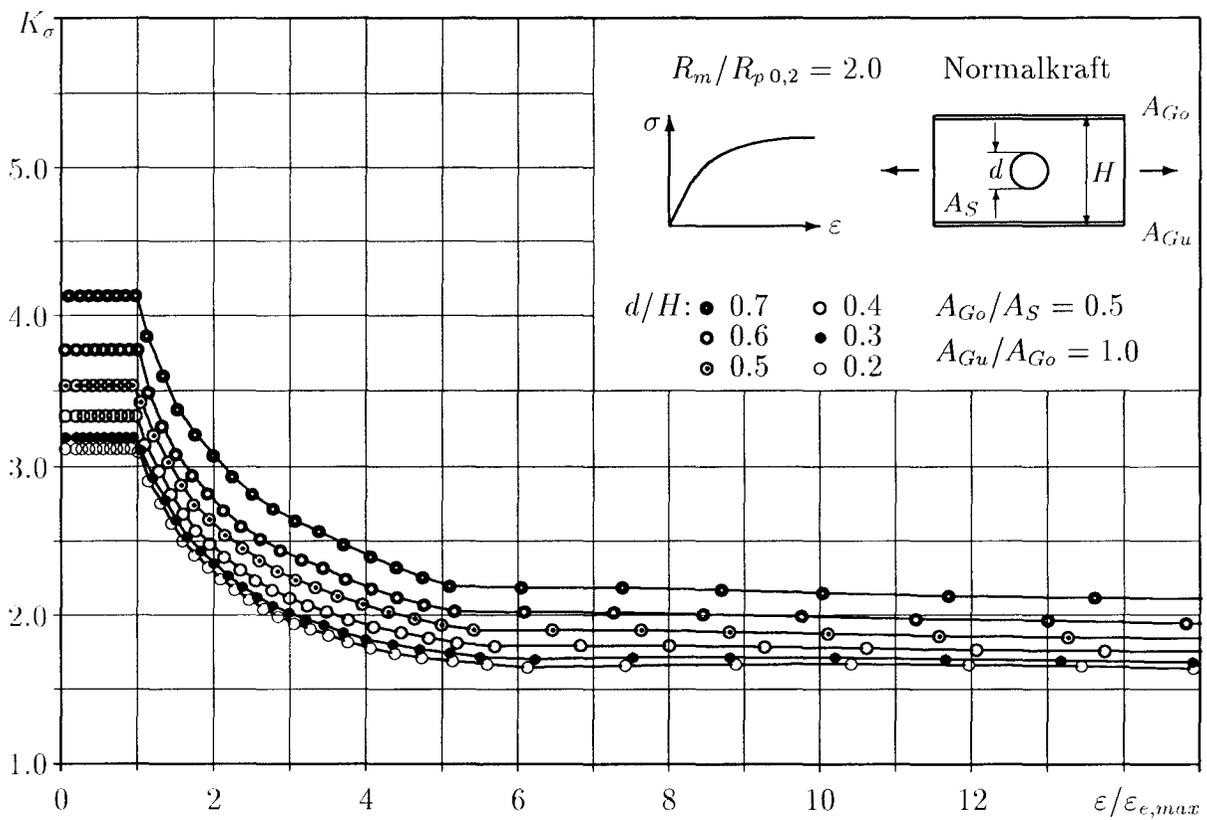
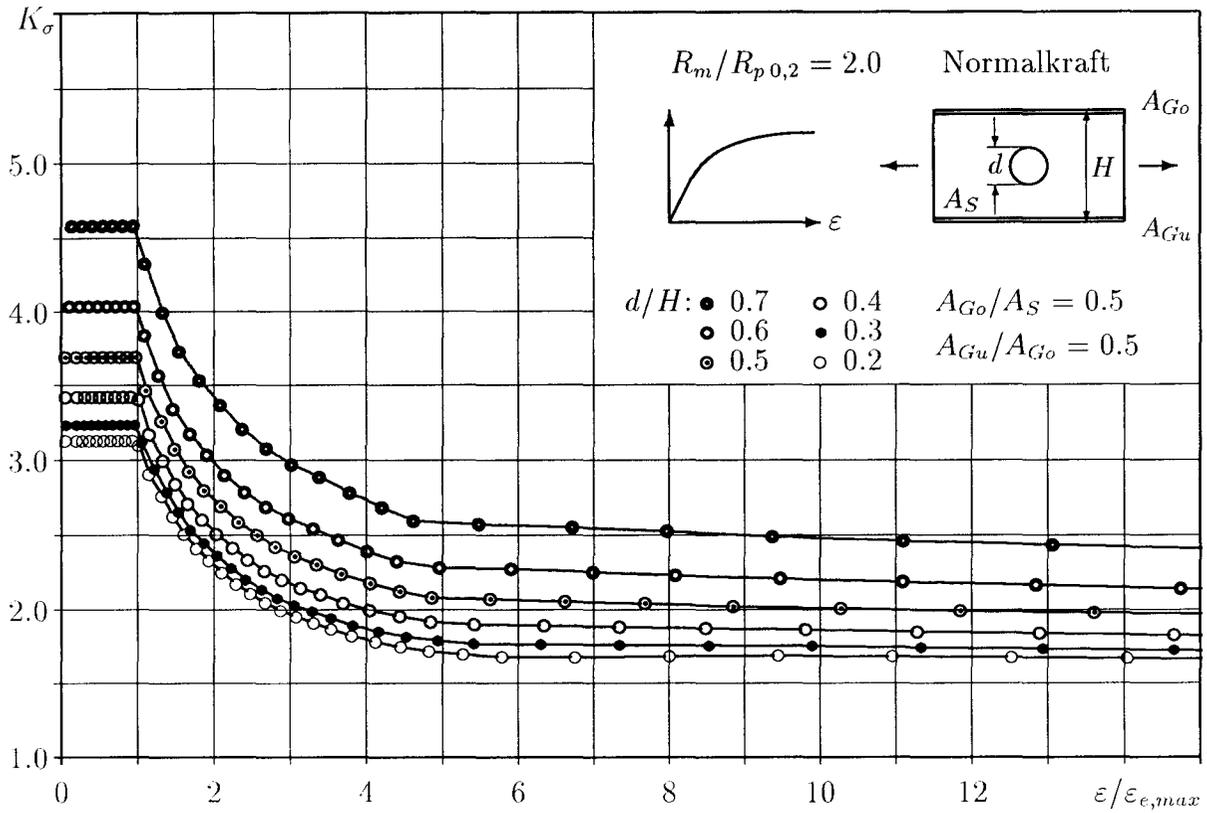


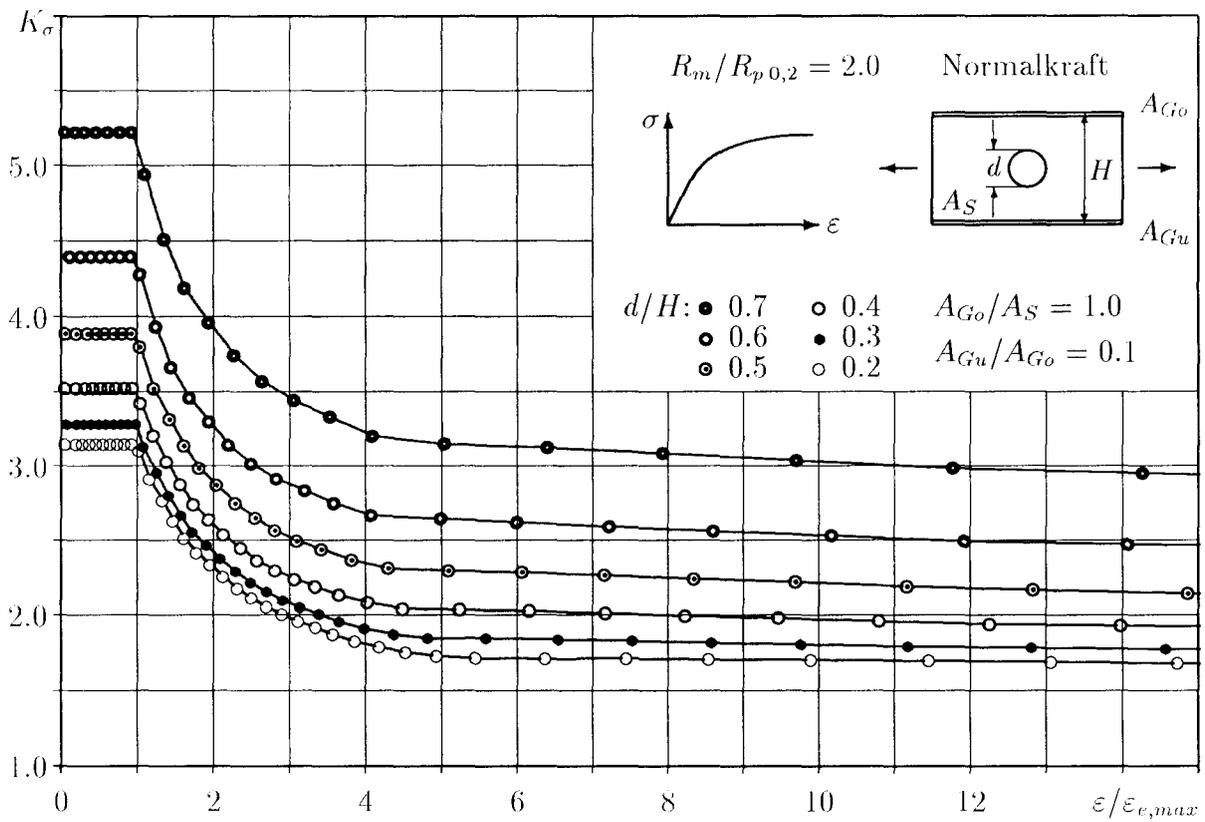
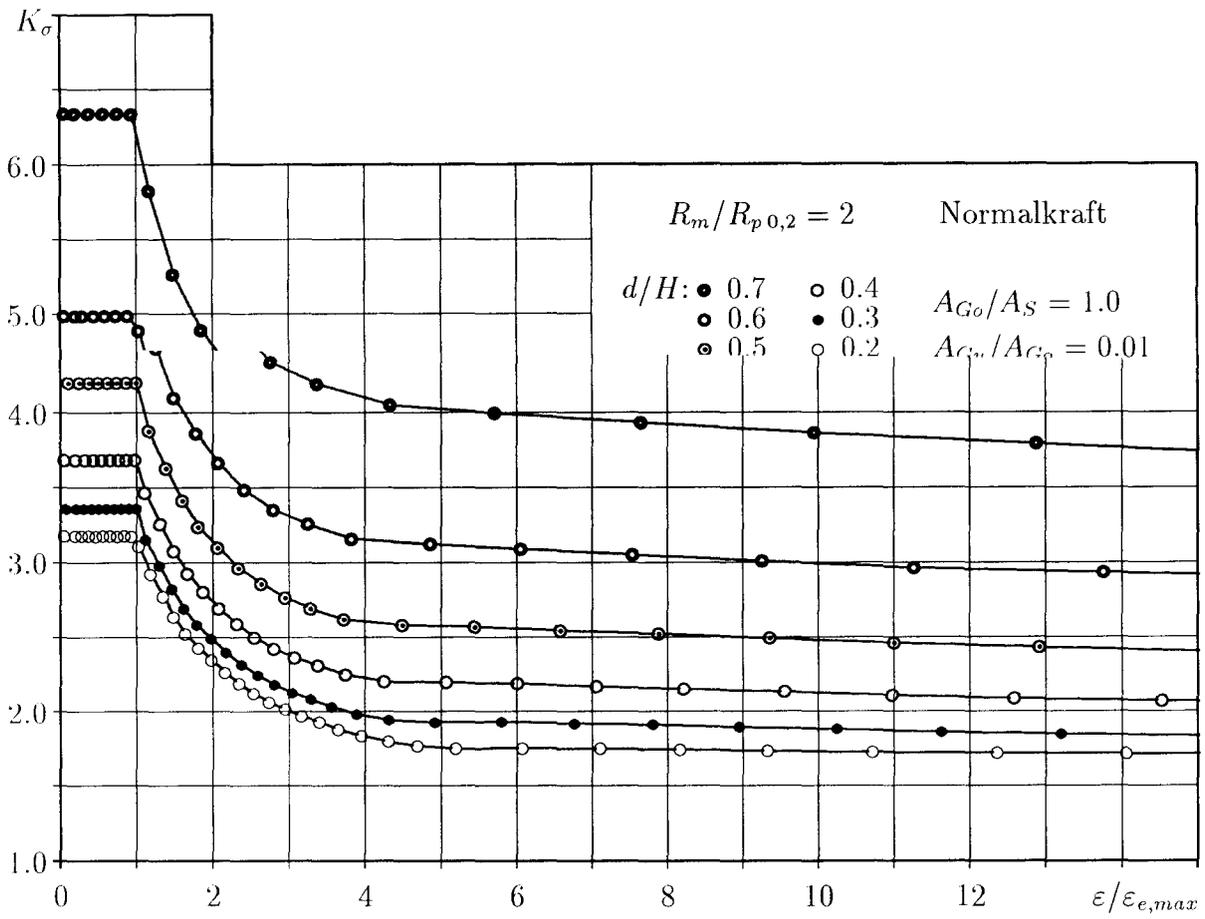
Definition und Gültigkeitsbereiche der Geometrieparameter:

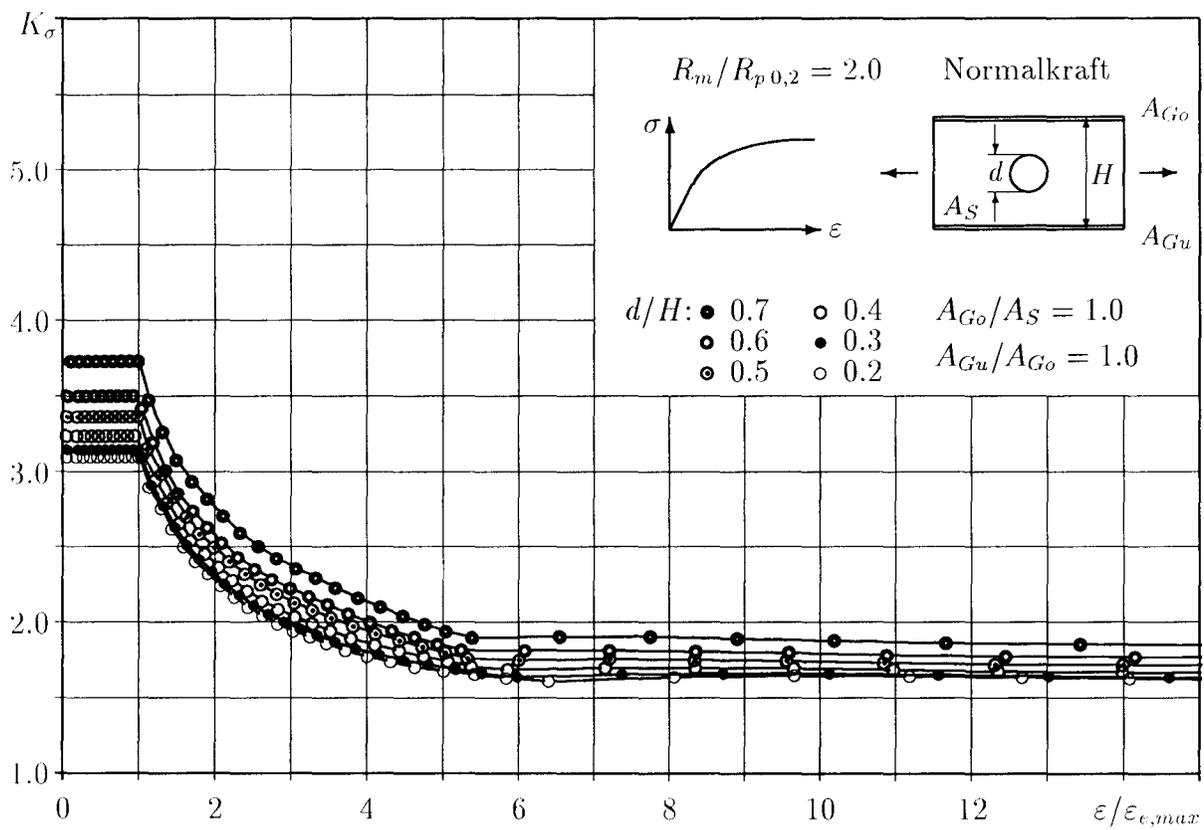
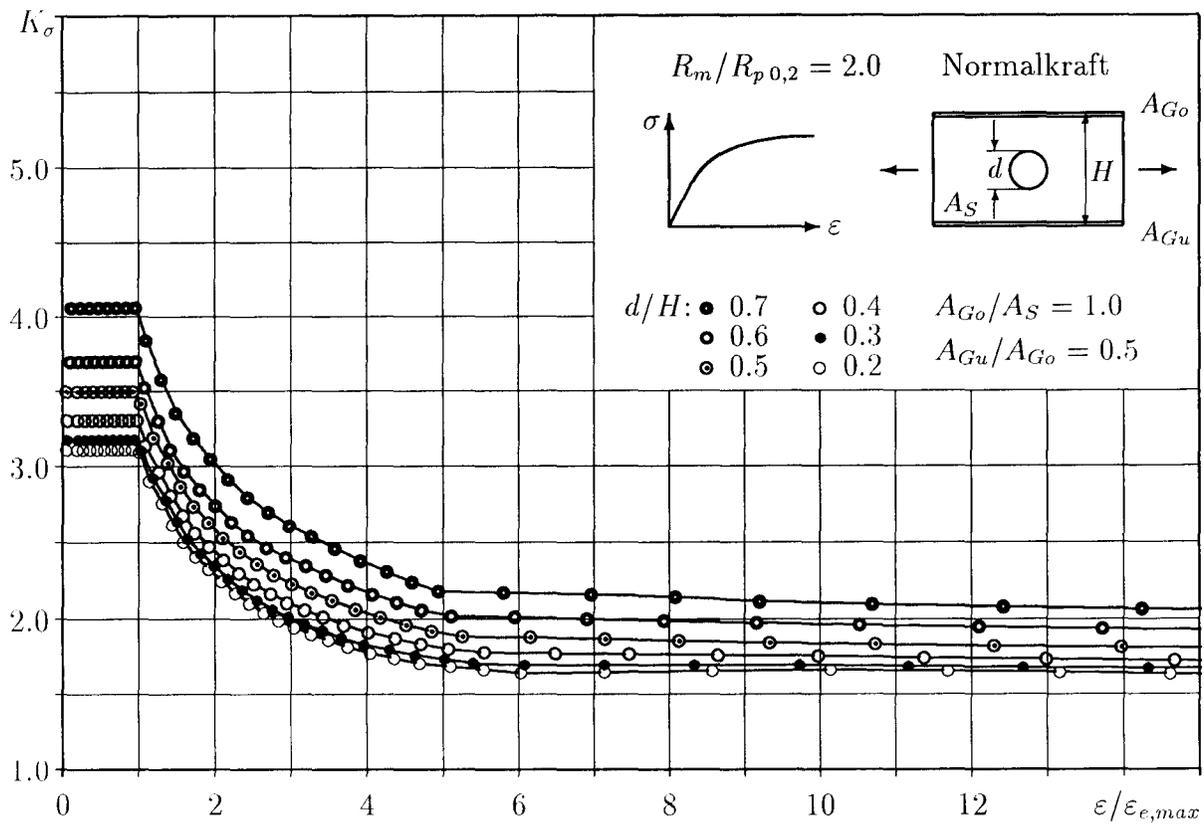
$\delta = d/H = 0.2 \dots 0.7$   
 $\gamma_1 = A_{Go}/A_S = 0.0 \dots 5.0$   
 $\gamma_2 = A_{Gu}/A_{Go} = 0.01 \dots 1.0$

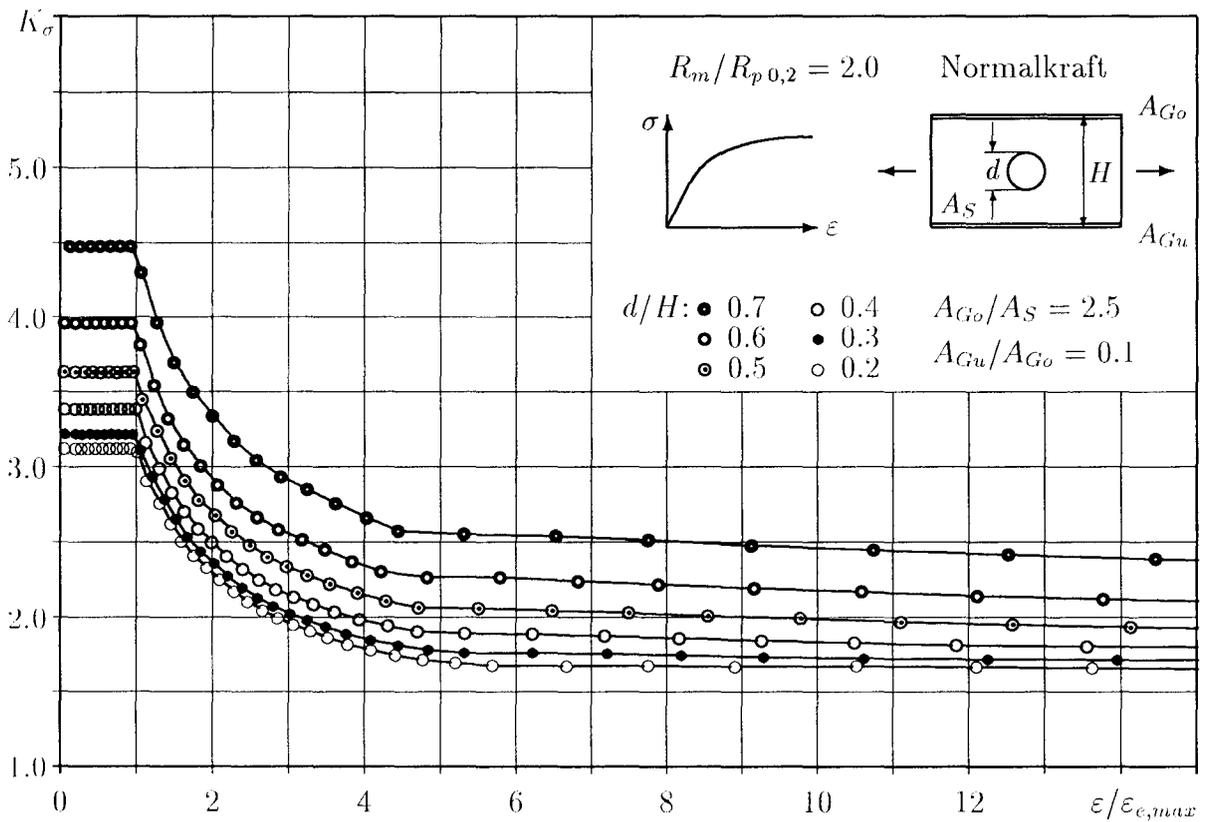
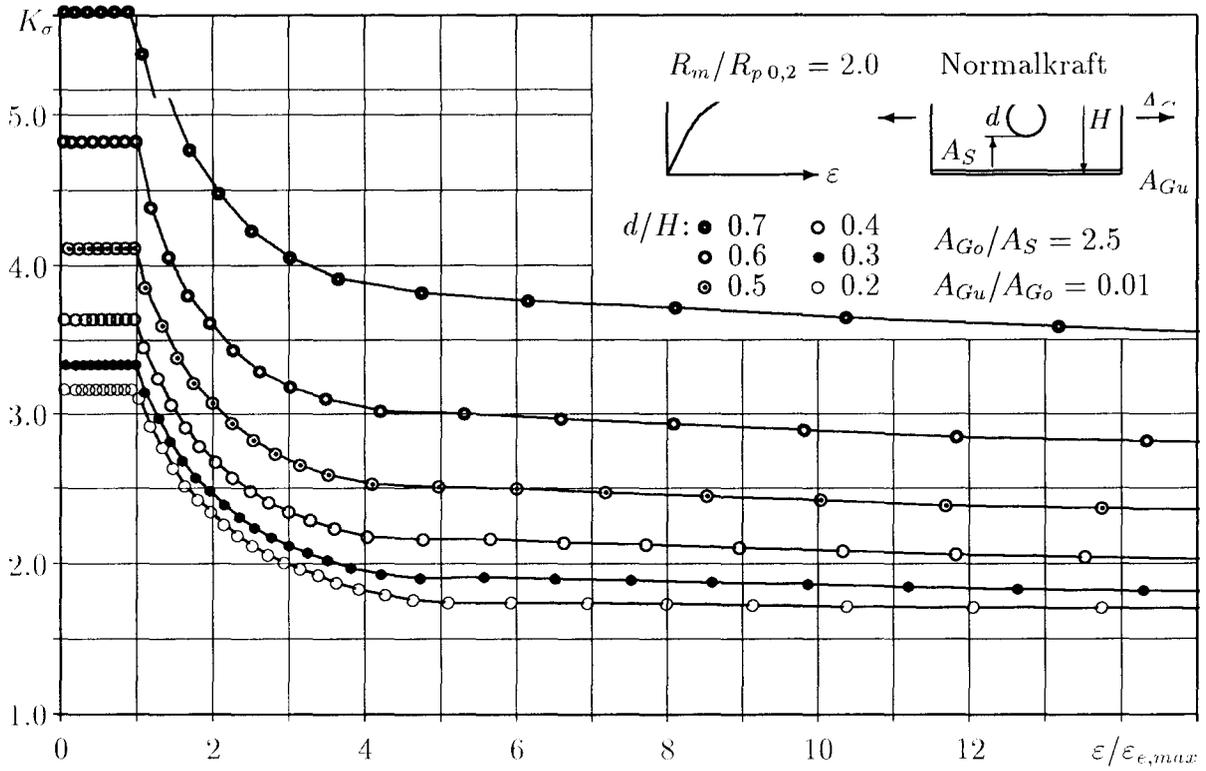


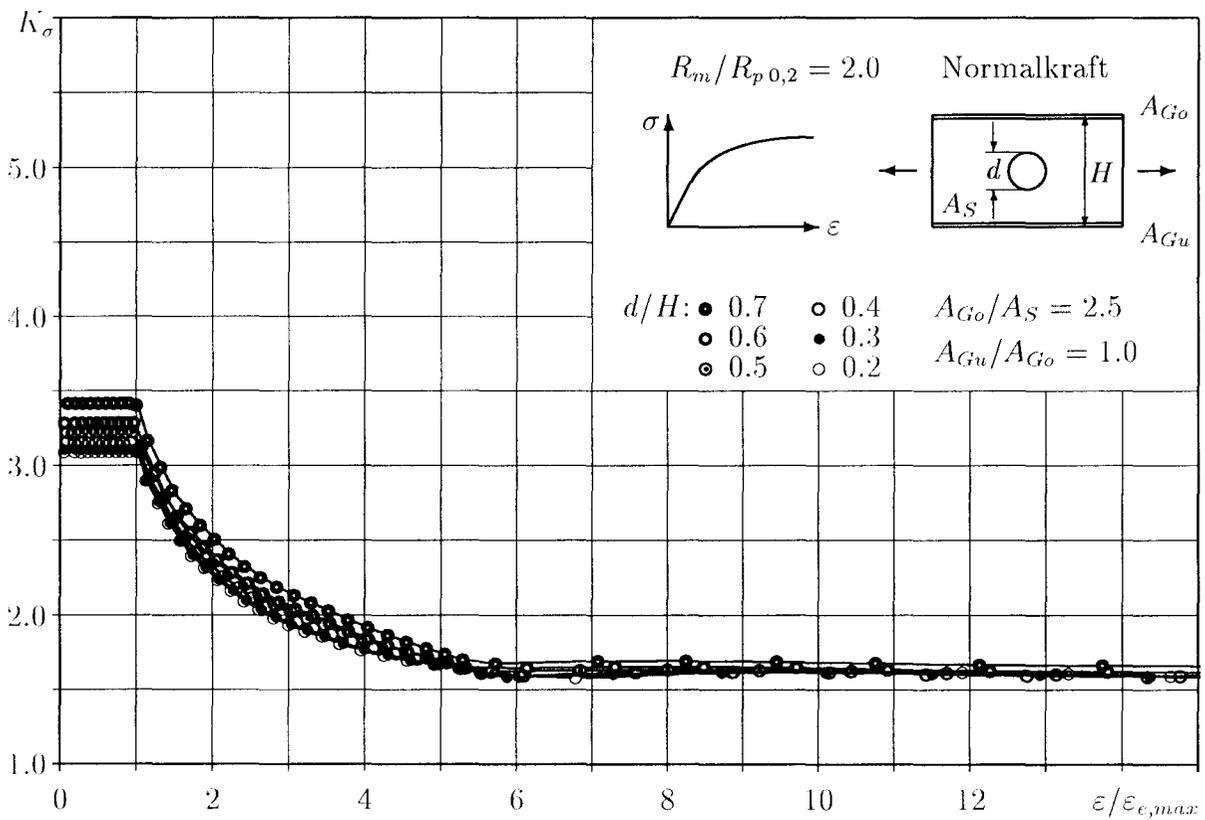
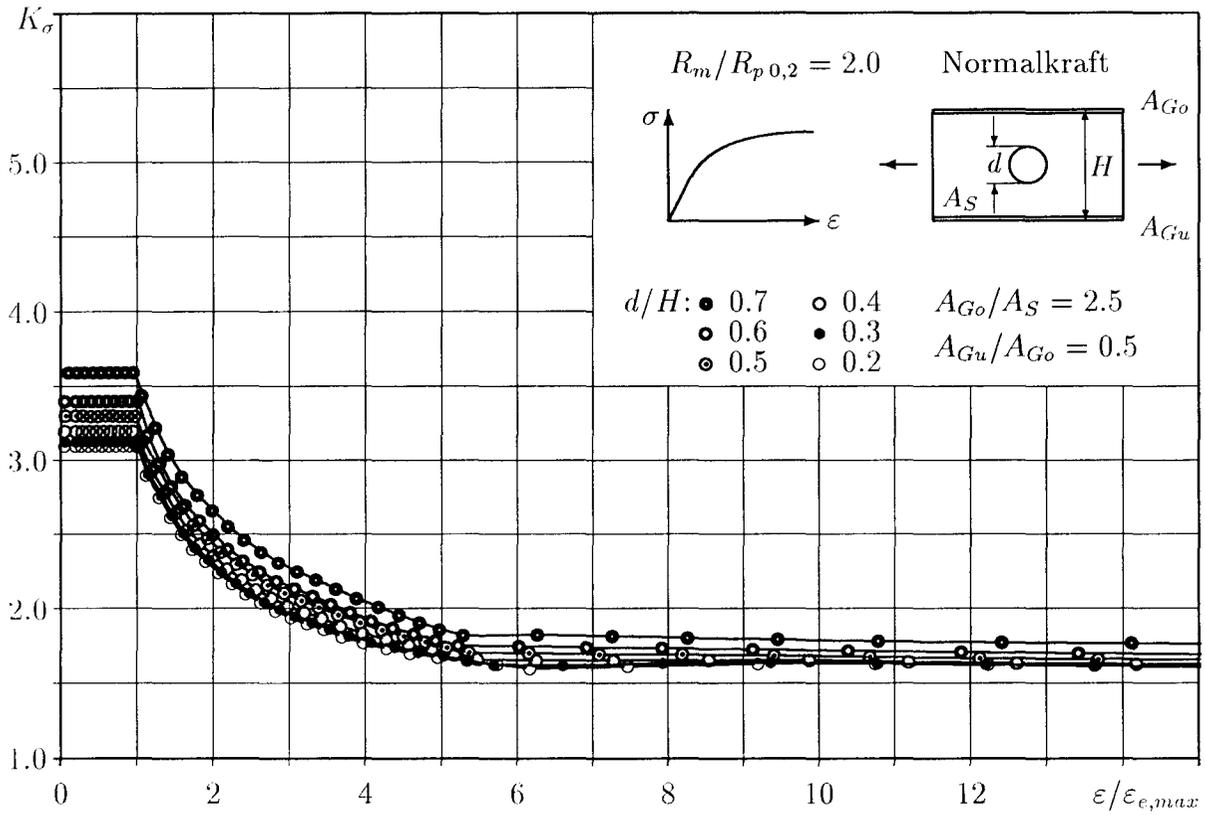


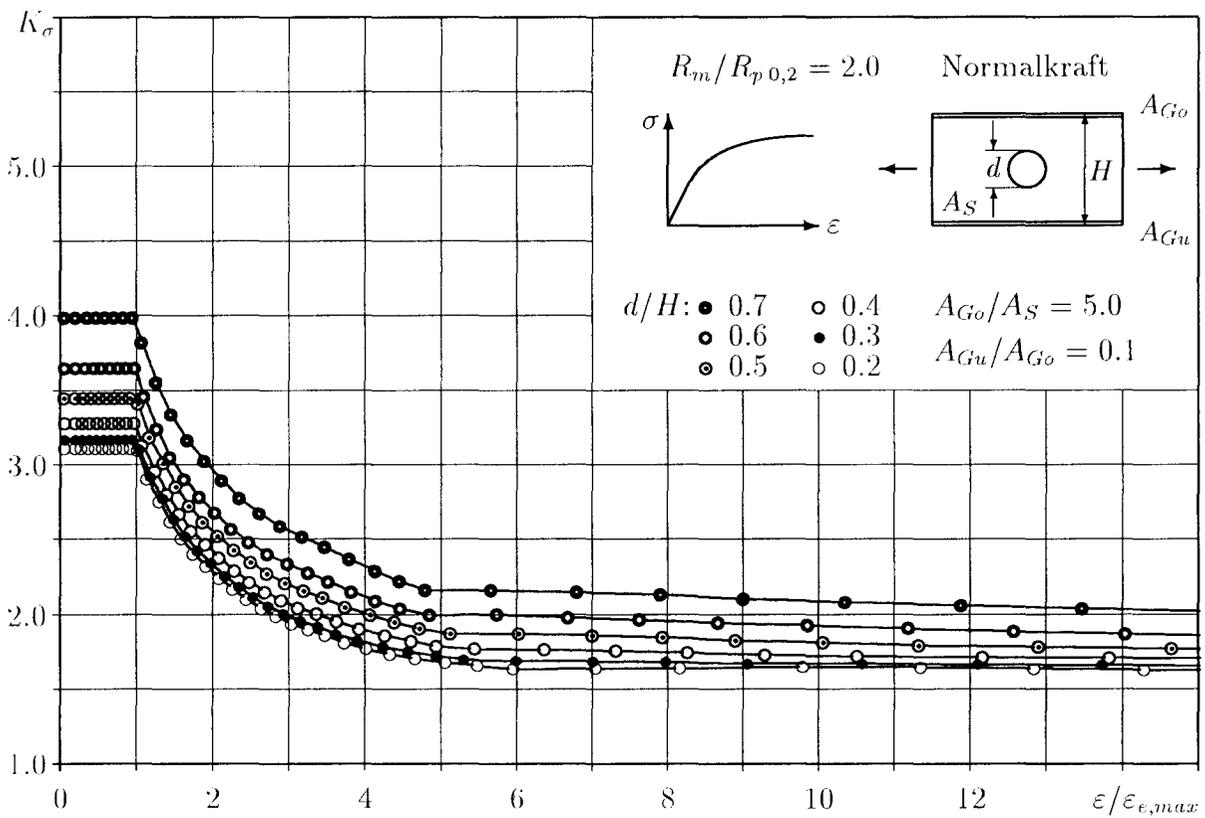
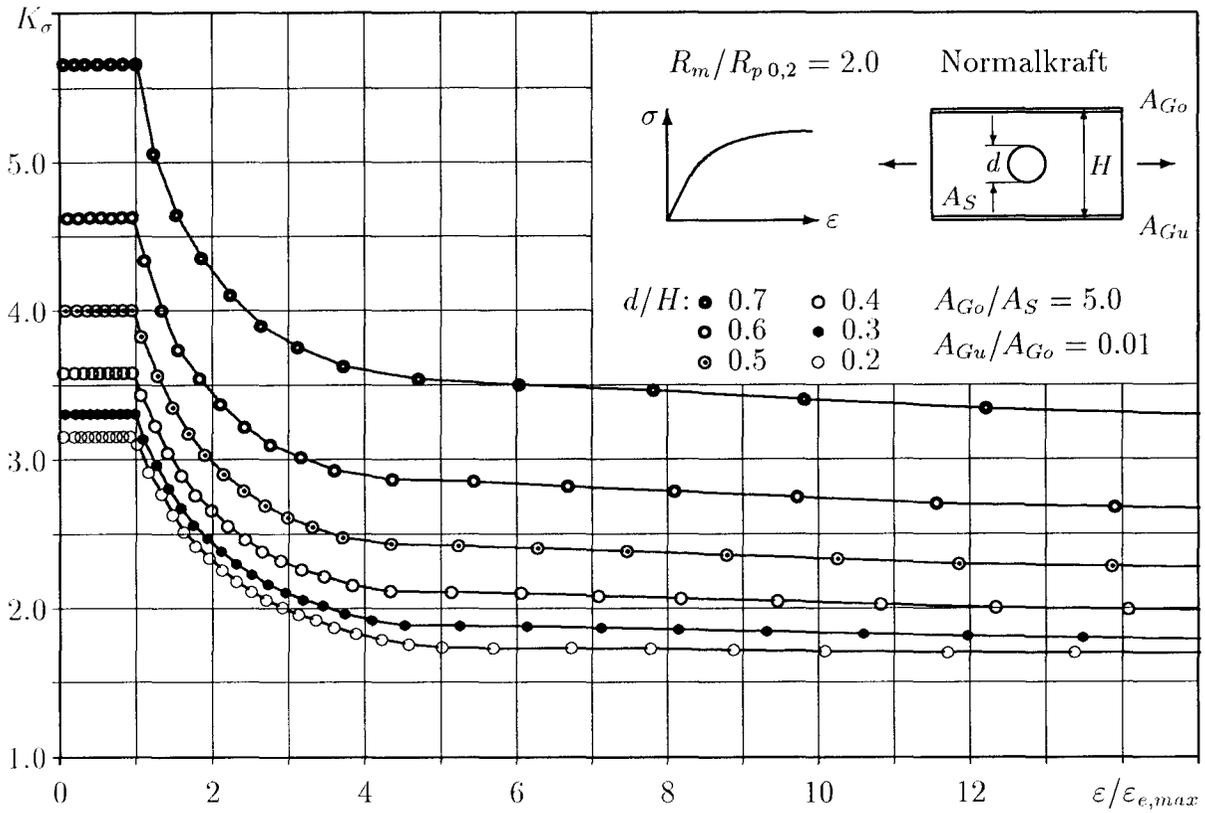


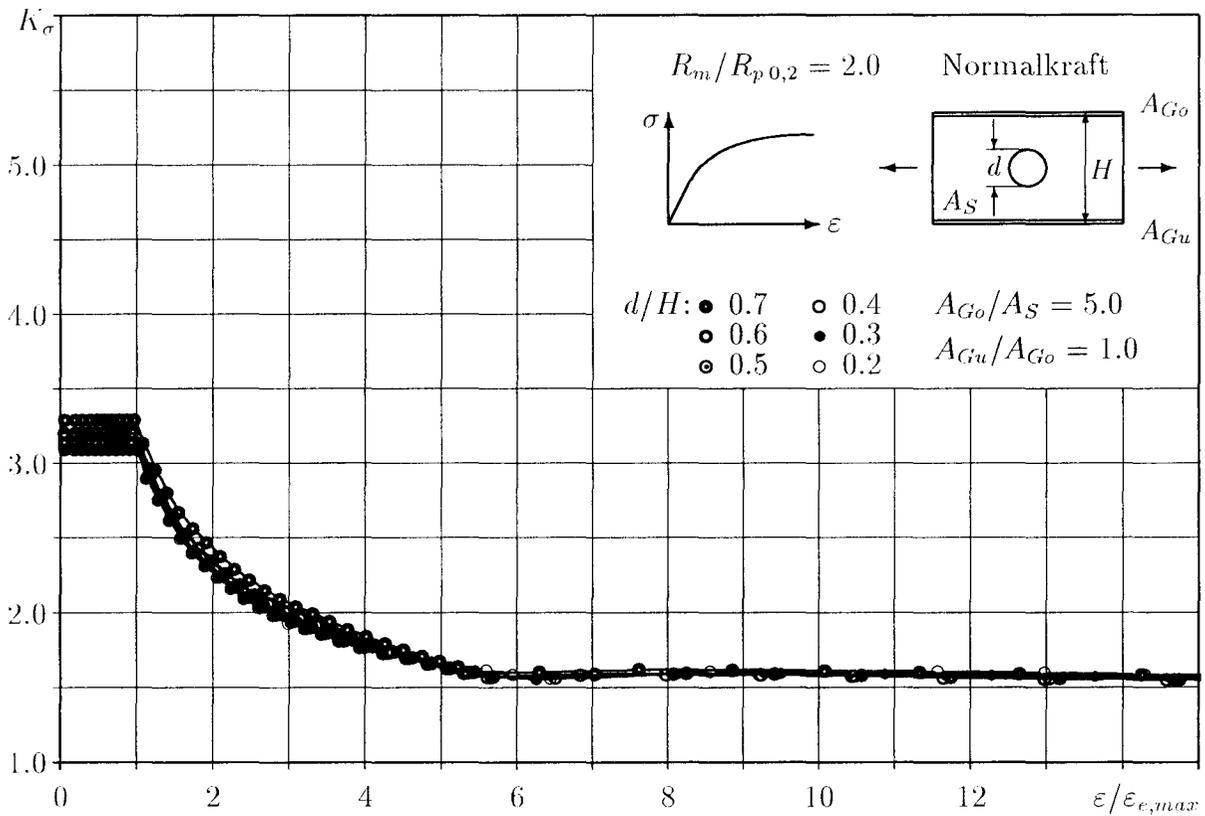
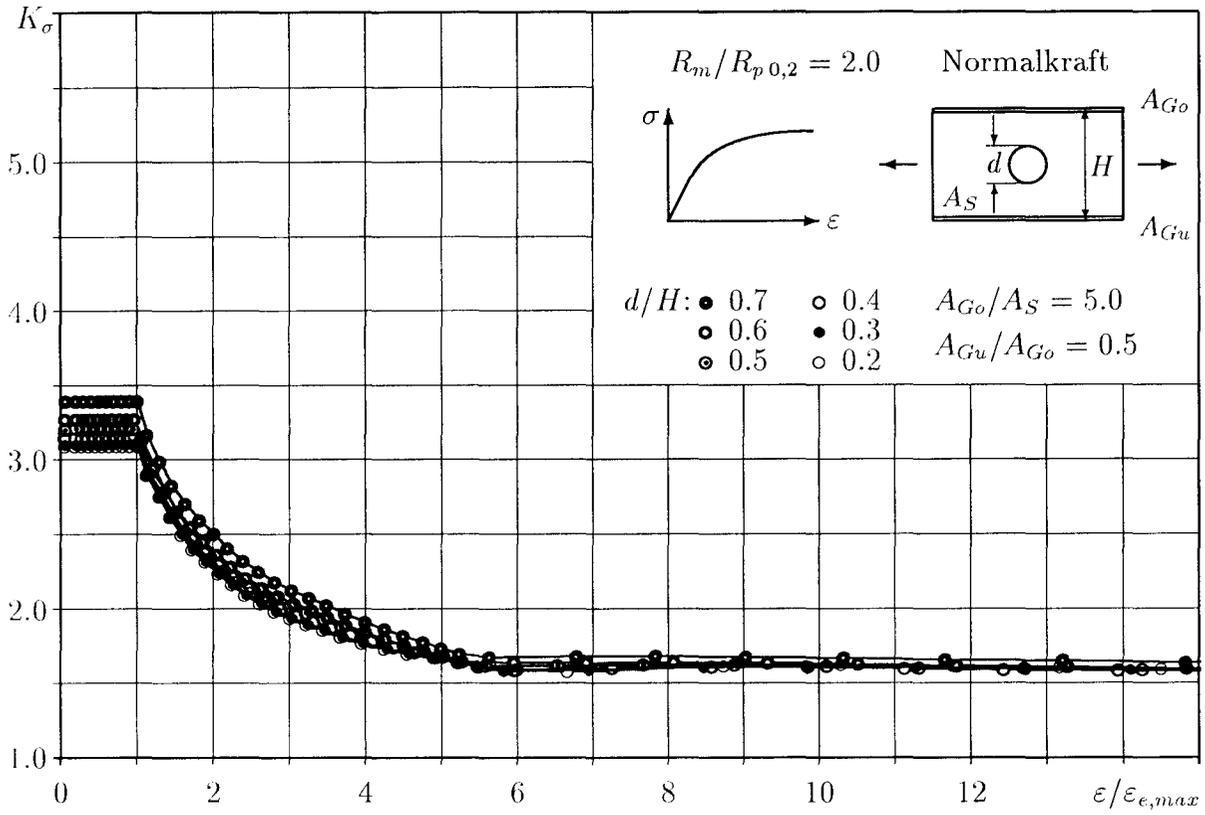










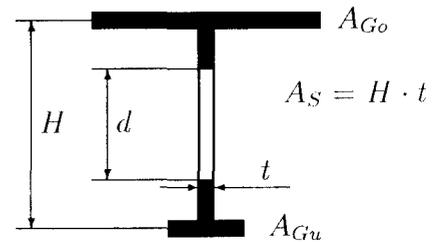
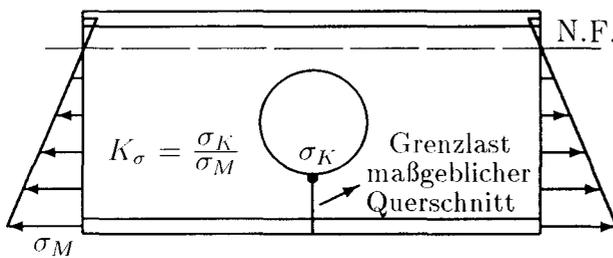


## 2 Lastfall Biegung

### 2.1 Kleiner Verfestigungsgrad ( $\omega = 1.1$ )

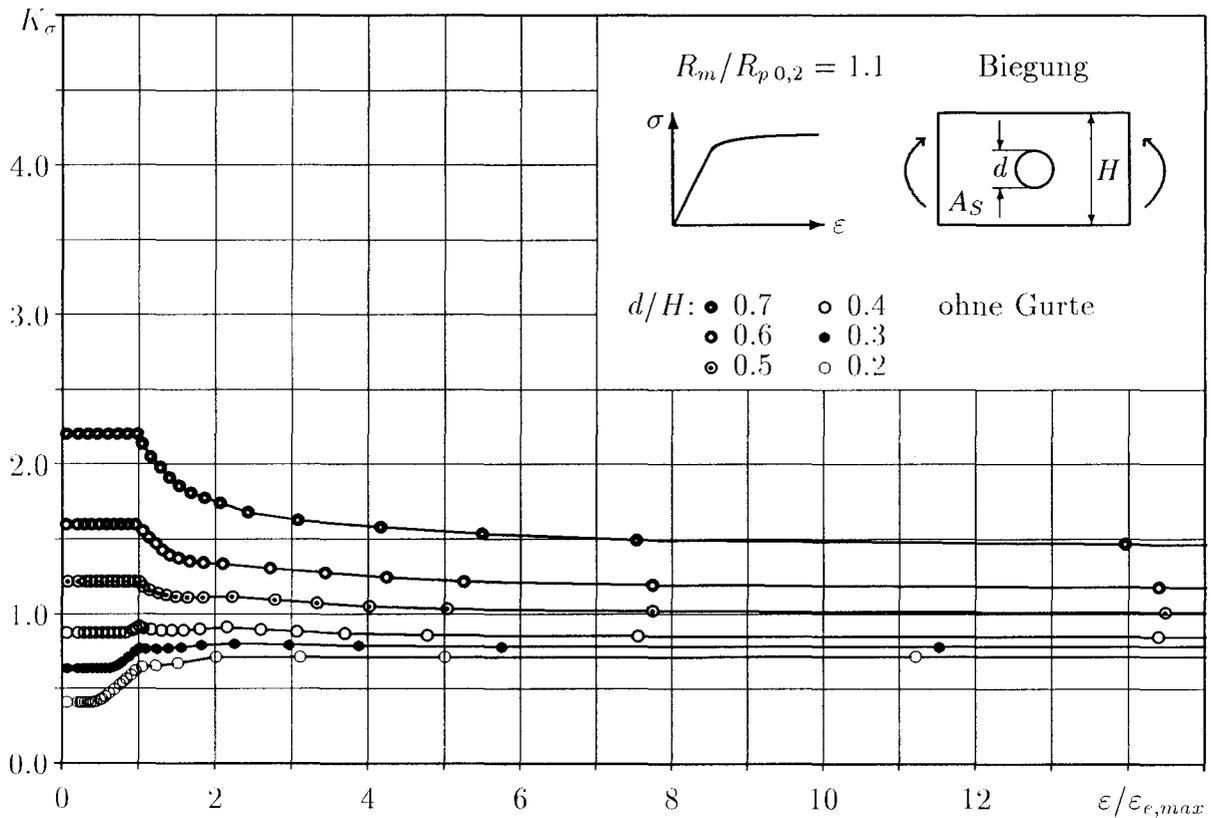
Rechnerisches Werkstoffgesetz nach Abb. B.50, Kurve a:

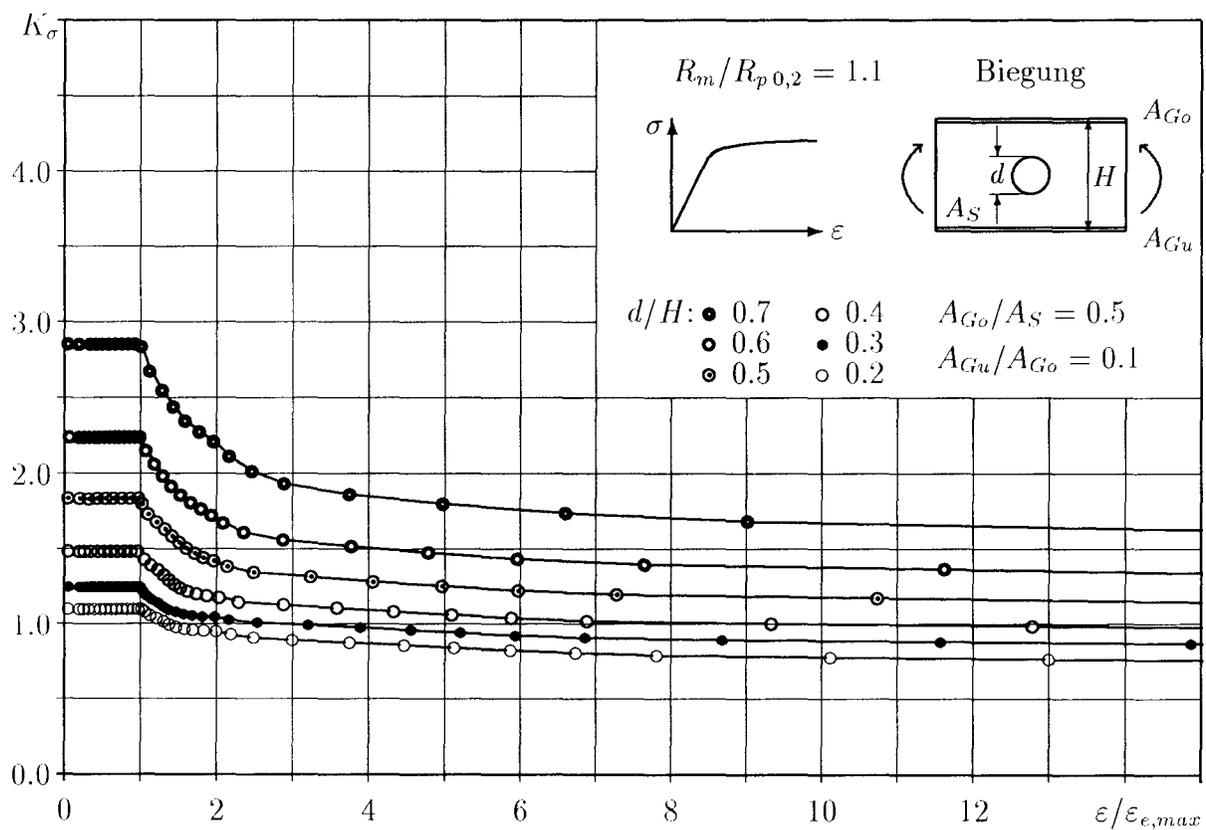
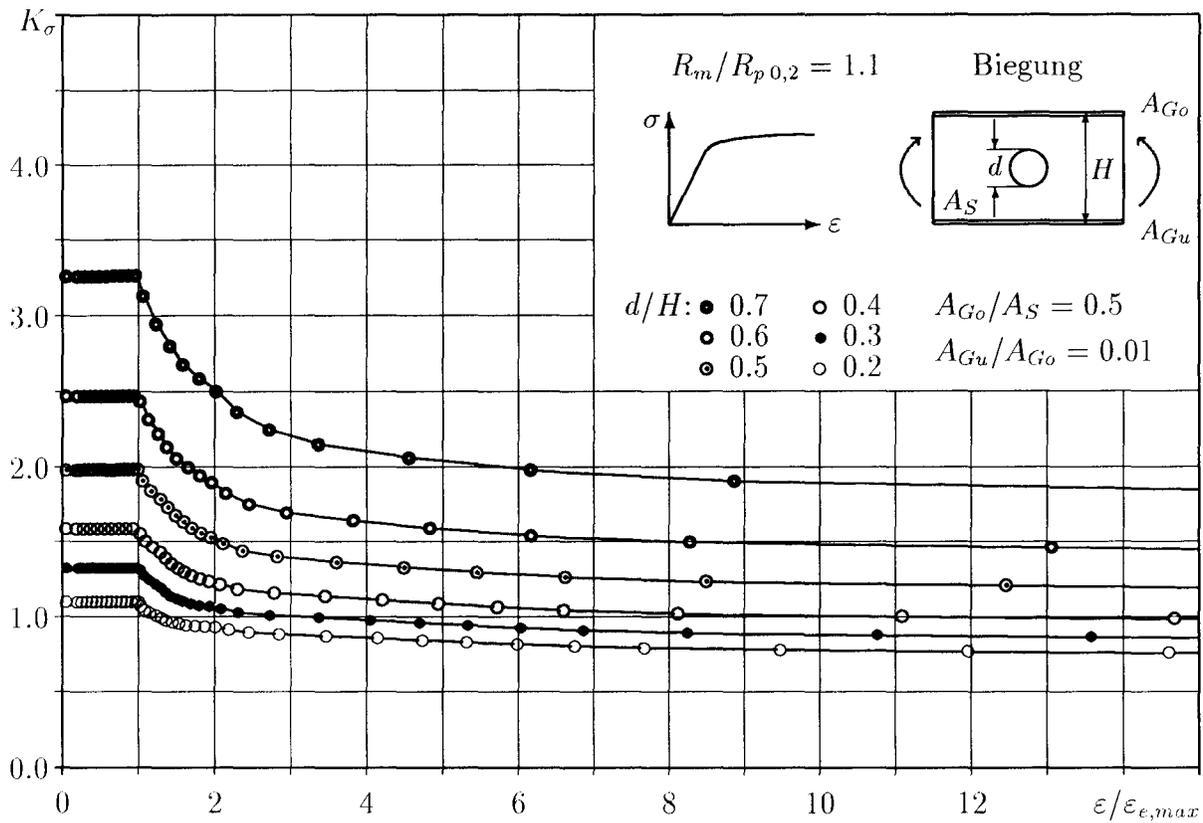
$$\begin{aligned} \text{bez. Kerbdehnung: } \varepsilon/\varepsilon_{e,max} &= 0.0 \dots 15.0 \\ \text{mit: } \varepsilon_{e,max} &= (0.85 \cdot R_{p0,2})/E \end{aligned}$$

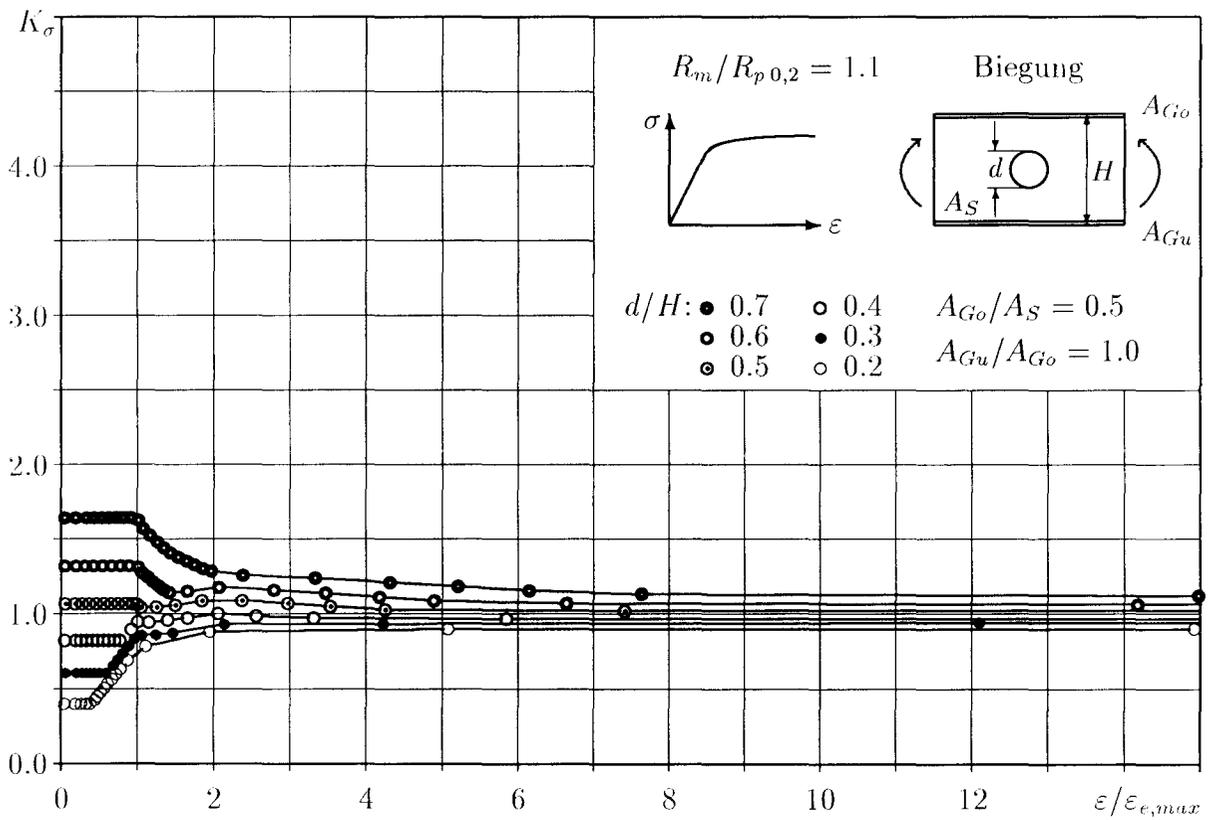
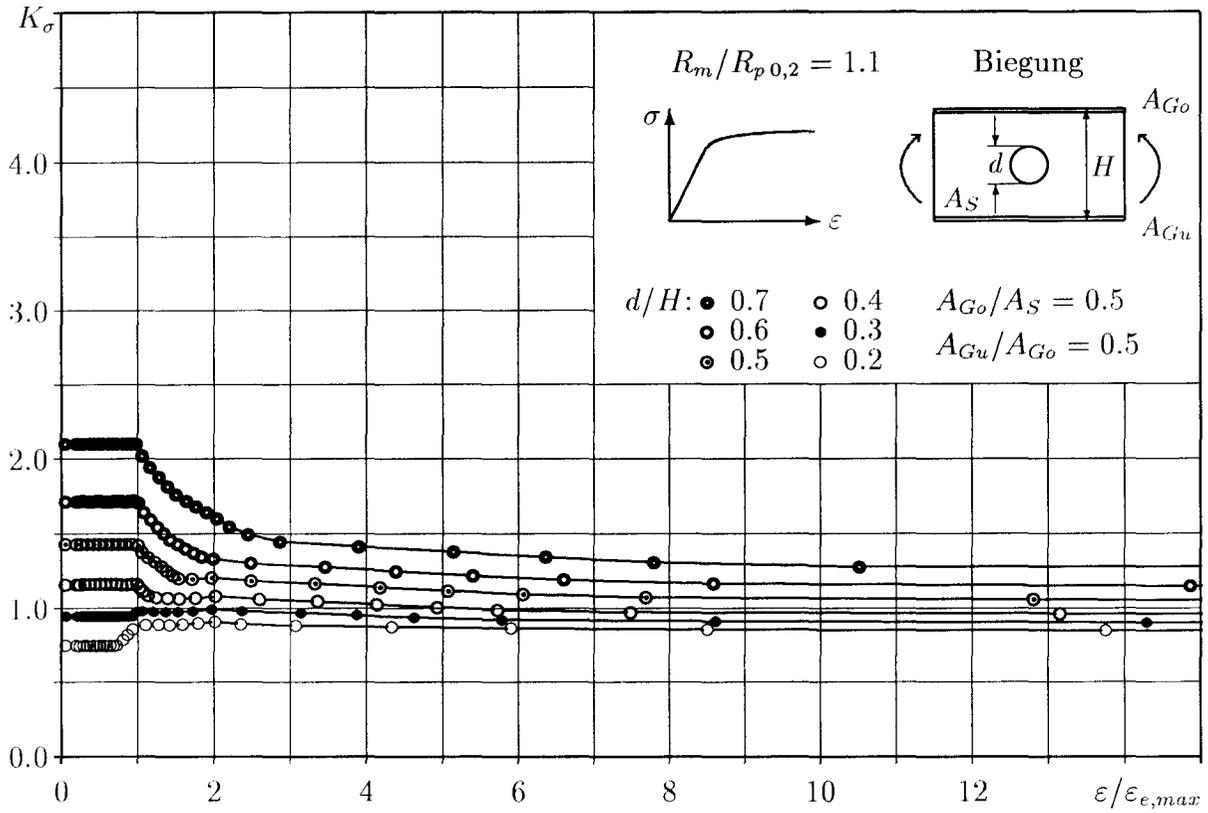


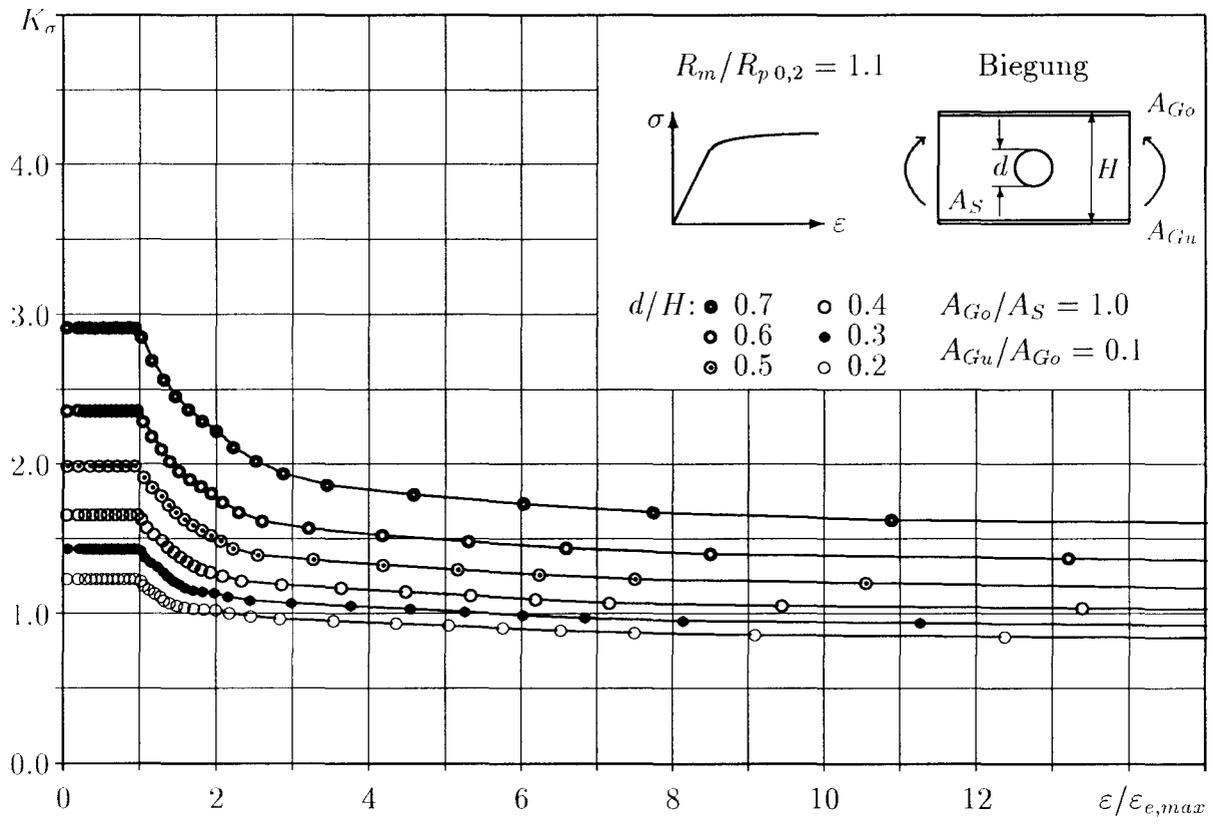
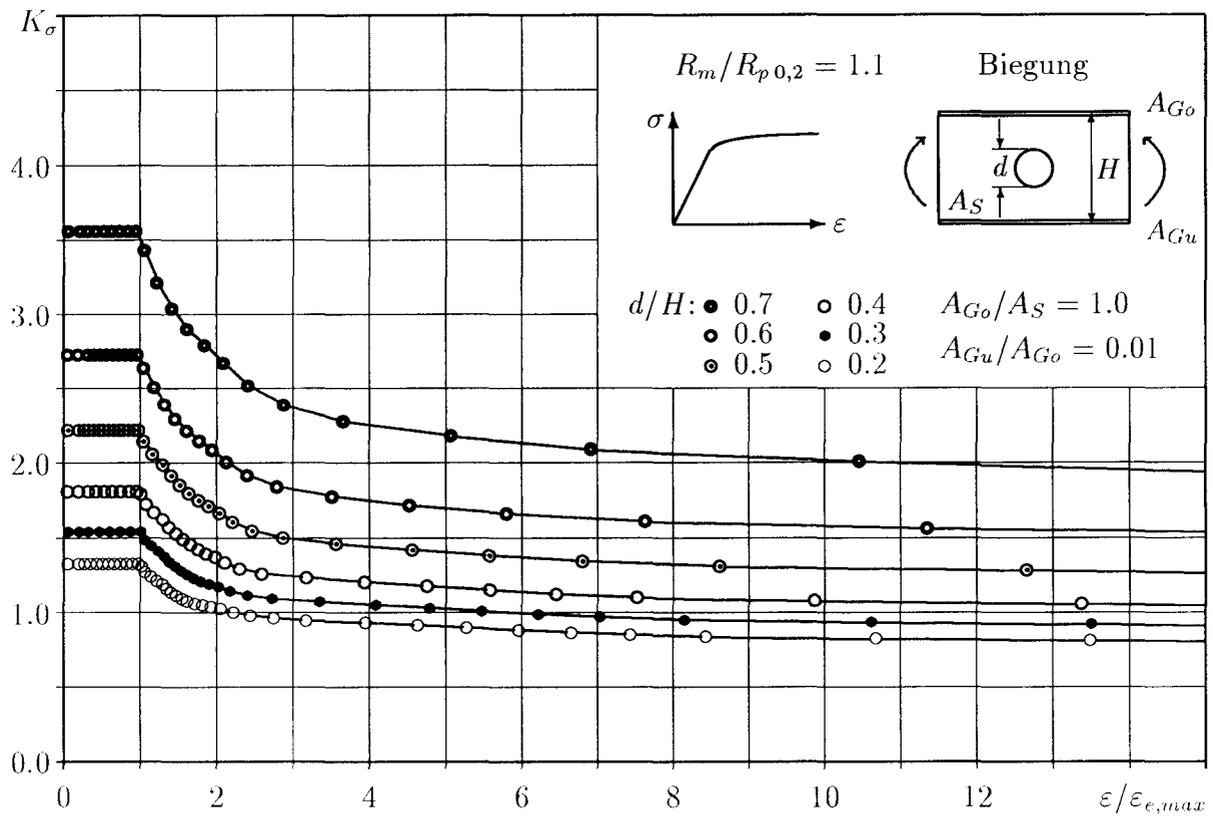
Definition und Gültigkeitsbereiche der Geometrieparameter:

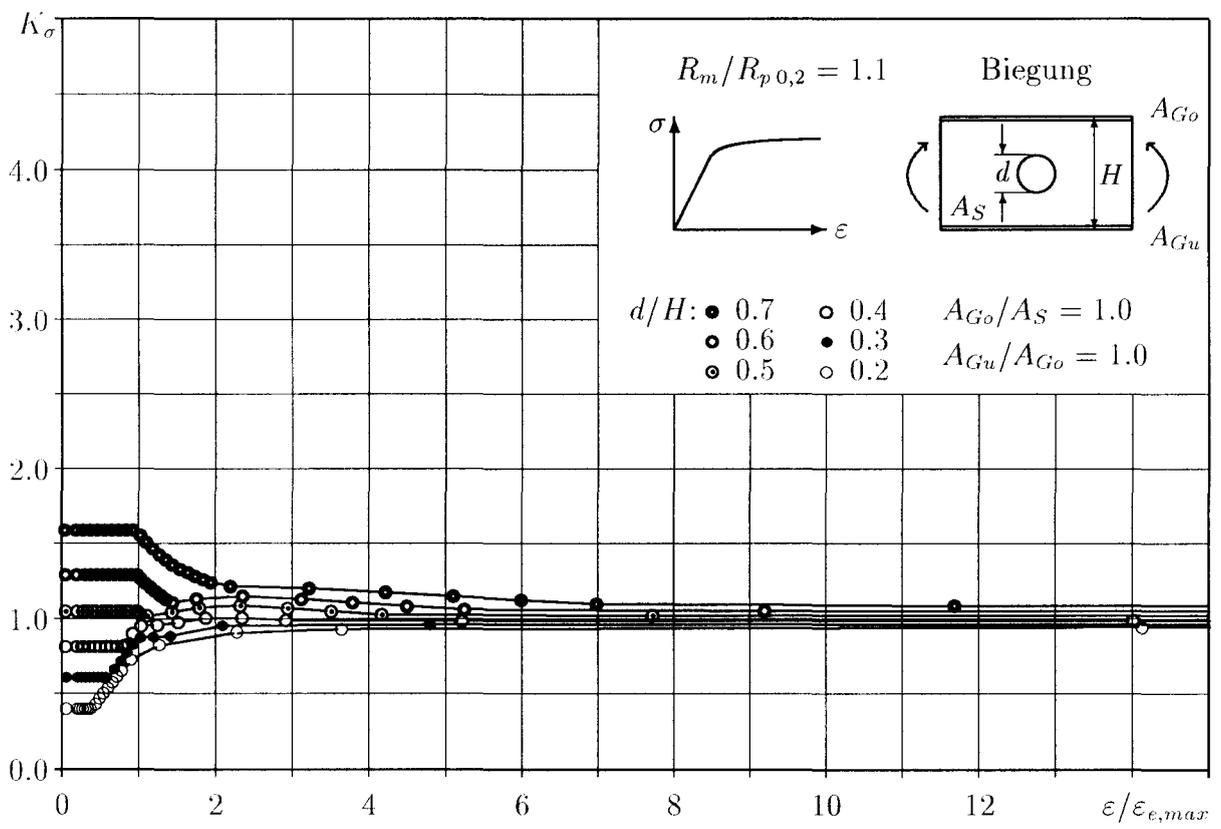
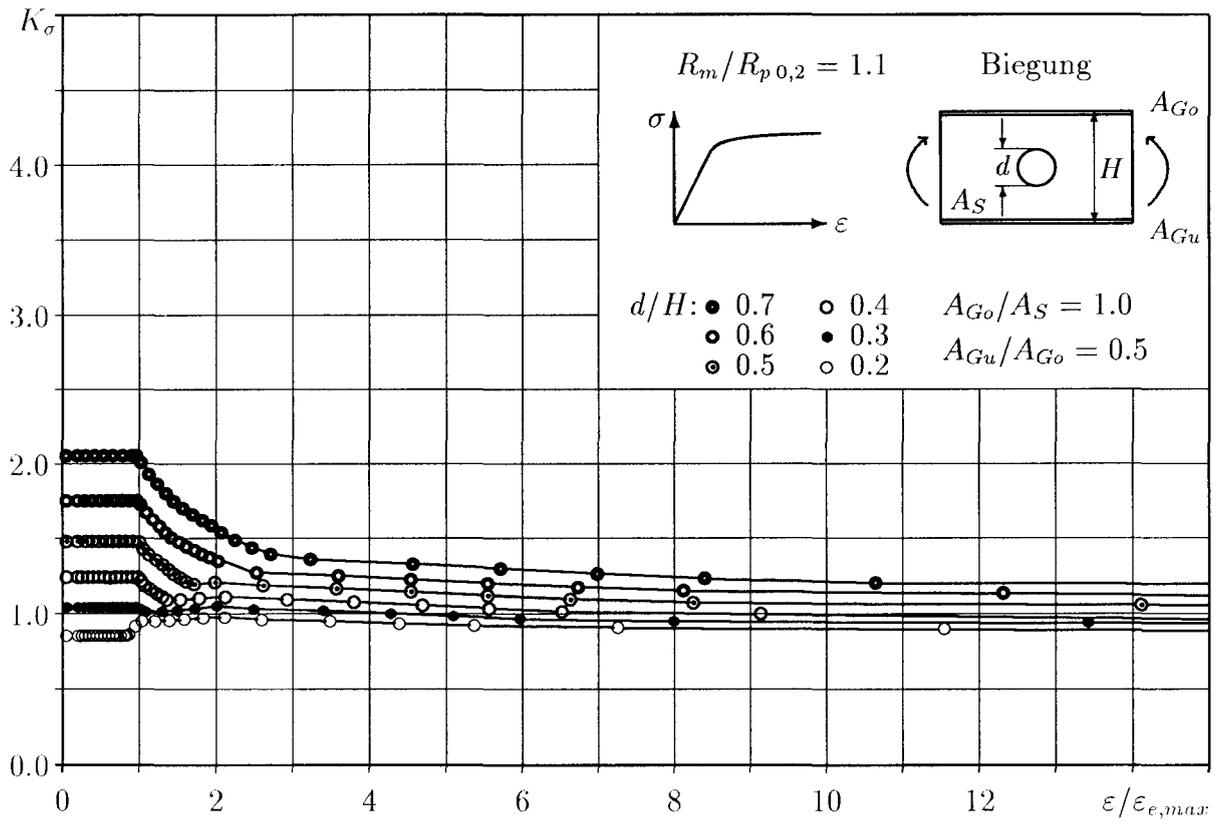
$$\begin{aligned} \delta &= d/H = 0.2 \dots 0.7 \\ \gamma_1 &= A_{Go}/A_S = 0.0 \dots 5.0 \\ \gamma_2 &= A_{Gu}/A_{Go} = 0.01 \dots 1.0 \end{aligned}$$

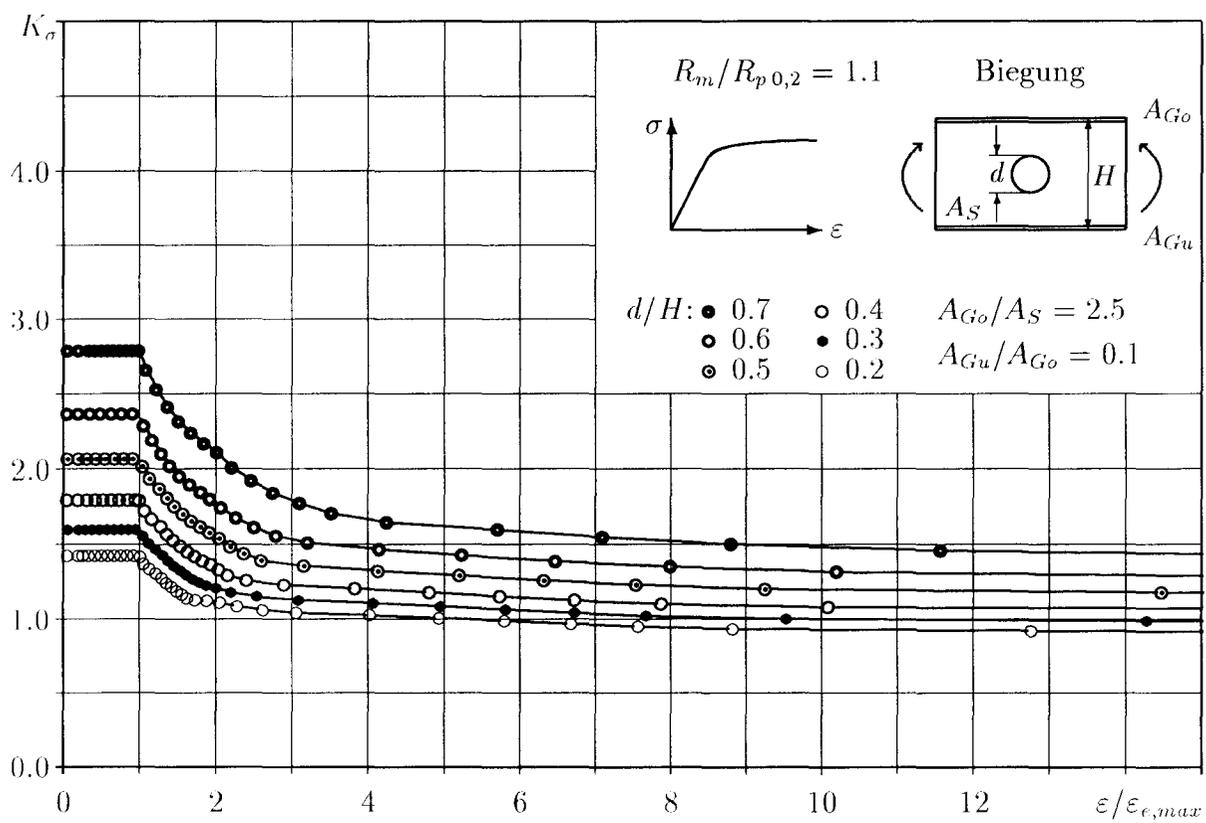
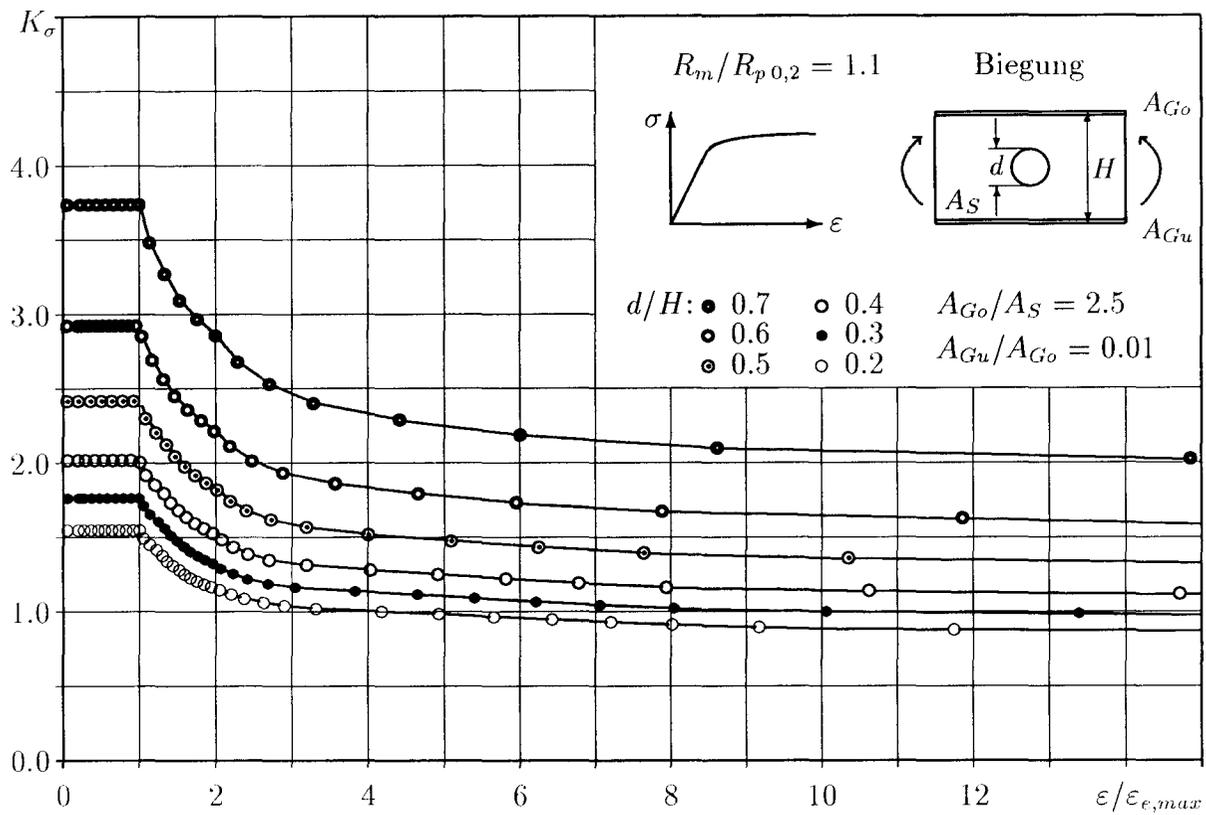


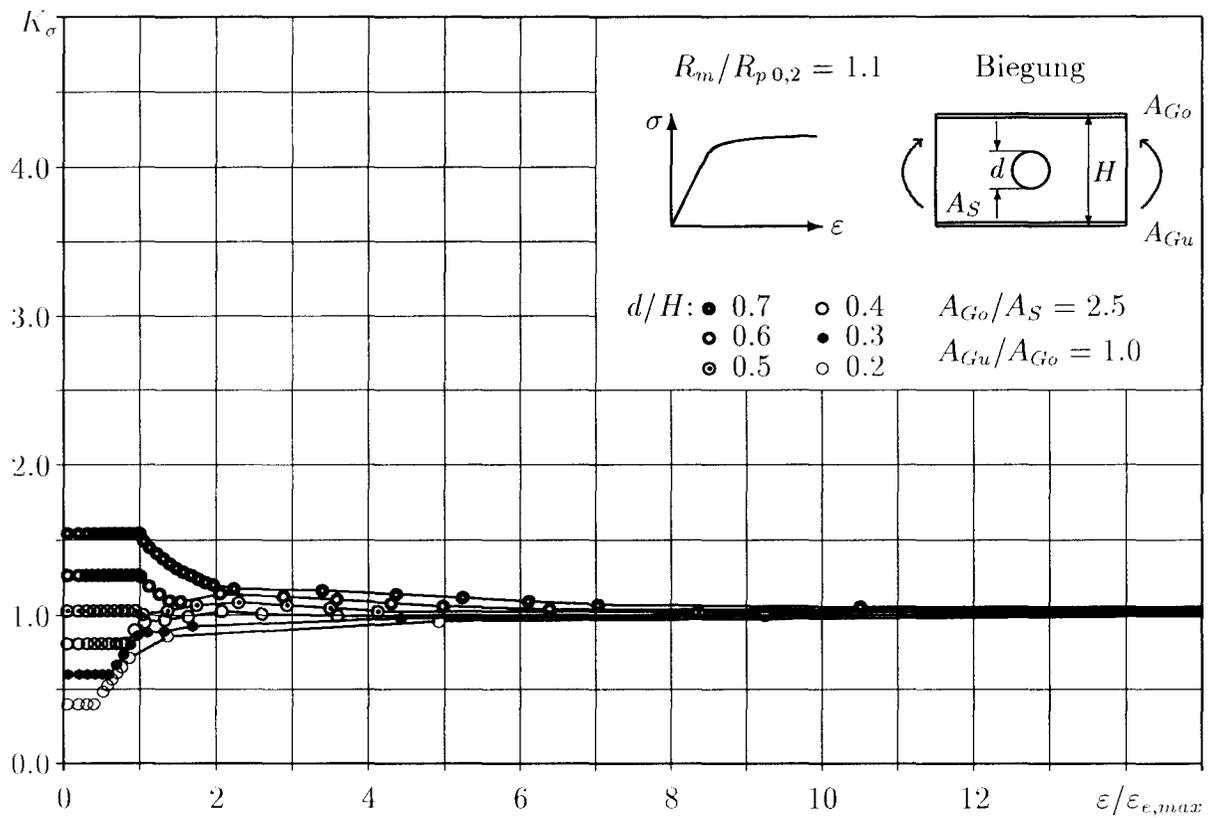
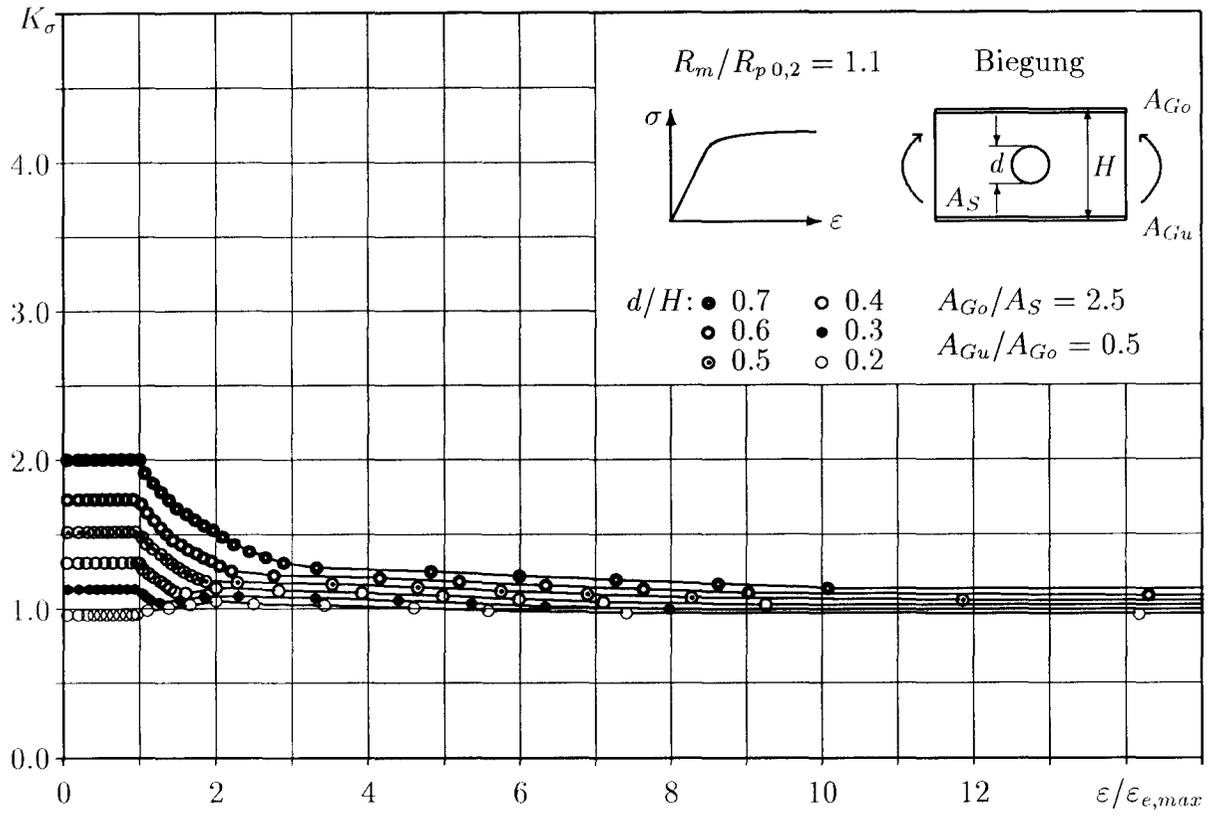


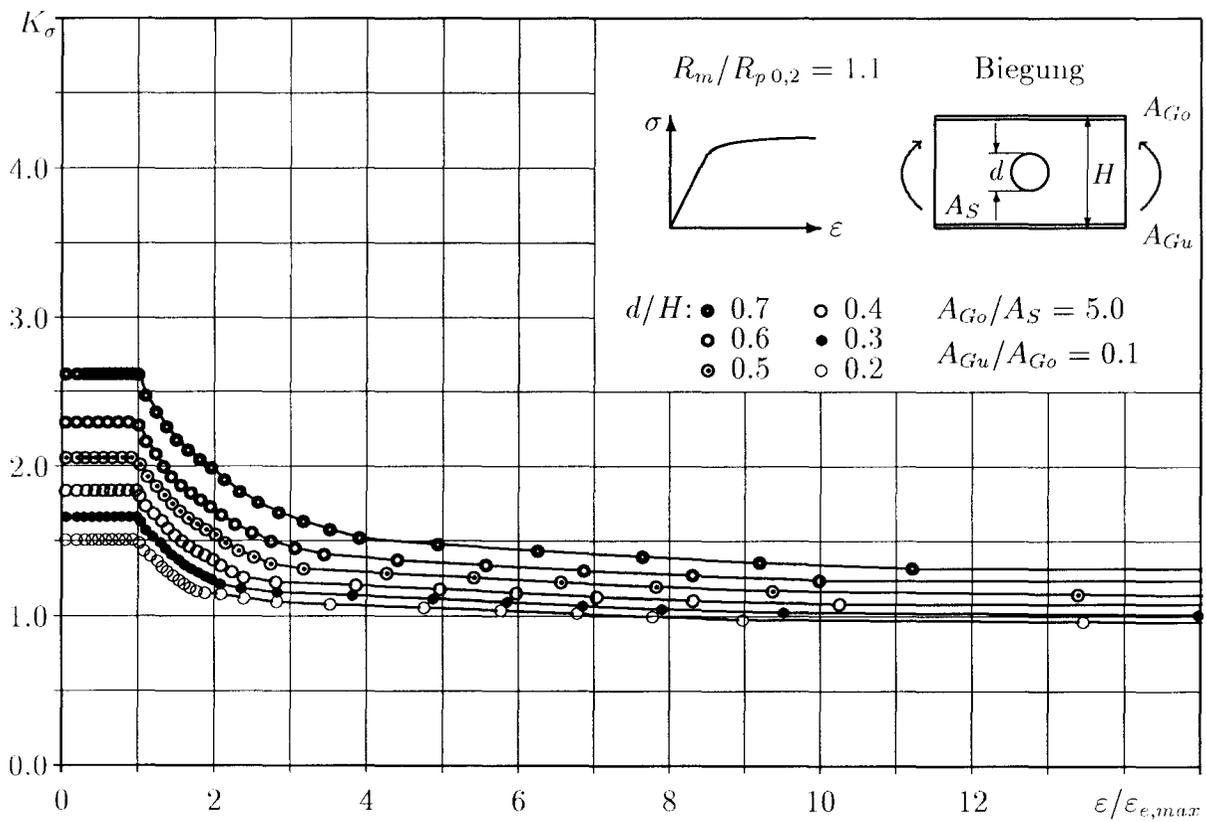
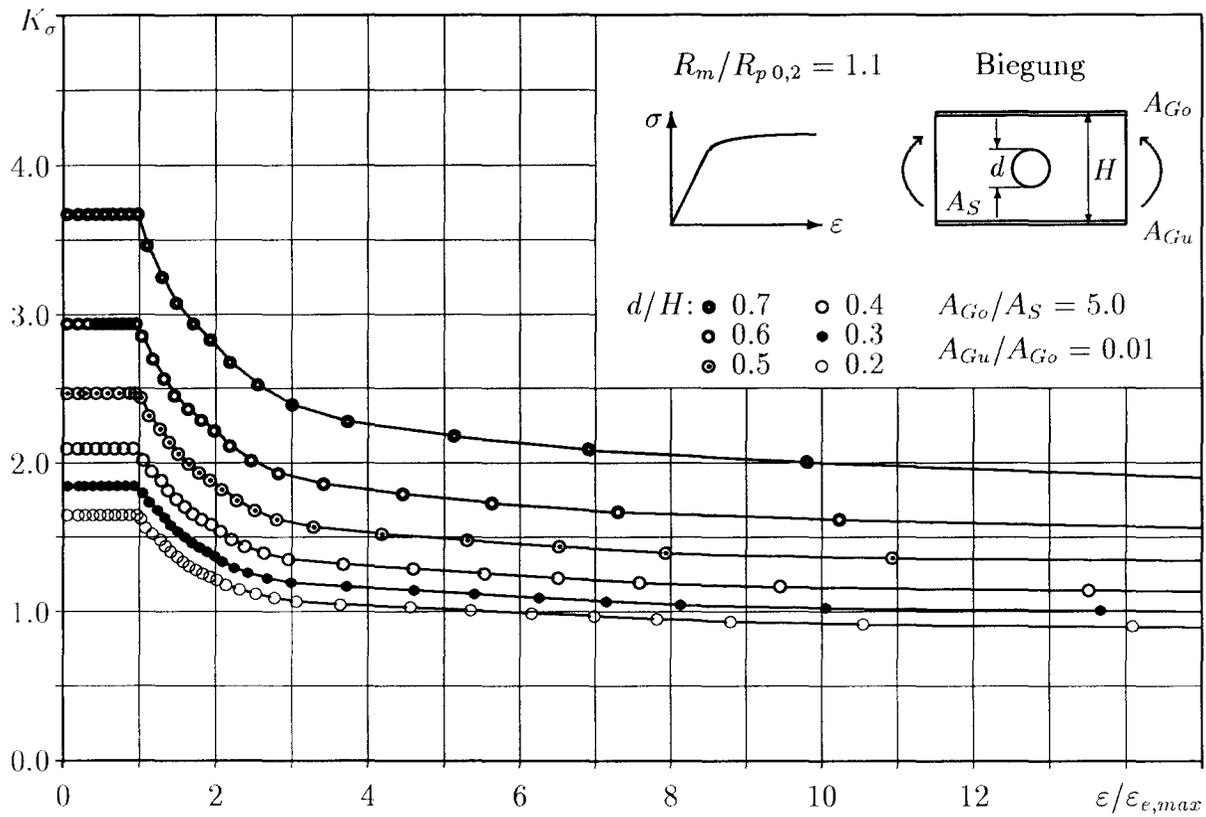


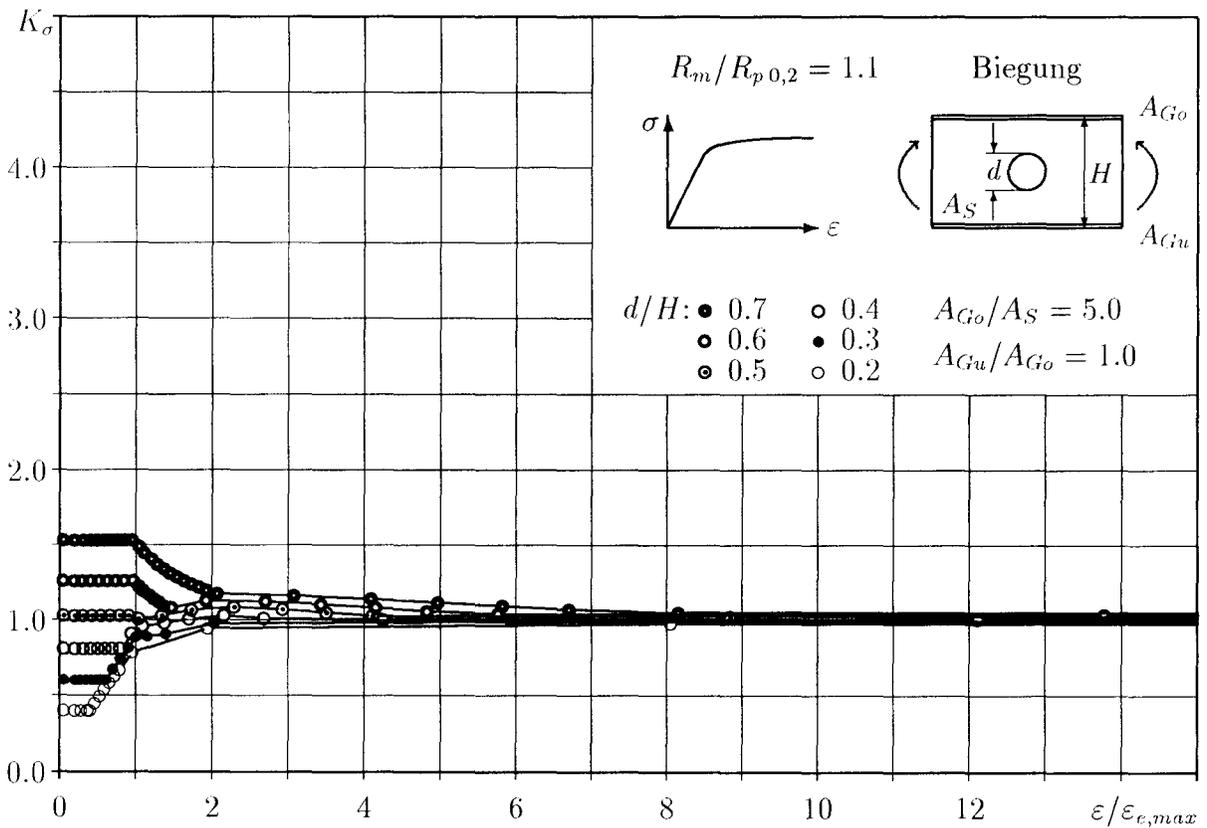
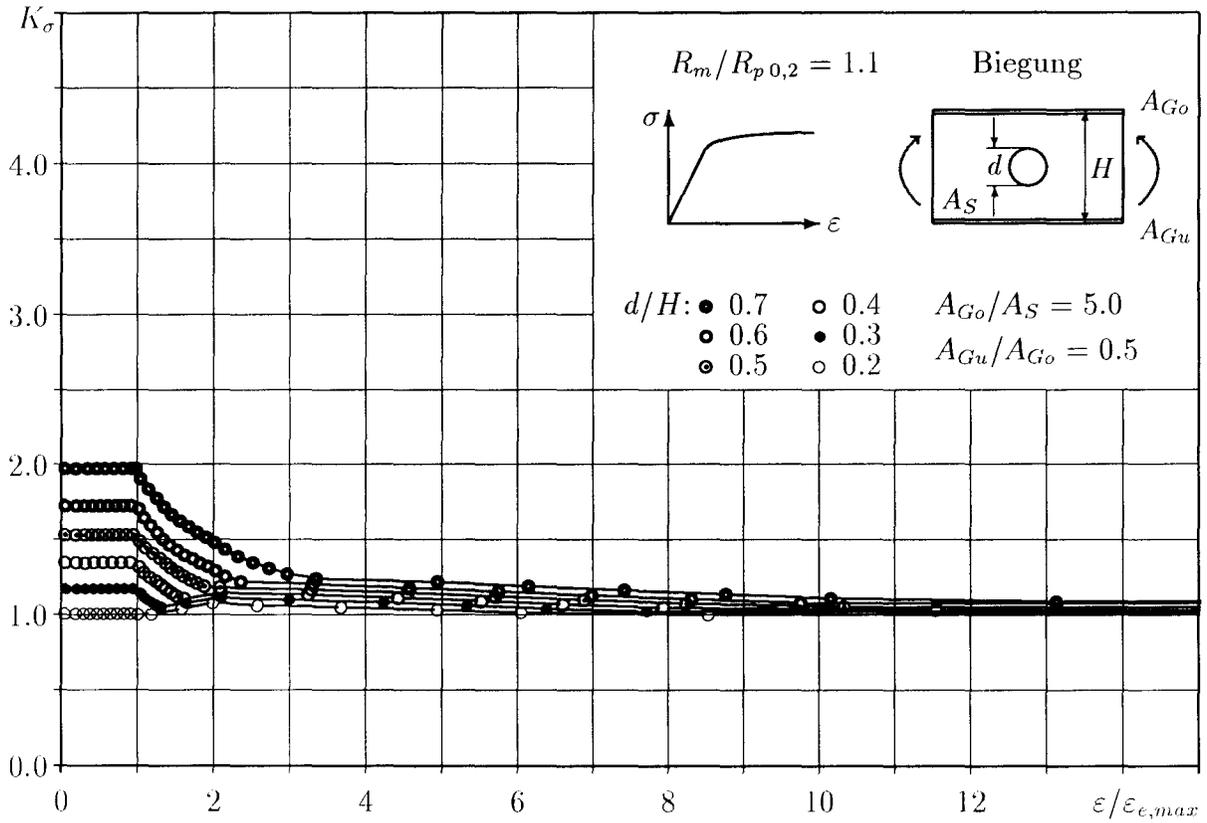








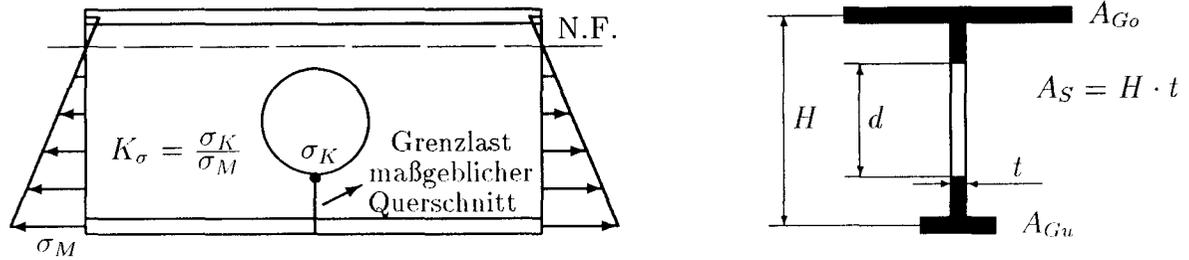




## 2.2 Mittlerer Verfestigungsgrad ( $\omega = 1.5$ )

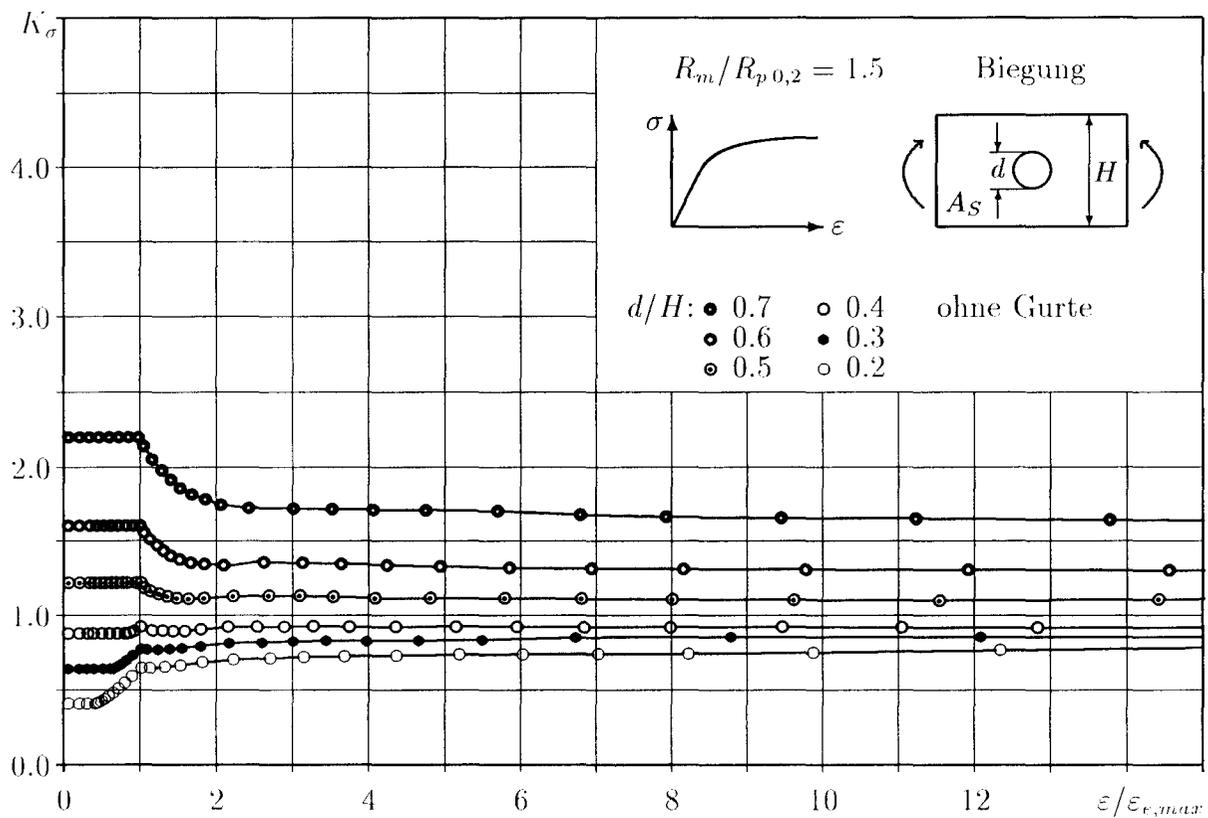
Rechnerisches Werkstoffgesetz nach Abb. B.50, Kurve d:

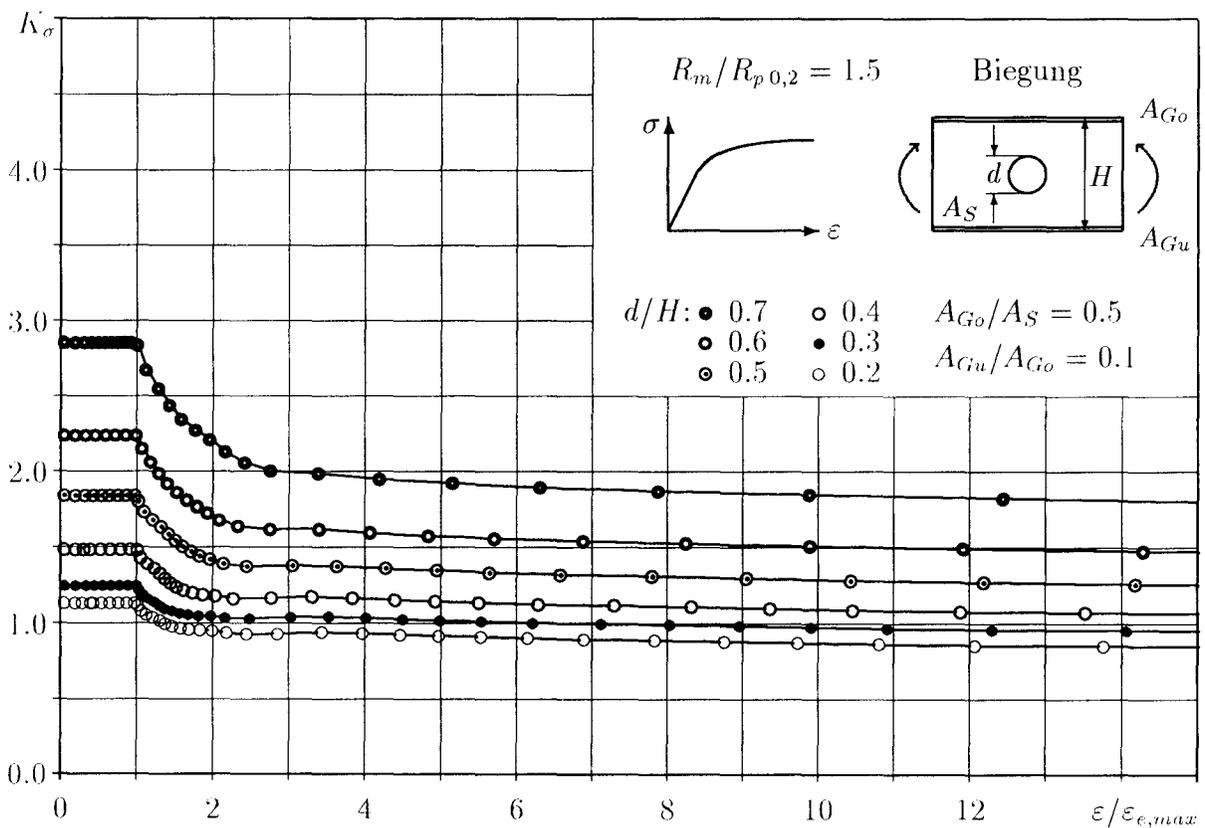
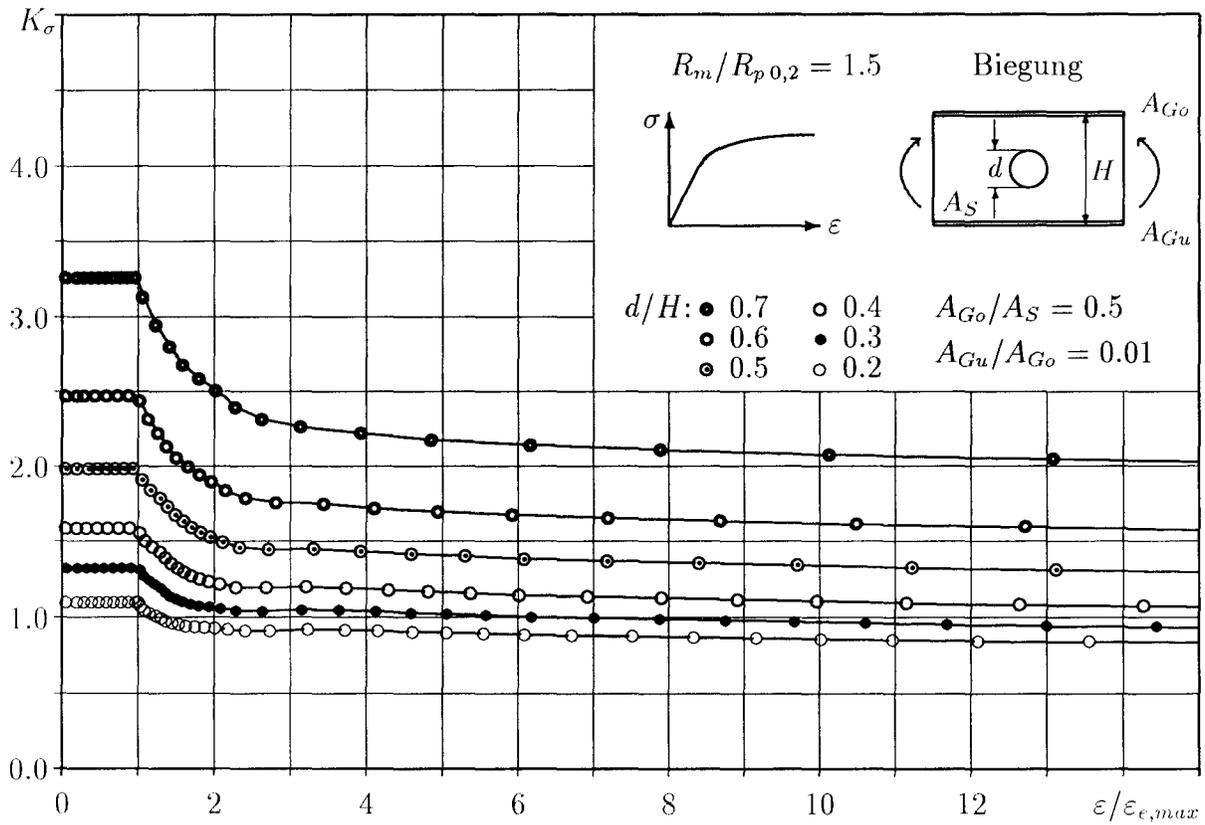
$$\begin{aligned} \text{bez. Kerbdehnung: } \varepsilon/\varepsilon_{e,max} &= 0.0 \dots 15.0 \\ \text{mit: } \varepsilon_{e,max} &= (0.85 \cdot R_{p0,2})/E \end{aligned}$$

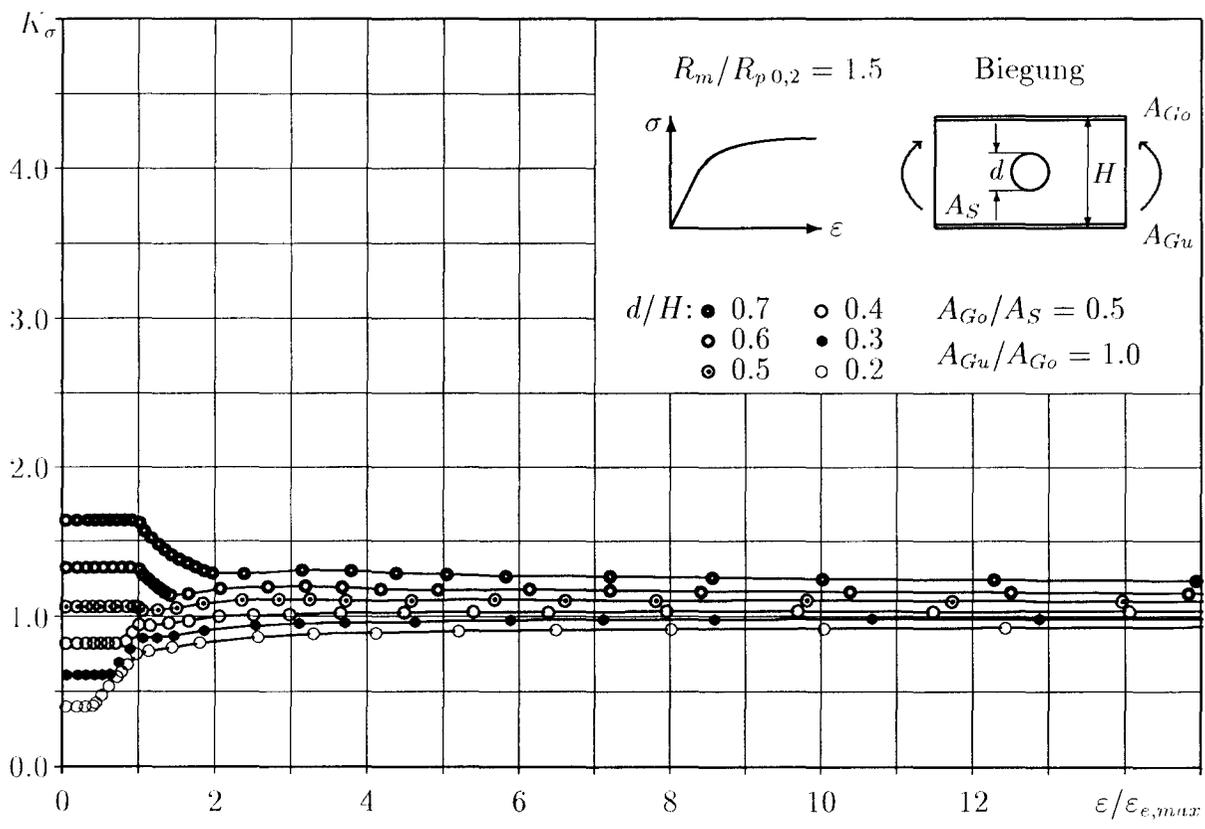
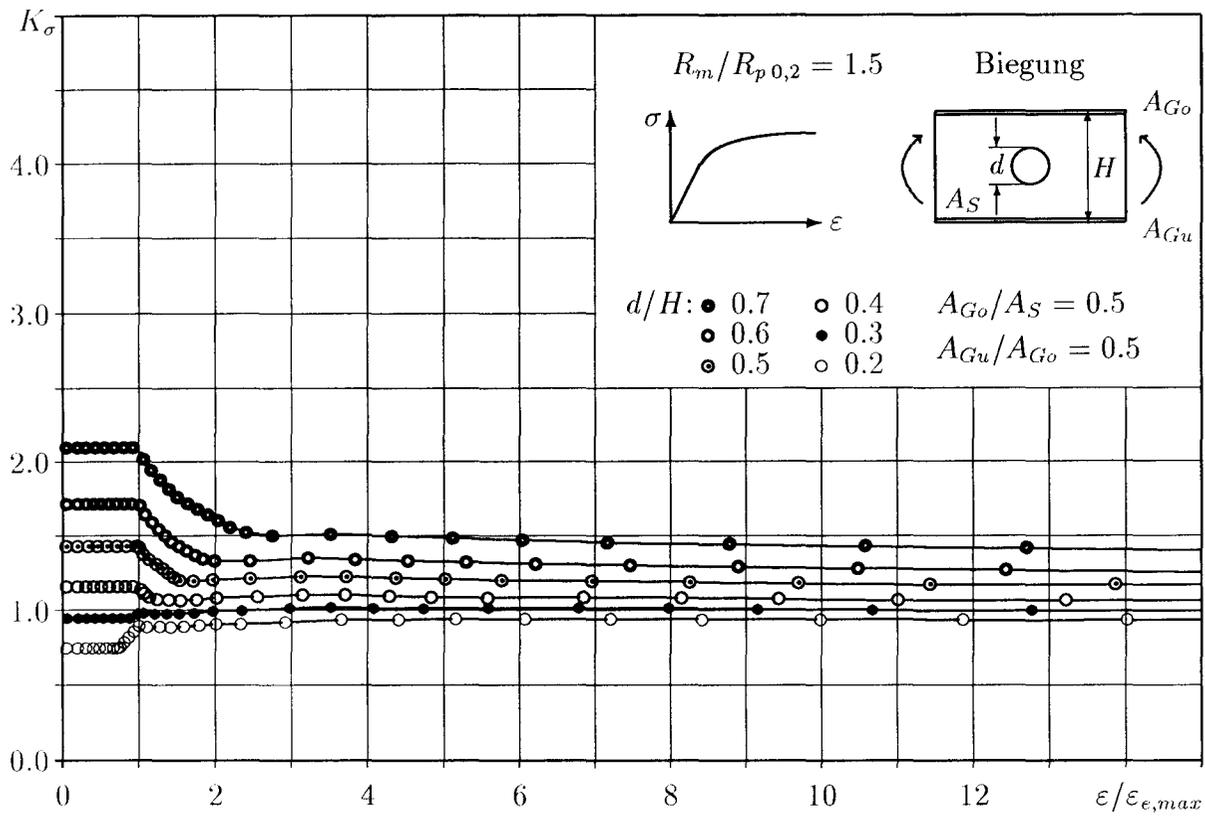


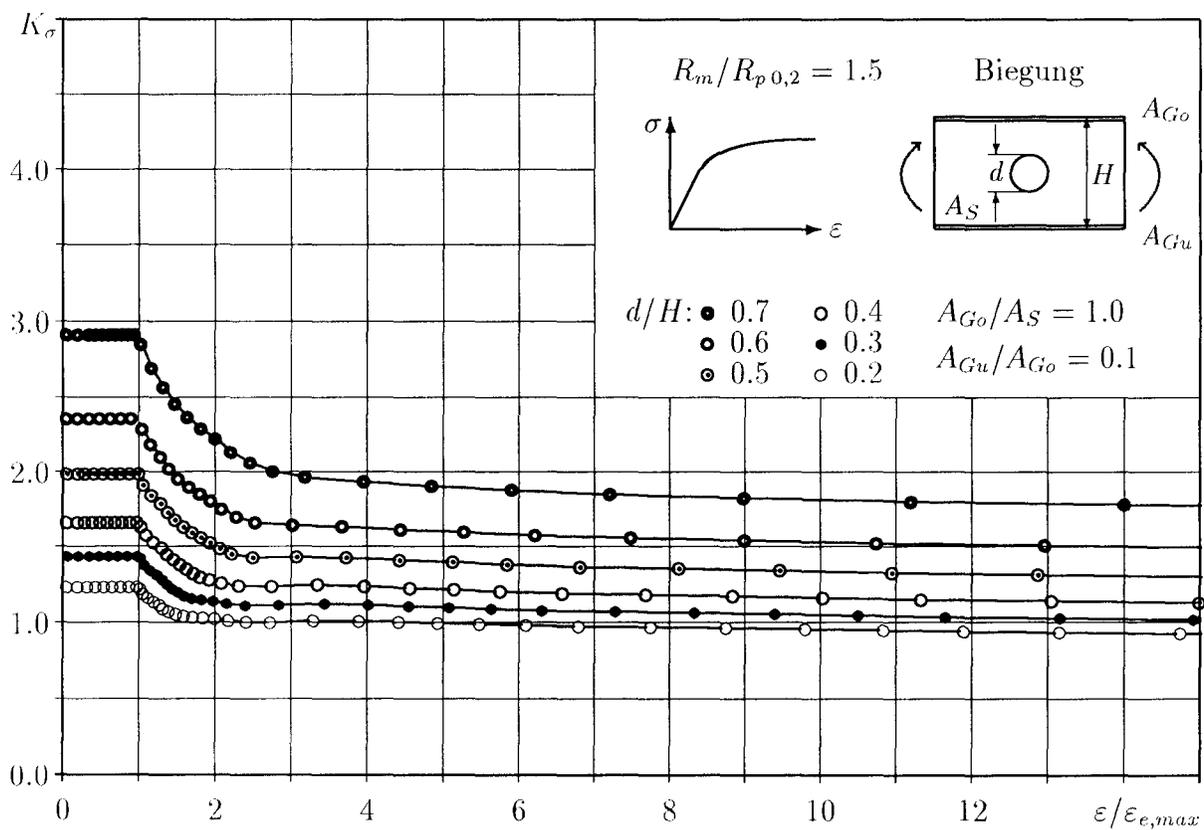
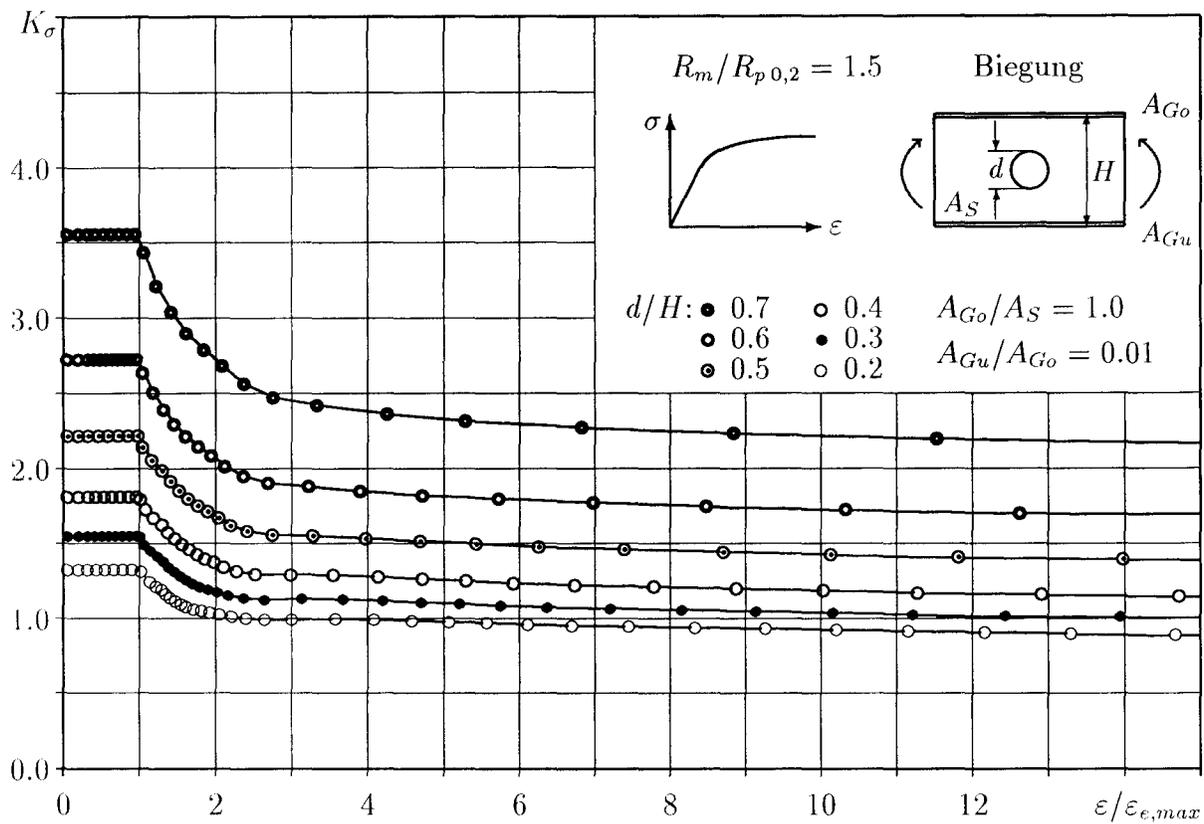
Definition und Gültigkeitsbereiche der Geometrieparameter:

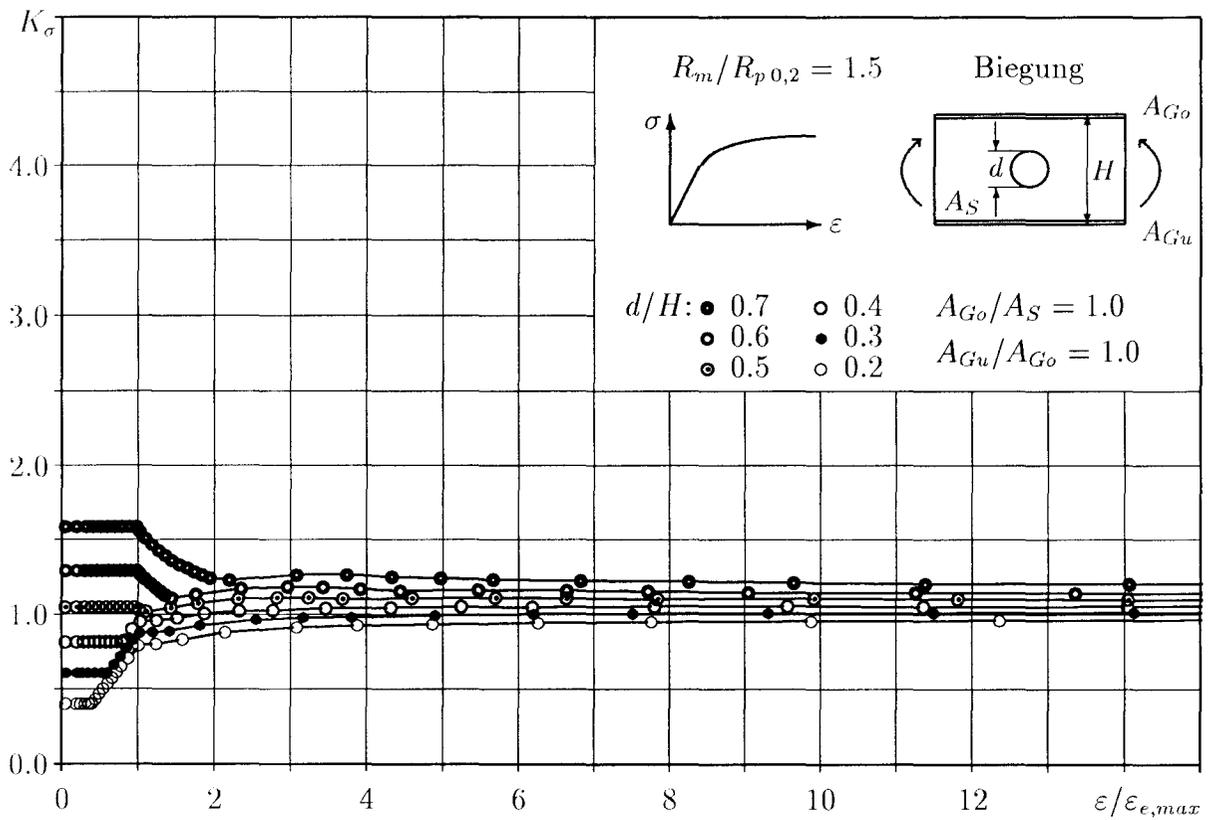
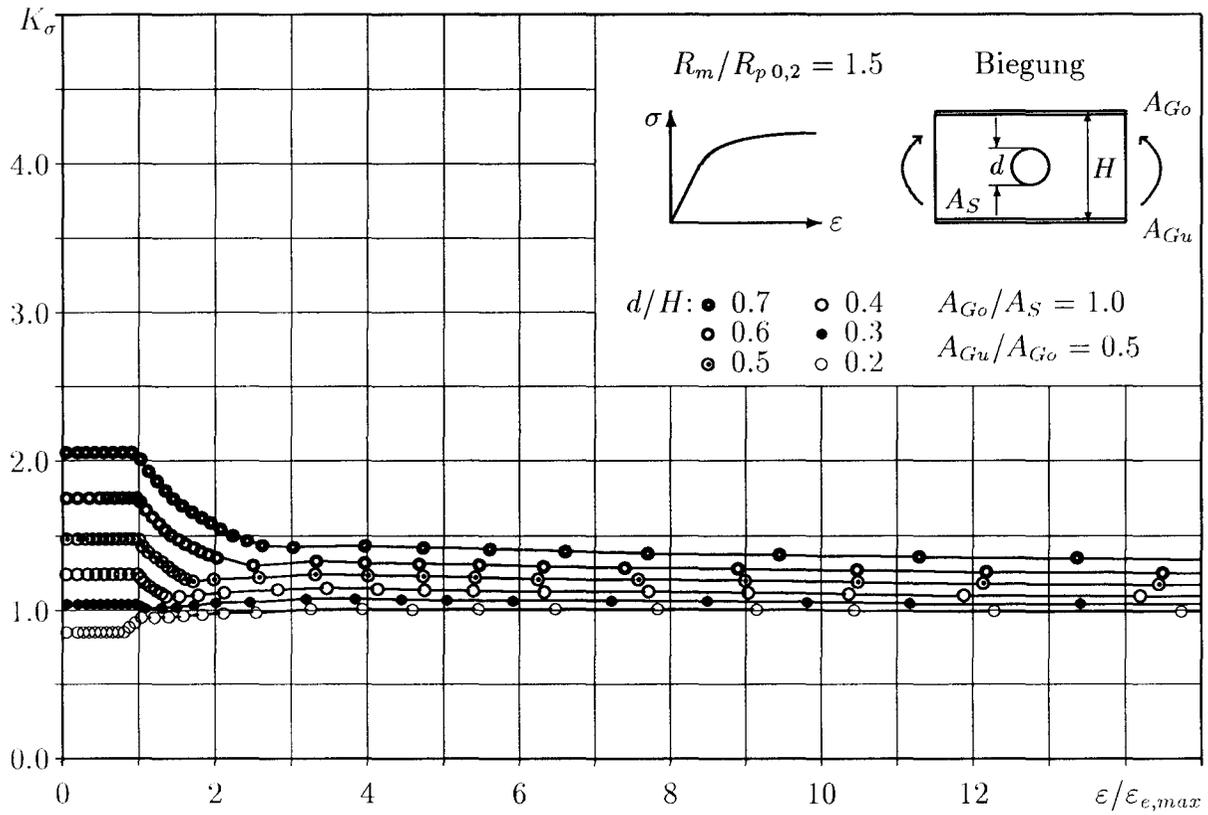
$$\begin{aligned} \delta &= d/H = 0.2 \dots 0.7 \\ \gamma_1 &= A_{Go}/A_S = 0.0 \dots 5.0 \\ \gamma_2 &= A_{Gu}/A_{Go} = 0.01 \dots 1.0 \end{aligned}$$

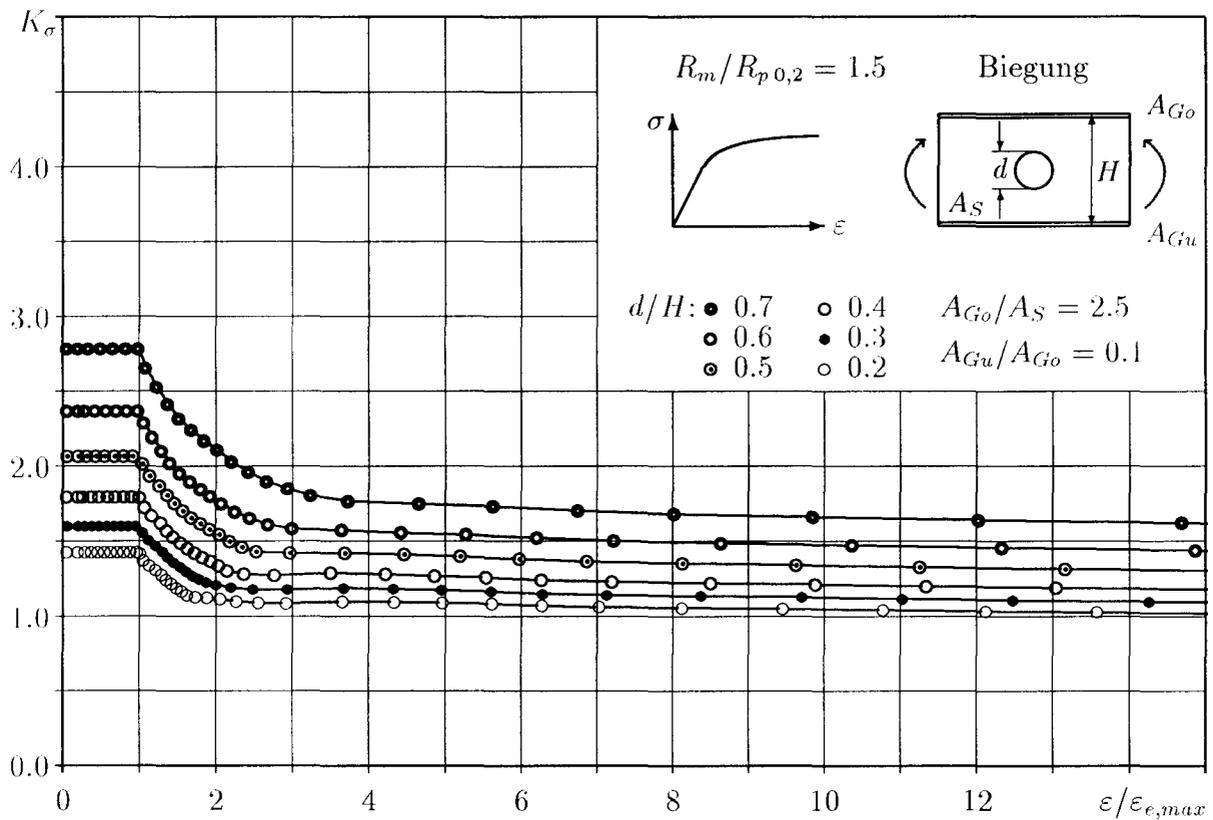
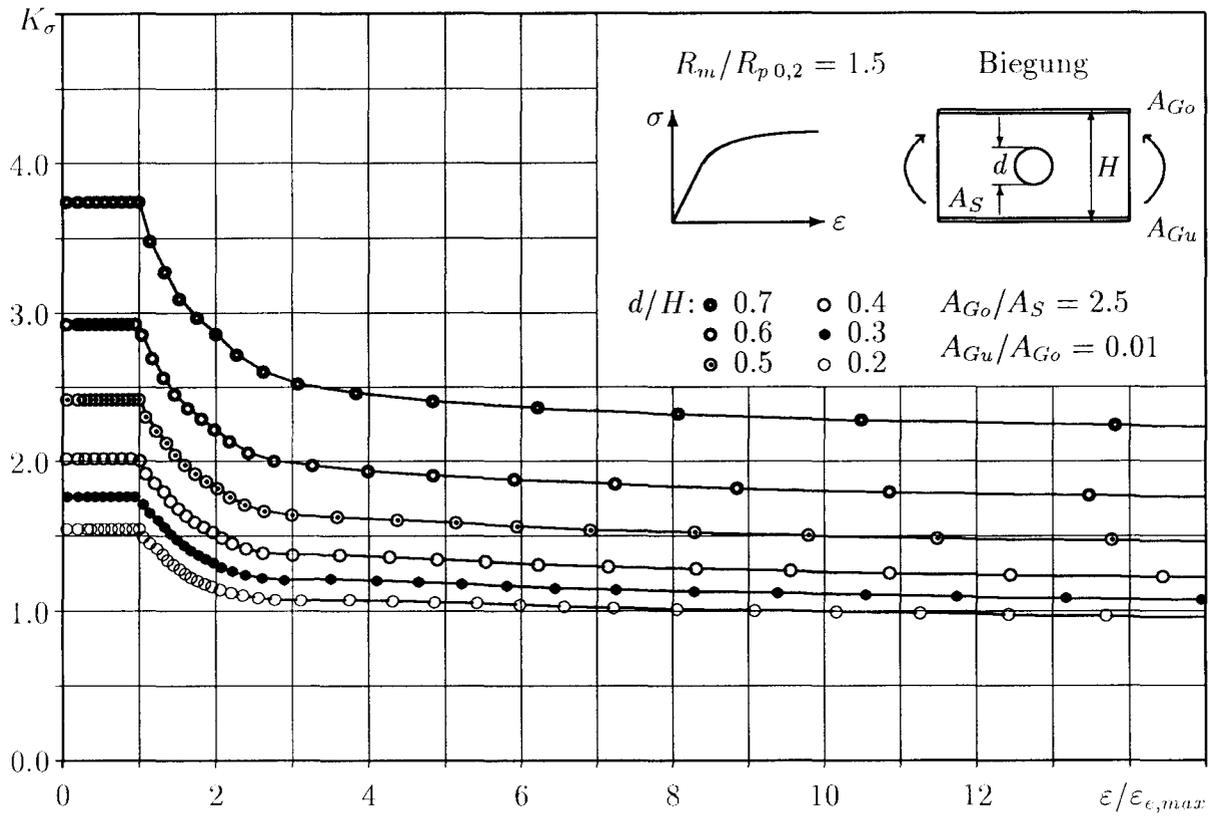


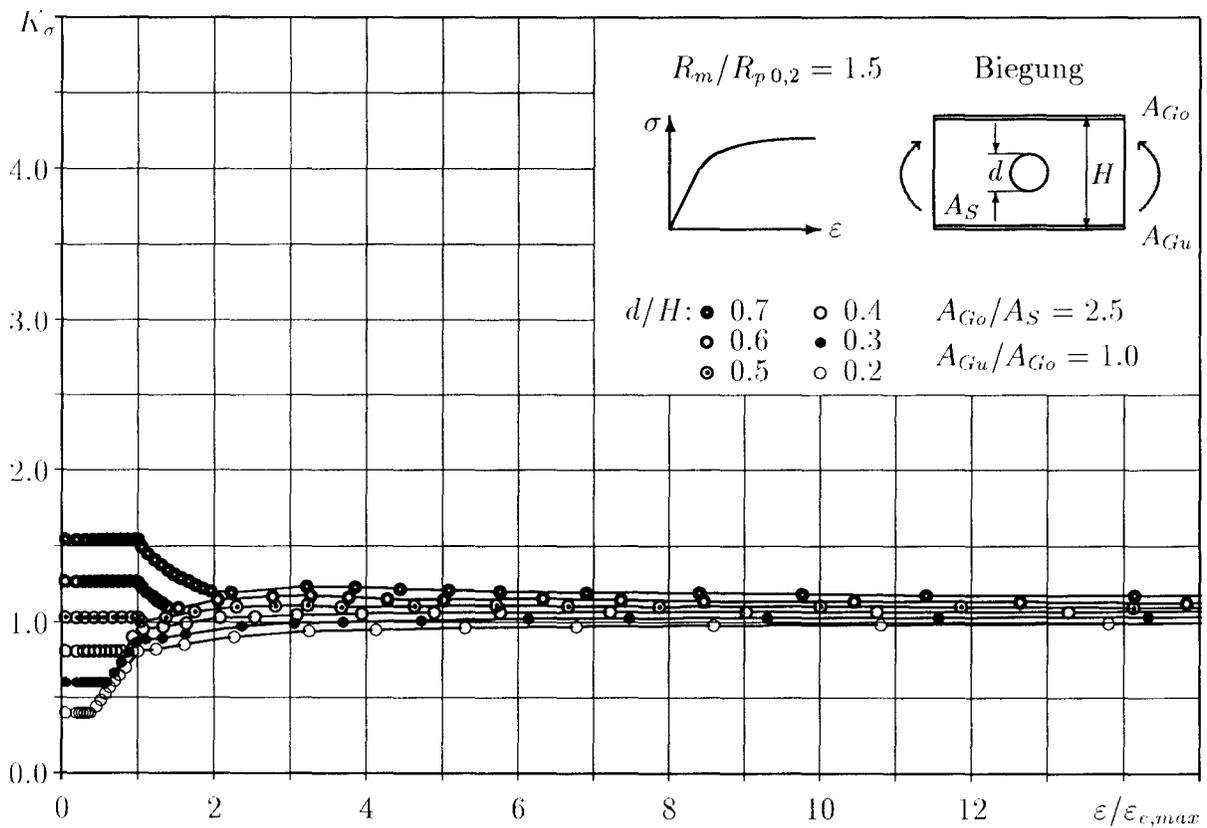
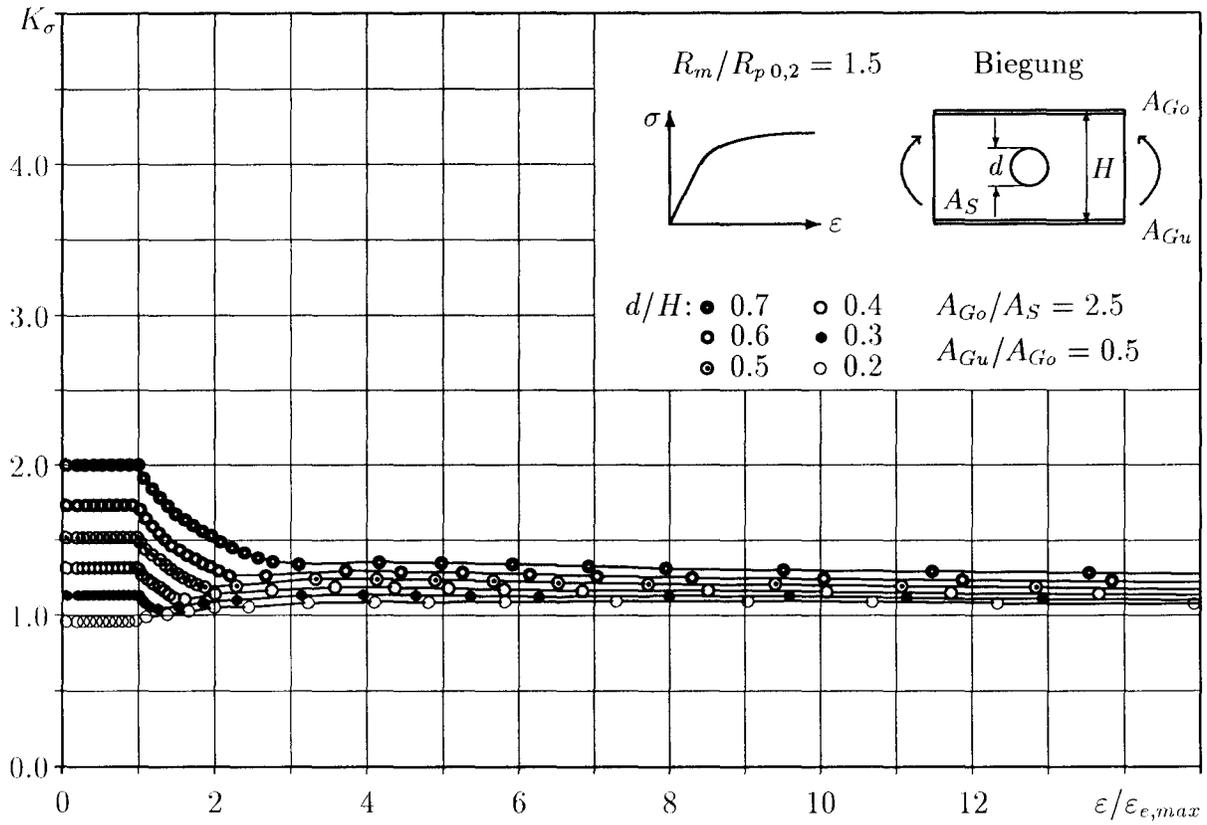


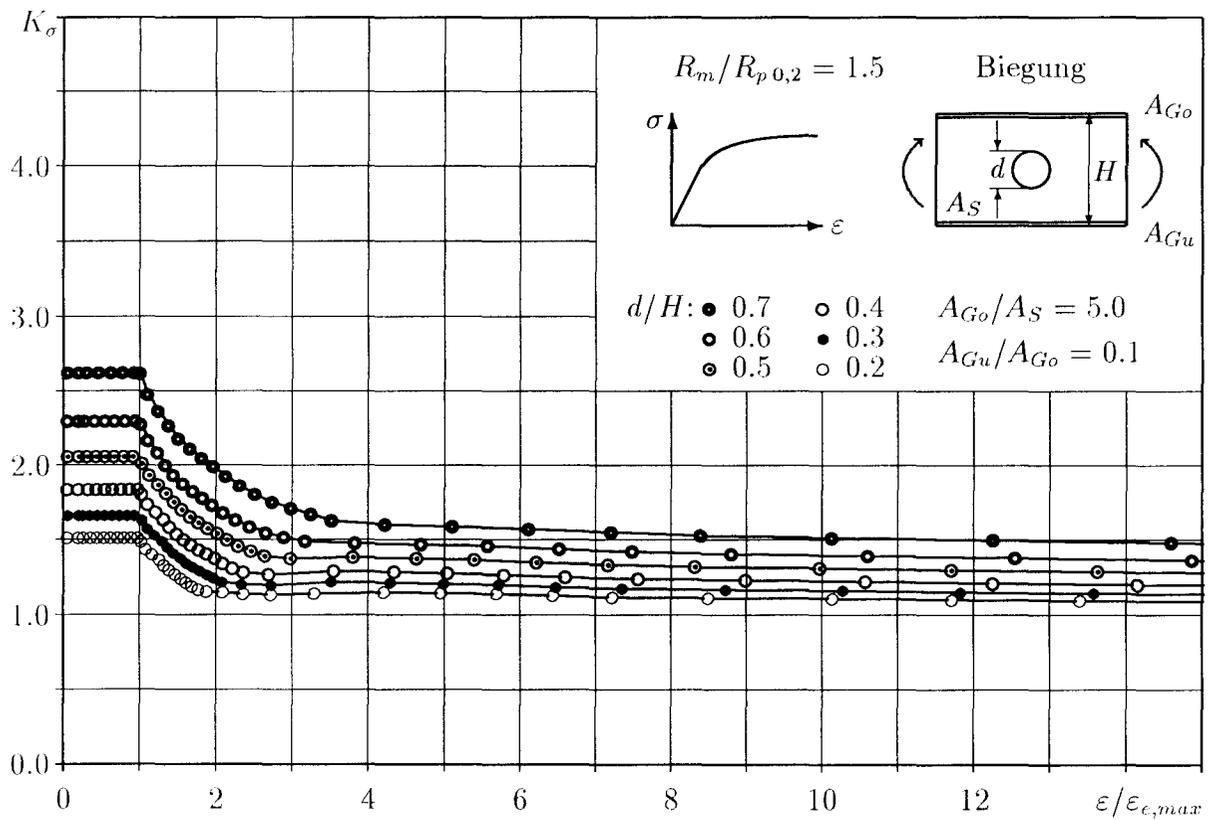
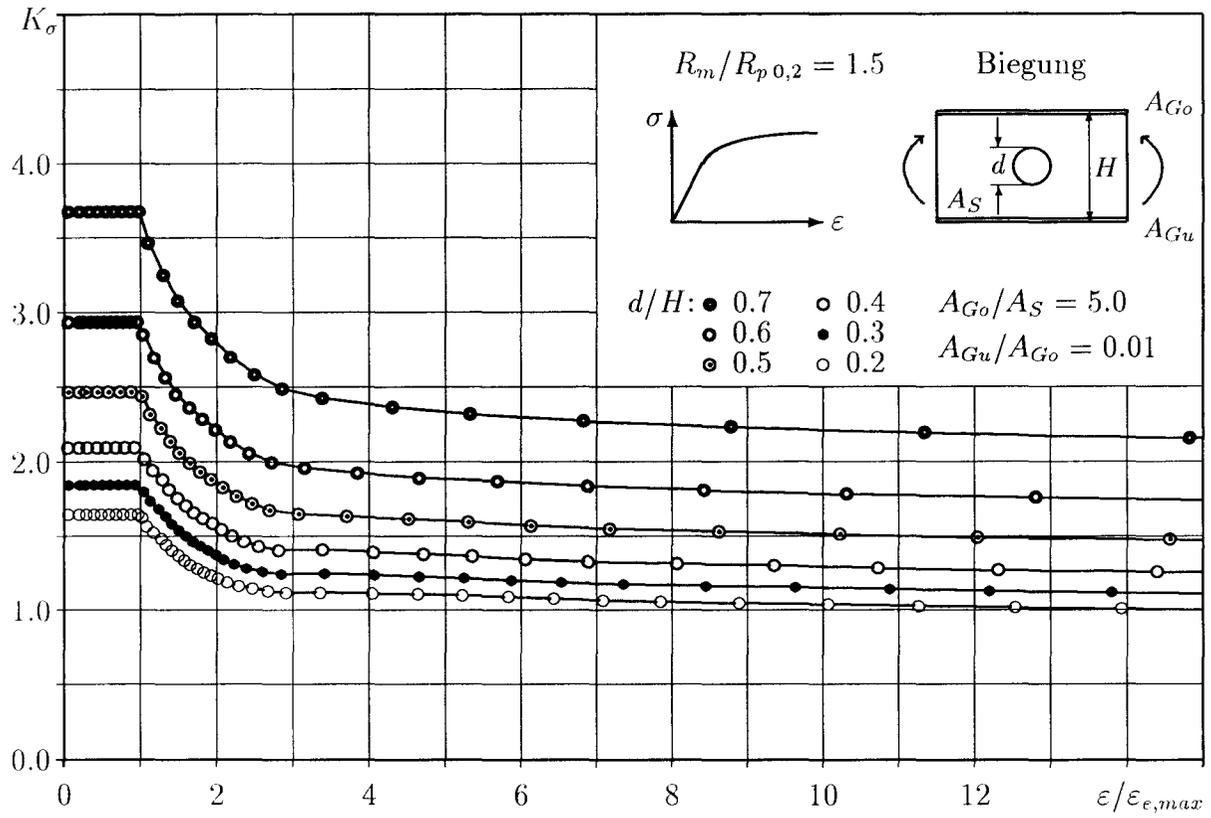


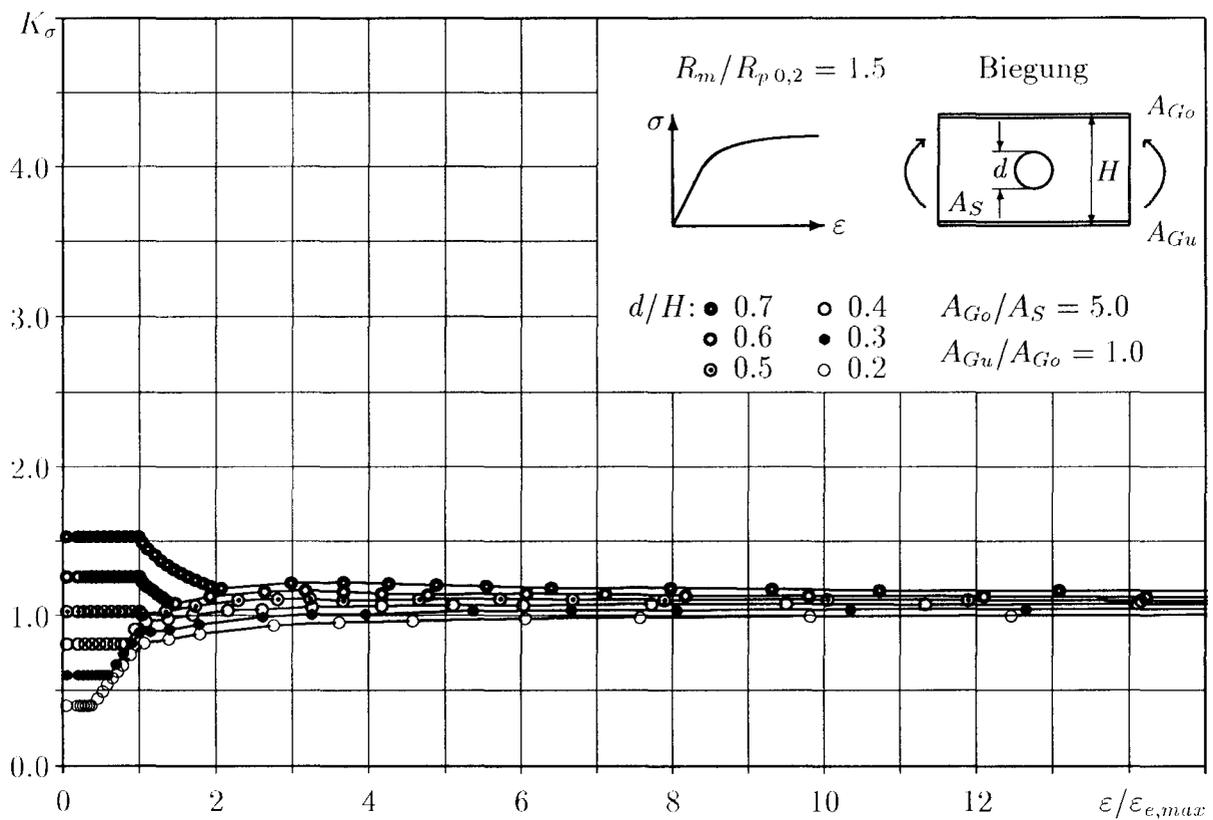
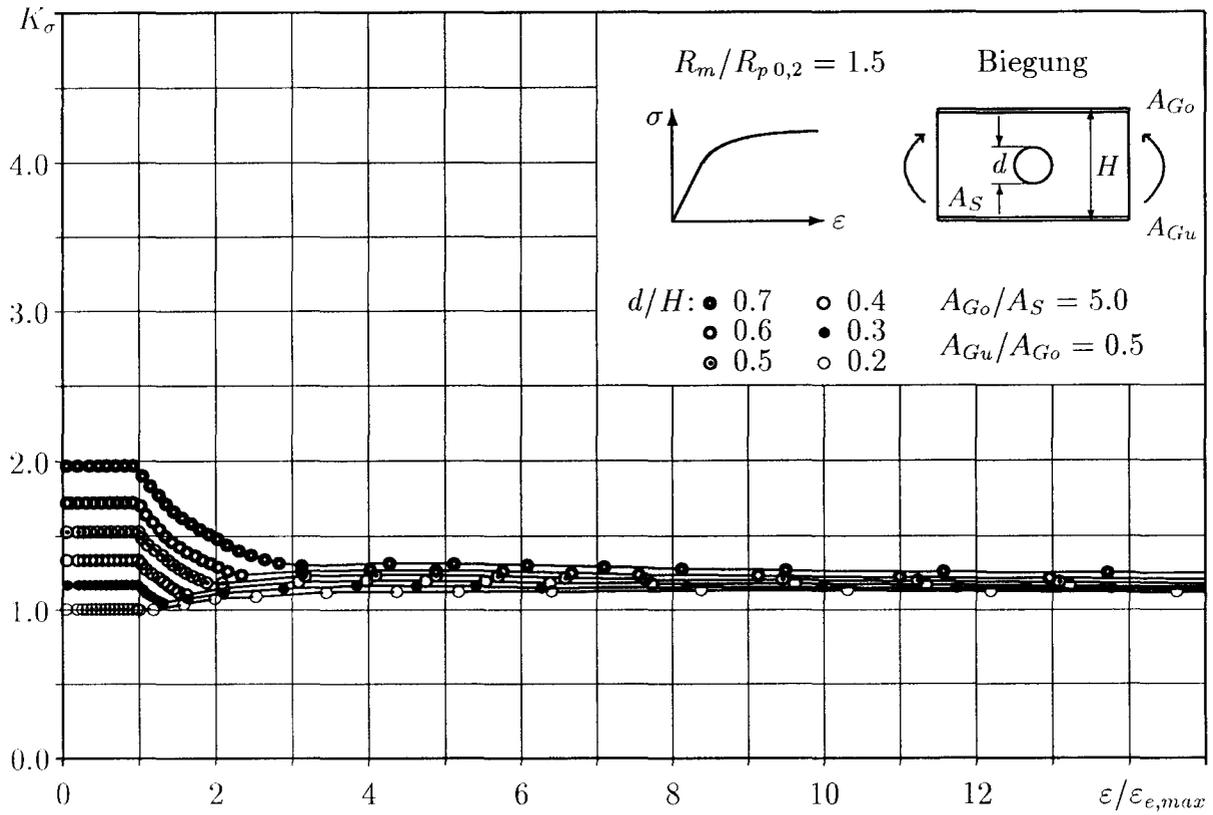








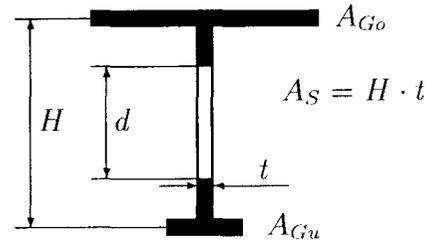
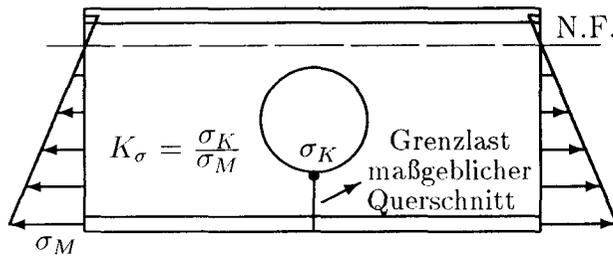




### 2.3 Hoher Verfestigungsgrad ( $\omega = 2$ )

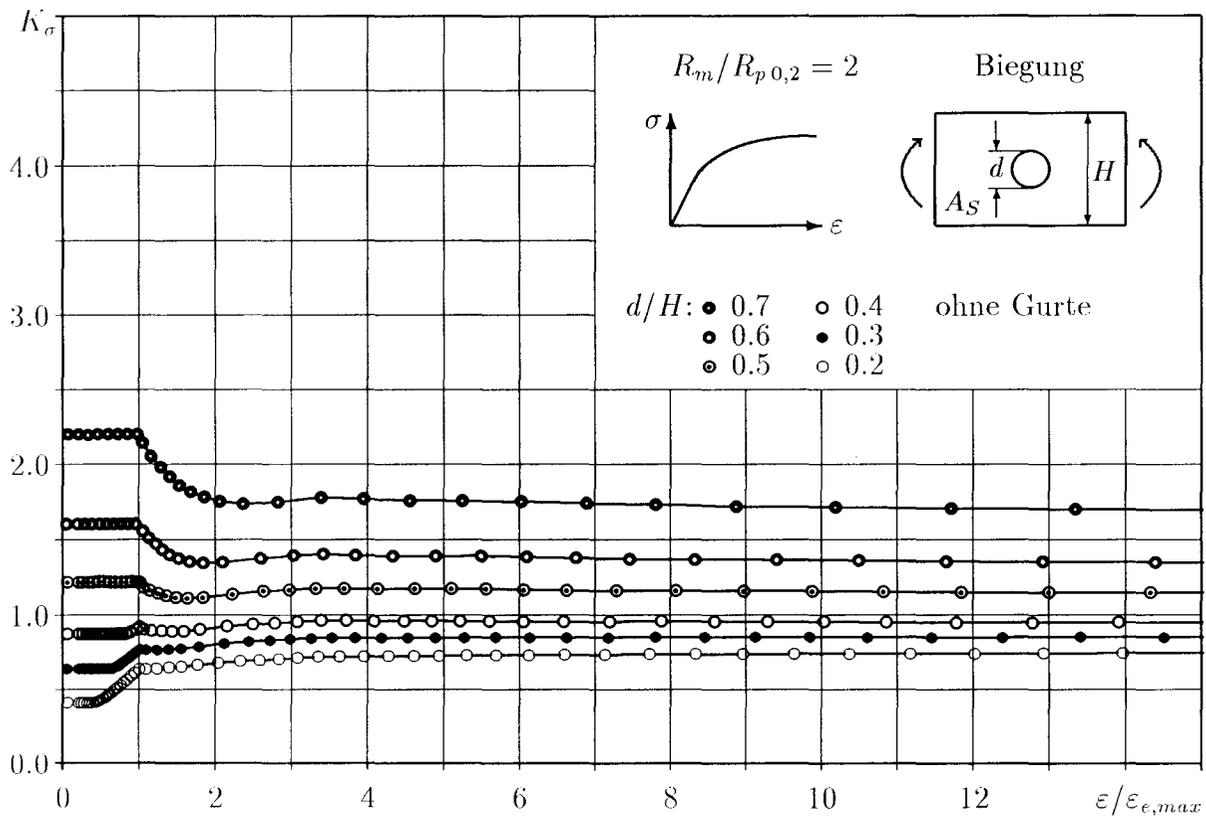
Rechnerisches Werkstoffgesetz nach Abb. B.50, Kurve f:

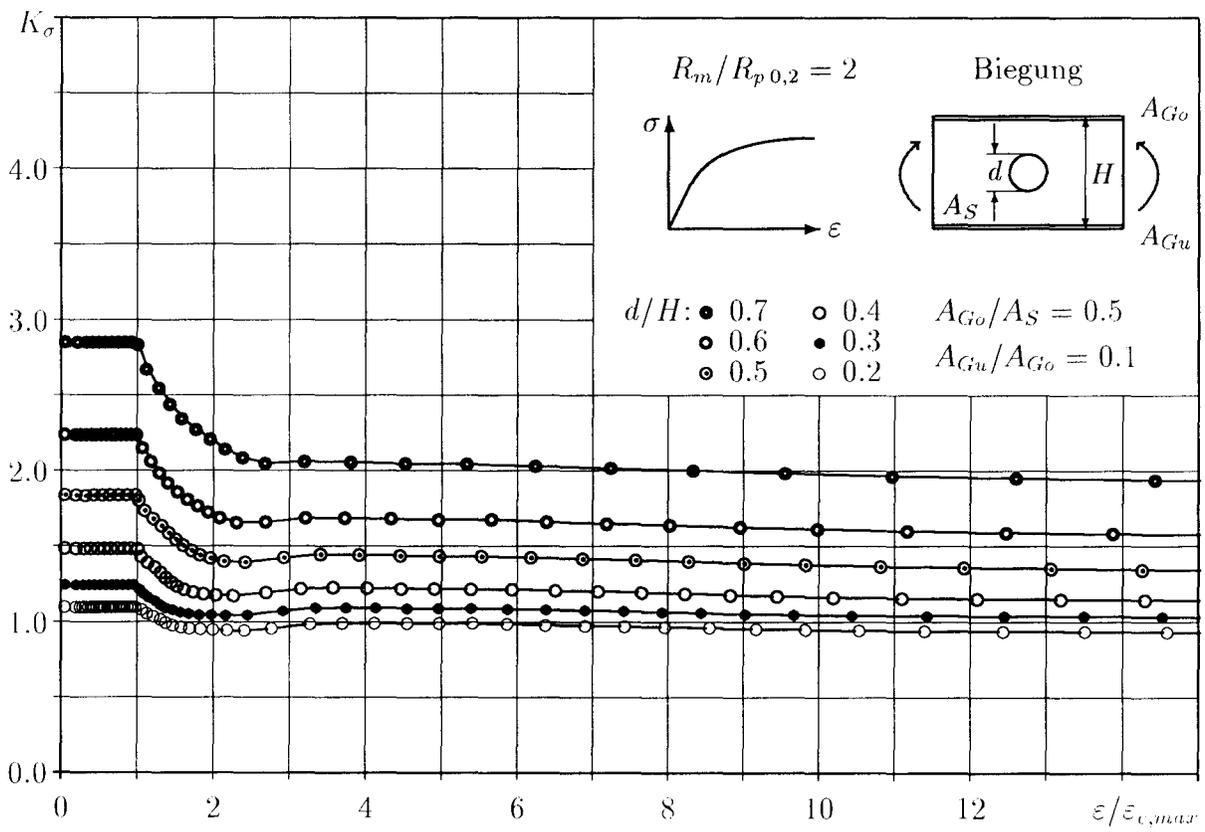
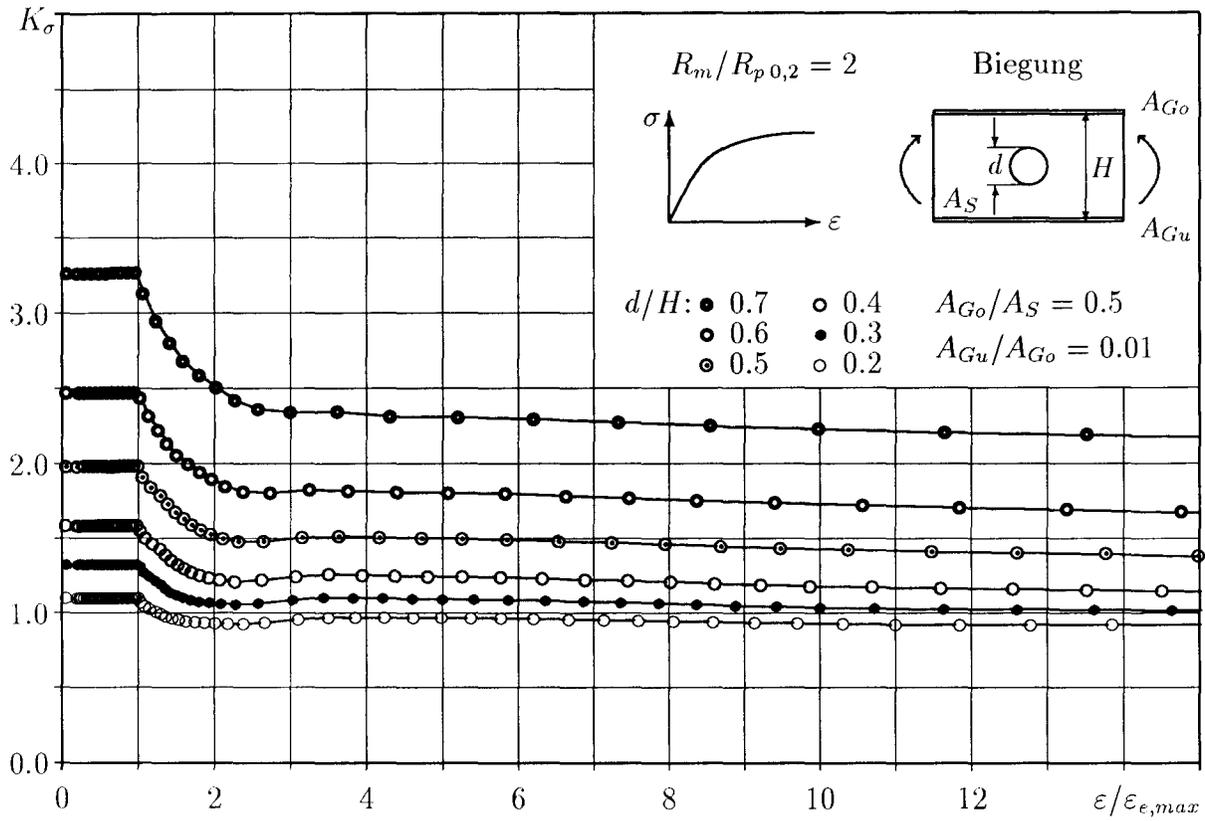
$$\begin{aligned} \text{bez. Kerbdehnung: } \varepsilon/\varepsilon_{e,max} &= 0.0 \dots 15.0 \\ \text{mit: } \varepsilon_{e,max} &= (0.85 \cdot R_{p0,2})/E \end{aligned}$$

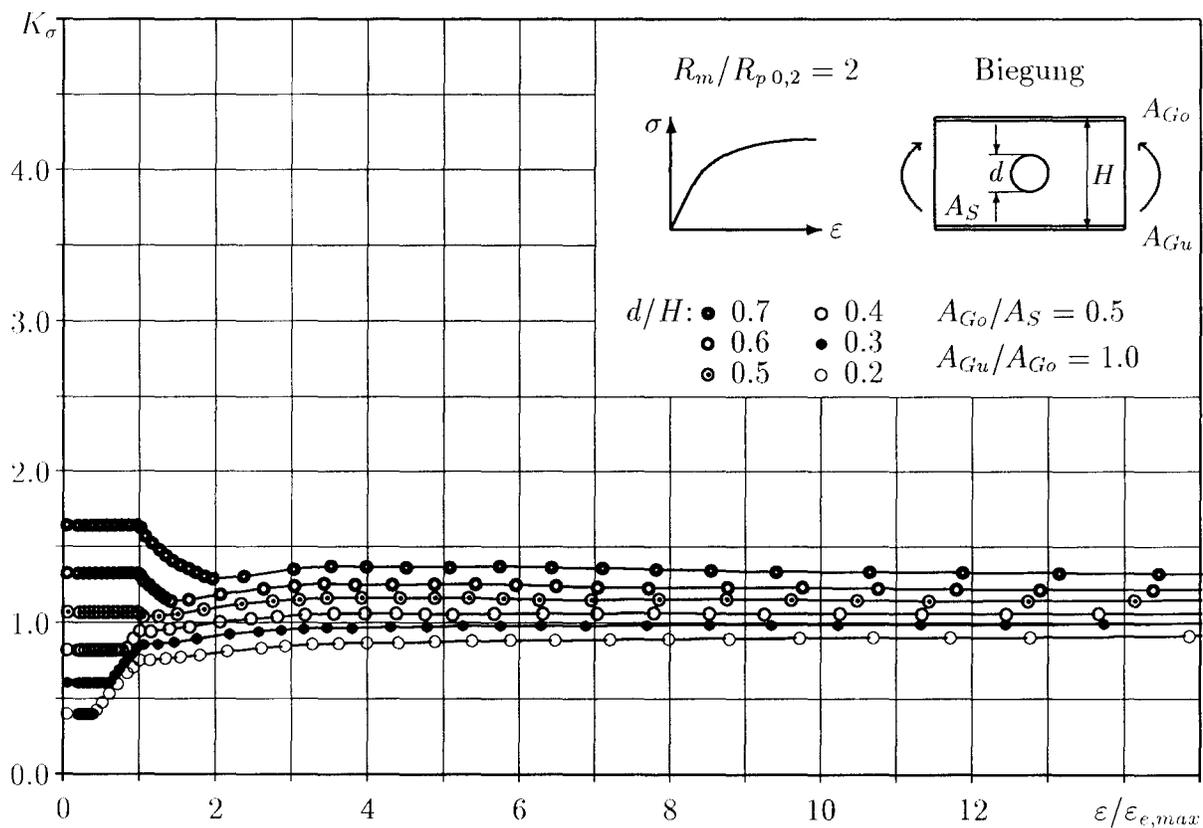
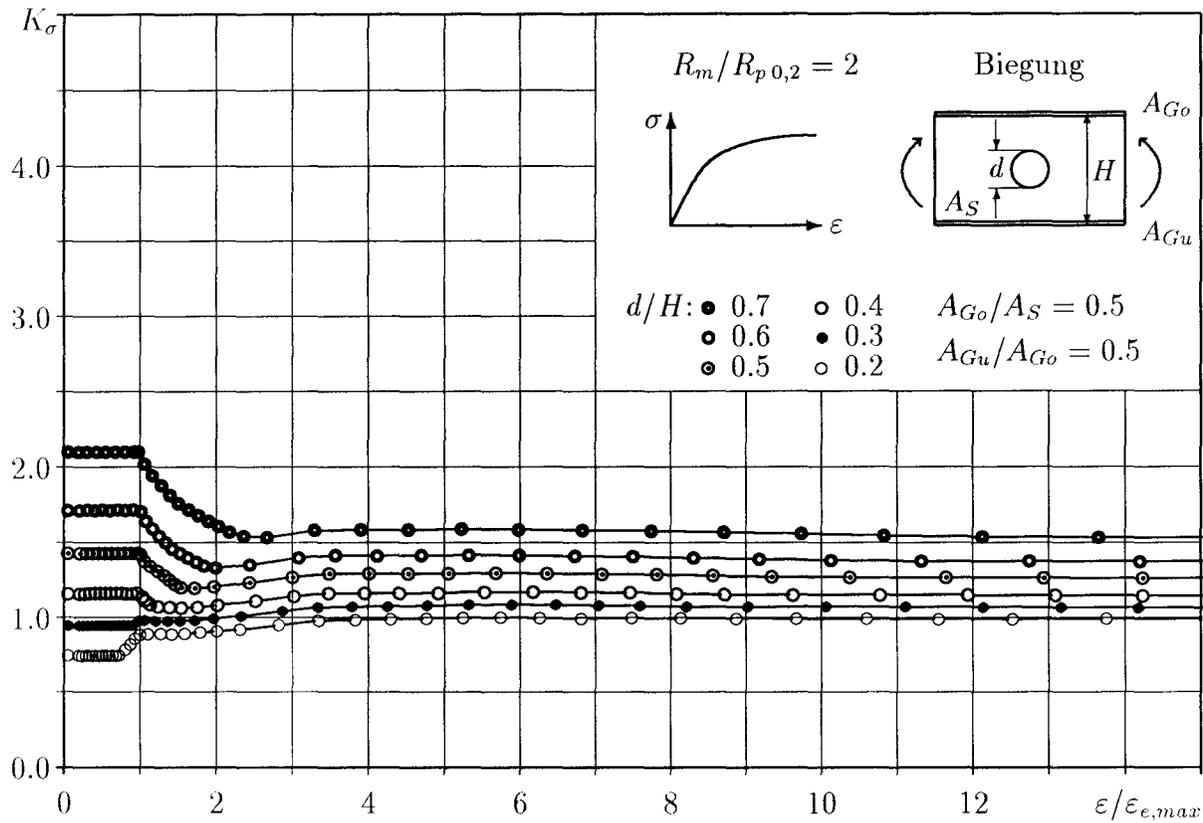


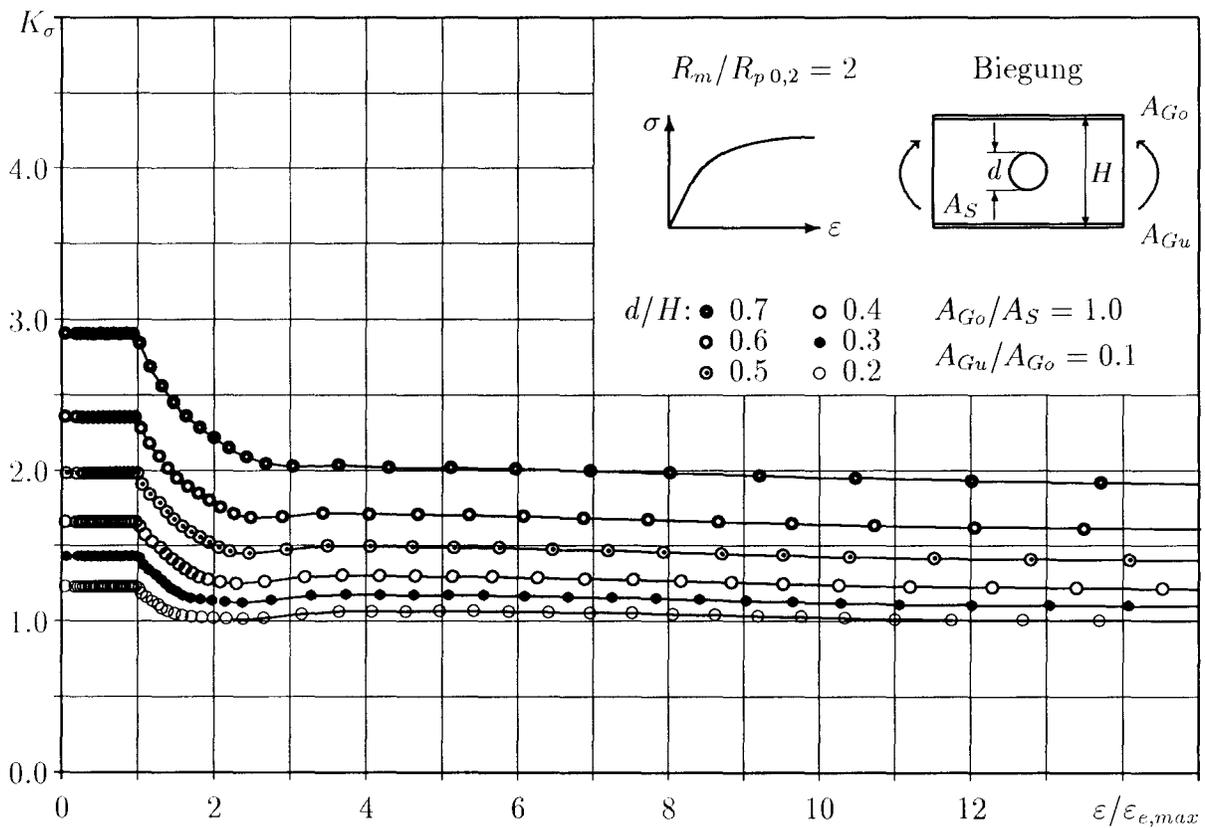
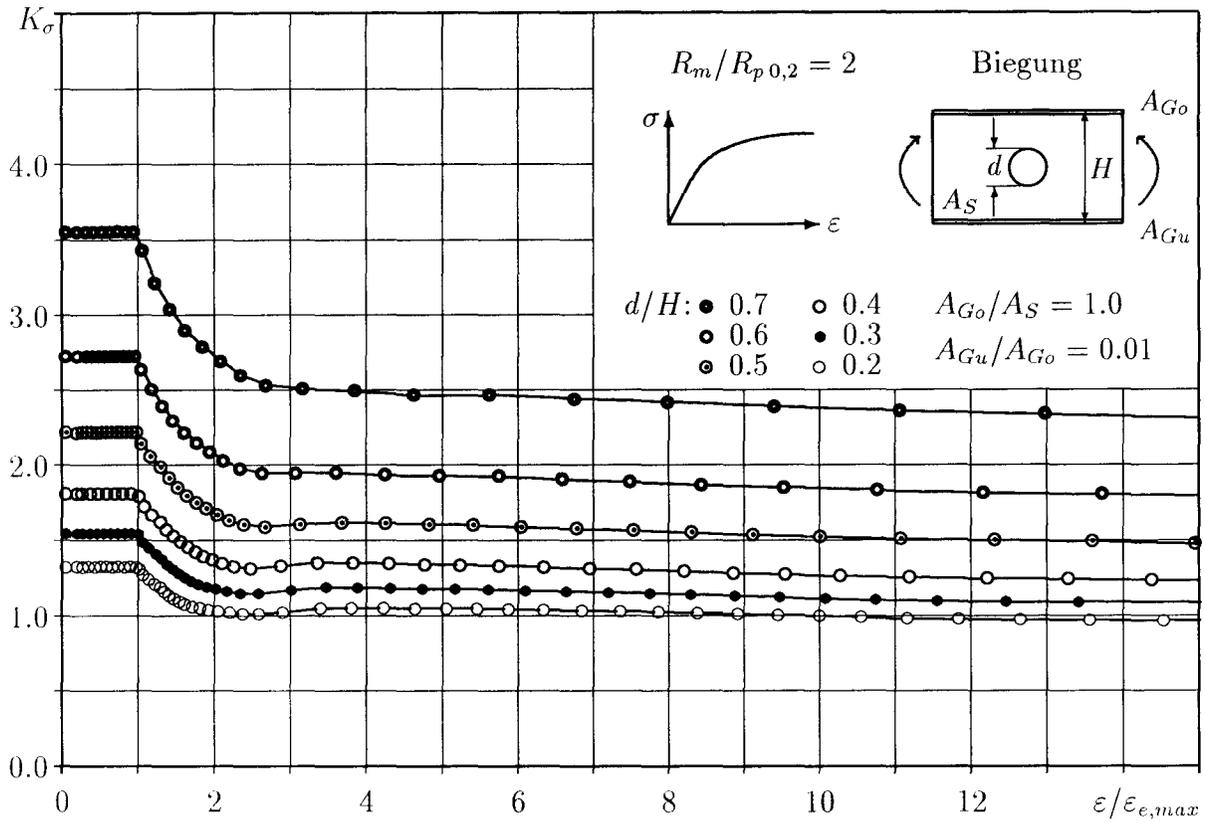
Definition und Gültigkeitsbereiche der Geometrieparameter:

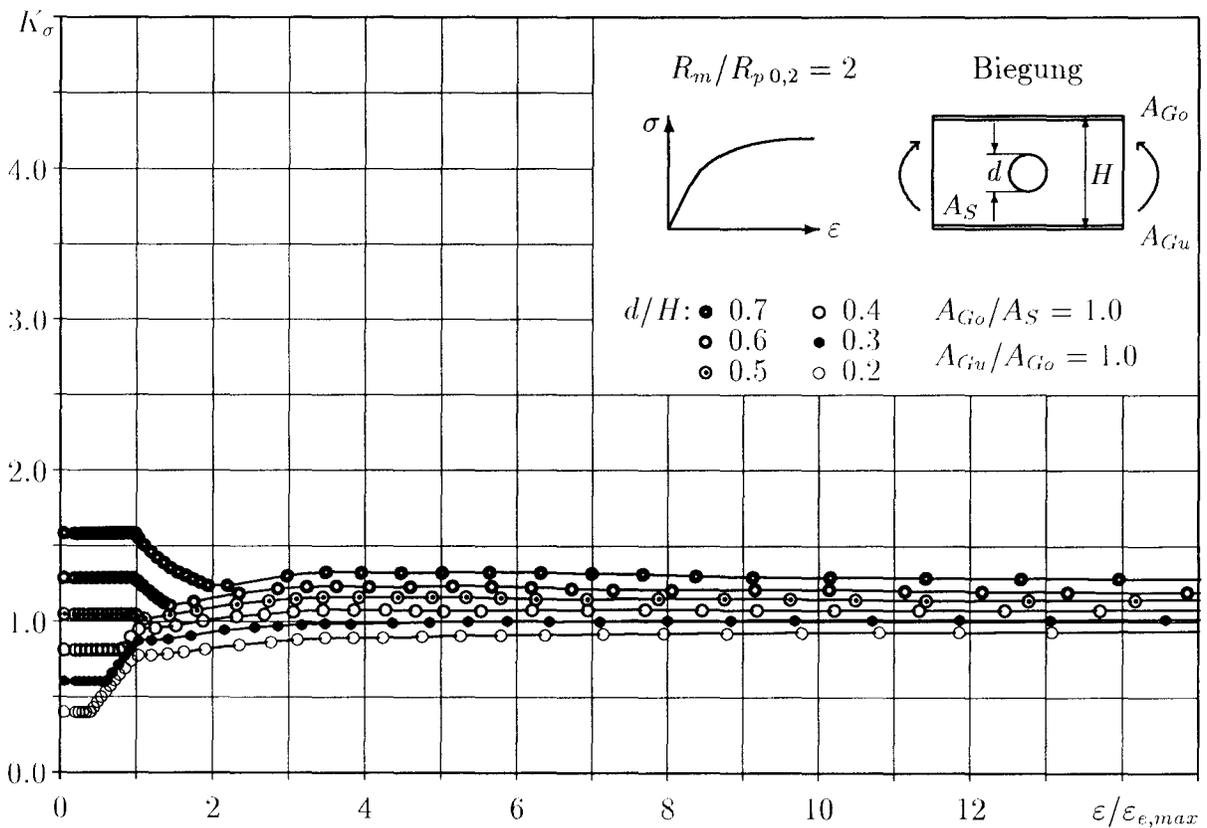
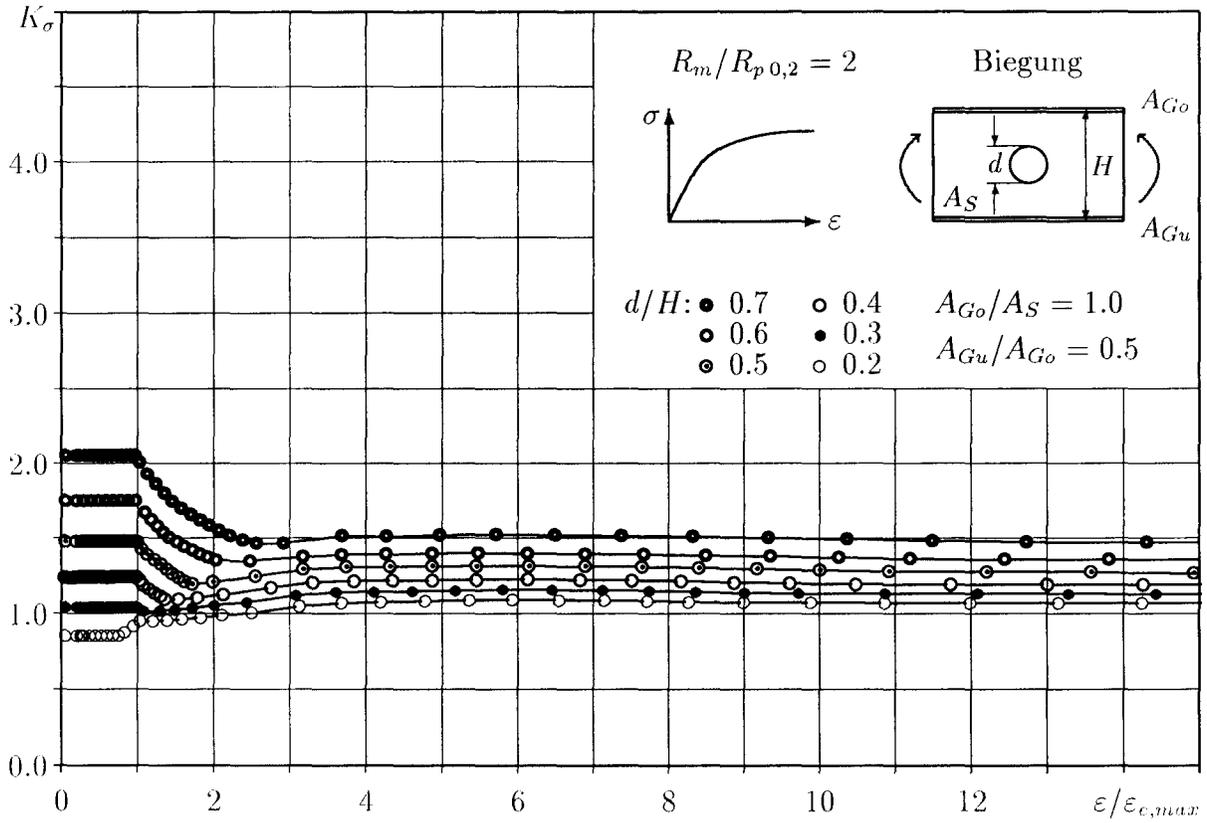
$$\begin{aligned} \delta &= d/H = 0.2 \dots 0.7 \\ \gamma_1 &= A_{Go}/A_S = 0.0 \dots 5.0 \\ \gamma_2 &= A_{Gu}/A_{Go} = 0.01 \dots 1.0 \end{aligned}$$

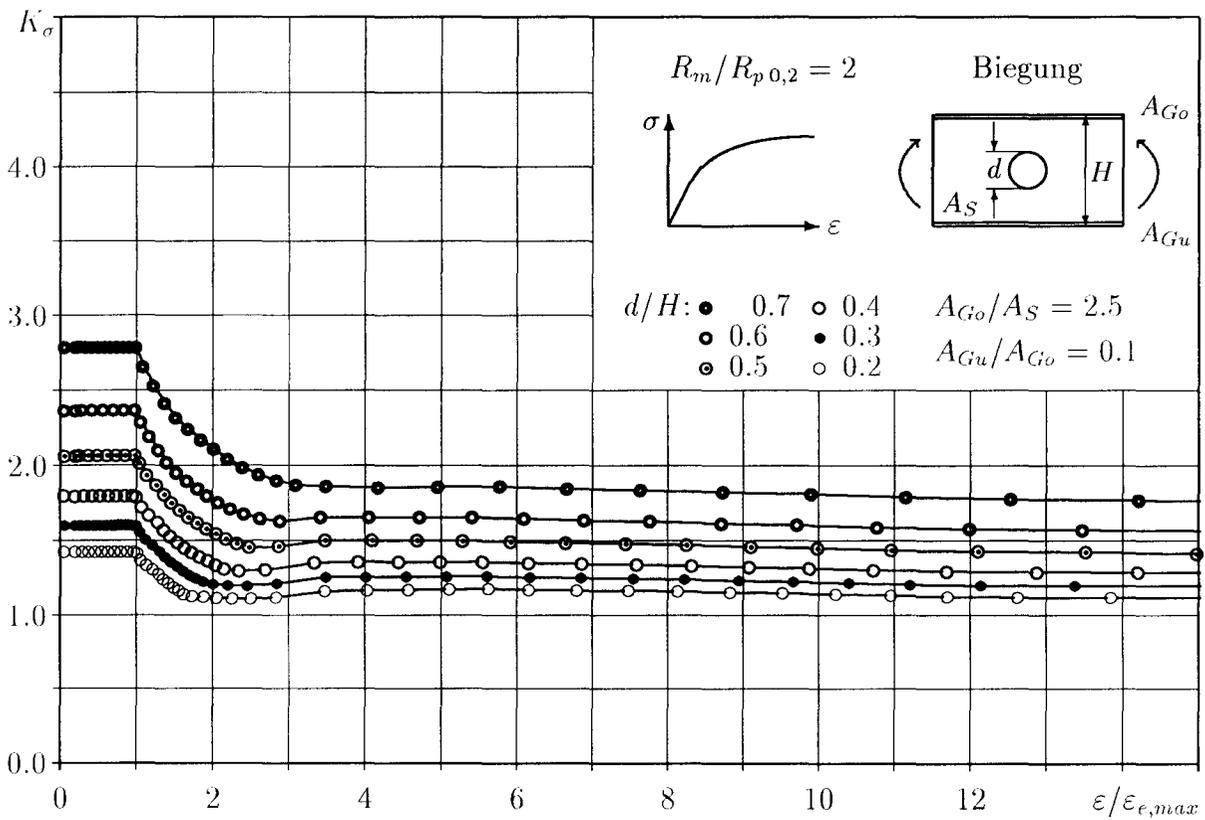
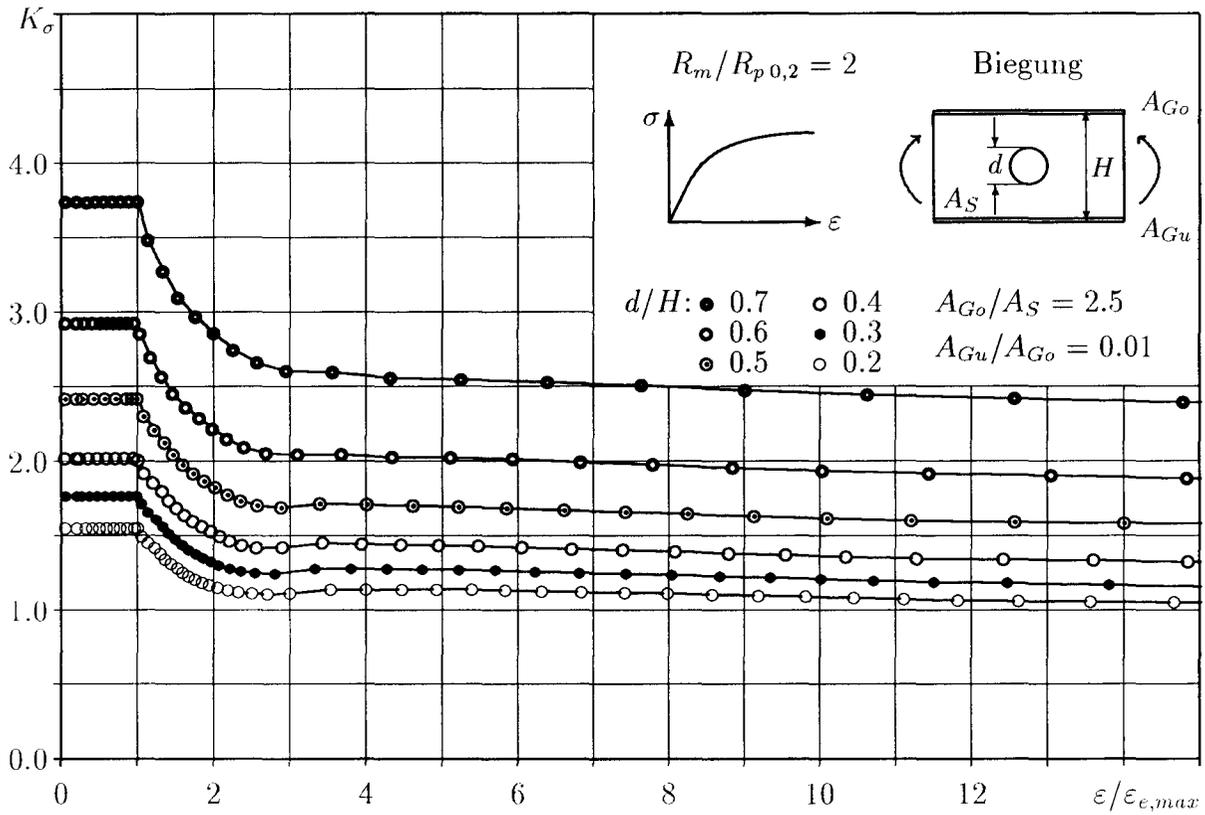


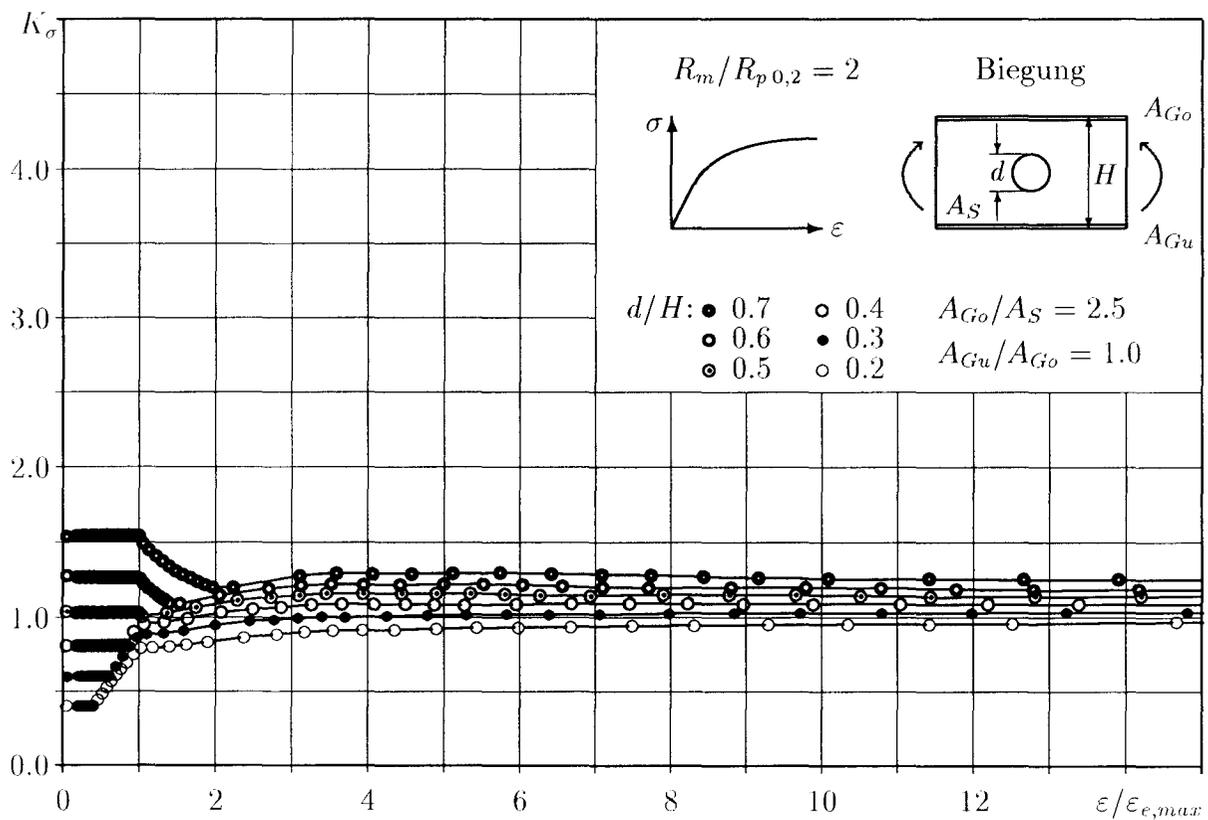
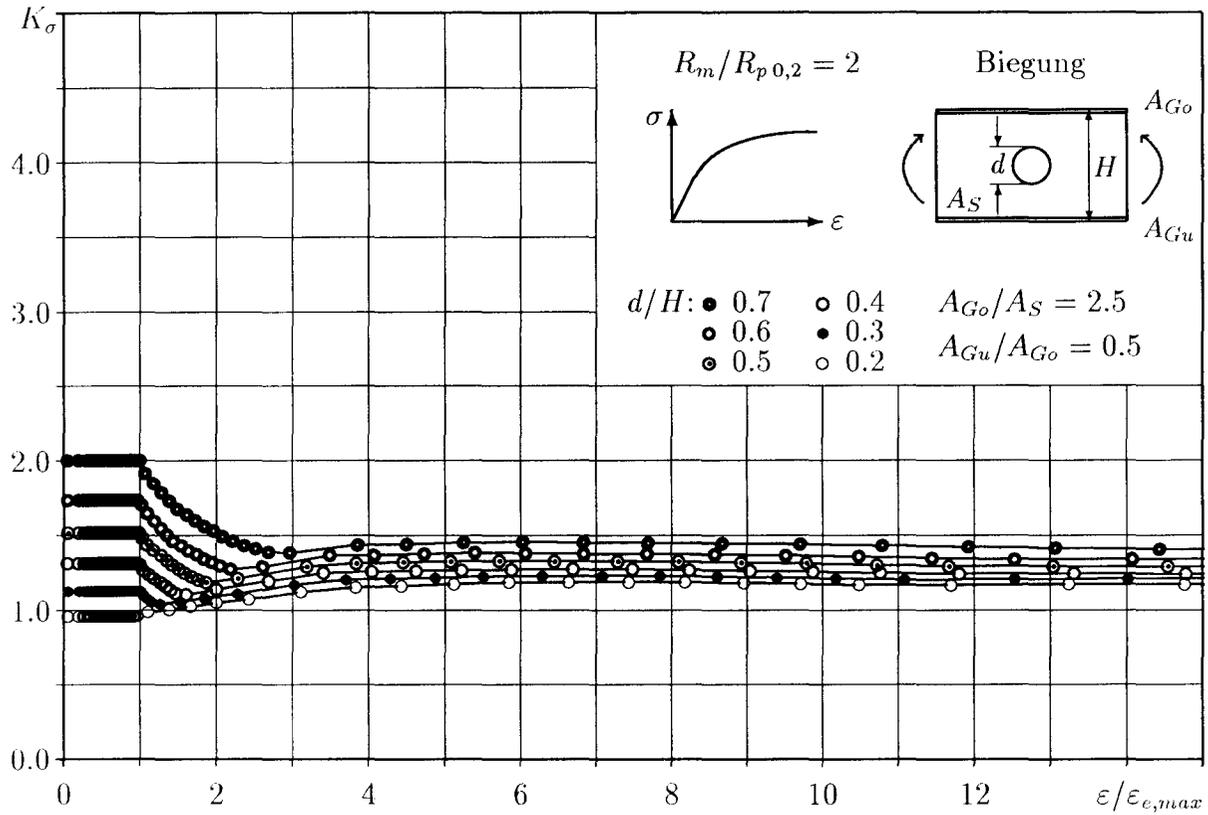


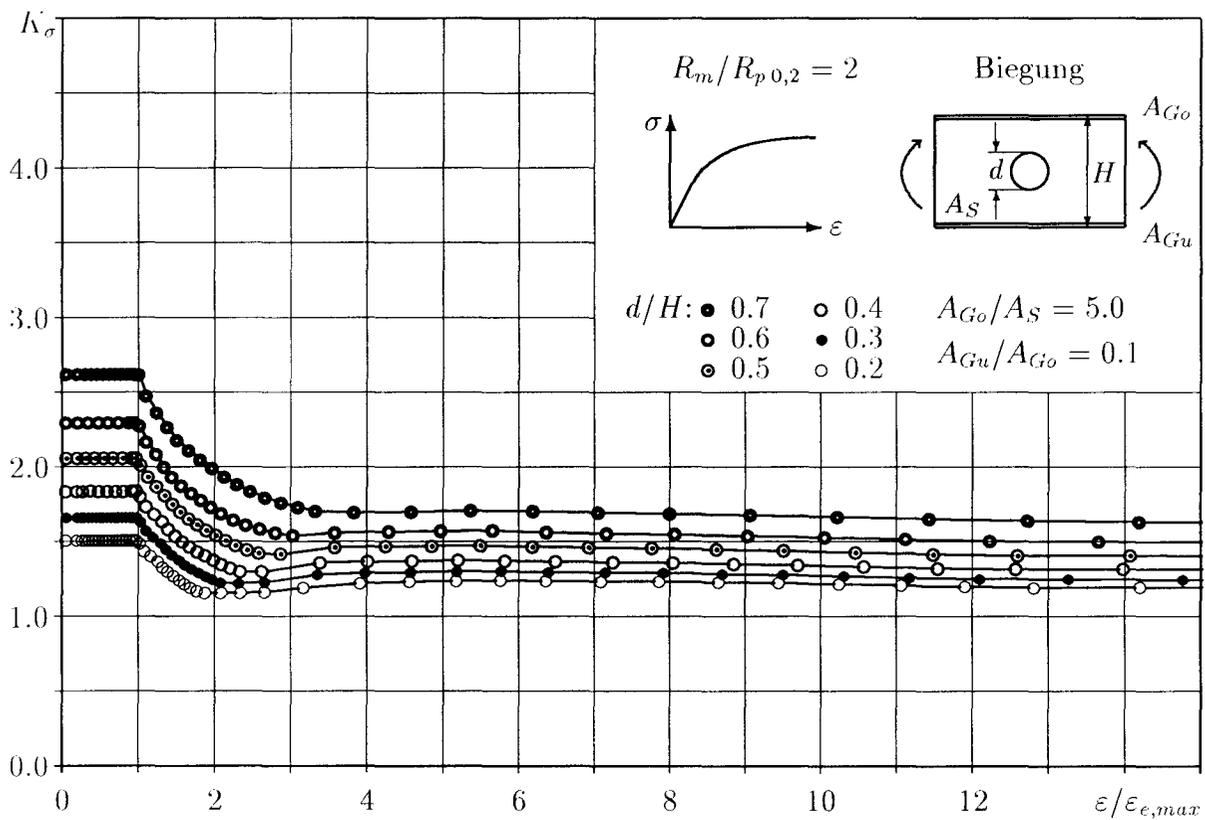
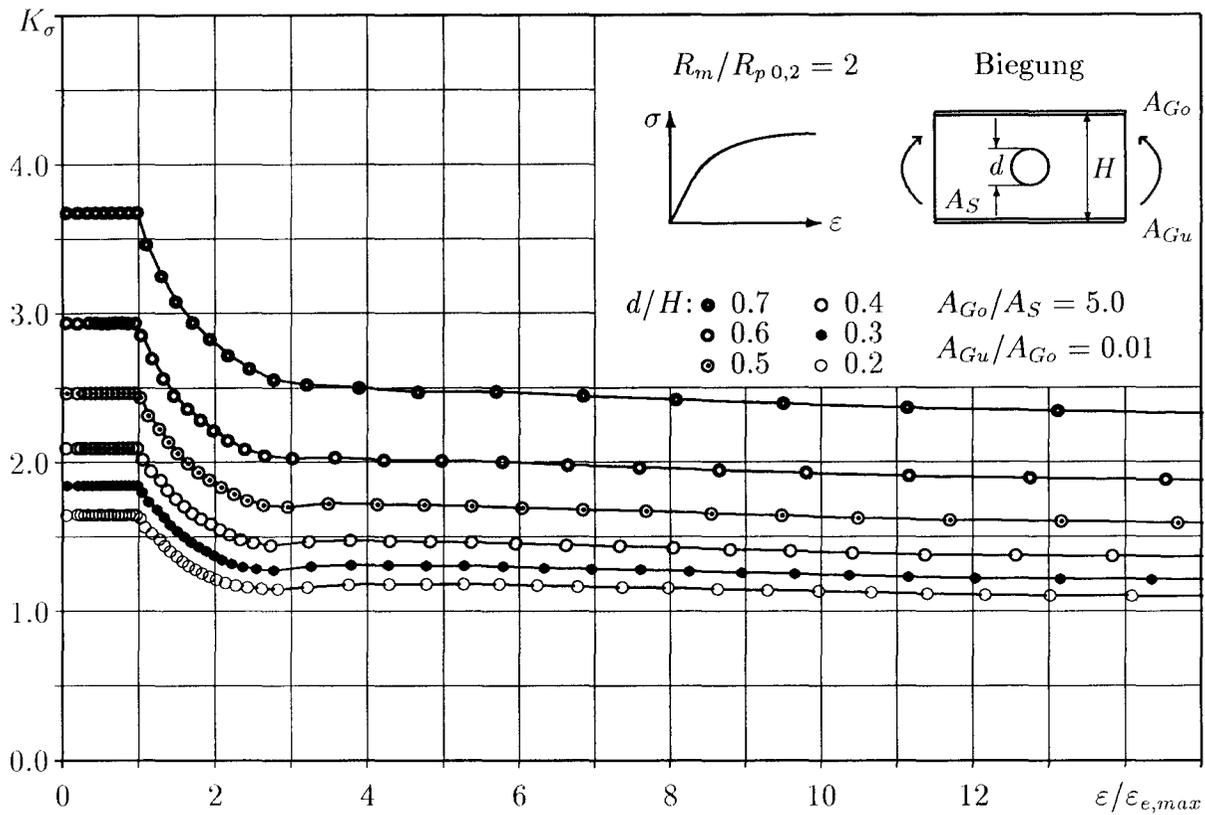


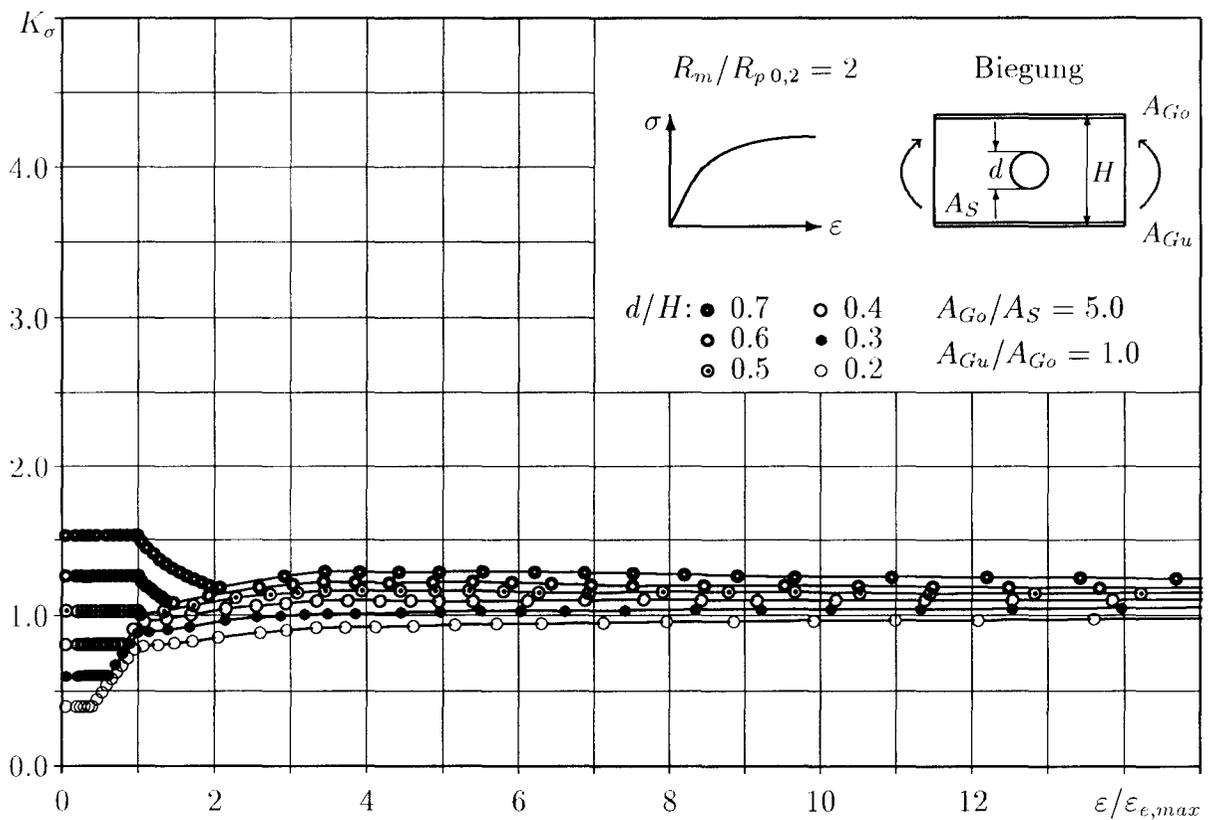
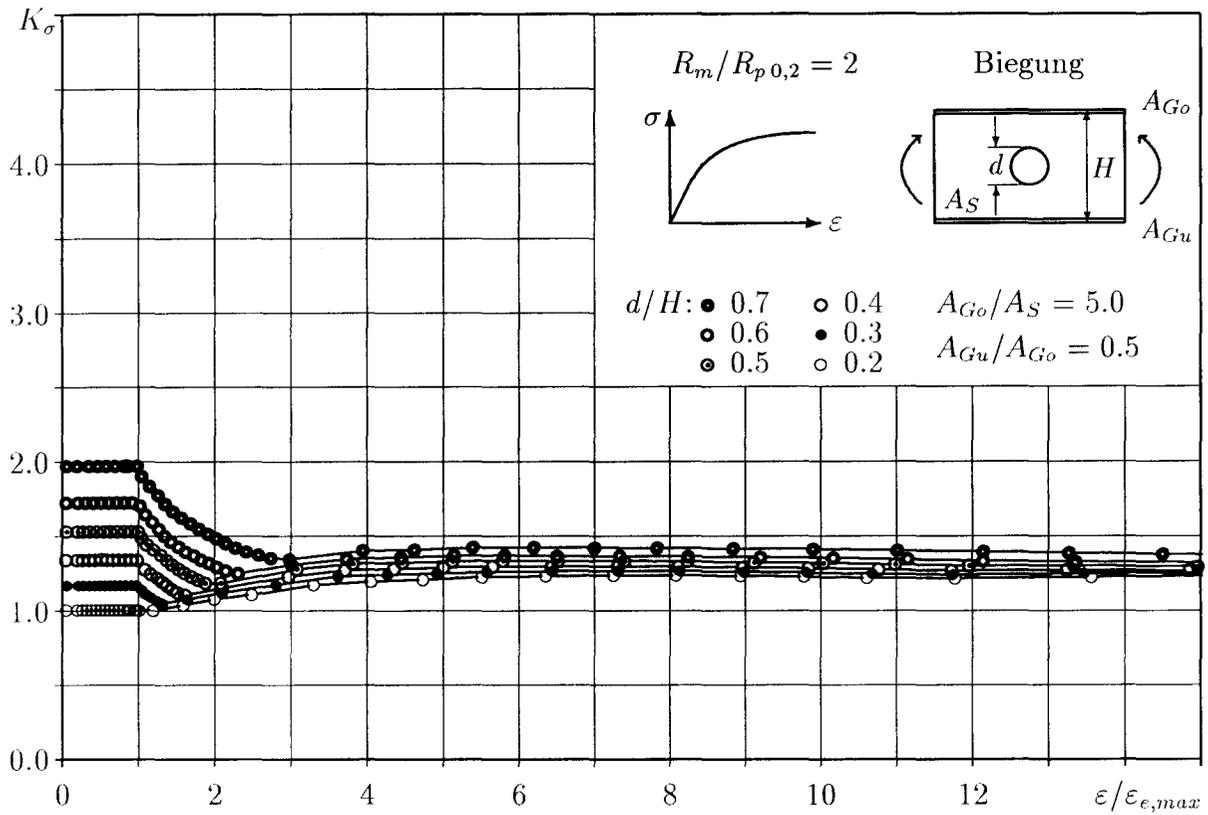










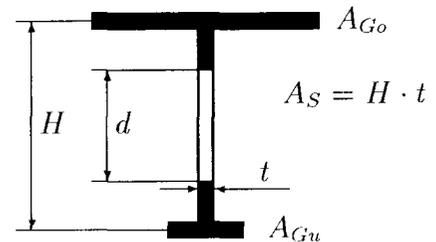
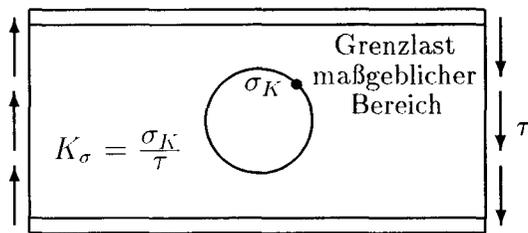


### 3 Lastfall Querkraft

#### 3.1 Kleiner Verfestigungsgrad ( $\omega = 1.1$ )

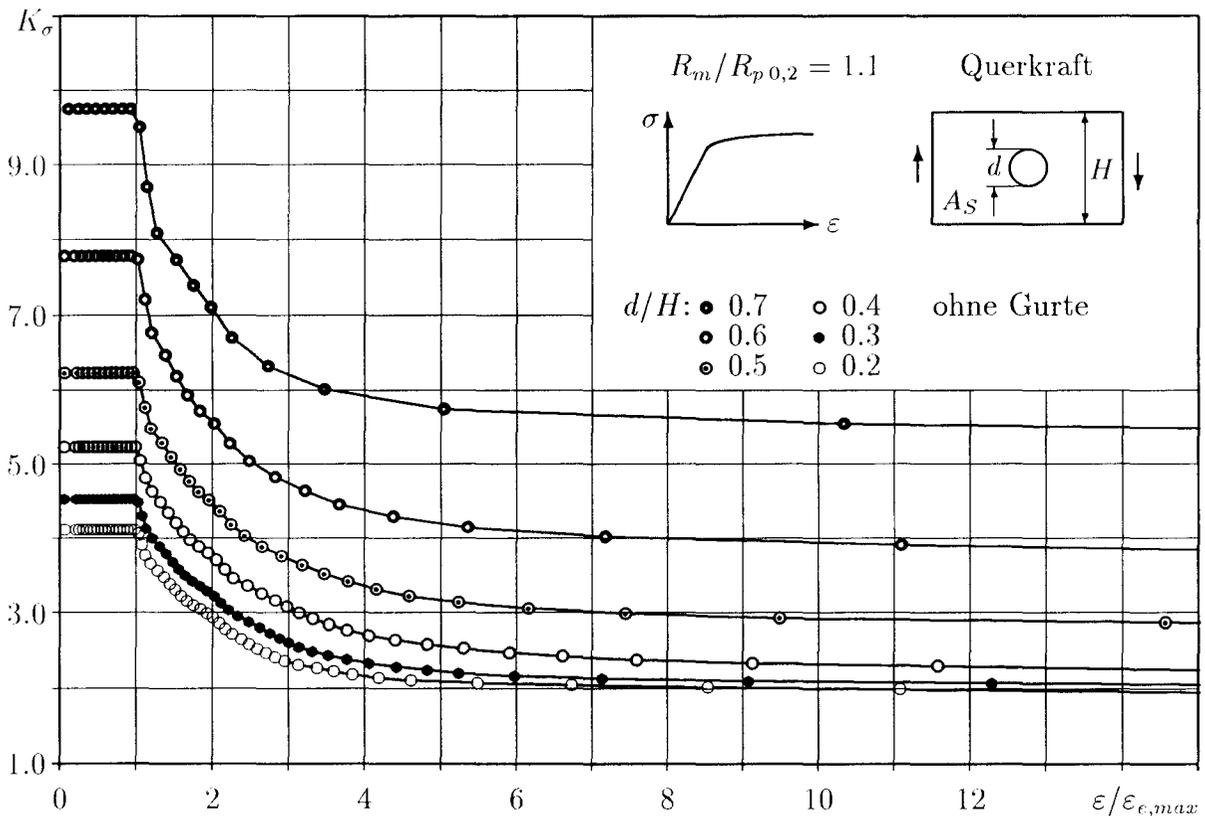
Rechnerisches Werkstoffgesetz nach Abb. B.50, Kurve a:

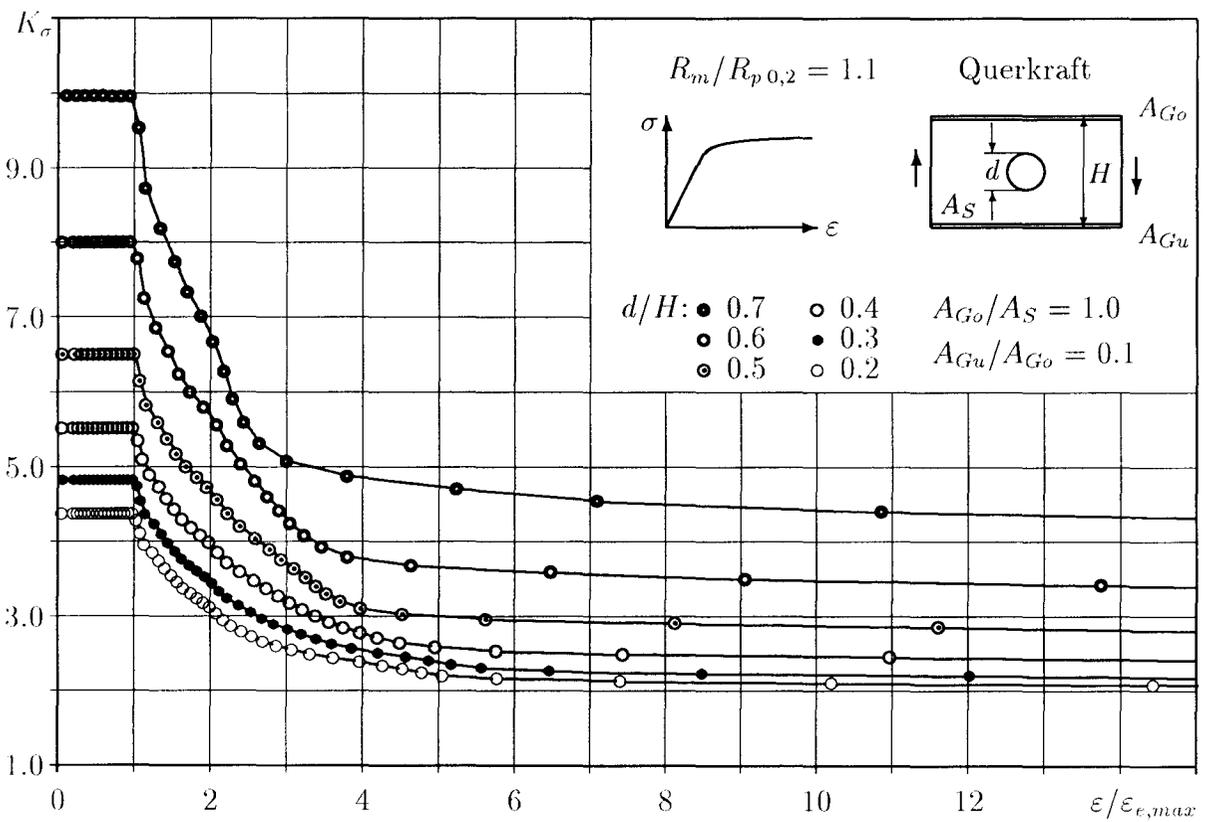
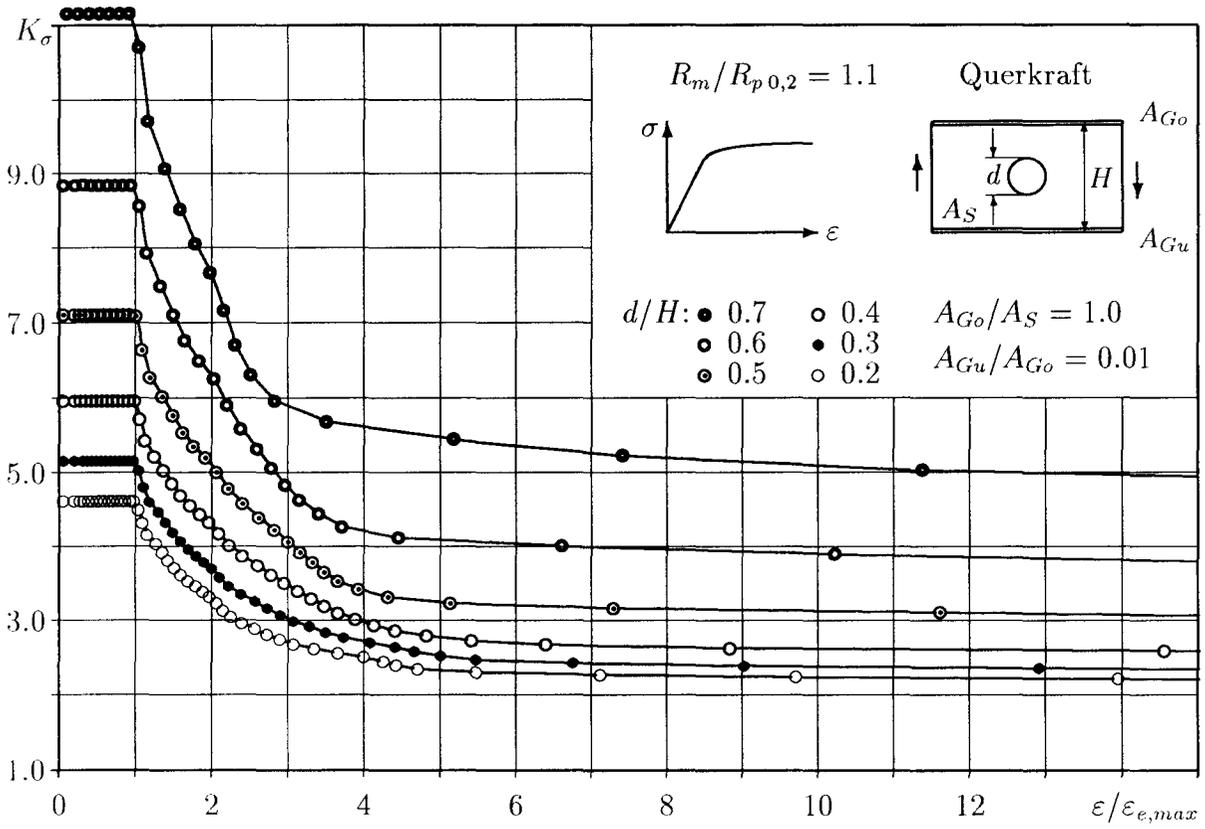
$$\begin{aligned} \text{bez. Kerbdehnung: } \varepsilon/\varepsilon_{e,max} &= 0.0 \dots 15.0 \\ \text{mit: } \varepsilon_{e,max} &= (0.85 \cdot R_{p0,2})/E \end{aligned}$$

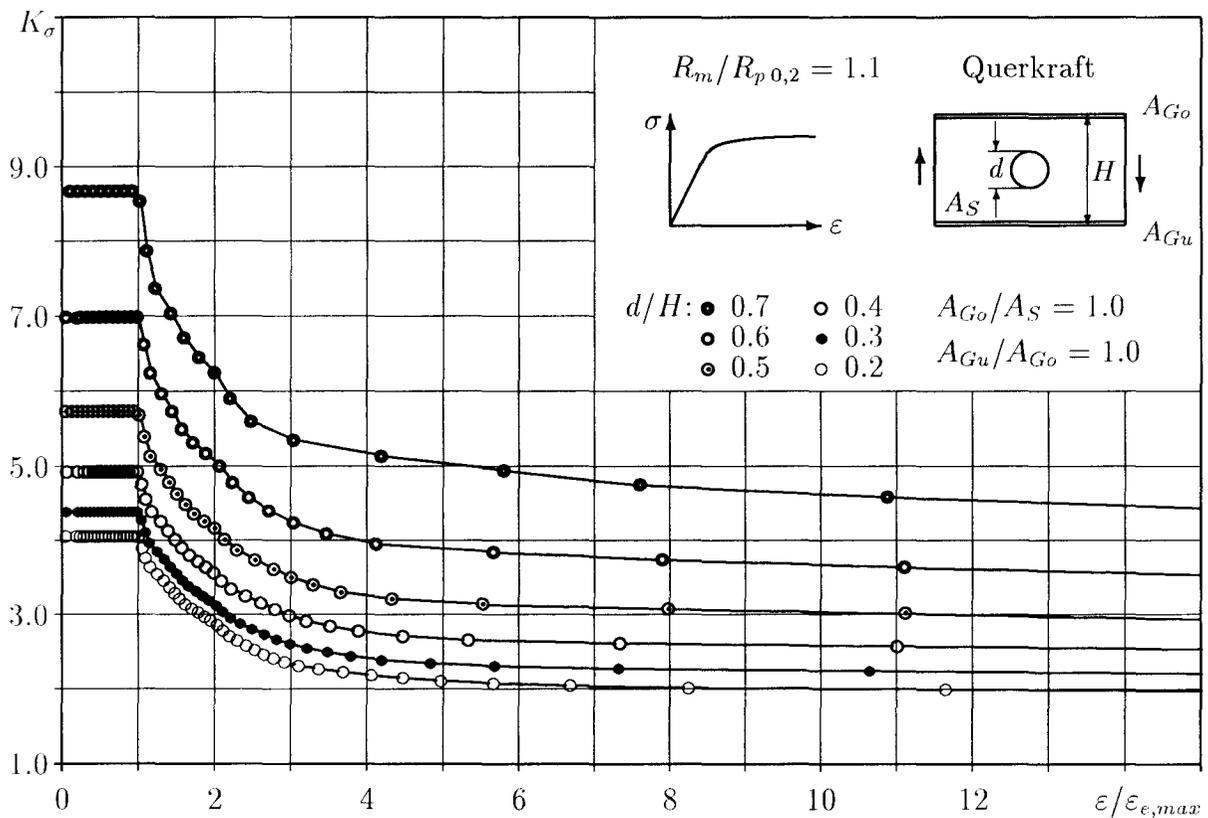
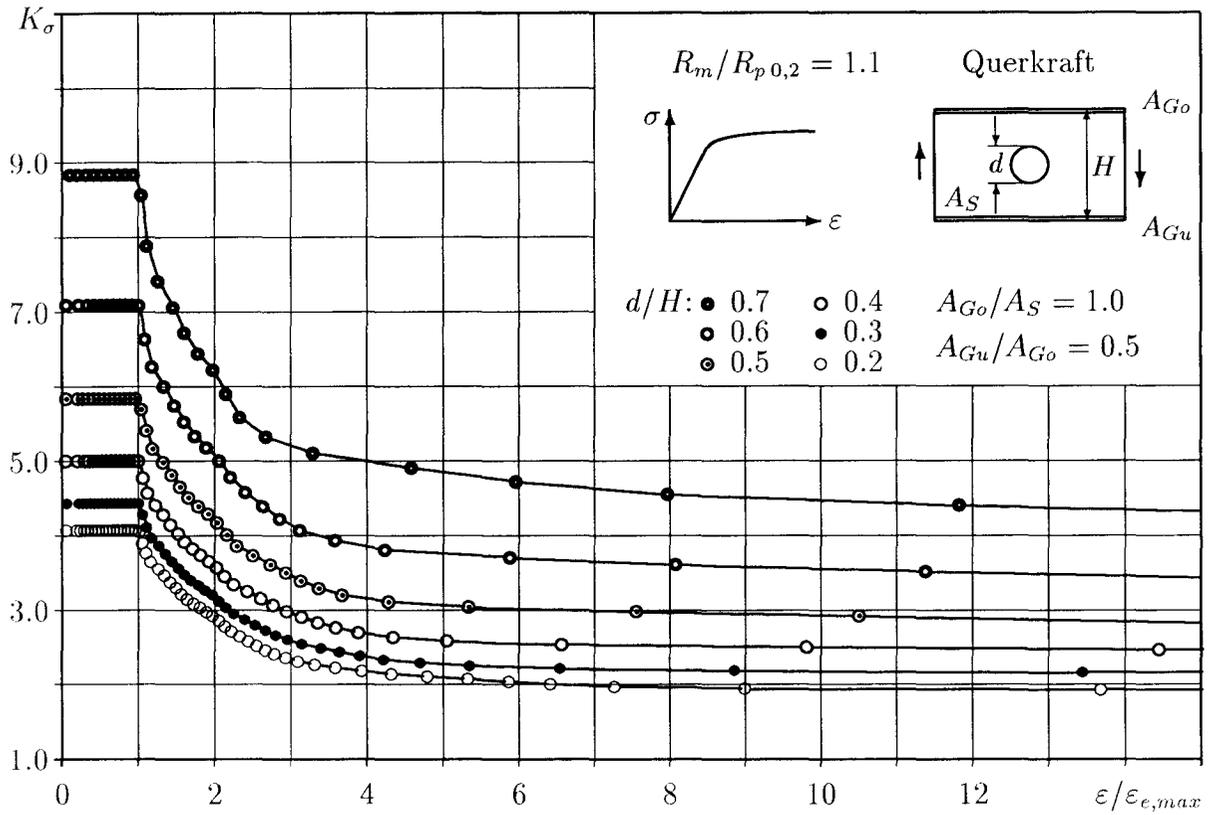


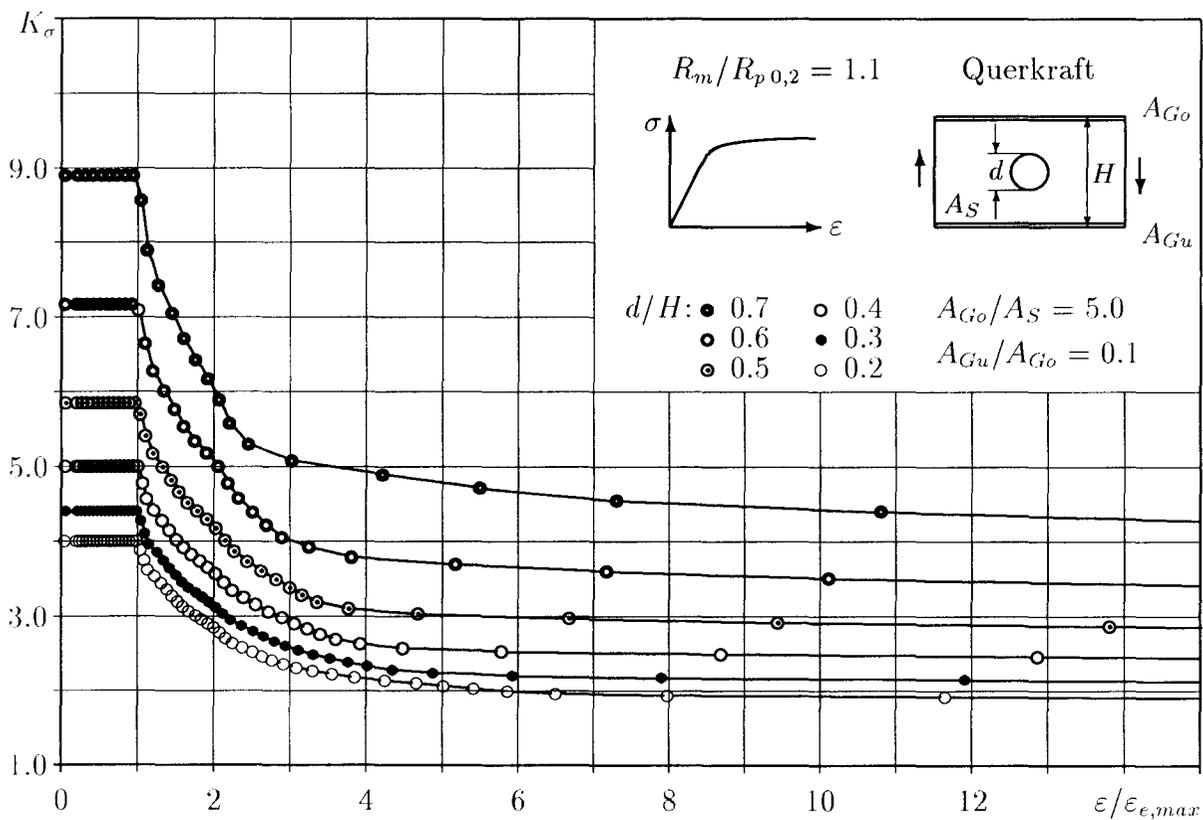
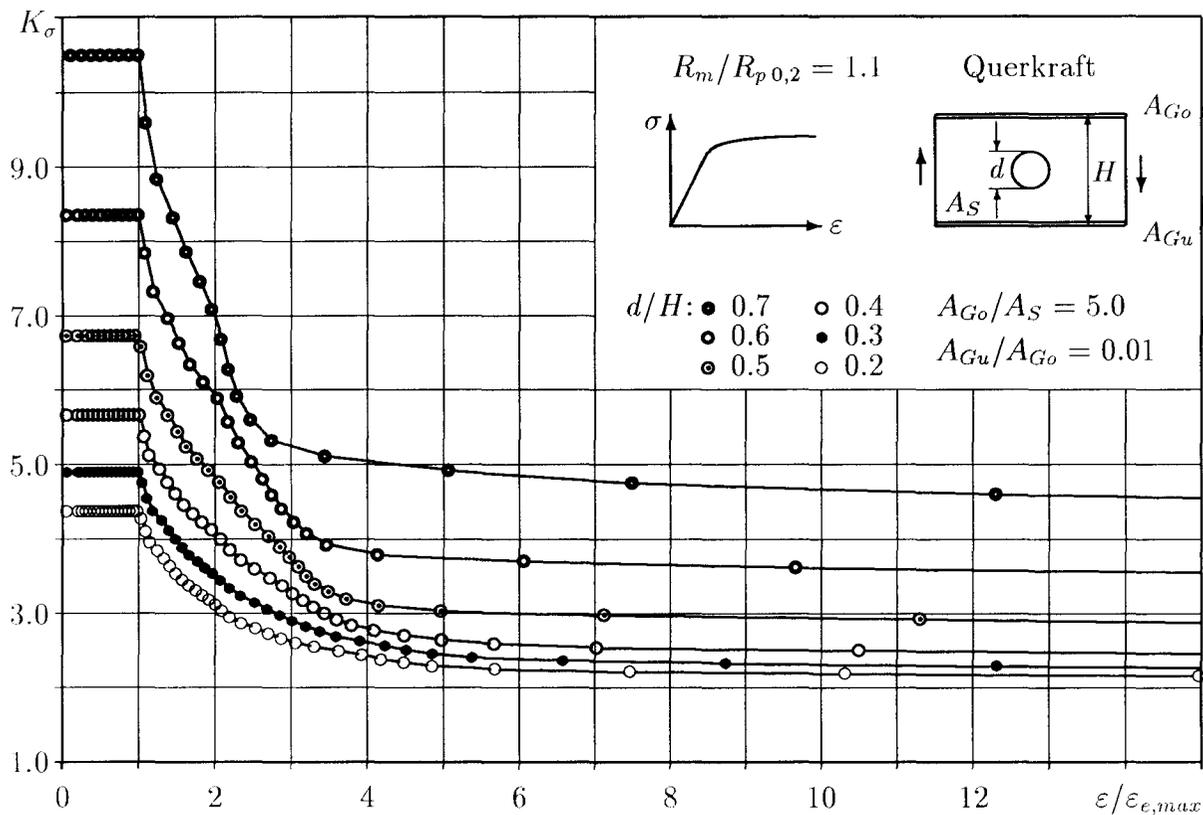
Definition und Gültigkeitsbereiche der Geometrieparameter:

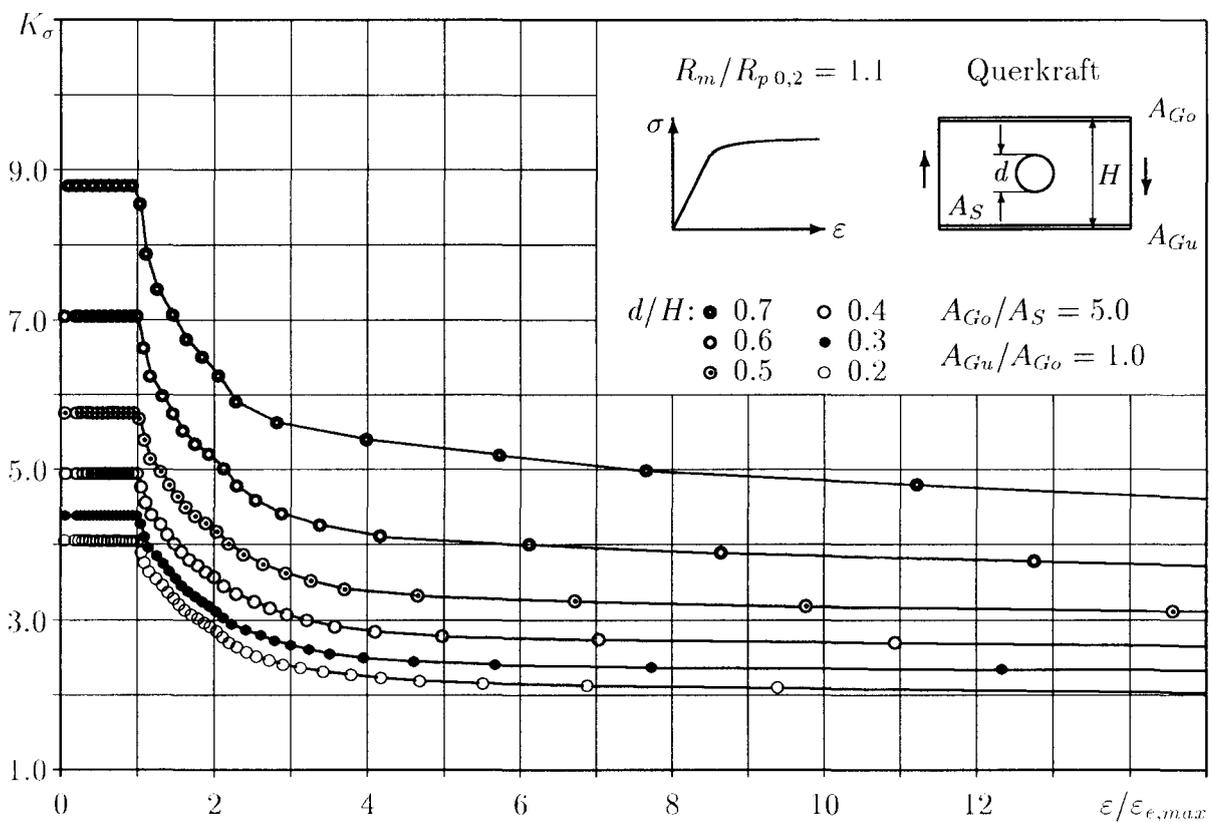
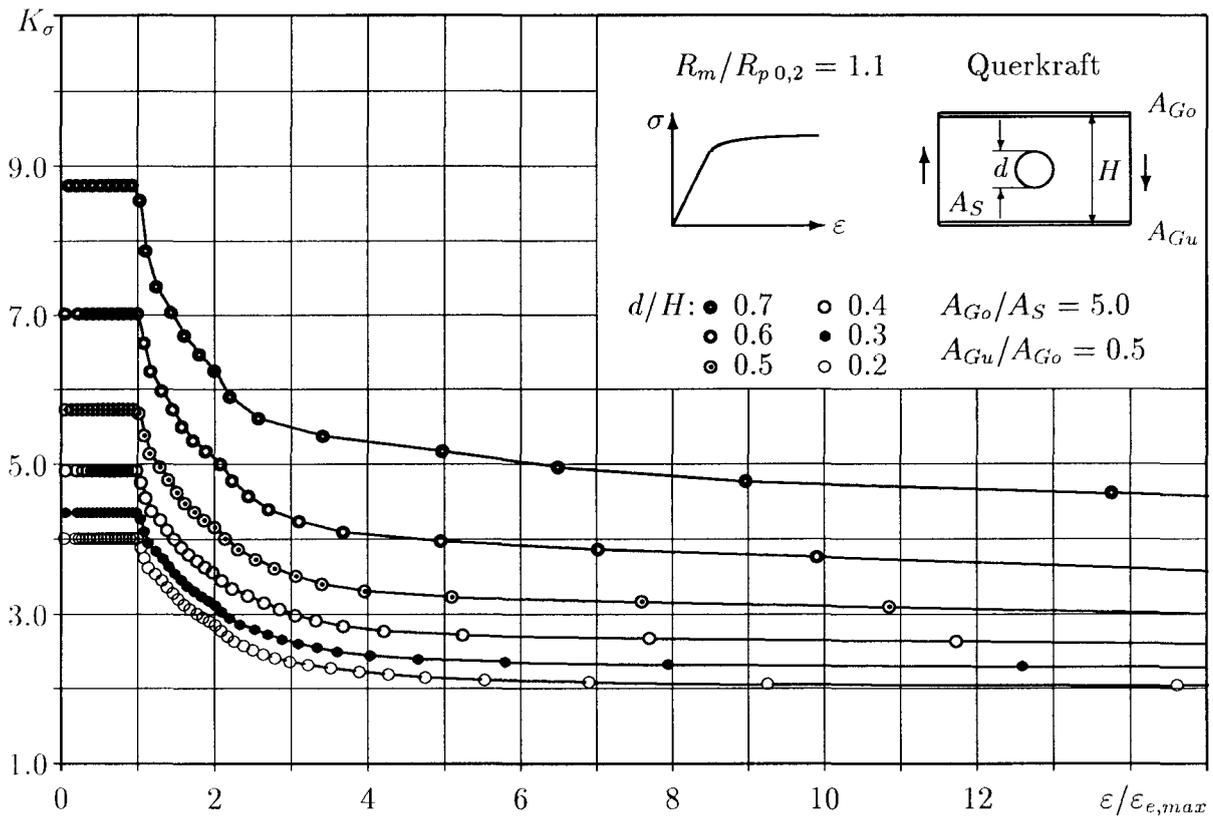
$$\begin{aligned} \delta &= d/H = 0.2 \dots 0.7 \\ \gamma_1 &= A_{Go}/A_S = 0.0 \dots 5.0 \\ \gamma_2 &= A_{Gu}/A_{Go} = 0.01 \dots 1.0 \end{aligned}$$







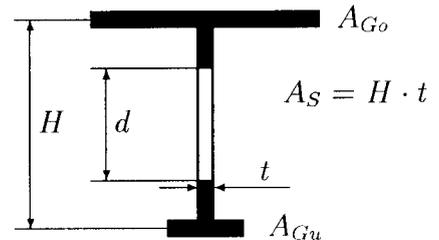
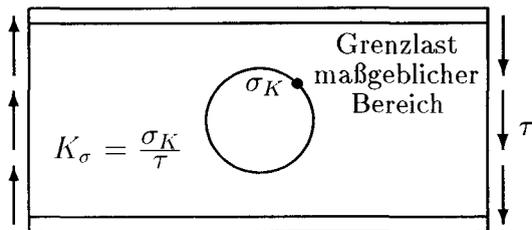




### 3.2 Mittlerer Verfestigungsgrad ( $\omega = 1.5$ )

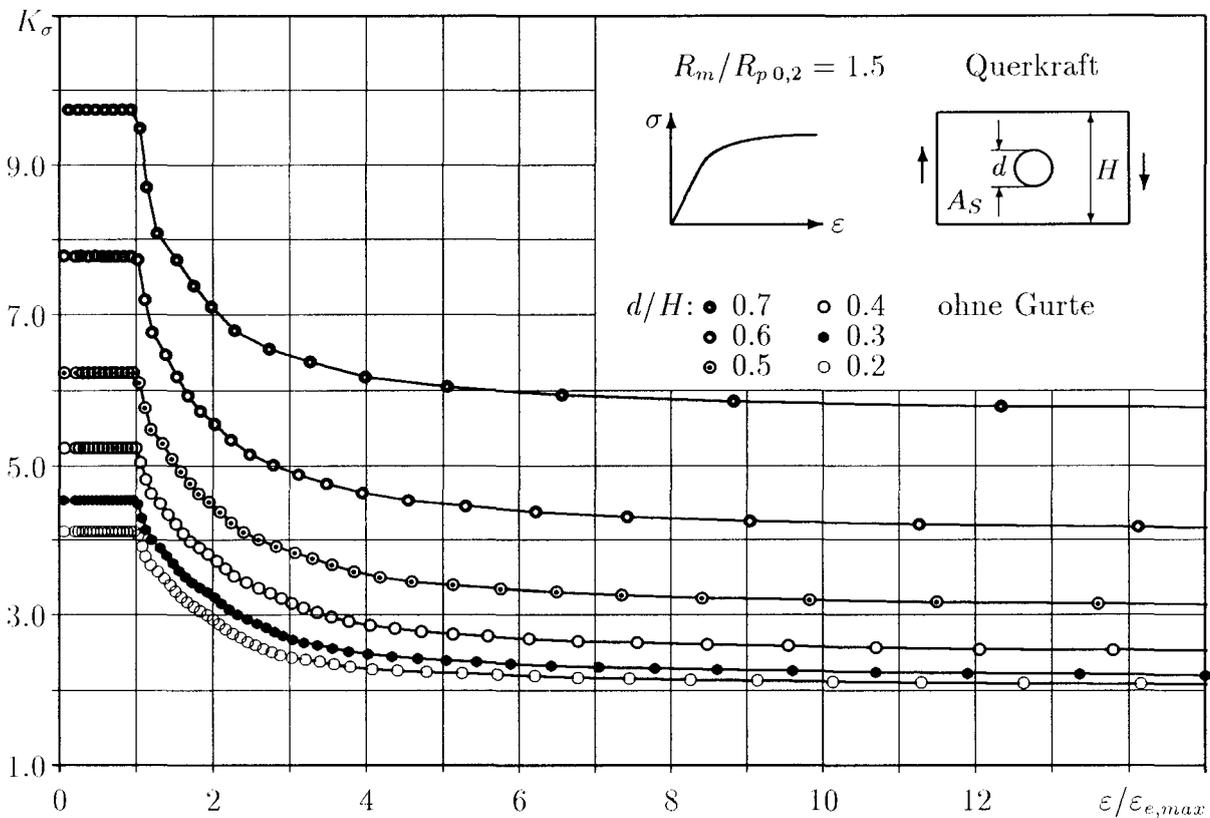
Rechnerisches Werkstoffgesetz nach Abb. B.50, Kurve d:

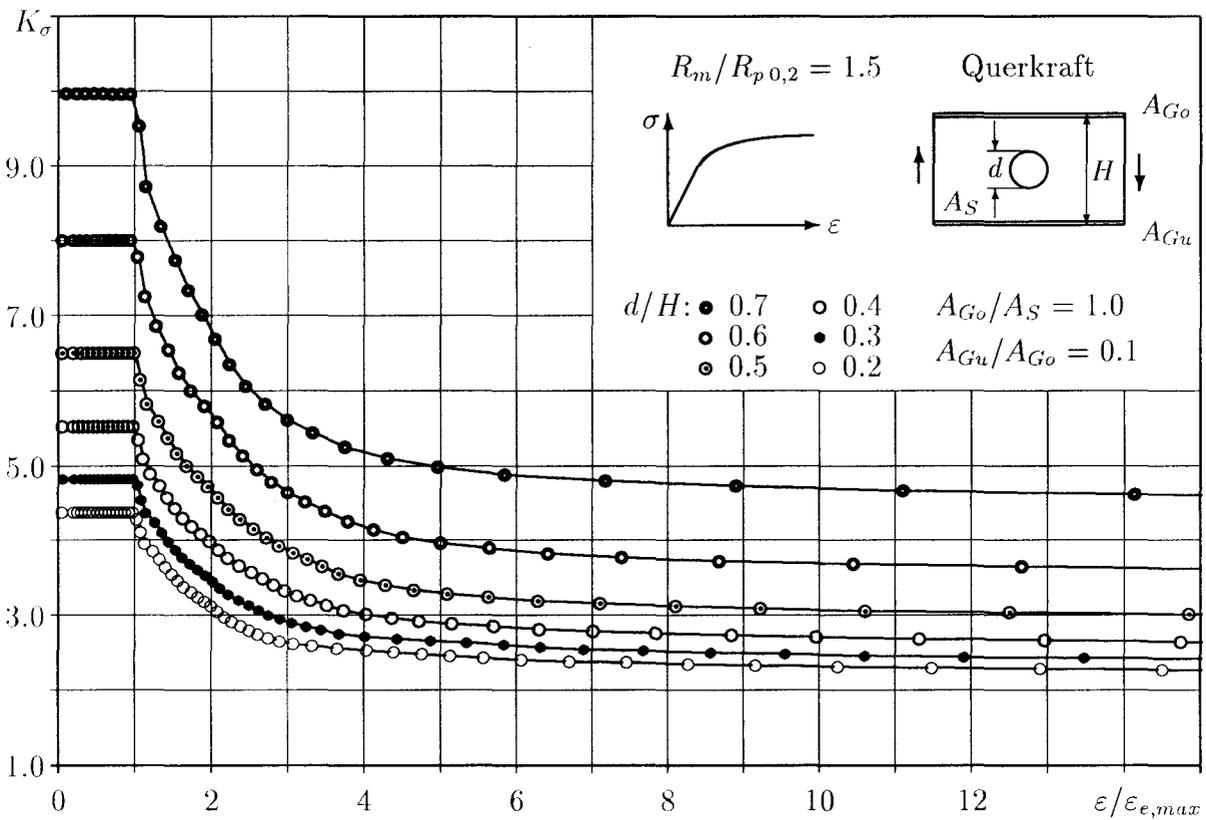
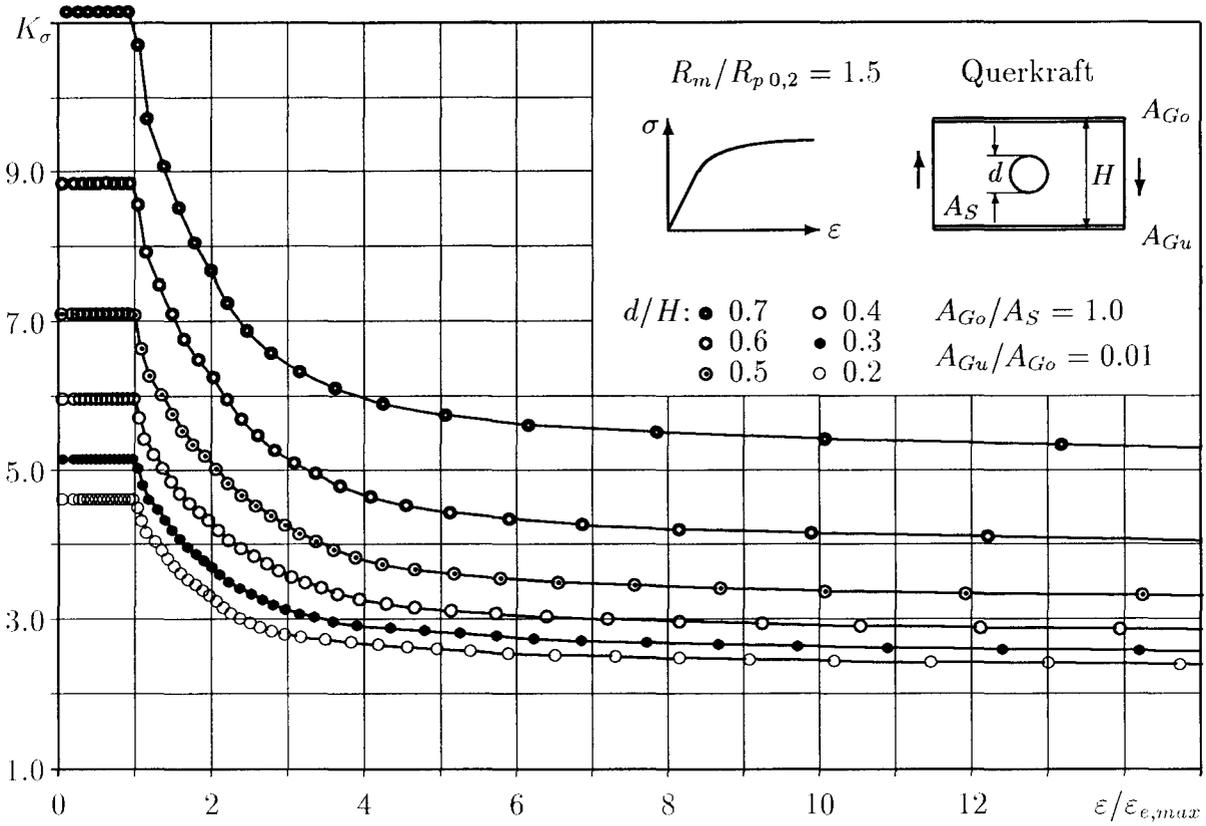
$$\begin{aligned} \text{bez. Kerbdehnung: } \varepsilon/\varepsilon_{e,max} &= 0.0 \dots 15.0 \\ \text{mit: } \varepsilon_{e,max} &= (0.85 \cdot R_{p0,2})/E \end{aligned}$$

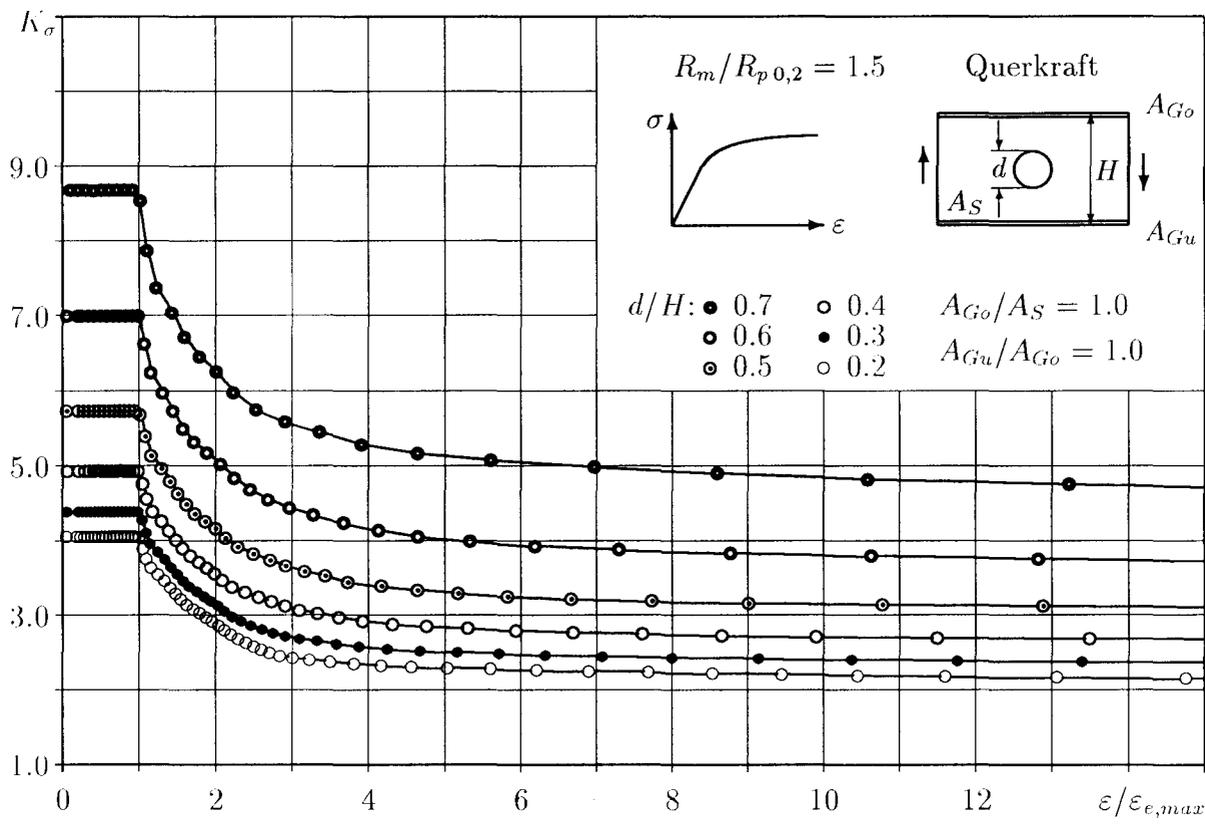
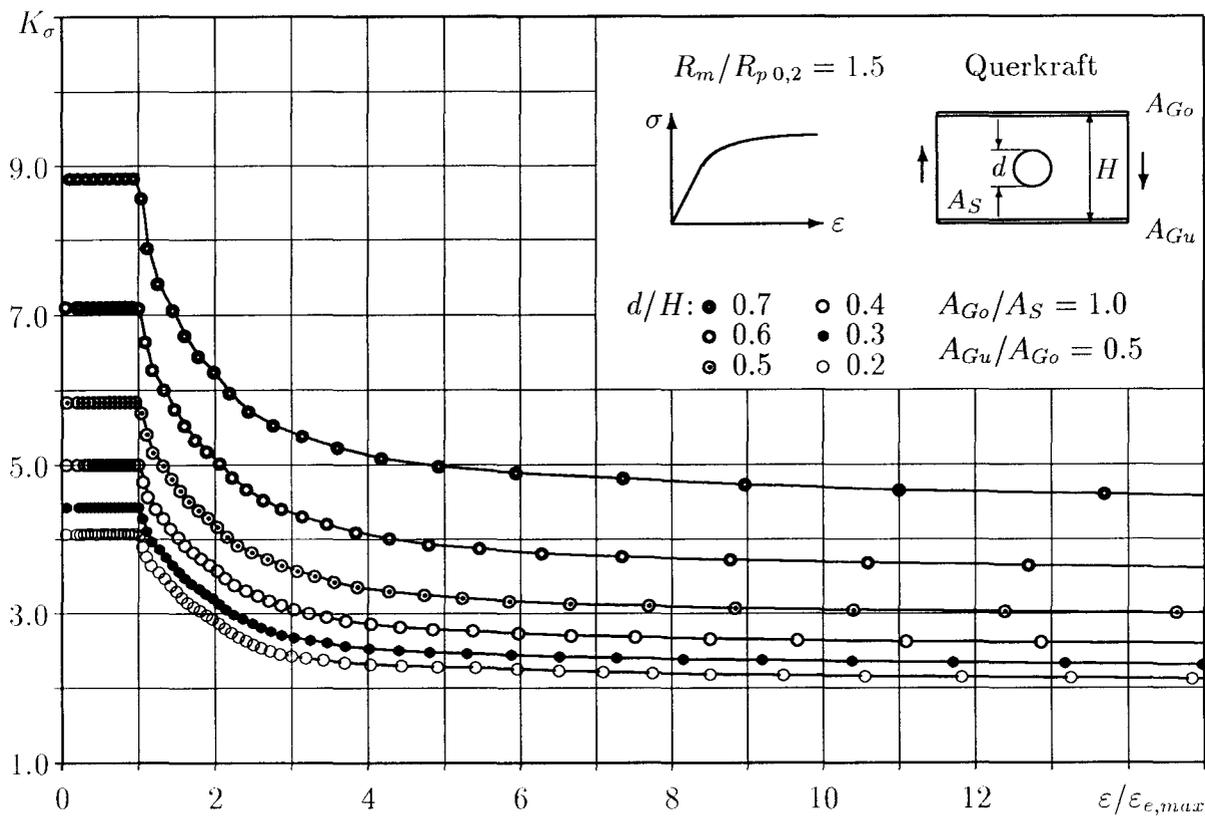


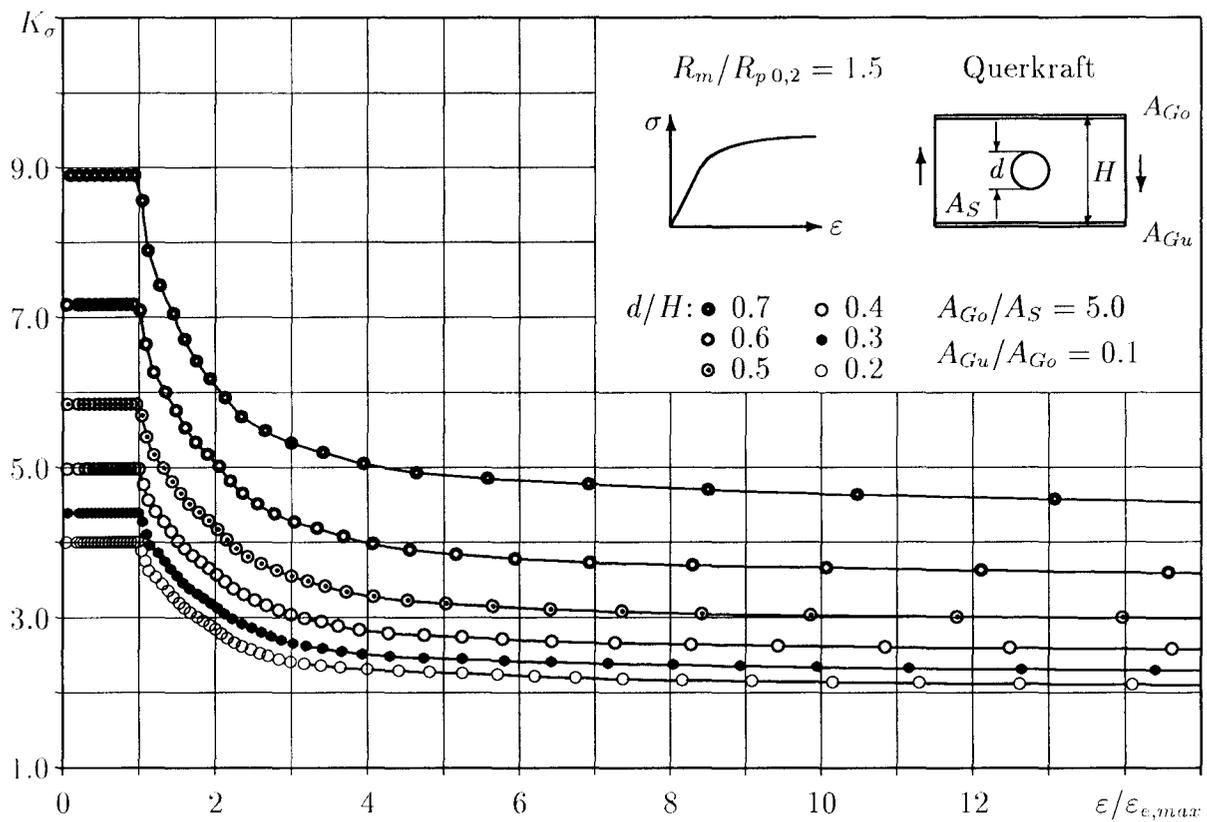
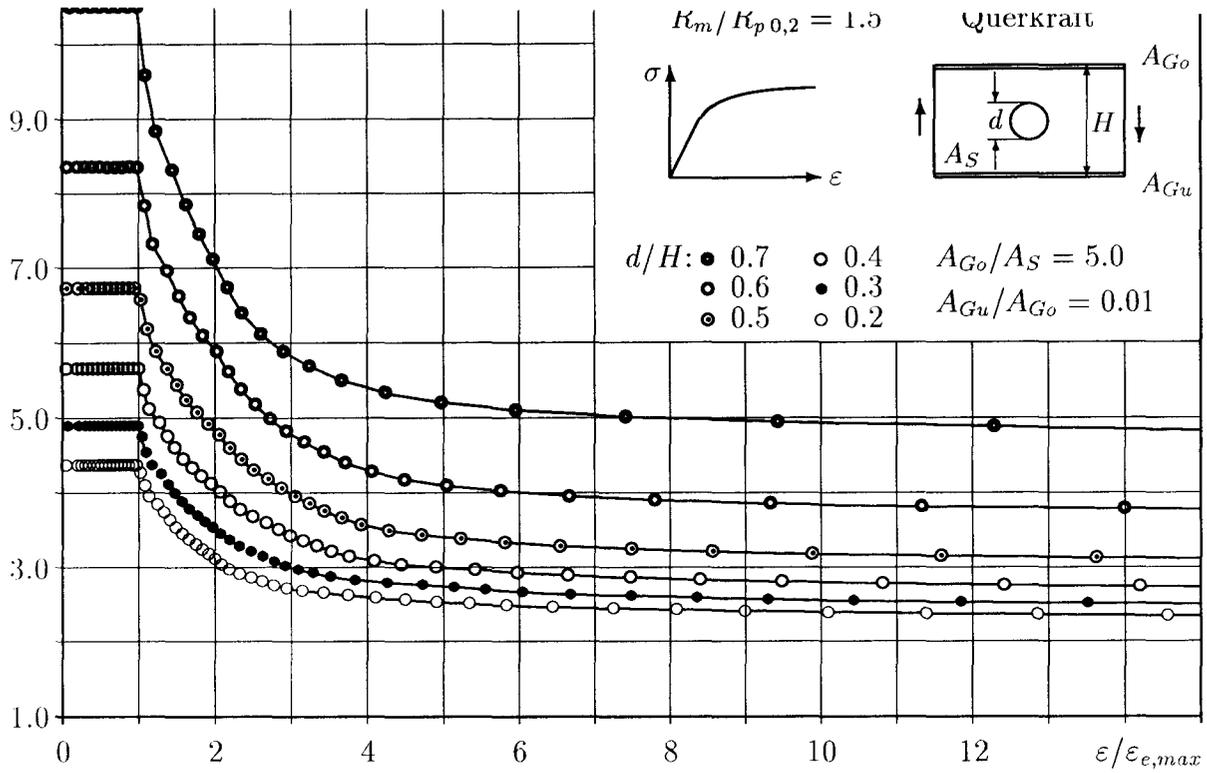
Definition und Gültigkeitsbereiche der Geometrieparameter:

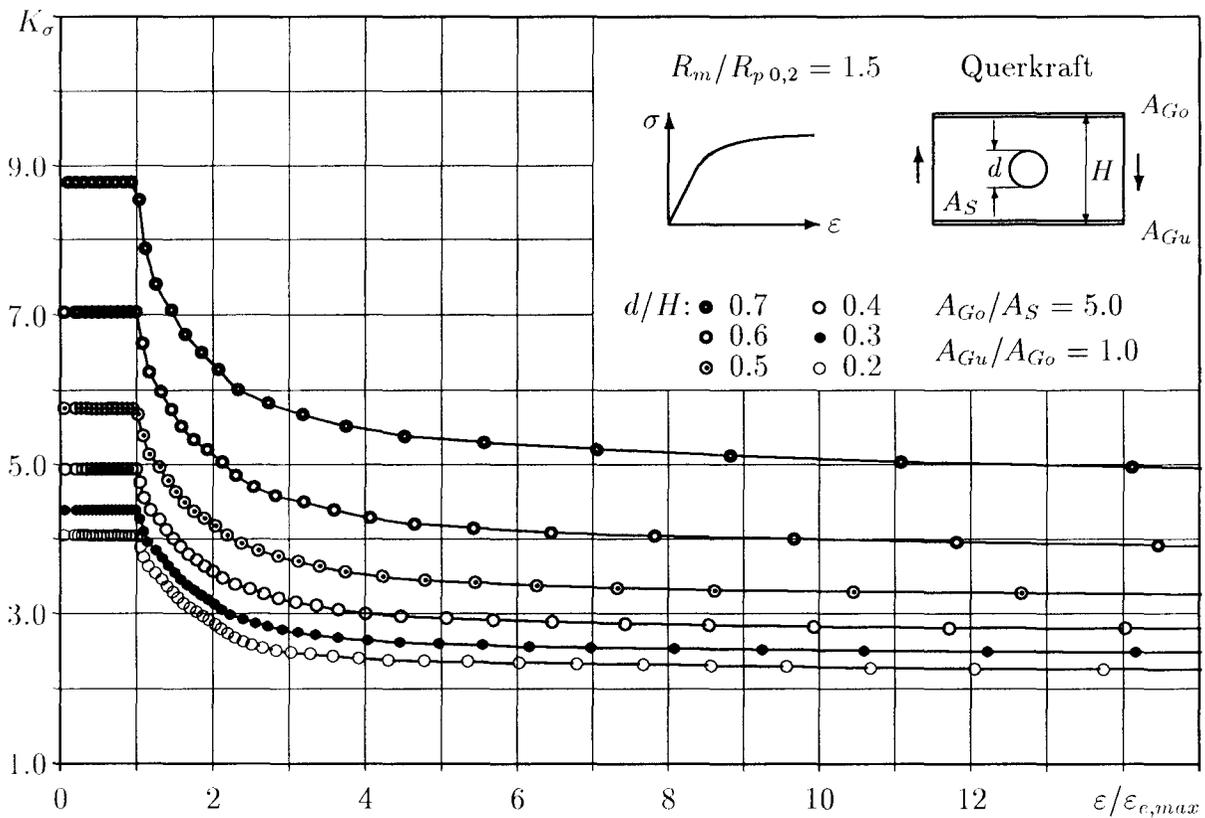
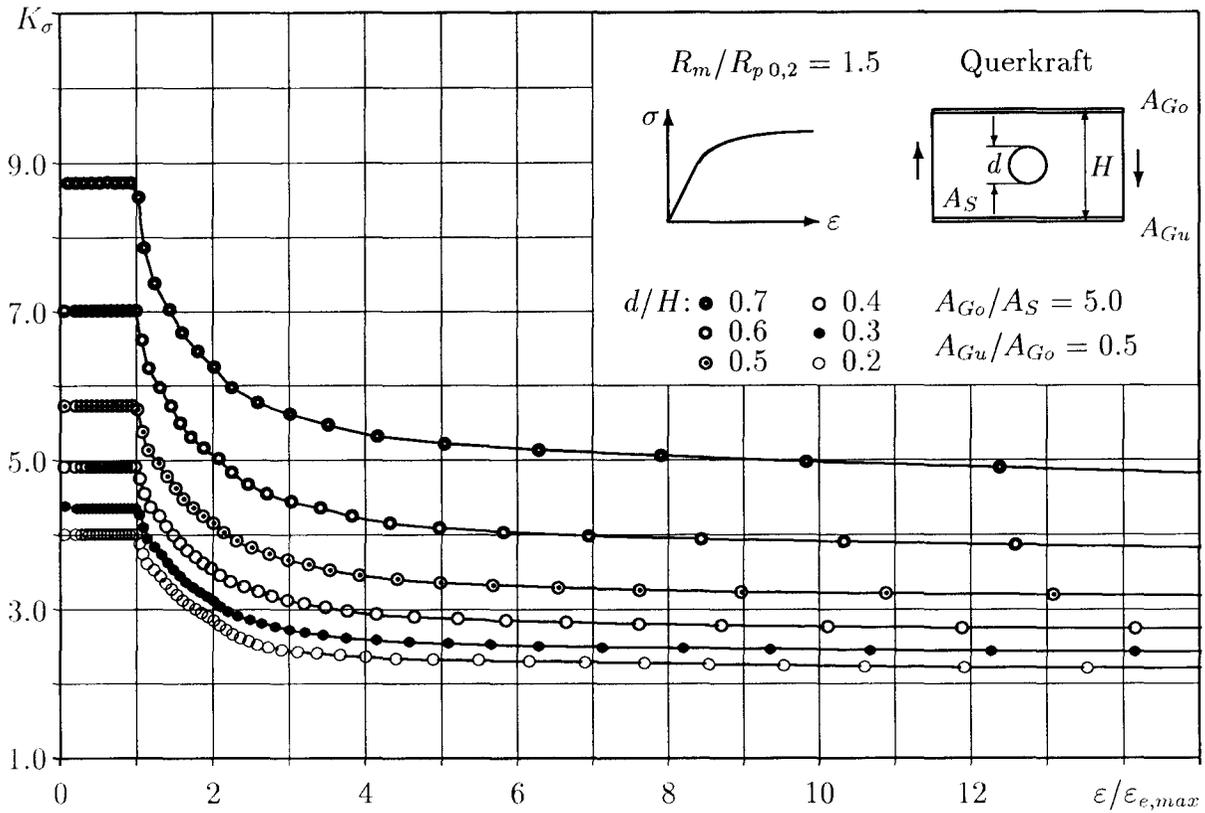
$$\begin{aligned} \delta &= d/H = 0.2 \dots 0.7 \\ \gamma_1 &= A_{Go}/A_S = 0.0 \dots 5.0 \\ \gamma_2 &= A_{Gu}/A_{Go} = 0.01 \dots 1.0 \end{aligned}$$







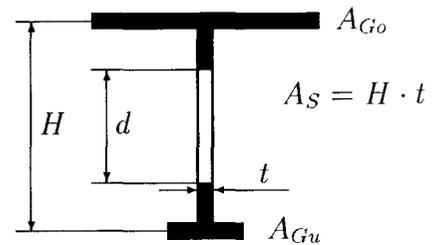
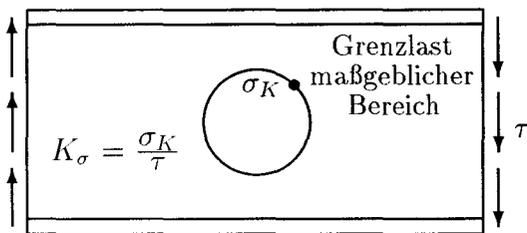




### 3.3 Hoher Verfestigungsgrad ( $\omega = 2$ )

Rechnerisches Werkstoffgesetz nach Abb. B.50, Kurve f:

$$\begin{aligned} \text{bez. Kerbdehnung: } \varepsilon/\varepsilon_{e,max} &= 0.0 \dots 15.0 \\ \text{mit: } \varepsilon_{e,max} &= (0.85 \cdot R_{p0,2})/E \end{aligned}$$



Definition und Gültigkeitsbereiche der Geometrieparameter:

$$\begin{aligned} \delta &= d/H = 0.2 \dots 0.7 \\ \gamma_1 &= A_{Go}/A_S = 0.0 \dots 5.0 \\ \gamma_2 &= A_{Gu}/A_{Go} = 0.01 \dots 1.0 \end{aligned}$$

