Ermüdungsprobleme dünnwandiger kaltgeformter Bauteile

Von der FAKULTÄT VI
der Technischen Universität Berlin
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)
genehmigte

DISSERTATION

von Dipl.-Ing. Katrin Gläßer

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 09. Dezember 2005
Vorsitzender des Promotionsausschusses: Univ.-Prof. Dr. sc. techn. M. Schlaich

1. Gutachter: Univ.-Prof. em. Dr.-Ing. J. Lindner
2. Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. K. Geißler

Berlin 2006
D 83

KURZFASSUNG

Neue Bemessungskonzepte dünnwandiger Bauteile berücksichtigen bei der Ermittlung der Traglast das örtliche Beulen von Querschnittsteilen. Zum Ermüdungsverhalten kaltgeformter Profile bei wiederholtem elastischen Ausbeulen gibt es jedoch keine Aussagen.

Im Rahmen dieser Arbeit wird diese Problemstellung untersucht.
Dazu wurden Versuche an dünnwandigen kaltgeformten U-Profilen mit reiner Biegebeanspruchung durchgeführt.
Die ersten 6 Versuche dienten der Traglastbestimmung zur Überprüfung des Versuchsaufbaus und der Verifizierung eines numerischen Modells.
An weiteren 23 Versuchskörpern mit unterschiedlichen Abmessungen und verschiedenen Stahlsorten wurden Schwingbelastungen aufgebracht, die den Einfluß des örtlichen Beulens hinsichtlich entstehender Sekundärspannungen und damit verbundener Rißbildung klären sollten. Sowohl in den kaltgeformten Bereichen der U-Profile als auch an den schergeschnittenen freien Ränder wurde keine Beeinträchtigung durch Zusatzbeanspruchungen infolge wiederholten Ausbeulens festgestellt. Risse entstanden im Laufe der Dauerschwingbelastung erst auf einem hohen Belastungsniveau vorwiegend an den Fließlinien von Faltwerken, die sich bei Erreichen der Traglast ausbilden.

Statische Werkstoffkennwerte wurden durch Zugversuche an zuvor abgetrennten Blechstreifen der verwendeten Stahlbleche ermittelt und in den numerischen Berechnungen benutzt. Das Verhalten der Versuchsträger wird in den numerischen Modellen gut abgebildet. Bei Verwendung des Kerbgrundkonzeptes läßt sich über den Schädigungsparameter eine Anrißschwingspielzahl berechnen. Die zyklischen Werkstoffkennwerte werden durch Angaben in der Fachliteratur abgeschätzt.

Als Ergebnis der numerischen Parameteruntersuchungen wird zur Verhinderung von Ermüdungserscheinungen von dünnwandigen kaltgeformten Profilen eine Begrenzung der Belastung auf 60 % der Traglast vorgeschlagen.

ABSTRACT: FATIGUE BEHAVIOUR OF THIN-WALLED COLDFORMED STEEL PROFILES

New design concepts for thin-walled structural members take local buckling into account in determining the ultimate load. Local buckling may be accompanied by large deformations, which entail secondary bending stresses. Such secondary stresses can be neglected in usual analyses, but there are no informations available reagarding their influence on fatigue design.

This problem will be investigated by this paper.
For that purpose tests were carried out with thin-walled coldformed U-channels exposed to pure bending. The ultimate loads were determined with the first 6 specimen, which were used to check the test setup and to calibrate the numerical calculations. The further 23 specimen with different dimensions and different steel grades were used for fatigue tests.
But neither the shear-cut edges nor the coldformed areas of the U-channels were damaged due to repeated buckling. Cracks developed during cyclic loading at a high load level mainly along the hinges of plastic mechanism, which occur if the ultimate load is reached.

Material data for static loading were measured by coupon tension tests which were used in numerical investigations. The results of the numerical calculations fit very well the behaviour of the specimen in the tests. Using the Local Strain Approach the number of cycles until crack initiation were determined with the damage parameter. Material data for cyclic loading were estimated by relevant literature.

Following the systematically numerical investigations carried out here it will be proposed to limit the cyclic load by 60 % of the ultimate load in order to avoid fatigue damage of thin-walled coldformed profiles.

DANKSAGUNG

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter des Fachgebietes Stahlbau am Institut für Bauingenieurwesen der TU Berlin.

Mein besonderer Dank gilt meinem wissenschaftlichen Betreuer Herrn Prof. Dr.-Ing. J. Lindner. Herrn Prof. Dr.-Ing. Geißler danke ich für das Interesse an dieser Arbeit und die Übernahme des Koreferates.

Ich danke dem Institut für Mechanik der TU Berlin, insbesondere Herrn Thaten und Herrn Mohn, für die Möglichkeit und die stete Unterstützung der Versuchsdurchführungen.
Ebenso danke ich Herrn Fröhlich, der mich bei der Herstellung der Versuchskörper nie im Stich ließ und einen reibungslosen Ablauf der Versuche sicherstellte.
Herrn Prof. Dr.-Ing. Hillemeier und Frau Degethoff de Campus danke ich für die Unterstützung bei der Finanzierung meiner Tutorenstelle.
Der Firma **SADEF** aus Belgien gilt ein Dank für die Bereitstellung von Blechen ebenso wie der **heba-tec GmbH** für die Bereitstellung von Elastomeren.
Desweiteren bedanke ich mich bei Lars Heinz, Carsten Rohr, Marion Endreß, Felix Hofmann und Rico Klüsener, die als Diplomanden oder wissenschaftliche Hilfskräfte zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.
Auch allen Kollegen des Fachgebietes sei an dieser Stelle für die gute Zusammenarbeit gedankt.

Der größte Dank aber geht an meine Familie.

" Jedes Problem, das untersucht wird,
ist in so viele Teile zu teilen, wie es nötig ist,
um es leichter zu lösen."

Descartes 1637

INHALTSVERZEICHNIS

1 Allgemeines 1

1.1 Einleitung 1
1.2 Problemstellung 2
1.3 Vorgehensweise 3

2 Stand der Forschung 5

2.1 Allgemeines 5
2.2 Alterung im kaltgeformten Bereich 5
2.3 Hohlprofile 7
2.4 Eigenspannungen 8
2.5 Stegatmen 10
2.6 Tragverhalten der Flansche 13
2.7 Fließlinientheorie 16
2.8 Low Cycle Fatigue 18

3 Das Konzept des EC 3 23

3.1 Allgemeines 23
3.2 Ermittlung der wirksamen Breiten 23
3.2.1 Allgemeines 23
3.2.2 EC 3 Teil 1-3 [N6] 25
3.2.3 Berücksichtigung der Einspannung von Querschnittsteilen 26
3.2.4 Traglasten der Probekörper der statischen Vorversuche [48] 28
3.3 Betriebsfestigkeitsnachweis 30
3.3.1 Allgemeines 30
3.3.2 Nachweis mit Hilfe von Nennspannungen 30
3.3.3 Nachweis mit Hilfe von Kerbspannungen 33

4 Experimentelle Arbeiten 45

4.1 Allgemeines 45
4.2 Werkstoffkennwerte 46
4.3 Statische Vorversuche 48
4.3.1 Allgemeines 48
4.3.2 Einbaulage A 50
4.3.3 Einbaulage B 51
4.3.4 Einbaulage C 52
4.3.5 Anwendbarkeit vorhandener Berechnungsansätze 54
4.4 Dauerfestigkeitsversuche 55
4.4.1 Allgemeines 55
4.4.2 Träger III und Träger IV 57
4.4.3 Träger V und Träger VI 58
4.4.4 Träger I und Träger II 59
4.4.5 Träger VII 60
4.4.6 Träger VIII 61
4.4.7 Träger IX 63
4.4.8 Träger X 64

4.4.9 Träger XI 64
4.4.10 Träger XII und Träger XIII 65
4.4.11 Träger XIV und Träger XV 66
4.4.12 Träger XVI und Träger XVIII 67
4.4.13 Träger XVII und Träger XIX 69
4.4.14 Träger XX und Träger XXI 70
4.4.15 Träger XXII und Träger XXIII 71
4.4.16 Auswertung der Versuchsbeobachtungen 74

5 Numerische Untersuchungen 75

5.1 Allgemeines 75
5.2 Traglastermittlung 75
5.2.1 Allgemeines 75
5.2.2 Statische Vorversuche 76
5.2.3 Dynamische Versuche 79
5.2.4 Parameteruntersuchungen 89
5.3 Lastspielzahlen 90
5.3.1 Allgemeines 90
5.3.2 Vorgehensweise 91
5.3.3 Nachrechnung der Versuche 96
5.3.4 Variation der Blechdicken bei Belastungsverhältnis R = F_u / 0 98
5.3.5 Variation der Blechdicken bei Belastungsverhältnis R = 0,7 F_u / 0 99
5.3.6 Variation der Blechdicken bei Belastungsverhältnis R = F_u / 0,5 F_u 99
5.4 Zusammenfassung der numerischen Berechnungen 100

6 Bruchmechanische Ansätze zur Bewertung der Dauerfestigkeit 102

6.1 Allgemeines 102
6.2 Besonderheiten an dünnwandigen Bauteilen 103
6.3 Rißwachstum bei schwingender Beanspruchung 104
6.4 Ermittlung der Lastspielzahl *N* 109
6.4.1 Allgemeines 109
6.4.2 Rißproblem 1 - Anriß am Rand einer halbunendlichen Scheibe 111
6.4.3 Rißproblem 2 - Durchriß in Umfangsrichtung einer Schale 111
6.4.4 Rißproblem 3 - Durchriß in Längsrichtung einer Schale 112
6.4.5 Rißproblem 4 - Geneigter Durchriß in einer unendlichen Scheibe 113
6.4.6 Auswertung 114
6.5 Rißbildung 115
6.5.1 Modell von HOSHIDE/KUSUURA 117
6.5.2 Modell von DE LOS RIOS 118
6.6 Beurteilung 120

7 Zusammenfassung und Ausblick 121

7.1 Zusammenfassung 121
7.2 Ausblick 122

8 Literatur 124

1 Allgemeines

1.1 Einleitung

Durch kaltverformte dünnwandige Bauteile aus Stahl können leichte Konstruktionen mit hohen Steifigkeiten hergestellt werden. Die Form der zu verarbeitenden Profile kann durch Walzprofilierung, Pressen oder Abkanten von dünnen Blechen nahezu beliebig gewählt werden. Allen Profilen gemeinsam ist, daß sie aus einzelnen Platten mit großen Schlankheitsgraden zusammengesetzt sind. Dabei ist die Kaltumformung oftmals eine kostengünstigere Herstellungsalternative als zum Beispiel das herkömmliche Zusammenschweißen einzelner dünner Stahlplatten zu Profilen.

Schlanke Platten beulen bereits bei sehr geringen Lasten aus. Aufgrund überkritischer Tragreserven ergibt sich jedoch eine höhere Traglast als die kritische Beullast nach der Elastizitätstheorie. Dieses überkritische Tragverhalten war wiederholt Gegenstand zahlreicher Forschungsarbeiten und hat aufgrund der wirtschaftlicheren Ausnutzung von Stahlprofilen Eingang in die aktuellen Bemessungsvorschriften gefunden.

Allerdings blieb der Einsatz von kaltverformten dünnwandigen Bauteilen nahezu ausschließlich auf den Hochbau unter ruhenden Lasten beschränkt, da es keine Erfahrungen hinsichtlich des Ermüdungsverhaltens gibt. Wichtige Anwendungsgebiete, wie zum Beispiel windbeanspruchte schwingungsanfällige Bauwerke, Brücken oder Konstruktionen des Stahlwasserbaus können somit nicht abgedeckt werden. Wenn Aussagen zum Ermüdungsverhalten dünnwandiger Profile möglich sind, ergeben sich dadurch weitere Optionen für deren Einsatz.

Im Rahmen dieser Arbeit soll deshalb untersucht werden, ob bei wiederholtem örtlichen Ausbeulen Zusatzbeanspruchungen entstehen, welche die Betriebsfestigkeit der kaltgeformten Profile entscheidend beeinflussen.

Dazu werden Versuche an abgekanteten beulgefährdeten U-Profilen durchgeführt. Die Profile werden ausschließlich auf Biegung beansprucht. Globale Instabilitäten sind durch kurze Versuchskörper ausgeschlossen. Auch das Versagen infolge Interaktion von Momenten- und Querkraftbeanspruchung wird ausgeschlossen.

Mittels FEM-Berechnungen werden Parameterstudien zum einen mit variierenden Blechdicken und zum anderen mit unterschiedlichen Lastniveaus der Ermüdungsbelastung durchgeführt, um Abgrenzungskritierien hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit abzuschätzen.

Abschließend soll eine Einordnung in das Betriebsfestigkeitskonzept des Eurocode erfolgen. Zusätzlich wird die Eignung bruchmechanischer Ansätze überprüft.

1.2 Problemstellung

Kaltgeformte dünnwandige Profile setzen sich aus mehreren Einzelplatten zusammen, deren Plattenschlankheit jeweils so groß sein kann, daß örtliches Beulen in der Bemessung berücksichtigt werden muß.

Dieses Ausbeulen von Platten unter Druckspannungen bedeutet, daß senkrecht zur Plattenebene Verformungen entstehen. Infolge dieser Verformungen ergeben sich Sekundärspannungen, zum Beispiel an den Verbindungsstellen der einzelnen Querschnittsteile.

Für den Grenzzustand der Tragsicherheit beim Stabilitätsnachweis des Plattenbeulens sind diese Zusatzspannungen nicht relevant und durch die jeweiligen Nachweisverfahren abgedeckt.

Ob jedoch die zusätzlichen Biegespannungen einen Einfluß auf die Betriebsfestigkeit der kaltgeformten Profile haben, ist bisher noch nicht untersucht worden.

Die Regeln zur Bemessung infolge Ermüdungsbeanspruchung beruhen auf Untersuchungen dickwandiger Bauteile, die örtlich nicht ausbeulen. Über Sonderregelungen wird bisher nur das „Stegatmen“ von schlanken Brückenträgern erfaßt. Es ist nicht bekannt, inwieweit das wiederholte Ausbeulen dünnwandiger Kaltprofile ebenfalls zu Ermüdungsproblemen führt.

Es stellt sich die Frage, ob für Profile der Querschnittsklasse 4 des EC 3 die Vorgaben hinsichtlich der Betriebsfestigkeit ausreichend sind oder modifiziert werden müssen.

1.3 Vorgehensweise

Aus Blechtafeln unterschiedlicher Dicke und verschiedener Stahlsorten wurden durch Schneiden mittels Schlagschere und Abkanten auf einer Abkantbank U-Profile hergestellt, die im weiteren die Versuchskörper darstellten.
Die Versuchskörper wurden mittels Eindringverfahren auf Oberflächenfehler untersucht. Anschließend wurden die Probekörper vermessen und die Materialkennwerte bestimmt.
Die U-Profile wurden infolge reiner Biegebeanspruchung untersucht. Dazu wurden Vierpunktbiegeversuche durchgeführt. Um ein Versagen durch Interaktion von Biegung und Querkraft auszuschließen, wurde der Endbereich des Biegeträgers durch ein Paßstück verstärkt. In die Paßstücke wurden Steifen an den Lasteinleitungsstellen und an den Auflagern eingeschweißt, die zusätzlich mit einer eingeschweißten Längssteife verbunden sind, so daß sich ein Hohlkasten ergibt. Die Paßstücke selbst wurden in die Kaltprofile vollflächig eingeklebt. Somit ist die Kerbwirkung der Schweißnähte in die Paßstücke verlagert worden. Der unversteifte Querschnitt im mittleren Bereich der Versuchskörper soll infolge wiederholtem elastischen Ausbeulen auf Dauerfestigkeit untersucht werden.
In einem ersten Schritt wurde an jeweils 2 Profilen in unterschiedlicher Einbaulage der Grenzzustand der Tragfähigkeit überprüft. Während der gesamten Dauer der Lastaufbringung wurden Zwischenzustände der Verformungen und Dehnungen dokumentiert. Anschließend wurde die Traglast zusätzlich zur ermittelten Traglast im Versuch mit Hilfe des Modells der wirksamen Breiten rechnerisch und durch FEM-Methoden numerisch bestimmt und gegenübergestellt.
Im zweiten Schritt erfolgten an Profilen unterschiedlicher Stahlsorten und Plattenschlankheiten die Dauerfestigkeitsversuche.
In Anlehnung an [N8] wurden ähnliche Kerbgruppen gewählt für die dort nicht erfaßte Querschnittsklasse 4 der zu untersuchenden Profile

- $\Delta\sigma$ = 160 N/mm² (Kerbgruppe 160) für gewalzte und gepreßte Erzeugnisse
- $\Delta\sigma$ = 140 N/mm² (Kerbgruppe 140) für gescherte oder brenngeschnittene Bleche.

Aus diesen Vorgaben ergab sich eine einzustellende Zylinderkraft, die mit einer Frequenz von 2 Hz aufgebracht wurde.

An den Probekörpern wurden an Punkten mit signifikanten Vorverformungen Dehnmeßstreifen angebracht. Die Dehnungen wurden in bestimmten Intervallen gemessen und die Lastspiele bis zur Schädigung und dem vollständigen Versagen des Bauteils gezählt. Aus den Dehnungen wurden die tatsächlich vorhandenen Spannungen an den kritischen Stellen im Querschnitt, wie zum Beispiel dem abgekanteten Bereich, bestimmt.

Das Rißverhalten und die Rißbilder wurden mit Theorien der Bruchmechanik überprüft. Anhand von FEM-Berechnungen wurden anschließend Parameteruntersuchungen mit variierenden Blechdicken und unterschiedlichen Lastniveaus der Ermüdungsbelastung durchgeführt. Diese sollen zu allgemeingültigen Aussagen führen, die eine Einordnung in das Betriebsfestigkeitskonzept des EC 3 Teil 1.9 ermöglichen.

2 Stand der Forschung

2.1 Allgemeines

Zum Nachweis der Tragsicherheit von dünnwandigen Profilen sind in den letzten Jahren zahlreiche Untersuchungen erfolgt, die sich insbesondere auf das genauere Erfassen des überkritischen Tragverhaltens der Platten mit hohen Schlankheiten konzentrieren.
Zum Nachweis der Betriebsfestigkeit speziell von offenen kaltgeformten Querschnitten sind in der Fachliteratur wenige Angaben zu finden. So weist [93] darauf hin, daß die Betriebsfestigkeit von kaltgeformten Profilen oft durch Verbindungen und andere Detailpunkte vorgegeben wird und zitiert [50]. In [50] sind durchgeführte Dauerfestigkeitsversuche unter anderem auch an dünnwandigen kaltgeformten Trägern beschrieben worden. Dabei wurde festgestellt, daß sich ein dünnwandiges Profil mit kaltgeformten Ecken nicht schlechter als ein warmgewalztes nach [1] verhält. Allerdings waren nur Querschnitte getestet worden, deren Teilplatten *b/t*-Verhältnisse aufwiesen, die ein örtliches Ausbeulen verhindern. Sie können somit nicht in die nachfolgenden Untersuchungen eingehen.

2.2 Alterung im kaltgeformten Bereich

Durch das Abkanten erfährt das Grundmaterial eine große plastische Verformung unterhalb seiner Rekristallisationstemperatur. Dies entspricht einer Kaltreckung und führt lokal zu einer Festigkeitserhöhung des Materials bei gleichzeitig abnehmendem Plastizierungsvermögen.
[43] ist eine der ersten Arbeiten, die sich systematisch mit kaltgereckten Stählen im Bauwesen befaßt. Ein Stahl kann als kaltgereckt angesehen werden, wenn eine Belastung aufgebracht wurde, die zu einer Verformung außerhalb des elastischen Bereiches führt. Nach Entlastung und anschließender Wiederbelastung setzt sich die plastische Verformung dort fort, wo sie bei der Kaltreckung vorher abgebrochen wurde. Durch eine in der Zwischenzeit stattfindende Alterung kann die Festigkeit zusätzlich gesteigert werden. Bei der Alterung lagern sich an den Korngrenzen des Metalles weitere Fremdatome ab, welche die bei einer plastischen Verformung stattfindenden Versetzungen behindern.

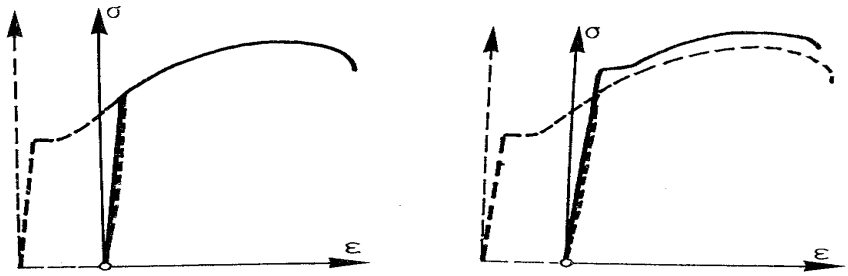


Bild 2-1 Kaltreckung mit und ohne Reckalterung

Schon [92] stellt fest, daß die durch eine Kaltverformung hervorgerufene Alterung keinen nennenswerten Einfluß auf die statischen und Wechselfestigkeitseigenschaften hat. Sie verursacht lediglich eine erhöhte Sprödigkeit, die sich bei schlagartiger Beanspruchung bemerkbar macht. Die in [43] durchgeführten Versuche bestätigen diese Aussage insofern, als daß zusätzlich festgestellt wird, das sich die Festigkeitseigenschaften kaltgereckter Stähle sowohl für statische als auch in geringerem Maße für Dauerbeanspruchungen sogar verbessern. Das ist auf die mit einer Steigerung der Versetzungsdichte des Kristallgitters verbundene Kaltverfestigung zurückzuführen.

Es gibt eine natürliche Alterung und eine künstliche Alterung, bei der unter zusätzlich eingebrachter Temperatur von maximal 400 °C die Wanderung der Fremdatome an die Korngrenzen beschleunigt wird. Wird im Stahlwerk eine Kaltverfestigung planmäßig zur Streckgrenzenerhöhung aufgebracht, geschieht dies oft in mehreren Schritten, so daß sich der Verfestigungsbereich sofort an den elastischen Bereich anschließt. Oft ist eine Wärmebehandlung gleichgeschaltet. Die Einflüsse von Kaltverformung und Alterung lassen sich am Spannungs-Dehnungs-Diagramm dann nicht mehr explizit erkennen.

Problematisch ist das Schweißen im kaltverformten Bereich, da zusätzlich zur geometrischen Kerbwirkung der Schweißnaht und der Gefügeumwandlung in der Wärmeeinflußzone neben dieser im Grundmaterial noch ein Bereich mit erhöhter Temperatur vorliegt, der zu einer künstlichen Alterung und damit zu einer unvorhergesehenen Versprödung des Materials führt. Deshalb wurden verschiedene Untersuchungen zu diesem Thema durchgeführt und veröffentlicht [4, 5, 72, 91]. Einheitlich wurde festgestellt, daß bei einer entsprechenden Güte des Materials eine Sprödbruchgefahr infolge künstlicher Reckalterung durch die Schweißwärme nicht gegeben ist.

Lediglich beim Einsatz unberuhigter Baustähle ergeben sich oben beschriebene Probleme. In [4] wird aufgrund der heutzutage verwendeten Stahlgüten diskutiert, ob Einschränkungen für das Schweißen im kaltgeformten Bereich zum Beispiel nach [N1] noch zeitgemäß sind.

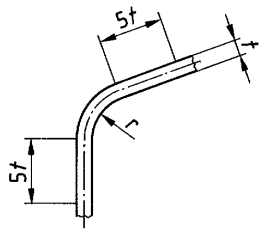
	1	2	3
	max t mm	min (r/t)	
1	50	10	
2	24	3	
3	12	2	
4	8	1,5	
5	4*)	1	
6	< 4*)	1	
*) Für Bauteile aus St 37-3 darf dieser Wert auf 6 mm erhöht werden.			

Bild 2-2 Bedingungen für das Schweißen im kaltgeformten Bereich nach [N1]

Zusammenfassend kann also gesagt werden, daß eine durch das Abkanten vorhandene Kaltreckung und eventuell anschließend stattfindende Reckalterung für die Bestimmung der Dauerfestigkeiten der Profile nicht maßgebend ist.

2.3 Hohlprofile

Hohlprofile sind aufgrund ihrer hohen Torsionssteifigkeiten sowohl im Stahlbau als auch im Maschinenbau, wo Dauerfestigkeiten entsprechend stark in den Entwurf einzelner Konstruktionsteile eingehen, weit verbreitet. Prinzipiell gelten die gleichen Bemessungskriterien wie für offene Profile. Besonders an den geschweißten Verbindungen sind jedoch aufgrund von ungleichmäßigen Spannungsverteilungen und Sekundärspannungen differenzierte Betrachtungen notwendig [z.B. 98]. Beschränkungen für das Schweißen in verformten Bereichen existieren für Verbindungsknoten von Hohlprofilen nicht. Auch in [N8] wird eine Unterscheidung der Hohlprofile hinsichtlich ihrer Herstellungsart lediglich durch verschiedene Kerbgruppen gemacht, die die entstehende Längsnaht bei kaltgeformten Hohlprofilen berücksichtigt. Für alle weiteren dargestellten Kerbgruppen ist die Art der verwendeten Hohlprofile nicht angegeben und für die Betriebsfestigkeit ohne Bedeutung. Voraussetzung für die Anwendung des Kerbfallkataloges ist allerdings wieder das Einhalten der entsprechenden Grenzabmessungen *b/t*, die ein örtliches Ausbeulen verhindern.

2.4 Eigenspannungen

Obwohl der vorhandene Eigenspannungszustand in das Nennspannungskonzept des EC3 [N8], in dem über die Schwingbreite $\Delta\sigma$ ohne Berücksichtigung der vorhandenen Mittelspannung die erforderliche Betriebsfestigkeit bestimmt wird, nicht eingeht, sollen an dieser Stelle Betrachtungen für mögliche andere Bemessungsmodelle stehen.

Zu unterscheiden sind Eigenspannungen in Längsrichtung der Profile, jeweils auf die Mittellinie der einzelnen Querschnittsplatten bezogen, und Eigenspannungen in Dickenrichtung der Teilplatten. Längseigenspannungen sind bei abgekanteten Profilen im Gegensatz zu walzprofilierten Profilen von untergeordneter Bedeutung, wesentlicher sind die aus dem Abkantprozess entstehenden Eigenspannungen in Dickenrichtung. Eine theoretische Herleitung zum gemeinsamen Auftreten von Eigenspannungen in Längs- und Dickenrichtung je nach Herstellungsart liefert [37].

Beim Abkanten wird das Material bis in den plastischen Bereich beansprucht. Aus der elastischen Rückfederung ergeben sich dann Eigenspannungen, die zum Beispiel in [94] beschrieben sind. Auf der Grundlage experimenteller Arbeiten wurden dort folgende Aussagen getroffen:

1. Druckeigenspannungen wurden auf der Innenseite von kaltgeformtem offenen Profilen gefunden, die mit Zugeigenspannungen auf der Außenseite der Profile korrespondieren.
2. Die absolute Größe dieser Eigenspannung an der Oberfläche liegt zwischen 25 % und 70 % der Streckgrenze des Materials.
3. Die Größe der Eigenspannungen der flachen Querschnittsteile ist ungefähr gleich entlang der Meßpunkte des Querschnittes.
4. Die Eigenspannungen in den Eckbereichen sind größer als die in den flachen Querschnitts-teilen. Die Differenz liegt im Bereich von 15 % bis 30 % der Streckgrenze des Materials.
5. Am selben Ort ist der Betrag der Eigenspannung an der Innen- und Außenseite der flachen Querschnittsteile ungefähr gleich groß.
6. Die generelle Form der Eigenspannungsverteilung folgt einem einheitlichen Muster bei allen Probekörpern.

Zu Punkt 4. wird anschließend erläutert, daß zwar die Eigenspannungen in den Eckbereichen höher als in den flachen Querschnittsteilen sind, gleichzeitig jedoch dort auch eine erhöhte Streckgrenze infolge Kaltreckung vorhanden ist. Beide Effekte heben sich in etwa auf, so daß das mechanische Verhalten der Kaltprofile durch die unterschiedlichen Eigenspannungen entlang des Querschnittes nicht beeinflußt und deshalb eine gleichmäßige Eigenspannungsverteilung angesetzt wird. Zu Punkt 1. wird angenommen, daß sich die Eigenspannungen über die

Plattendicke linear verteilen. Aufgrund der Untersuchungsergebnisse wird bei reiner Druckbelastung der kaltgeformten Profile eine Spannungsverteilung über die Dicke des Querschnittes vorgestellt, die von der Außenkante einen elastischen Verlauf über die dort definierte Dicke t_e und einen plastischen Block an der Innenseite des Profils hat.

Neueste Forschungsergebnisse [67] erlauben in Abhängigkeit vom Herstellungsverfahren auch eine Bestimmung der Eigenspannunngen an kaltgeformten Profilen mittels FEM.

Nicht betrachtet werden die Eigenspannungen der Randschichten, die sich aus mechanischen Verfahren zur Oberflächenverfestigung ergeben. Diese Verfahren wie das Oberflächenrollen oder das Kugelstrahlen finden im Maschinenbau an kompakten Bauteilen oft Anwendung und erhöhen die Dauerfestigkeit, indem sie einen günstigen Eigenspannungszustand, in der Regel Druckeigenspannungen, ausbilden [88] [42].

2.5 Stegatmen

Unter Stegatmen versteht man das Ausbeulen von schlanken Stegen bei geschweißten Stahlträgern unter wiederholter Belastung. In der Bemessung dieser Stege sollen überkritische Tragreserven planmäßig genutzt werden.

Das Problem des Stegatmens ist der Aufgabenstellung dieser Arbeit verwandt, es sind jedoch Unterschiede in den Ausgangsbedingungen und im Abbau der Zusatzbeanspruchung infolge des Ausbeulens vorhanden. Zwei Arbeiten, [46] und [87], geben in Deutschland den Stand der Forschung zu diesem Thema an. Sie bauen auf die maßgeblich von **ŠKALOUD**, **MAEDA**, **ROBERTS** und **DUCHÊNE** jahrzehntelang durchgeführten Untersuchungen auf. Beispielhaft sei von **ŠKALOUD** [85] und [86] sowie von **MAEDA** [52] zitiert.

Die Arbeit von **SPIEGELHALDER** [87] befaßt sich mit dem Stegatmen aus gemeinsamer Wirkung von Biegung und Querkraft an geschweißten Trägern.

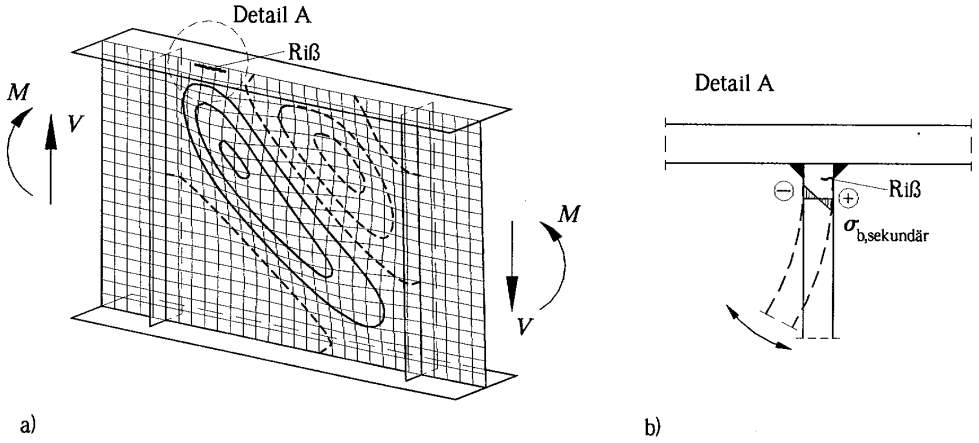


Bild 2-3 a) Verformungen des Steges aus der Ebene, b) sekundäre Biegespannungen [87]

Überkritisch bemessene Stege erfahren beim Ausbeulen große Verformungen aus der Stegebene. Bild 2-3 a) zeigt die Beulverformung eines Trägersteges unter Wirkung von Biegung und Querkraft. Die Verformungen der von Gurten und Steifen begrenzten Stegfelder sind bei wiederholter Belastung erkennbar und erhielten die Bezeichnung *Stegatmen*. Die Gurte und Steifen bilden eine biegestarre Einspannung des Steges. Verformt sich der Steg unter Belastung aus seiner Ebene heraus, entstehen an den Stegrändern Einspannmomente, die sekundäre Biegespannungen bewirken. Die sekundären Biegespannungen beeinflussen die statische Grenztraglast nur unwesentlich, da sie örtlich ausplastizieren. Unter wiederholter Belastung hingegen können bei ausreichend großer Schwingbreite Ermüdungsrisse entstehen.

Ausgehend von den Anfangsverformungen beulgefährdeter Bauteile, die einen großen Einfluß auf die Biegespannungen an den Plattenrändern und damit auf das Ermüdungsverhalten des

Bauteils haben, werden in [87] Bemessungshilfen abgeleitet, mit deren Hilfe die Materialermüdung infolge Stegatmung in der Interaktion von Biegung und Querkraft sicher abgeschätzt werden kann.

Vorbeulen von 2- bis 3-facher Stegdicke sind bei schlanken Blechen nicht ungewöhnlich und reduzieren die statische Grenzlast nicht, da der Einfluß der Anfangsverformung im überkritischen Tragbereich kleiner wird. Ermüdungsfestigkeitsnachweise finden jedoch auf einem geringeren Lastniveau statt.

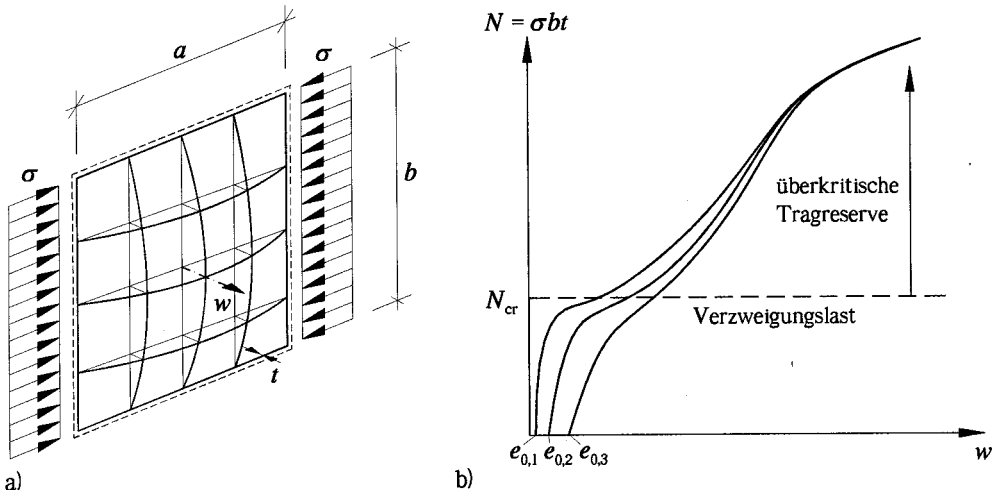


Bild 2-4 Beulen einer gedrückten Platte a) statisches System, b) Tragverhalten

Der Nachweis gegenüber Materialermüdung erfolgt nach [N8] auf der Basis von vereinheitlichten Kerbspannungslinien, den sogenannten Ermüdungsfestigkeitskurven. Bild 2-5 zeigt die Definition der Kurven für Normal- und Schubspannungen. Die Spannungen, die den Linien zugrunde liegen, sind Nennspannungen der statischen Berechnung. Örtliche Spannungsspitzen infolge Kerbwirkung der entsprechenden Details sowie Eigenspannungszustände sind in den Kurven berücksichtigt. Verglichen werden nur auftretende Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ und $\Delta\tau$, die vorhandenen Mittelspannungen bleiben unberücksichtigt. Für die vorhandenen Konstruktionsdetails, mit Kehlnähten verschweißte und auf Biegung beanspruchte dünne Platten, existieren keine normierten Ermüdungsfestigkeiten. Durch die statistische Auswertung verschiedener Versuchsreihen wird deshalb in [87] eine maßgebende Spannungsschwingbreite abgeschätzt.
Diese Spannungsschwingbreite bezieht sich nur auf die sekundären Biegespannungen, da die Längsnormalspannungen beim Ausbeulen Druckspannungen sein müssen und in der Überlagerung zu einer Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit führen.

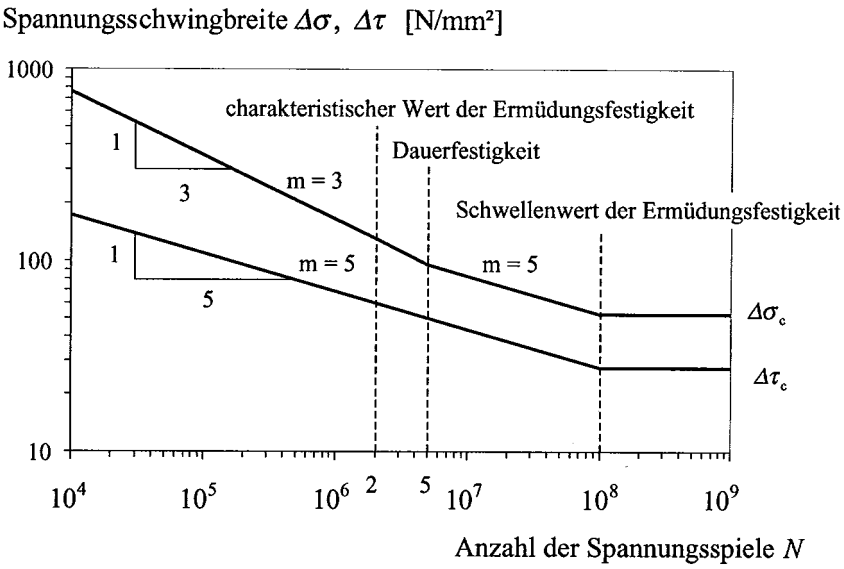


Bild 2-5 Ermüdungsfestigkeitskurven nach [N8]

Durchgeführte Versuche werden mehreren vorhandenen, zur Erfassung der sekundären Biegespannungen entwickelten Berechnungsansätzen gegenübergestellt.
Dies ist notwendig, da die sekundäre Biegespannung σ_b in Abhängigkeit der Schlankheit β und Längsspannung σ_x an den Rändern veränderlich ist.

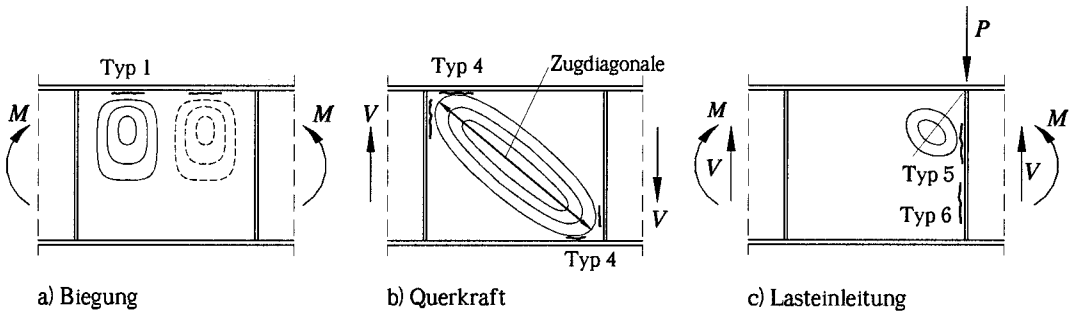


Bild 2-6 Risse infolge Stegatmung

Der dargestellte Rißtyp 1 ist möglicherweise auch für die dünnwandigen Kaltprofile an der Verbindung eines Gurtes zum Steg näher zu untersuchen. Ergeben sich Parallelen, soll im folgenden auf die Arbeit [87] zurückgegriffen werden.
Die Arbeit [46] von **KUHLMANN/GÜNTHER** widmet sich besonders der geometrischen Kerbwirkung, die die Schweißnaht bei Ermüdung infolge Stegatmung ausübt und verfolgt dabei bruchmechanische Ansätze. Es wurden Versuche an Detailproben durchgeführt, die zur Untersuchung und Feststellung der Ermüdungsfestigkeit von Kehlnähten unter Biegung dienen.

2.6 Tragverhalten der Flansche

Im Gegensatz zu den Untersuchungen zum Stegatmen bilden die Flansche der kaltgeformten Profile keine starre Einspannung für die Stege. Die einzelnen Querschnittsteile beeinflussen sich im überkritischen, also ausgebeulten Zustand gegenseitig. Es kommt zu einer elastischen Einspannung des weicheren Querschnittsteil in den steiferen. Die Annahme einer unabhängigen gelenkigen Lagerung für Steg und Flansch ist aus Kompatibilitätsgründen teilweise sehr ungenau. Bei jeweils gelenkiger Lagerung beult der vierseitig gehaltene Steg zum Beispiel bei konstanter Druckbeanspruchung in Halbwellen gleich der Steghöhe und der dreiseitig gehaltene Flansch unabhängig von der Länge nur in einer Halbwelle [49,51]. Aufgrund der im allgemeinen höheren Beulsteifigkeit der Stege wird das Beulmuster der Stege den Flanschen jedoch am Kantbereich aufgezwungen. Die elastische Einspannung der Flansche in die Stege wirkt für den Flansch zwar traglaststeigernd, auf den Steg jedoch traglastmindernd. Wird ein Flansch zugbeansprucht, kann dies als stabilisierend für den Steg angesetzt werden.
Diese Effekte kann man durch die Ermittlung der Beul-Verzweigungsspannung σ_{ki} des Gesamtprofiles berücksichtigen. Dann gilt σ_{ki} sowohl für Flansch als auch für Steg mit einer zugehörigen Anzahl *m* der Beulhalbwellen über die betrachtete Länge eines Stabes.
[84] berücksicht zusätzlich den Einfluß der Eckausrundungen auf die Beuleigenform des Gesamtprofiles. Große Abkantradien wirken sich günstig auf die Beulformen aus, sind baupraktisch aber meist nicht erwünscht. Es ist im Gegenteil ein Bestreben zu erkennen, den Abkantradius so klein wie möglich zu gestalten.
BRUNE [15-18] und **RUSCH** [73-75] haben sich wiederholt in ihren Arbeiten mit dem Tragverhalten einer dreiseitig gestützten Platte befaßt. Beide kommen zu dem Ergebnis, daß bei beulgefährdeten schlanken Flanschen das bisher in den Normen dokumentierte Tragverhalten nicht richtig wiedergegeben wird. Aus Kontinuitätsgründen an den Übergangsstellen der Beulhalbwellen ergibt sich die Bedingung, daß das Randdehnungsverhältnis über alle Laststufen konstant bleibt [50]. Wenn ein Randdehnungsverhältnis von $\varepsilon = 1$ aufgebracht wird, ergibt sich der in Bild 2-7 dargestellte Spannungsverlauf. Man erkennt eine Zugbeanspruchung am freien Rand. Daraufhin wurden von **BRUNE** neue mitwirkende Breiten in Abhängigkeit vom Dehnungsverlauf ε entwickelt, die sich besonders in der Anordnung eines Teils der mitwirkenden Breite am freien Rand vom bisherigen Regelwerk unterscheiden. Wichtig ist, daß die angenommene konstante Randverschiebung an den Auflagern sichergestellt werden muß.

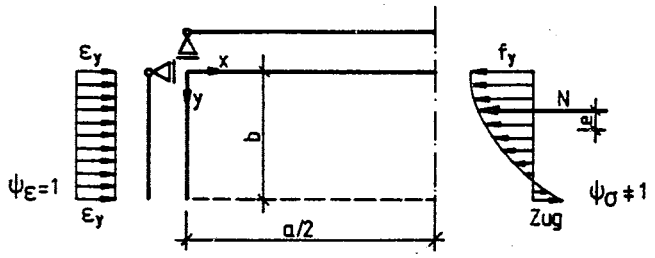
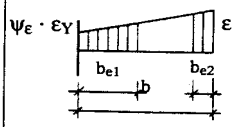
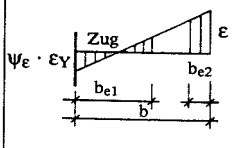
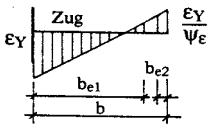


Bild 2-7 Dreiseitig gelagerte Platte mit konstanter Randverschiebung

Druckbeanspruchung am freien Längsrand		
Beanspruchung	Wirksame Breiten	Beulwert k
	$1 \geq \psi_\varepsilon \geq 0$ $\frac{b_{eff}}{b} = \rho$ $\frac{b_{e2}}{b} = \frac{0.226}{\bar{\lambda}_p^{\,2}}$	$1 \geq \psi_\varepsilon \geq -2$ $k = \frac{1{,}7}{3 + \psi_\varepsilon}$
	$0 \geq \psi_\varepsilon \geq -1$ $\frac{b_{eff}}{b} = \left(\frac{\rho - \psi_\varepsilon}{1 - \psi_\varepsilon}\right)$ $\frac{b_{e2}}{b} = \frac{0.226}{\bar{\lambda}_p^{\,2}}$	
	$\psi_\varepsilon \leq -1$ $\frac{b_{eff}}{b} = \left(\frac{\rho - \psi_\varepsilon}{1 - \psi_\varepsilon}\right)$ $\frac{b_{e2}}{b} = \frac{0.226}{\bar{\lambda}_p^{\,2}}\left(\frac{2}{1 - \psi_\varepsilon}\right)$	$-2 \geq \psi_\varepsilon \geq -3$ $k = 3.3\,(1 + \psi_\varepsilon) + 1.25\,\psi_\varepsilon^2$ $\psi_\varepsilon \leq -3$ $k = \frac{(1 - \psi_\varepsilon)^2}{3.4}$

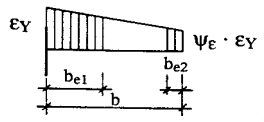
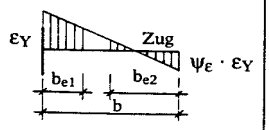
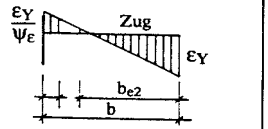
Druckbeanspruchung am gelagerten Längsrand		
Beanspruchung	Wirksame Breiten	Beulwert k
	$1 \geq \psi_\varepsilon \geq 0$ $\frac{b_{eff}}{b} = \rho$ $\frac{b_{e2}}{b} = \frac{0.226}{\bar{\lambda}_p^{\,2}}$	$k = \frac{1{,}7}{1 + 3\psi_\varepsilon}$
	$0 \geq \psi_\varepsilon \geq -1$ $\frac{b_{eff}}{b} = \left(\frac{\rho - \psi_\varepsilon}{1 - \psi_\varepsilon}\right)$ $\frac{b_{e2}}{b} = \frac{0.226}{\bar{\lambda}_p^{\,2}} + \left(\frac{\psi_\varepsilon}{\psi_\varepsilon - 1}\right)$	$k = 1.7 - 5\psi_\varepsilon + 17.1\,\psi_\varepsilon^2$
	$\psi_\varepsilon \leq -1$ $\frac{b_{eff}}{b} = \left(\frac{\rho - \psi_\varepsilon}{1 - \psi_\varepsilon}\right)$ $\frac{b_{e2}}{b} = \frac{0.226}{\bar{\lambda}_p^{\,2}}\left(\frac{2}{1 - \psi_\varepsilon}\right) + \left(\frac{\psi_\varepsilon}{\psi_\varepsilon - 1}\right)$	$k = 5.98\,(1 - \psi_\varepsilon)2$

Bild 2-8 Wirksame Breiten für dreiseitig gelagerte Platten nach [16]

Von **RUSCH** wird die neue Anordnung der wirksamen Breiten aufgegriffen und eine weitere Anpassung der Traglasten durch die Verwendung einer neuen Beulkurve für dreiseitig gelagerte Platten erreicht.

$$\rho = \frac{1}{\overline{\lambda}_p}\left(1 - \frac{0{,}22}{\overline{\lambda}_p}\right) + 0{,}05\overline{\lambda}_p \qquad \textbf{Gl. 2-1}$$

Die Definition der Bezugsschlankheit

$$\overline{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{ki}}} \qquad \textbf{Gl. 2-2}$$

geht auf Überlegungen **von KÁRMÁN** 's zurück, der 1932 in [40] folgerte, daß bei einer Platte der Breite b_{eff} bei der Beul-Verzweigungsspannung σ_{ki} die Streckgrenze f_y erreicht wird (Gl. 2-3).

$$\frac{b_{eff}}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{ki}}{f_y}} \qquad \textbf{Gl. 2-3}$$

Allerdings werden ideale Bedingungen zugrunde gelegt. **WINTER** [95] berücksichtigt dann durch einen empirisch ermittelten Abminderungsfaktor vorhandene Imperfektionen.

$$\frac{b_{eff}}{b} = \frac{1}{\overline{\lambda}_p}\left(1 - \frac{0{,}22}{\overline{\lambda}_p}\right) \qquad \textbf{Gl. 2-4}$$

Gl. 2-4 beschreibt das Tragverhalten vierseitig gelagerter Platten ausreichend genau und wird in Gl. 2-1 von **RUSCH** auch für die dreiseitig gelagerte Platte wieder aufgegriffen. Zusätzlich empfiehlt er, die Einspannung des Flansches in den Steg zu berücksichtigen, indem bei aus Platten zusammengesetzten Profilen der Beulwert für das Gesamtprofil ermittelt und weiterverwendet wird.
Einen Überblick über die Entwicklung und Anwendung zur Methode der wirksamen Breiten, auf den an dieser Stelle verwiesen wird, gibt [66].

2.7 Fließlinientheorie

In durchgeführten Traglastversuchen wurden im Versagenszustand von U-Profilen immer wieder ausgeprägte plastische Faltmechanismen beobachtet.

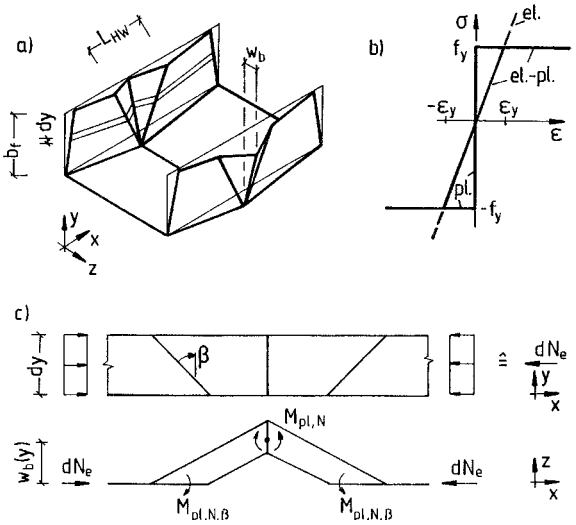


Bild 2-9 aus [76] **Grundlagen der Fließlinientheorie:**
a) plastischer Faltmechanismus bei einem U-Profil
b) Spannungs-Dehnungsbeziehungen
c) Gleichgewicht am Streifen der Breite dy

Vor diesem plastischen Versagen ist örtliches Beulen in kaltgeformten Querschnitten vorherrschend, welches durch relativ kurze Beulhalbwellen der einzelnen Plattenelemente gekennzeichnet ist. Das örtliche Beulen im elastischen Spannungsbereich kennzeichnet nicht das Versagen eines Bauteils, sondern es existiert ein stabiles Nachbeulverhalten, oben als überkritisches Tragverhalten schon beschrieben. Beim elastischen Ausbeulen finden Spannungsumlagerungen zum Beispiel an die Ränder einer Platte statt. Das Fließen beginnt in bestimmten Bereiches des Querschnittes teilweise schon lange vor dem Versagen eines Bauteils. Erst wenn ganze Querschnittstreifen durchplastiziert sind, die aufgrund von Geometrie- und Verträglichkeitsbedingungen nicht senkrecht liegen müssen, ergibt sich als Versagensmechanismus ein räumliches Faltwerk, das einem globalen plastischen Gelenk eines Trägers entspricht.
MURRAY [58] hat für schräg zur Beanspruchung liegende plastische Gelenke die Gleichungen zur Ermittlung des plastischen Momentes hergeleitet. Diese Gleichungen nutzt er und erarbeitet in [60] 8 Grundtypen von Versagensmechanismen dünnwandiger Stahlstrukturen. Die unterschiedlichen Versagensmechanismen und deren Lage im Träger sind nicht unbedingt an die Form der Versuchskörper gebunden, sie sind im Gegenteil in Versuchen mit identischen

Versuchskörpern schwer reproduzierbar. Anfangsimperfektionen beeinflussen den ersten Punkt der Plastizierung, und damit ist auch die Lage und Form des Faltwerkes festgelegt. Trotzdem kann für normalspannungsbeanspruchte U-Profile die Anzahl der möglicherweise auftretenden Faltwerke reduziert werden. Ein häufig auftretender Faltmechanismus der Flansche ist in Bild 2-9 dargestellt. Er entspricht dem Basismechanismus 3 nach [60].
Für den durch Biegung teilweise druckbeanpruchten Steg gibt es mindestens 2 Möglichkeiten von bereichsweise ausgebildeten Faltmechanismen, der sogenannte *flip-disc* Mechanismus mit ellipsenförmigen Fließlinien und ein von **KUHLMANN** [45] hergeleiteter, der infolge gemeinsamen Versagen von Gurt und Steg aus Verträglichkeitsbedingungen entsteht.

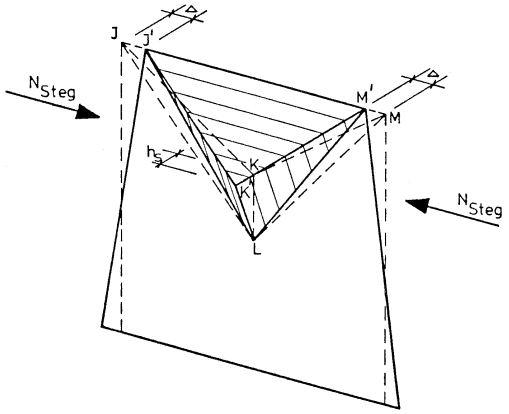


Bild 2-10 aus [45] Gelenklinienmodell einer Stegausbeulung

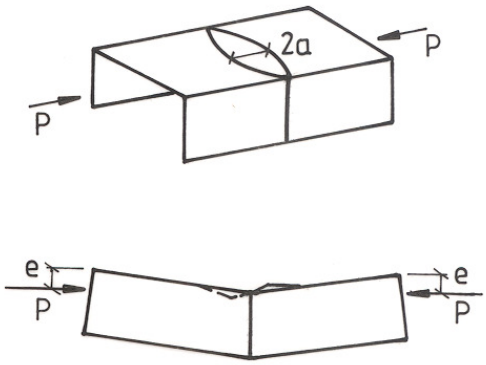


Bild 2-11 *flip-disc* Mechanismus

Das *flip-disc* Faltwerk wurde bei verschiedenen Profilen beobachtet, wie zum Beispiel auch an Hohlprofilen [59] oder an gedrückten Gurten von Hut-Profilen unter Biegebeanspruchung [3]. Die Fließlinien bilden über die Scheibendicke keine reinen Normalspannungsblöcke im plastizierten Zustand, da sich die Spannung aus Anteilen der Plattenbiegung während des Ausbeulens und der Membranspannung zusammensetzt.

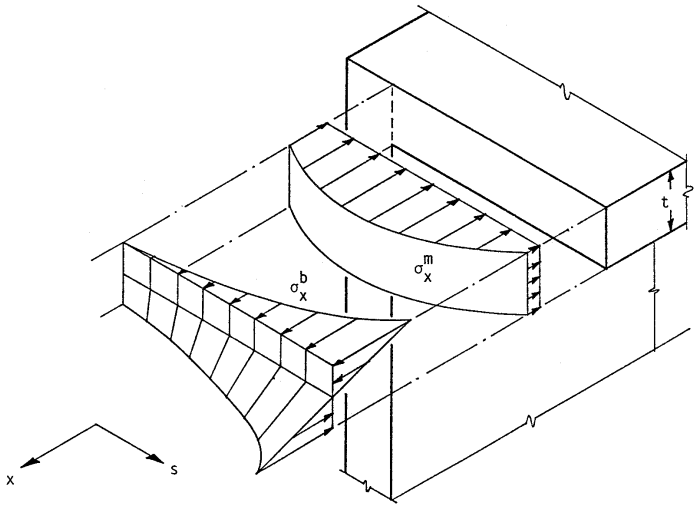


Bild 2-12 Membran- und Biegespannung im Gurt eines U-Profiles bei statischer Lasteinleitung [97]

2.8 Low Cycle Fatigue

Neben der Dauerschwingbeanspruchung, die zu einer Materialermüdung bei Spannungen unterhalb der Streckgrenze führen kann, ist eine Niedriglastspielzahl - Ermüdung bei Spannungen oberhalb der Streckgrenze möglich. Diese wird auch Low Cycle Fatigue (LCF) genannt und ist mit einer Bruchlastspielzahl $N < 10^4$ bis 10^5 verknüpft.

Mikroskopisch gesehen sind die allgemeinen Baustähle Mischkristallegierungen. Die Festigkeit wird durch Mischkristall- und Korngrenzenhärtung erzeugt. Alle Maßnahmen zur Erhöhung der Streckgrenze sind auf die Behinderung von Versetzungsbewegungen bei äußerer Krafteinwirkung zurückzuführen. Während elastische Verformungen auf reversiblen Dehnungen, Stauchungen und Verzerrungen des Kristallgitters beruhen, vollzieht sich beim Fließbeginn ein irreversibles Abgleiten ganzer Gitterbereiche in bevorzugten Gleitebenen. Diese Versetzungsbewegungen sind makroskopisch als Fließbereiche im Spannungs - Dehnungs - Diagramm erkennbar.

Wird bis in den Fließbereich belastet, treten makroskopisch plastische Verformungen auf.
Bei erneuter Belastung verhält sich der Werkstoff elastisch, als Folge der Kaltreckung wird die Streckgrenze erhöht. Unterwirft man das Bauteil anschließend einer Druckbeanspruchung, so ergibt sich im Druckbereich eine Herabsetzung der Fließgrenze, das heißt, die Krümmung der Spannungs - Dehnungslinie setzt früher ein. Bei anschließender Wiederbelastung bildet sich die Hysteresis-Schleife. Ihr Flächeninhalt stellt die bei einem Zyklus verlorengehende Formänderungsarbeit dar. Wird er mehrmals durchlaufen, wird jedes Mal diese Arbeit verbraucht.

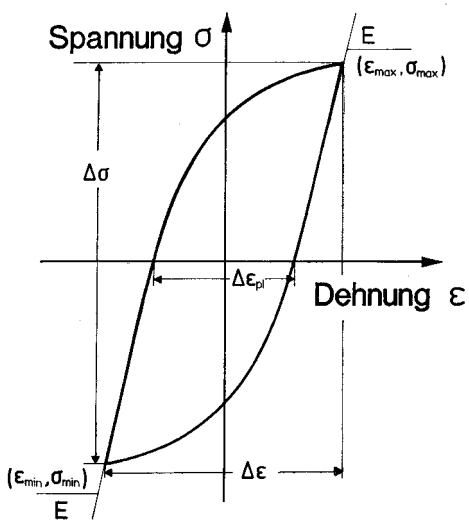


Bild 2-13 Primäre Kenngrößen der Hysteresekurve

Findet nun eine zyklische Belastung statt, können die alternierenden plastischen Dehnungen zu einem lokalen plastischen Ermüden des Materials und schließlich zum Bruch führen (LCF). Eine andere mögliche Versagensform ist, daß sich bei konstanter, zum Spannungsnullpunkt asymmetrischer Wechselbelastung fortschreitende Deformationen einstellen, ein Effekt, der im allgemeinen als *Ratchetting* bezeichnet wird. Das inkrementelle unbegrenzte Anwachsen plastischer Verformungen kann zur Gebrauchsunfähigkeit der Struktur führen.
Bei asymmetrisch konstant wechselnder Dehnungsamplitude führt die vorhandene Mitteldehnung ε_m zu einer Mittelspannung σ_m, die im Laufe der zyklischen Belastung abgebaut werden kann. Die Mittelspannungrelaxation ist durch ein Absinken der Hysteresekurve in Richtung $\sigma_m = 0$ gekennzeichnet.
Das Materialverhalten unter zyklischer plastischer Beanspruchung wird teilweise durch bestimmte Ver- und Entfestigungsvorgänge überlagert. Ob ein Werkstoff ent- oder verfestigt, ist unter anderem von seiner mechanischen Vorgeschichte abhängig.

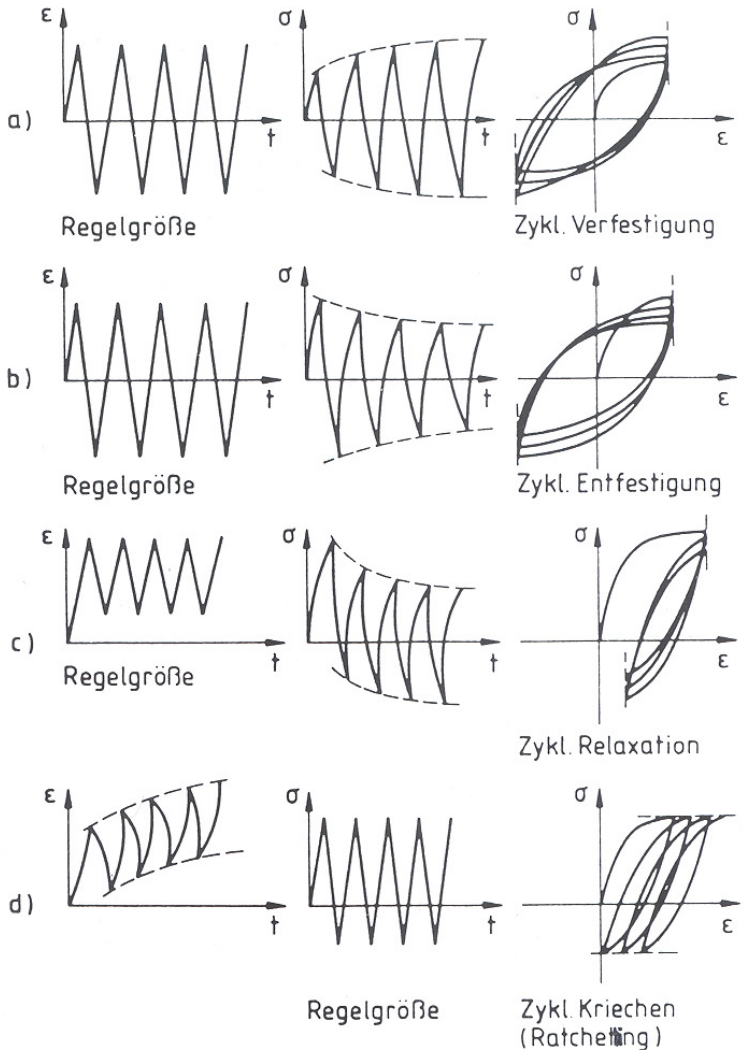


Bild 2-14 [79] mögliche Vorgänge bei der zyklischen Verformung

Wechselver- und entfestigungen finden meist in den ersten Belastungszyklen statt, häufig schließt sich diesem Anfangsbereich ein zweiter Bereich an, in dem für die Versuchsführung

a) $\Delta\sigma / 2 = \text{konstant} \rightarrow \Delta\varepsilon_{pl} / 2 = \text{konstant}$ bleibt, oder für

b) $\Delta\varepsilon_{pl} / 2 = \text{konstant} \rightarrow \Delta\sigma / 2 = \text{konstant}$ bleibt.

Dieser Bereich ist der zyklische Sättigungsbereich. Die Versetzungsstruktur kann als quasi-stationär betrachtet werden. Der Sättigungszustand ist charakterisiert durch eine geschlossene Spannungs-Dehnungs-Hysteresenschleife. Man bezeichnet diese als stabilisiert. Der zyklische Sättigungsbereich erstreckt sich oft über den größten Teil der Werkstofflebensdauer, der Anfangsbereich kann aus diesem Grund für Ermüdungsfestigkeitsbetrachtungen vernachlässigt werden.

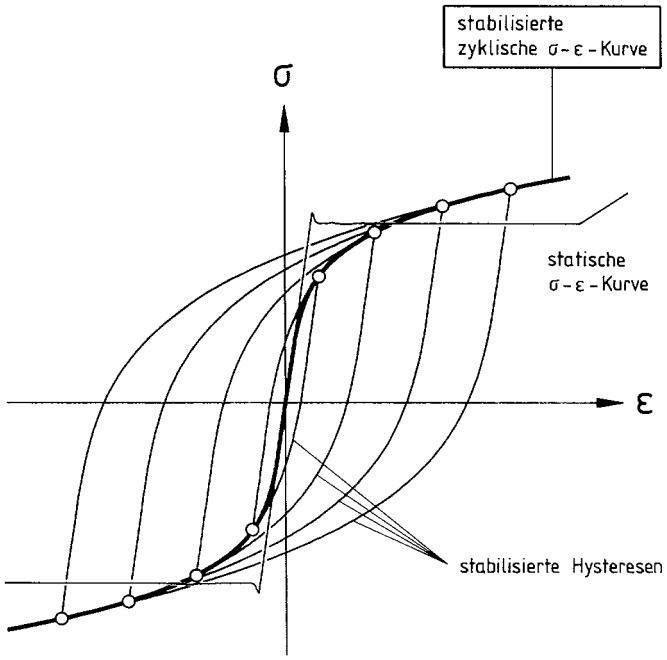


Bild 2-15 Stabilisierte zyklische Spannungs - Dehnungs - Kurve

In der zyklischen Spannungs - Dehnungs - Kurve werden die den Sättigungszustand charakterisierenden Amplituden der Spannungen verschiedener Lastniveaus jeweils gegen die zugehörige Amplituden der plastischen Dehnungen aufgetragen und miteinander verbunden.

Der Fall, bei dem kein unmittelbares LCF - Versagen auftritt, wird als *Einspielen* einer Struktur bezeichnet. Charakteristisch für diesen Zustand ist, daß in den ersten Zyklen des Belastungs-prozesses im Körperinneren plastische Dehnungen entstehen, die eine Eigenspannungsverteilung hervorrufen. Ab einem gewissen Zeitpunkt des Belastungsprozesses verhindert die nun ausgebildete Eigenspannungsverteilung, daß zusätzliche plastische Dehnungen auftreten können. Der Körper verhält sich ab diesem Zeitpunkt nur noch rein elastisch.

Untersuchungen zum Materialverhalten unter plastischer Wechselbeanspruchung von Baustahl wurden in [83] und [79] durchgeführt und ausgewertet. Hierbei ging es neben den Untersuchungen zu den Phänomenen des LCF vor allem um die Entwicklung geeigneter Stoffgesetze, mit denen zum Beispiel das Ratchetting oder das Einspielen beschrieben werden kann. Anschließend können diese Stoffgesetze in entsprechende FEM-Programme implementiert werden. Überelastische Beanspruchungen finden sich auch im Bereich von Spannungskonzentrationen in Kerben. Ein Anwendungsbeispiel, eine einspringende Ecke an ausgeklinkten Trägern, ist in [77] aufbereitet. Forschungsergebnisse zum Thema LCF sind in den Proceedings von Internationalen Symposien, zum Beispiel [69], und Konferenzen dokumentiert, die in unregelmäßigen Abständen stattfinden.
Grundlagen zum plastischen zyklischen Verhalten von Metallen findet man unter anderem in [20] und [65].

Im LCF - Bereich führt die plastische Verformung des Bauteils schnell zur Aufrauhung der Oberfläche, wobei sich nach und nach an den Austrittsstellen stark aktivierter Versetzungsgleitebenen Risse bilden können. Diese folgen zunächst der Gleitebene, um schließlich senkrecht zur Beanspruchungsrichtung unabhängig von der Gleitebene fortzuschreiten.

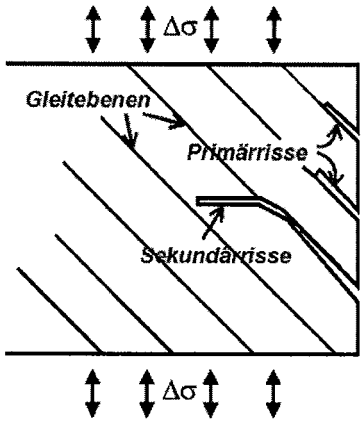


Bild 2-16 [25] Rißeinleitung bei Niedriglastspielzahlermüdung

Ab der Entstehung eines Risses wird der Bereich des LCF verlassen, die weitere Lebensdauer kann mittels Methoden der Bruchmechanik abgeschätzt werden.

Da die in dieser Arbeit durchgeführten Versuche mit konstanten Lastdifferenzen gefahren wurden, wird auf weitere Besonderheiten, wie zum Beispiel das Materialerinnerungsvermögen, nicht eingegangen.

Infolge der vorhandenen statischen Bemessungskonzepte tritt im Stahlbau oft planmäßig eine Belastung bis in den plastischen Bereich auf. Wenig Beachtung wird allerdings der Tatsache geschenkt, daß dann bei ständiger hoher Beanspruchung bereits nach wenigen Belastungszyklen Phänomene des LCF auftreten können. Weitere Studien erscheinen sinnvoll, wie zum Beispiel auch in [36] einige Ansätze erkennbar sind, um ausreichende Abgrenzungskriterien zur Verfügung zu stellen.

In [53] werden Lastenniveaus für Betriebsfestigkeitsbeanspruchungen von geschweißten Verbindungen aus kaltgeformten Hohlprofilen untersucht. Auf der Grundlage von [22], in dem geschrieben steht
„ In keinem Fall darf die berechnete Zugspannung in einem Bauteil 60 % der Streckgrenze unter Gebrauchslasten und 80 % unter Traglasten überschreiten.“
wird dort ein Abgrenzung einer gesamten Verbindung zum Versagen infolge LCF festgestellt. Die Ergebnisse aus [53] stimmten mit den Bedingungen nach [22] überein. Das Verhältnis des maximalen elastischen Momentes zum Traglastmoment war immer kleiner als 0,6.

3 Das Konzept des EC 3

3.1 Allgemeines

Die in [48] untersuchten Profile sind in die Querschnittsklasse 4 nach EC 3 Teil 1-1 [N5] einzuordnen.

Querschnitte der Klasse 4 sind solche, bei denen örtliches Beulen vor Erreichen der Streckgrenze in einem oder mehreren Teilen des Querschnittes auftritt.

Überprüft wird die Einstufung anhand der Abmessungsverhältnisse der druckbeanspruchten Querschnittsteile, wobei die ungünstigste Klasse in der Regel für den gesamten Querschnitt maßgebend ist.

Das örtliche Ausbeulen darf bei der Ermittlung der Querschnittswerte durch den Ansatz wirksamer Breiten berücksichtigt werden. Für die notwendigen Formeln zur Ermittlung der wirksamen Breiten verweist [N5] auf den EC 3 Teil 1-3 [N6] und EC 3 Teil 1-5 [N7]. Die Widerstände gegen Momenten- oder Druckbeanspruchung werden somit unter Berücksichtigung des lokalen Beulens abgemindert.

Die verwendeten Probekörper [48] erfüllen die Anforderungen an die Werkstoffeigenschaften nach [N6]. Die Blechdicken liegen in dem dort definierten Bereich von

$1{,}0 \text{ mm} \leq t \leq 8{,}0 \text{ mm}$.

Die Kaltumformung der Profile erfolgte durch Abkanten, eine mögliche Streckgrenzenerhöhung infolge der Kaltbearbeitung wirkt deshalb nur örtlich und wird in den Berechnungen nicht angesetzt.

3.2 Ermittlung der wirksamen Breiten

3.2.1 Allgemeines

Das Konzept der wirksamen Breiten beschreibt anschaulich die überkritische Tragfähigkeit druckbeanspruchter, schlanker Platten. Die überkritischen Tragreserven der Platte ergeben sich zum einen durch die Ausbildung eines räumlichen Membranzustandes und zum zweiten durch die Umlagerung der Belastung.

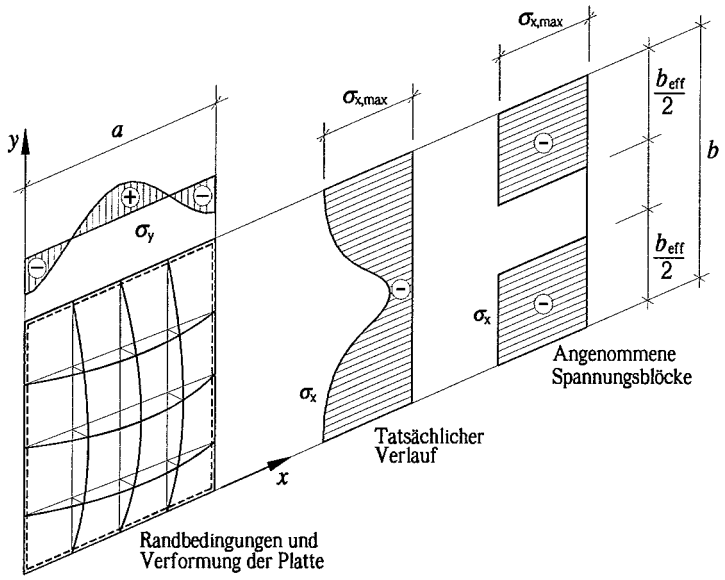


Bild 3-1 Wirksame Breite einer zentrisch gedrückten Platte unter reiner Druckbeanspruchung

Der räumliche Membranspannungszustand kann sich oberhalb der Beulspannung $\sigma_{x,cr}$ infolge der großen Beulverformung ausbilden. Das Ausbeulen aktiviert die Dehnsteifigkeit der Platte in Querrichtung. Es entstehen die dargestellten quergerichteten Membranzugspannungen σ_y , die im ausgebeulten, mittleren Bereich der Platte dem Ausbeulen entgegenwirken. Die für das Gleichgewicht erforderlichen Druckspannungen werden an den Querrändern aufgebracht. Ebenfalls durch die Verformungen bedingt verteilen sich die Längsspannungen σ_x ungleichförmig. Die Fasern im ausgebeulten, mittleren Bereich der Platte beteiligen sich nur noch wenig am Lastabtrag, die Spannungen an den gestützten Längsrändern dagegen können bis zur Fließgrenze anwachsen.

BRUNE [15] erklärt die Spannungsumlagerung mit den anzusetzenden gleichmäßigen Dehnungen der Platten, die einen nichtlinearen Spannungsverlauf hervorrufen. Diese Theorie beschreibt besonders das Tragverhalten der dreiseitig gelagerten Platte besser.

Bei dem Konzept der wirksamen Breite wird der tatsächliche, ungleichmäßige Spannungsverlauf durch fiktive Spannungsblöcke mit dem Größtwert $\sigma_{x,max}$ am Plattenrand und der wirksamen Breite b_{eff} ersetzt. Zu berücksichtigen ist bei einer vorhandenen Normalkraft und einer eventuellen Schwerpunktverschiebung ein zusätzliches Biegemoment.

Es gibt in den gültigen Normen, wie zum Beispiel [N2], Elastisch / Elastische und Elastisch / Plastische Bemessungsverfahren.

3.2.2 EC 3 Teil 1-3 [N6]

Bei kaltgeformten dünnwandigen Querschnitten ist der Teil 1-3 [N6] der europäischen Stahlbaunorm anzuwenden. Dort wird ein Elastisch / Elastisches Bemessungsverfahren aufbereitet. Die vorhandenen Breiten von Steg und Flanschen werden im Druckbereich reduziert. In Zugbereichen darf die gesamte Breite angesetzt werden. Ein Unterschied zum Beispiel in der Bemessung nach [N2] ist die Annahme von $max\ \sigma = f_y$ am Rand des wirksamen Querschnittes. Durch Extrapolation erhält man die Spannung am Rand des Bruttoquerschnittes. Mit dieser wird das Spannungsverhältnis ψ bestimmt. Das Randspannungsverhältnis darf durch Iteration verbessert werden. In der vorliegenden Arbeit wird bei den Nachrechnungen jeweils nach dem 3. Iterationsschritt abgebrochen.
Für den Flansch wird die Modifikation der **WINTER** -Formel nach **RUSCH**, die im Anhang D von [N5] aufgenommen wurde und im Abschnitt 2 bereits aufgeführt ist, verwendet.

$$\frac{b_f'}{b_f} = \frac{1}{\overline{\lambda}_p}\left(1 - \frac{0{,}22}{\overline{\lambda}_p}\right) + 0{,}05\overline{\lambda}_p \qquad \textbf{Gl. 3-1}$$

Die Aufteilung der ermittelten wirksamen Breite erfolgt nach **BRUNE** , die die Anordnung eines Teils der wirksamen Breite am freien Längsrand vorsieht. Damit ist der Rand des Bruttoquerschnittes auch der Rand des wirksamen Querschnittes, eine Spannungsextrapolation ist nicht mehr notwendig.
Da die Arbeiten von **BRUNE** und **RUSCH** sich bei der Ermittlung der wirksamen Breite des Steges auf die **WINTER** - Formel beziehen, wird diese bei der Traglastbestimmung zugrunde gelegt.
Die wirksame Breite des unter Druckspannung stehenden Bereiches des biegebeanspruchten Steges wird entsprechend der Norm im Verhältnis 40 % : 60 % aufgeteilt, wobei der mit 60 % größere Anteil der wirksamen Breite an den zugbeanspruchten Bereich des Steges anschließt.
Die wirksamen Querschnittswerte werden tabellarisch unter Berücksichtigung der Ausrundungsradien (Bild 3-2) ermittelt. In den Ausrundungsradien wird von einem Kreisringausschnitt mit konstanter Blechdicke ausgegangen, Blechdickenabminderungen in diesen Bereichen aus dem Herstellungsprozess, wie zum Beispiel in [96] beschrieben, können vernachlässigt werden.

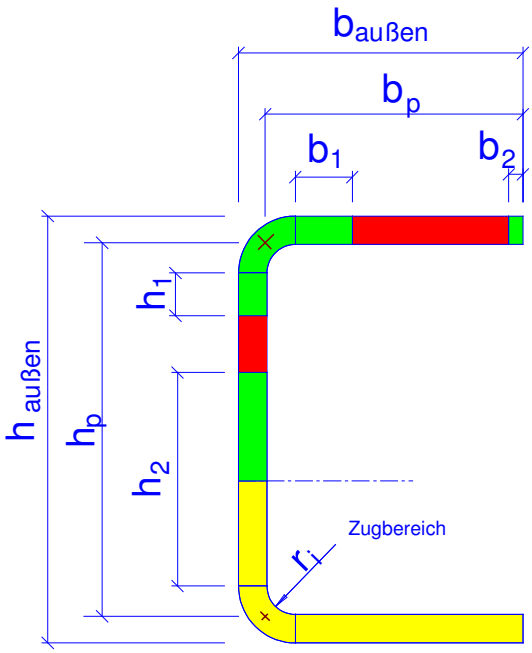


Bild 3-2 Angesetzte mitwirkende Breiten zur Ermittlung der Querschnittswerte

Die so ermittelten Traglasten werden den experimentell ermittelten Traglasten der Vorversuche [48] gegenübergestellt. Es ergab sich eine große Diskrepanz für die Einbaulage C (U - Profil liegend, Bild 4-3), so daß das im folgenden Abschnitt beschriebene gemeinsame Wirken von Flansch und Steg berücksichtigt wurde.

3.2.3 Berücksichtigung der Einspannung von Querschnittsteilen

Dünnwandige kaltgeformte Profile setzen sich aus mehreren Querschnittsteilen zusammen. Aus Vereinfachungsgründen erfolgt die Bemessung der einzelnen Querschnittsteile in der Regel unabhängig voneinander. In verschiedenen Bemessungsgrundlagen wird als Randbedingung auf der sicheren Seite eine gelenkige Lagerung angegeben. Dies hat unterschiedliche Beulformen der Teilplatten zur Folge, die sich aufgrund der kontinuierlichen Verbindung der Querschnittsteile entlang ihrer Ränder nicht einstellen können. Es erfolgt eine gegenseitige Beeinflussung. Das schwächere Querschnittsteil, im allgemeinen der Flansch, spannt sich in das stärkere, den Steg ein.

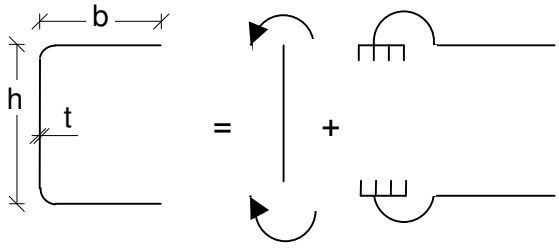


Bild 3-3 Teileinspannung der Flansche in den Steg

Beulwerte für unterschiedliche Einspanngrade sind in der Literatur zu finden [z.B. 51].

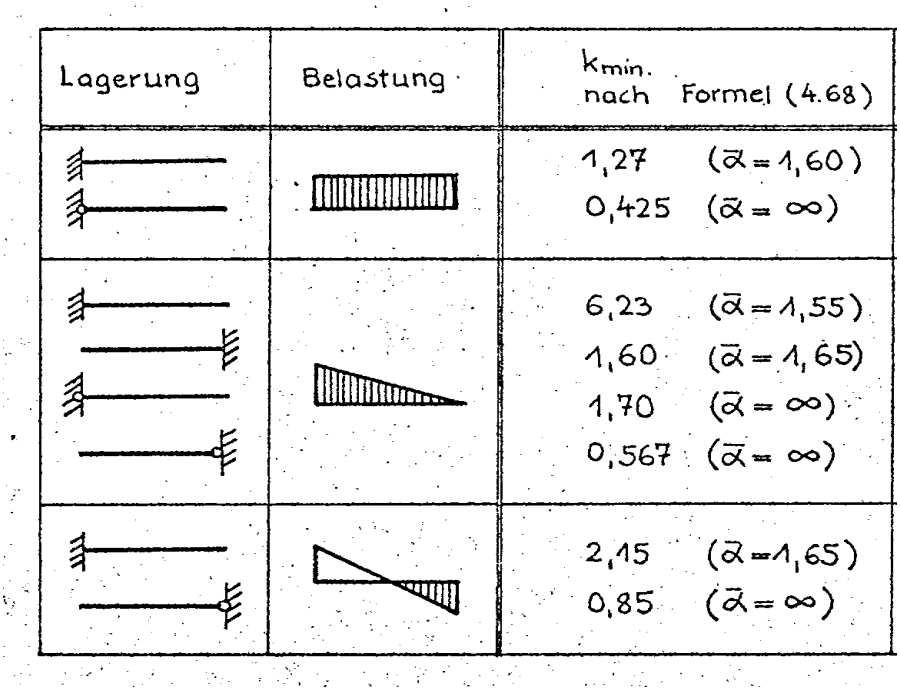


Bild 3-4 Beulwerte k_σ für dreiseitig gestützte Platten [51]

Für die Einbaulage C ergaben sich eine gute Übereinstimmung sowohl mit den experimentell als auch mit den numerisch ermittelten Lasten, wenn der druckbeanspruchte Flansch als vollständig eingespannt angenommen wird. Ausreichend genau wird der Beulwert k_σ zwischen den Spannungsverhältnissen $\psi = 0$ und $\psi = -1$ interpoliert.

Da bei der Einbaulage A (U-Profil stehend, Bild 4-3) neben dem druckbeanspruchten Flansch auch der angrenzende Stegbereich druckbeansprucht und damit beulgefährdet ist, wird die gelenkige Lagerung für beide Querschnittsteile angesetzt. Auch hier ergeben sich mit dieser Annahme gute Übereinstimmungen mit den Lasten aus den Versuchen und der FEM. Vergleichende Untersuchungen mit einem gemeinsamen Beulwert für Flansch und Steg ergaben geringe Auswirkungen auf die Ergebnisse. Eine gemeinsame elastische Beulverzweigungs-spannung σ_{ki} führte zu nur geringfügig höheren Traglasten, so daß die getroffenen Annahmen hinsichtlich des Beulwertes nachfolgend als ausreichend genau und auf der sicheren Seite liegend angesehen werden können.

3.2.4 Traglasten der Probekörper der statischen Vorversuche [48]

Beispielhaft werden an dieser Stelle die Traglasten der Probekörper der statische Vorversuche für die Einbaulage A und C auf der Grundlage der wirksamen Breiten berechnet.
Die Probekörper sind U-Profile mit den Abmessungen Flansch/Steg/Flansch von 80/353/80 und einer Blechdicke von 2,5 mm. Die Streckgrenze beträgt f_y = 220 N/mm² und der Elastizitätsmodul E = 220 000 N/mm². Beide Werte wurden experimentell bestimmt.
Die Bezeichnungen der Teilplatten des Profils beziehen sich auf Bild 3-2,
Abminderungsfaktoren etc. werden entsprechend Abschnitt 3.2.2 und Abschnitt 2.6 verwendet.

<u>Einbaulage A</u> (U-Profil stehend)

[cm^x]	b r_a	h r_i	z	A	z*A	z²*A	I_o
OG	6,75	0,25	0,125	1,7	0	0	0
Ausrundung	1,25	1,00	0,531	0,4	0	0	0
Steg oben	0,25	32,80	17,650	8,2	145	2554	735
Steg unten	0,00	0,00	0,000	0,0	0	0	0
Ausrundung	1,25	1,00	34,769	0,4	15	534	0
UG	6,75	0,25	35,175	1,7	59	2088	0
				12,5	220	5177	735

z_s^{oben} = -17,65 cm
z_s^{unten} = 17,65 cm I = 2031 cm^4

$M = f_y * I / z_s^{oben}$ = 2531 kNcm ψ^{Steg} = -1,00 ψ^{Gurt} = 1,00

Reduktion des Flansches mit b_p = 7,47 cm k_σ = 0,43

$\overline{\lambda}_p = 1{,}052 * b_p/t * (f_y/(E*k_\sigma))^{-1/2}$ = 1,516 ρ^{RUSCH} = 0,640 b_e = 4,06 cm

Reduktion des Steges mit b_p = 34,24 cm k_σ = 23,9
b_c = 17,12 cm

$\overline{\lambda}_p = 1{,}052 * b_p/t * (f_y/(E*k_\sigma))^{-1/2}$ = 0,932 ρ = 0,819

$b_{e1} = b_1$ = 4,89 cm b_{e2} = 8,42 cm b_2 = 24,82 cm

1. Iteration

OG	4,06	0,25	0,125	1,0	0	0	0
Ausrundung	1,25	1,00	0,531	0,4	0	0	0
Steg oben = b_1	0,25	4,89	3,696	1,2	5	17	2
Steg unten = b_2	0,25	24,82	21,641	6,2	134	2906	318
Ausrundung	1,25	1,00	34,769	0,4	15	534	0
UG	6,75	0,25	35,175	1,7	59	2088	0
				11,0	214	5545	321

z_s^{oben} = -19,42 cm
z_s^{unten} = 15,88 cm I = 1712 cm^4

$M = f_y * I / z_s^{oben}$ = 1940 kNcm ψ^{Steg} = -0,82 ψ^{Gurt} = 1,00

Reduktion des Steges mit $b_p = 34{,}24$ cm $k_\sigma = 19{,}5$

$b_c = 18{,}89$ cm

$\bar{\lambda}_p = 1{,}032$ $\rho = 0{,}762$

$b_{e1} = b_1 = 5{,}04$ cm $b_{e2} = 8{,}64$ cm $b_2 = 23{,}27$ cm

2. Iteration ... 3. Iteration M = 1870 KNcm

aus Eigengewicht $M_g =$ 5 kNcm $M_F = M - M_g =$ 1865 KNcm

(1865 / 37) * 2 = **F = 100,8 KN**

Die berechnete Traglast stimmt gut mit dem Versuchsergebnis von 95,1 kN überein. Die geringe Abweichung von 6 % ergibt sich womöglich aus nicht erfaßten Einflüssen von Verdrehungen.

<u>Einbaulage C</u> (U-Profil liegend)

[cm^x]	b r_a	h r_i	z	A	z*A	z²*A	I_o
Steg oben = b_2	0,50	6,75	3,375	3,4	11	38	13
Steg unten = b_1	0,00	0,00	0,000	0,0	0	0	0
2 Ausrundungen	1,25	1,00	7,469	0,9	7	49	0
UG	32,70	0,25	7,875	8,2	64	507	0
				12,4	82	595	13

$b_c = z_s^{oben} =$ -6,62 cm

$z_s^{unten} =$ 1,38 cm $I = 62$ cm^4

$M = f_y * I / z_s^{oben} =$ 206 kNcm $\psi = -0{,}21$

Reduktion des Flansches mit $b_p = 7{,}47$ cm $k_\sigma^{Einspg.} = 1{,}71$

$\bar{\lambda}_p = 1{,}052 * b_p/t * (f_y/(E*k_\sigma))^{-1/2} = 0{,}759$ $\rho^{RUSCH} = 0{,}973$

$b_{e2}^{BRUNE} = b_2 = 2{,}93$ cm $b_{e1} = 4{,}38$ cm $b_1 = 3{,}66$ cm

1. Iteration

Steg oben = b_2	0,50	2,93	1,465	1,5	2	3	1
Steg unten = b_1	0,50	3,66	4,922	1,8	9	44	2
2 Ausrundungen	1,25	1,00	7,469	0,9	7	49	0
UG	32,70	0,25	7,875	8,2	64	507	0
				12,4	82	604	3

$b_c = z_s^{oben} =$ -6,65 cm

$z_s^{unten} =$ 1,35 cm $I = 61$ cm^4

$M = f_y * I / z_s^{oben} =$ 202 kNcm $\psi = -0{,}20$ nur geringe Änderung

2. Iteration ... 3. Iteration M = 202 KNcm

aus Eigengewicht $M_g =$ 5 kNcm $M_F = M - M_g =$ 197 KNcm

F = 10,6 kN

Die im Versuch ermittelte Traglast von 10,4 kN stimmt mit einer Abweichung von nur 2 % außerordentlich gut mit dem Rechenergebnis des oben beschriebenen Verfahrens überein.

3.3 Betriebsfestigkeitsnachweis

3.3.1 Allgemeines

Die Materialermüdung bildet eine der grundlegenden Schadensursachen bei Tragelementen im Stahlbau. Die Ermüdung äußert sich in Form von Rissen, die sich an bestimmten Stellen innerhalb der Tragelemente bei wiederholter Belastung bilden. Ursache für diese Ermüdungsrisse können zum Beispiel das gleichzeitige Vorhandensein von Zugeigenspannung, Kerbe und daraus folgender Spannungskonzentration sein, auch wenn die aufgebrachte berechnete Spannung weit unterhalb der Streckgrenze liegt.

3.3.2 Nachweis mit Hilfe von Nennspannungen

Der EC 3 Teil 1-9 [N8] regelt den Ermüdungsnachweis mit *Wöhler*linien, die in Form eines Rasters von Geraden mit definierter Neigung m im doppellogarithmischen Maßstab vorgegeben sind (Bild 3-5).
Auf der Abszisse des Diagramms sind die Last- oder Spannungsschwingspiele N aufgetragen und auf der Ordinate die zu den Lastspielen zugehörige ertragbare Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ der vorgegebenen Kerbdetails.
Es handelt sich hierbei um Nennspannungen. Diese können meist ohne großen Rechenaufwand bestimmt werden, müssen aber im elastischen Bereich des Werkstoffs liegen. Die mehr oder weniger große Abweichung der tatsächlichen Spannungsverteilung am Kerbdetail von der errechneten Nennspannung bedingt, daß die ertragbare Nennspannungsschwingbreite entscheidend von der Bauteilgeometrie und der Beanspruchungsart eines Bauteils abhängt. Wenn diese außerhalb eines akzeptablen Streubereichs liegen, zum Beispiel hinsichtlich der Bauteildicke, muß die Bauteil - *Wöhler*linie für den Einzelfall neu ermittelt werden.
Der Wert der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ bei $N = 2*10^6$ Lastspielen steht dabei für den jeweiligen Kerbfall.
Von maßgebender Bedeutung für geschweißte Konstruktionen ist die Spannungsschwingbreite

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \qquad \textbf{Gl. 3-2}$$

ohne Berücksichtigung des vorhandenen Spannungsniveaus.

Die Spannungsschwingbreite darf den Grenzwert $1{,}5 \cdot f_y$ nicht überschreiten.

Obwohl das Niveau der Spannungen aus Eigengewicht und anderen ständigen Lasten in den Kerbfallgruppen unberücksichtigt bleibt, ist dieser Zustand für Profile der Querschnittsklasse 4 eventuell von Bedeutung, da sich die sekundären Biegespannungen in Abhängigkeit von der Größe der Vorverformungen ergeben.

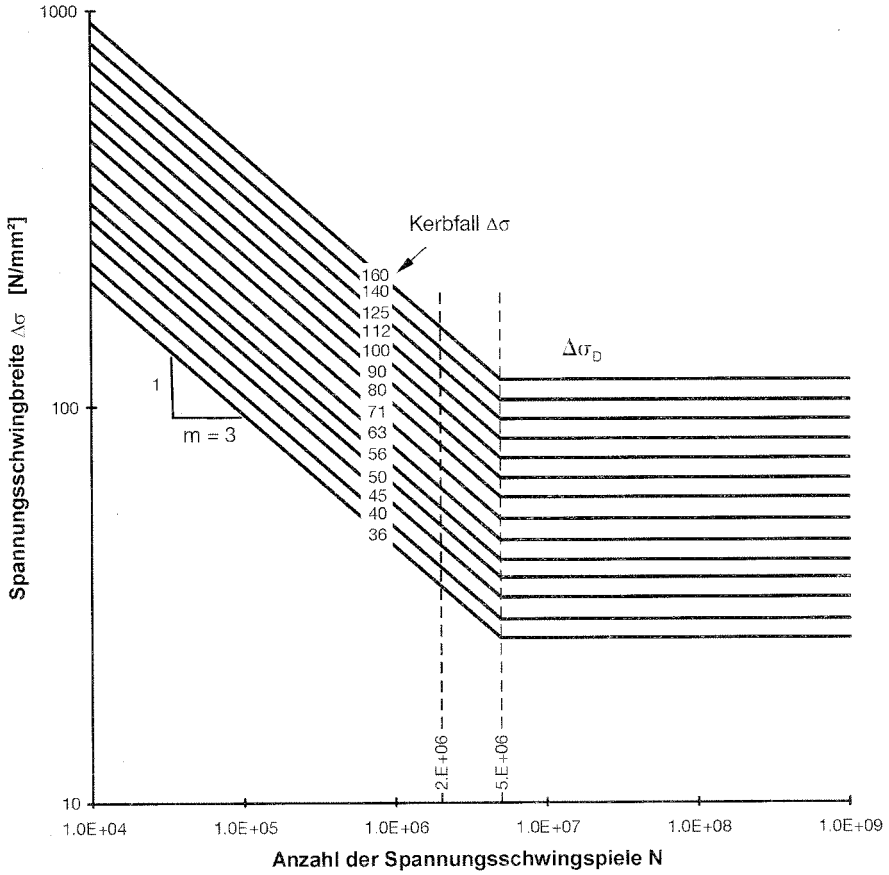


Bild 3-5 Ermüdungsfestigkeitskurven für Normalspannungsschwingbreiten

Für nichtgeschweißte Konstruktionen darf nach [81] die Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$ in Abhängigkeit von der vorhandenen Mittelspannung σ_m erhöht werden.

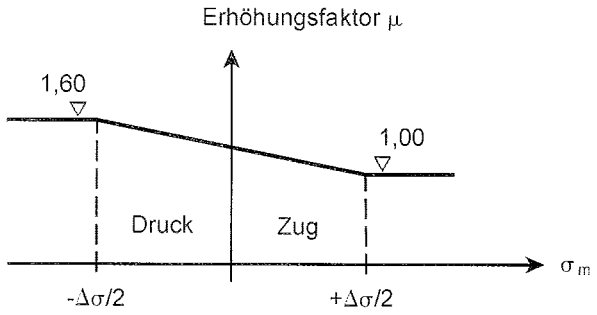


Bild 3-6 Erhöhungsfaktor für die Ermüdungsfestigkeit für nicht geschweißte Kerbfälle

Wenn es aufgrund der Betriebsbelastungen zusätzlich zu den Eigenspannungen zu einem einmaligen Plastizieren des Materials kommt, entspricht das einer Kaltverfestigung. Für nachfolgende Belastungszyklen ergibt sich dann ein elastischer Spannungsverlauf.

Die untersuchten U-Profile [48] werden nach [N8]

- für den Kantbereich in die Kerbgruppe 160
- für die Flanschränder (geschert) in die Kerbgruppe 140

eingestuft.

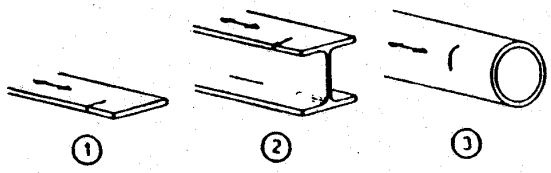
Kerb-gruppe	Konstruktionsdetail	Beschreibung
160		**Gewalzte und gepreßte Erzeugnisse** ① Bleche und Flachstähle ② Walzprofile ③ Nahtlose Rohre (siehe Tabellen 9.8.6 und 9.8.7)
140		**Gescherte oder brenngeschnittene Bleche** ④ Maschinell brenngeschnittener oder gescherter Werkstoff ohne regelmäßige Brennrieten

Bild 3-7 Kerbgruppen nach [N8]

Materialkennwerte wie Streckgrenze oder Zugfestigkeit haben geringen Einfluß auf die Ermüdungsfestigkeit und werden vernachlässigt.

Nach [N8] ist eine Reduzierung der auftretenden Spannungsschwingbreite für nicht geschweißte Bauteile unter Berücksichtigung der Mittelspannung möglich, indem die Summe des Zuganteils und nur 60 % des Druckanteils der Spannungsschwingbreite im Ermüdungsnachweis angesetzt werden. Bei Beanspruchungen nur im Zugbereich ergeben sich keine Verbesserungen. Da die entstehenden Sekundärspannungen infolge des Ausbeulens teilweise ausschließlich im Zugbereich liegen, wird im folgenden auf das Vorgehen entsprechend Bild 3-6 verzichtet.

3.3.3 Nachweis mit Hilfe von Kerbspannungen

Entsprechend [N8] ist der Nachweis gegenüber Ermüdung auch mittels des Kerbgrundkonzeptes möglich. Das Kerbgrundkonzept, in der Literatur auch als örtliches Beanspruchungskonzept bekannt, ist ein Berechnungverfahren zur Vorhersage der Anrißlebensdauer schwingbeanspruchter Bauteile auf der Grundlage des örtlichen elastisch-plastischen Beanspruchungsgeschehen im Kerbgrund. Hierbei geht man davon aus, daß der Werkstoff an der höchstbeanspruchten Stelle eines Bauteils sich so verhält wie ein ungekerbter Probestab unter gleicher Beanspruchungsgeschichte und daß demzufolge die Werkstoffdaten für einen ungekerbten Probestab zur Bestimmung der Bauteillebensdauer herangezogen werden können.
Bei der Nennspannungsermittlung wird ein gleichmäßig oder linear verteilter Spannungsverlauf über den Querschnitt angenommen. Der wirklich im Bauteil eintretende Spannungsverlauf wird durch Ungleichmäßigkeiten der Oberflächenform entscheidend beeinflußt. Die Abweichung vom geradlinigen Spannungsverlauf kann mit der Formzahl α_k beschrieben werden. Im elastischen Bereich besteht Proportionalität zwischen den Nennspannungen und den Kerbspannungen, die Verknüpfung erfolgt durch diese Formzahl α_k. Die elastizitätstheoretischen Beanspruchungen werden in eine ermüdungsrelevante örtliche Anstrengung umgerechnet. Dies geschieht, indem Spannungsspitzen infolge Mikro- und Makrostützwirkung reduziert werden.
Im folgenden wird überprüft, ob das Kerbgrundkonzept auf den vorliegenden Fall der Ermüdung von Profilen unter wiederholtem Ausbeulen angewendet werden kann. Dazu werden die wichtigsten Bezeichnungen vorgestellt und die einzelnen Berechnungsschritte aufgezeichnet.

Nennspannung σ_N — Spannung des Grundwerkstoffes, die unmittelbar an der erwarteten Rißstelle nach der Elastizitätstheorie berechnet wird, ohne Berücksichtigung der örtlichen Kerbwirkung.

Formzahl α_k — Die Nennspannung wird an jeder Art von Kerbe durch eine von der Bauteilgestaltung und Beanspruchungsart abhängigen Spannungsspitze σ_{max} überschritten. Die Formzahl α_k beschreibt das Verhältnis, in welchen die Kerbspannung σ_{max} unter Voraussetzung eines rein elastischen Werkstoffverhaltens die Nennspannung σ_N übersteigt.

$$\alpha_k = \sigma_{max} / \sigma_N \qquad \textbf{Gl. 3-3}$$

Quantitativ sind Formzahlen aus analytischen Lösungen [61], aus Formzahldiagrammen, aus Approximationsformeln, durch numerische Berechnungen oder nach experimentellen Verfahren zu gewinnen. Werden die Formzahlen mittels FE - Methoden gewonnen, ist es auch möglich direkt mit der Kerbspannung σ_{max} weiterzuarbeiten.

Bezogenes Spannungsgefälle χ

Im Zusammenhang mit der Bauteilgröße stellt das bezogene Spannungsgefälle an der Stelle der maximalen Spannung unter anderem eine Kenngröße der Kerbbeanspruchung dar.

$$\chi = 1 / \sigma_{max} + d\sigma / dx \qquad \textbf{Gl. 3-4}$$

Das Spannungsgefälle kann unter Berücksichtigung des Kerbradius ρ bestimmt werden.

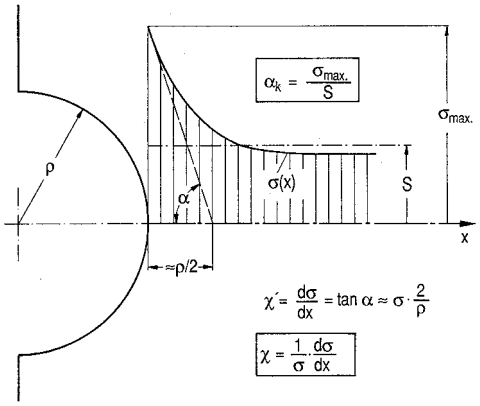


Bild 3-8 [29] Zur Definition von α_k ($S = \sigma_N$) und χ

Kerbwirkzahl β_k

Die Dauer- und Zeitfestigkeit gekerbter Bauteile ist oft größer als der nach der Elastizitätstheorie zu erwartende Wert. Dies wird durch den Abbau von Spannungsspitzen im Bauteil erklärt. Die Kerbwirkzahl wird durch das bezogene Spannungsgefälle bzw. durch den Kerbradius bestimmt. Sie ist definiert mit der Dauerfestigkeit des ungekerbten Prüfkörpers $\sigma_{D,ungekerbt}$ und der des gekerbten Prüfkörpers $\sigma_{D,gekerbt}$ zu:

$$\beta_k = \sigma_{D,ungekerbt} / \sigma_{D,gekerbt} \qquad \textbf{Gl. 3-5}$$

Mikrostützwirkung (elast. Stützwirkung)

Die Mikrostützwirkung beschreibt das Verhältnis von der elastischen Formzahl α_k zu der Kerbwirkungszahl β_k durch die elastische Stützzahl (Stützwirkungszahl) n_{el} :

$$n_{el}(\chi) = \alpha_k / \beta_k \qquad \textbf{Gl. 3-6}$$

Die elastische Stützzahl wird neben dem Werkstoff vor allem durch den Kerbradius beeinflußt. **HAIBACH** [29] empfiehlt, auf den Ansatz einer Stützziffer bei Kerbradien $\rho < 2$ mm zu verzichten.
Nach [39] sind Kerben, deren Krümmungsradius ρ den Grenzwert $\rho \leq$ 1mm unterschreiten, nicht mehr mit kerbmechanischen Methoden sondern mit bruchmechanischen Ansätzen zu behandeln.

Makrostützwirkung (plast. Stützwirkung)

An der höchstbeanspruchten Stelle eines Bauteils treten beim Überschreiten der Elastizitätsgrenze zusätzlich zu den elastischen Dehnungen auch plastische Dehnungen auf, wobei es zu Umlagerungen von Spannungen in niedriger beanspruchte Bereiche kommt. Zentrale Überlegungen stammen von **NEUBER** . Sein Ansatz ist als **NEUBER** - Hyperbel bekannt.

$$\sigma * \varepsilon = \hat{\sigma}(E-Theorie) * \hat{\varepsilon}(E-Theorie) = const. \qquad \textbf{Gl. 3-7}$$

Bei der modifizierten **NEUBER** - Hyperbel nach **MERTENS** ist der Spannungsabbau auf ein unteres Niveau $\check{\sigma}$ begrenzt.

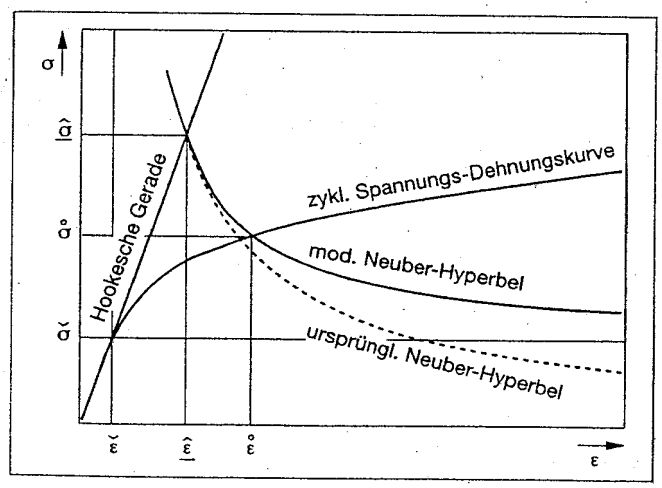


Bild 3-9 [54] Elastisch-plastische Näherung nach NEUBER und Modifikation

Das untere Niveau $\breve{\sigma}$ beschreibt den vollplastischen Zustand, über den keine weiteren Spannungsumlagerungen mehr möglich sind. Die modifizierte **NEUBER** - Hyperbel nimmt folgende Form an:

$$(\sigma - \breve{\sigma}) * \left(\varepsilon - \frac{\breve{\sigma}}{E} \right) = \frac{(\underline{\hat{\sigma}} - \breve{\sigma})^2}{E} \qquad \textbf{Gl. 3-8}$$

Ausgangspunkt der modifizierten Hyperbel ist die Spannung $\underline{\hat{\sigma}}$ auf der **HOOK**'schen Gerade, die gegenüber der elastizitätstheoretischen Kerbspannung $\hat{\sigma}$ bereits durch die elastische Stützzahl *n (χ)* vermindert wurde. Die abgeminderte Spannung $\underline{\hat{\sigma}}$ darf ebenfalls in Gl. 3-7 angewendet werden.
Als Werkstoffgesetz kommt bei geringer lokaler Mehrachsigkeit nach [54] die zyklische Spannungs-Dehnungslinie zum Einsatz:

$$\varepsilon = \sigma / E + 0{,}002 * (\sigma / R'_{p0,2})^{1/n'} \qquad \textbf{Gl. 3-9}$$

Der Schnittpunkt mit der **NEUBER** - Hyperbel gibt die schädigungsrelevante Spannung und Dehnung im Kerbgrund wieder.
$R'_{p0,2}$ ist die zyklische Bauteilstreckgrenze und kann mittels eines dehnungskontrollierten **WÖHLER** - Versuches ermittelt werden.

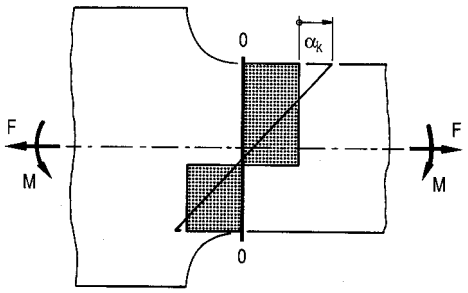


Bild 3-10 Nennspannung für den vollplastischer Zustand eines Kerbquerschnittes

Bei einer reinen Normalkraftbeanspruchung entspricht die modifizierte **NEUBER**-Hyperbel der klassischen **NEUBER**-Hyperbel, da sowohl die plastische als auch die elastische Spannungsverteilung konstant über den Querschnitt verläuft. Es gilt dann

$$\underline{\hat{\sigma}} = \hat{\sigma} = \alpha_k * \sigma_N \qquad \textbf{Gl. 3-10}$$

Dehnungs-kontrollierter **WÖHLER** -Versuch

Die im Querschnitt wirkende Spannungsamplitude wird bestimmt, um die sich ergebende Spannungs-Dehnungs-Hysterese aufzuzeichnen. Bei den meisten schwingbeanspruchten Metallen stellt sich nach einer bestimmten Anzahl von Schwingspielen ein stabilisierter Zustand ein. Der Zusammenhang zwischen den Hysteresen mit unterschiedlicher Dehnung ist in Bild 3-11 dargestellt. Bei relativ hohen Dehnungsamplituden ist oft keine Stabilisierung zu beobachten. Dann werden ersatzweise die Spannungsamplituden bei halber Anrißschwingspielzahl verwendet.

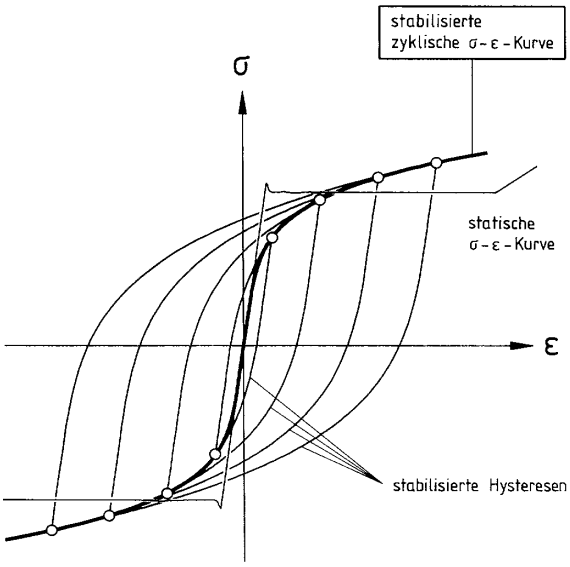


Bild 3-11 Stabilisierte zyklische Spannungs - Dehnungs - Kurve

Werden die Dehnungsamplituden in Abhängigkeit von den Spannungsamplituden und der bis zum Schwinganriß ertragenen Anzahl Schwingspiele aufgetragen, kann eine direkte Querbeziehung erstellt werden.

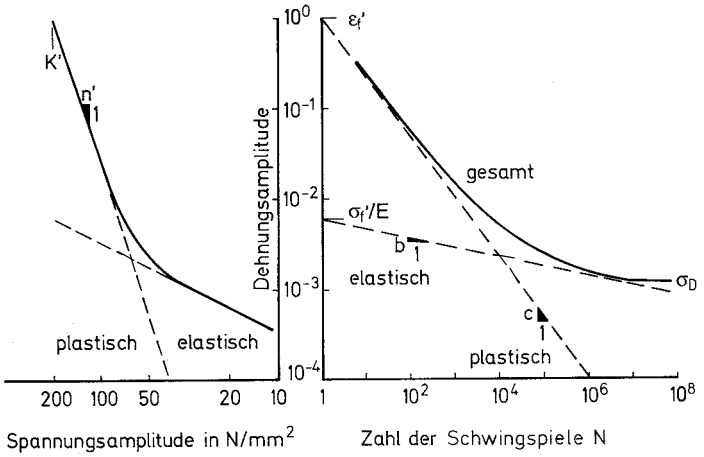


Bild 3-12 Zusammenhang von Dehnungs-WÖHLER-Linie und zyklischer Spannungs-Dehnungs-Kurve [29]

Die Linien der elastischen und plastischen Dehnungsamplituden lassen sich im Diagramm der Dehnungs-**WÖHLER**-Linie bei doppellogarithmischem Maßstab als Geraden darstellen.

$$\varepsilon_{a,e} = (\sigma_f' / E) * (2N)^b \qquad \textbf{Gl. 3-11}$$

$$\varepsilon_{a,p} = (\varepsilon_f') * (2N)^c \qquad \textbf{Gl. 3-12}$$

Die sich ergebenden Informationen entsprechen bei einem zugehörig anzutragenden Parameter *N* denen der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve. Hierbei sind σ_f' , ε_f' , *b* und *c* Materialkennwerte des zyklischen Werkstoffverhaltens. Es ergibt sich

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,e} + \varepsilon_{a,p} = (\sigma_f' / E) * (2N)^b + (\varepsilon_f') * (2N)^c \qquad \textbf{Gl. 3-13}$$

oder mit

$$n' = b / c \qquad \textbf{Gl. 3-14}$$

und

$$K' = \sigma_f' * \varepsilon_f'^{1-n'} = R'_{p0,2} * 0{,}002^{-n'} \qquad \textbf{Gl. 3-15}$$

$$\varepsilon_a = (\sigma_a / E) + (\sigma_a / K')^{1/n'} . \qquad \textbf{Gl. 3-16}$$

Die entsprechenden Kennwerte können in Versuchen ermittelt oder aus Datensammlungen, zum Beispiel [11], entnommen werden. Es gibt die Möglichkeit, die zyklischen Werkstoffkennwerte aus statischen Werkstoffkennwerten abzuschätzen.

Das **UNIFORM MATERIAL LAW** [6] benötigt dafür nur den Elastizitätsmodul und die statische Zugfestigkeit $R_m = f_u$. Für unlegierte und niedriglegierte Stähle darf angenommen werden:

Zyklischer Spannungs-Koeffizient	$\sigma_f' = 1{,}50 * R_m$
Zyklischer Spannungs-Exponent	$b = -0{,}087$
Zyklischer Dehnungs-Koeffizient	$\varepsilon_f' = 0{,}59 * \Psi$
	$mit\ \psi = 1{,}0\ für\ R_m / E \leq 0{,}003$
Zyklischer Dehnungs-Exponent	$c = -0{,}58$
Zyklischer Verfestigungs- Koeffizient	$K' = 1{,}65 * R_m$
Zyklischer Verfestigungs-Exponent	$n' = 0{,}15$

Schädigungs-parameter

Ein vorhandener Mittelspannungs- oder Mitteldehnungseinfluß muß auf die ertragbare Dehnungsamplitude berücksichtigt werden.

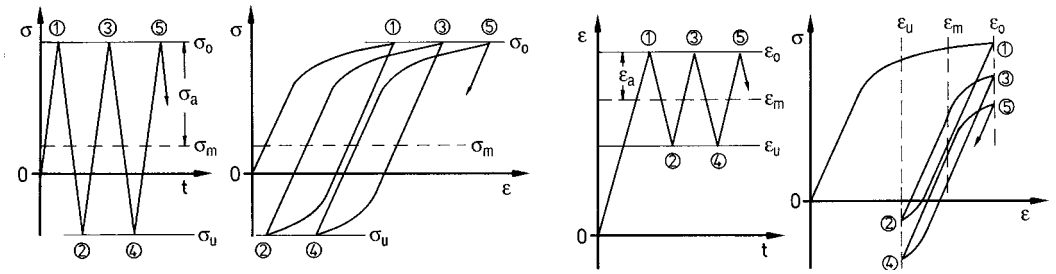


Bild 3-13 a) spannungskontrolliert zyklisches Kriechen (Ratchetting) **b) dehnungskontrolliert zyklische Mittelspannungsrelaxation**

Dies kann durch den Schädigungsparameter nach **SMITH, WATSON, TOPPER** erfolgen.

$$P_{SWT} = \sqrt{\sigma_o * \varepsilon_a * E} \qquad \textbf{Gl. 3-17}$$

Hierin stehen σ_o für die Oberspannung und ε_a für die Gesamtdehnungsamplitude mit der Summe aus den elastischen und plastischen Anteilen. Die Lastspielzahl N bis zum Anriß wird mit dem Schädigungsparameter und einer schädigungsgleichen, aber mittelspannungsfreien Hysterese und den Werten der Dehnungs-**WÖHLER**-Linie durch Gleichsetzen bestimmt. Für ε_a wird dafür Gl. 3-13 verwendet. Die Oberspannung σ_o entspricht bei einer Mittelspannung $\sigma_m = 0$ dem Amplitudenwert σ_a und ergibt sich aus Gl. 3-11 bei linearem Zusammenhang von Spannung und Dehnung im elastischen Bereich.

$$P_{SWT} = \sqrt{(\sigma_f')^2 * (2N)^{2b} + \sigma_f' * \varepsilon_f' * E * (2N)^{b+c}} \qquad \textbf{Gl. 3-18}$$

Stützwirkung durch Spannungsgefälle

Bei Ähnlichkeit des Spannungszustandes sind bei Zug- und Druckbeanspruchung die Festigkeitskennwerte gut übertragbar auf größere Querschnitte. Bei Biege- und Verdrehbeanspruchung ist das wegen der Stützwirkung nicht der Fall. Bei Biegung erhöht sich die Dauerfestigkeit gegenüber reiner Zugbelastung, weil ein Spannungsgefälle über den Querschnitt entsteht. Durch das Spannungsgefälle tritt eine Stützwirkung auf, die äußere Faser wird von der weiter innen liegenden gestützt. Die Stützwirkung des Spannungsgefälles wirkt sich mit gleicher Spannung an der Blechaußenkante bei dünnen Blechen stärker aus bei dicken Blechen.

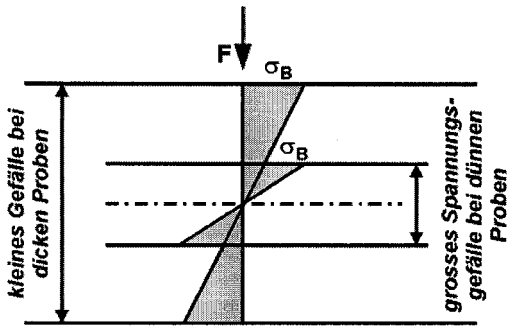


Bild 3-14 Biegespannung bei unterschiedlicher Blechdicke

Aufgrund fehlender Auswertungen in der Verwendung dünner Bleche entsprechend [N6] kann dieser günstige Einfluß im Formelwerk nicht eingearbeitet werden.
Ebenfalls nicht angesetzt wird der günstige Einfluß der Oberflächenverfestigung infolge des Kaltwalzens.

Oberflächeneinfluß

Grobe oder auch korrodierte Oberflächen reduzieren die Dauerfestigkeit. Die Oberflächendefekte wirken wie zusätzliche Kerben. Diese werden verschmiert über einen Faktor k_0 für die Rauhtiefe in der Ursprungskerbe, je nach Bearbeitungsform, berücksichtigt.

$$P_{SWT} = k_0 * \sqrt{(\sigma_f')^2 * (2N)^{2b} + \sigma_f' * \varepsilon_f' * E * (2N)^{b+c}} \qquad \textbf{Gl. 3-19}$$

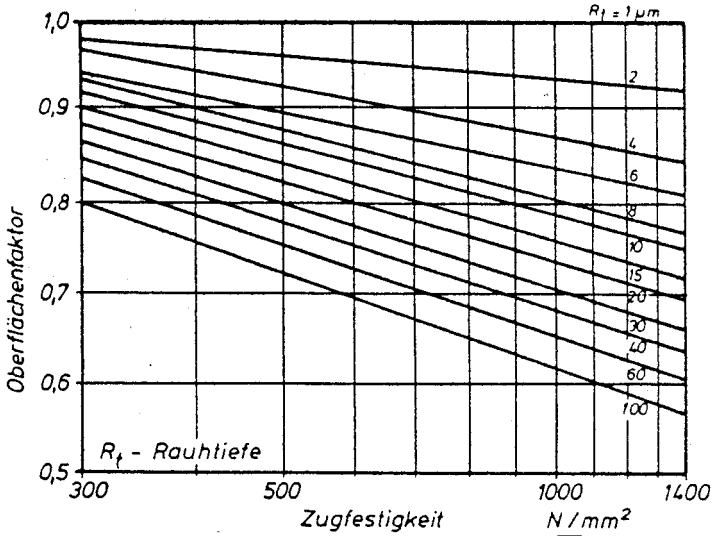


Bild 3-15 Oberflächenfaktor in Abhängigkeit von der Rauhtiefe

Zur Abschätzung der ertragbaren Lastspielzahlen der durchgeführten Versuche wird jeweils die Schnittkante untersucht. Die dort anzusetzende Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$ beträgt 140 N/mm² und ergibt eine Spannungsamplitude von σ_N = 140 / 2 = 70 N/mm² .

Es liegt keine echte Kerbe vor, es ergibt sich sowohl α_k = 1 als auch n = 1.

Infolge der Schnittriefen ergibt sich eine Rauhtiefe ≤ 10 µm und damit in Abhängigkeit von der Zugfestigkeit bei den verwendeten Materialien ein $k_0 \geq$ 0,9.

Die relevante Dehnung im Kerbgrund ermittelt sich durch das Schneiden der Gleichungen

$$\varepsilon = (\sigma_e{}^2 / E) / \sigma \qquad \text{mit} \qquad \sigma_e = \alpha^* \sigma_N / n = \sigma_N \qquad \textbf{Gl. 3-20}$$

und

$$\varepsilon = (\sigma / E) + (\sigma / K')^{1/n'}. \qquad \textbf{Gl. 3-21}$$

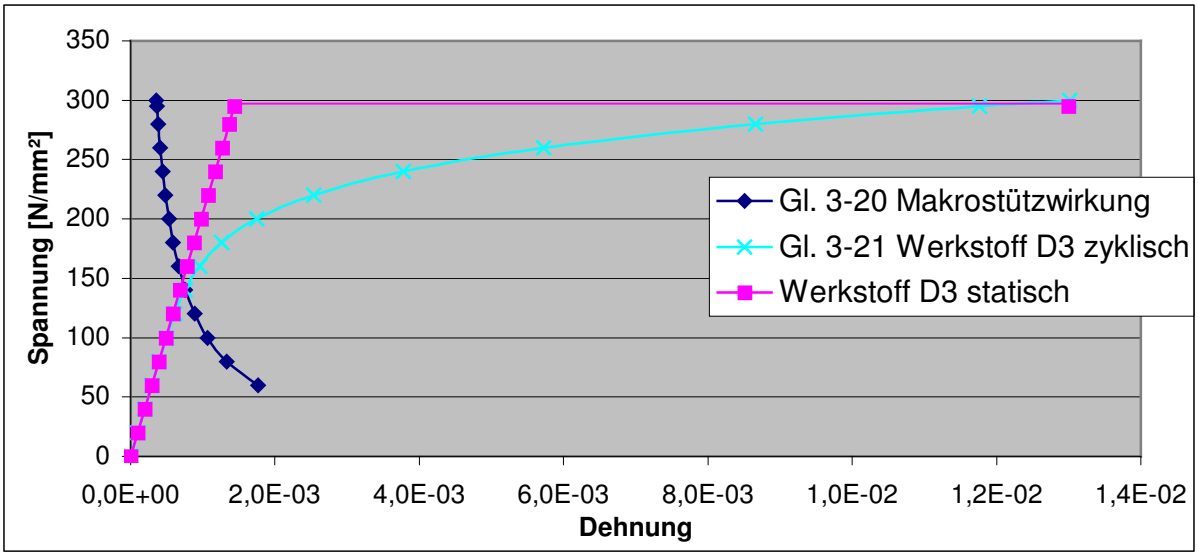


Bild 3-16 Dehnungsverläufe aus Gl. 3-20 (mit $\sigma_N = f_y/2$) und Gl. 3-21 für Material D3

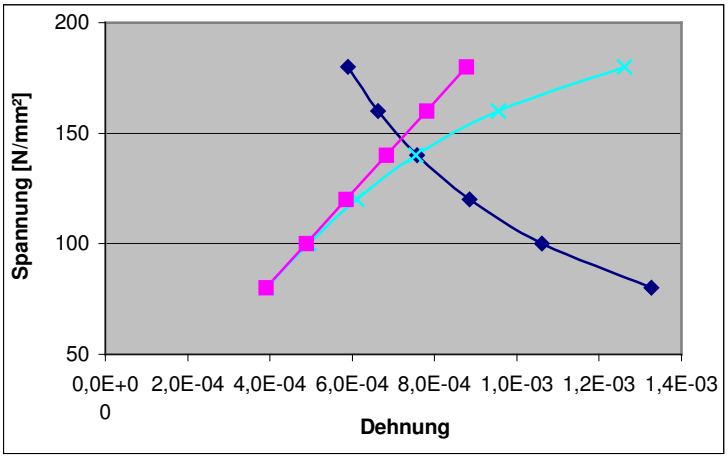


Bild 3-17 Detail: Schnittpunkt der Dehnungsverläufe

Mit dieser Dehnung des Schnittpunktes wird der Schädigungsfaktor P_{SWT} nach Gl. 3-17 mit infolge der Schwellbelastung verschobenen Oberspannung σ_o ermittelt. Anhand des ermittelten Schädigungsfaktores P_{SWT}, eingesetzt in Gl. 3-19 wird abschließend durch Iteration dieser Gleichung die mögliche Lastspielzahl N bestimmt. Als zyklische Materialkennwerte werden die Schätzwerte des **UNIFORM MATERIAL LAW** (**UML**) verwendet.

Beispielhaft wird eine Berechnung vorgeführt, weitere Ergebnisse sind in Tabelle 3-1 aufgelistet.

Beispielrechnung Material D1 (Tab. 4-2) $\Delta\sigma$ = 140 N/mm² σ_o = 140 N/mm²

Statische Materialkenndaten

E = 185 000 N/mm²

f_y = 185 N/mm²

f_u = 305 N/mm²

Zyklische Materialkenndaten (nach **UML** s. Seite 38)

σ_f' = 1,5 * f_u = 457 N/mm²

b = -0,087

ε_f' = 0,59

c = -0,58

K' = 1,65 * f_u = 503 N/mm²

$\sigma_N = \Delta\sigma / 2 = 140 / 2 = 70$ N/mm²

Schnittpunkt bei σ = 69,8 N/mm² mit ε = 0,000379

nach Gl. 3-17 $P_{SWT} = \sqrt{140 * 0{,}000379 * 185000} = 99$

mit Gl. 3-19 $99 = 0{,}9 * \sqrt{(457)^2 * (2N)^{2(-0{,}087)} + 457 * 0{,}59 * 185000 * (2N)^{-0{,}087-0{,}58}}$

ergibt sich N = 7,0 Millionen Lastspiele

Nr.	[N/mm²]	Material D1	Material D2	Material D3	Material D4	Material D5
		f_y = 185 f_u = 305 f_u/f_y = 1,65	f_y = 340 f_u = 405 f_u/f_y = 1,19	f_y = 295 f_u = 355 f_u/f_y = 1,20	f_y = 170 f_u = 330 f_u/f_y = 1,94	f_y = 300 f_u = 350 f_u/f_y = 1,17
1	$\Delta\sigma$ = 140 σ_o = 140	σ_o / f_y = 0,76 7,0	σ_o / f_y = 0,41 180,0	σ_o / f_y = 0,47 45,0	σ_o / f_y = 0,82 20,0	σ_o / f_y = 0,47 37,0
2	$\Delta\sigma$ = 140 $\sigma_o = f_y$	2,5	2,0	1,2	8,0	1,0
3	$\Delta\sigma$ = 140 $\sigma_o = 0{,}8 * f_y$	7,0	5,5	3,2	20,0	2,6
4	$\Delta\sigma = f_y$ $\sigma_o = f_y$	0,73	0,07	0,08	2,80	0,07

Tabelle 3-1 Lastspielzahlen N [10^6] an der Schnittkante

In Tabelle 3-1 Zeile-Nr. 1 wird eine Schwellbelastung einer Spannung mit $\Delta\sigma$ = 140 N/mm² untersucht. Erwartungsgemäß ist die berechnete Anzahl der ertragbaren Lastspiele bis zum Anriß bei Material D2 mit der größten vorhandenen Streckgrenze f_y ebenfalls am größten. Im Vergleich von Material D1 mit Material D4 macht sich jedoch auch das günstigere Verhältnis von Zugfestigkeit f_u / Streckgrenze f_y durch eine größere Lastspielzahl bemerkbar. Alle berechneten Lastspielzahlen liegen weit über der Lastspielzahl von N = 2 Millionen.
Das ändert sich in Zeile-Nr. 2, wenn der Spannungsverlauf mit $\Delta\sigma$ = 140 N/mm² so verschoben wird, daß die Oberspannung σ_o der Streckgrenze f_y entspricht. Die Materialien D3 und D5 können nun die erforderliche Lastspielzahl N = 2 Millionen nicht mehr ertragen.
Ausreichendende Lastspielzahlen ergeben sich in Zeile-Nr. 3, wenn der Spannungsverlauf mit $\Delta\sigma$ = 140 N/mm² wieder etwas nach unten verschoben wird, so daß die Oberspannung dem Wert $\sigma_o = 0{,}8 * f_y$ entspricht. Die Lage der Spannungen im Spannung-Dehnungs-Diagramm ist also zu beachten.
Vollkommen ungenügende Werte liefert die Zeile-Nr. 4. Hier wurde eine Schwellbeanspruchung einer Spannung mit $\Delta\sigma = f_y$ untersucht. Material D2 erfährt mit der größten Streckgrenze auch die größte Beanspruchung und liefert die kleinste Lastspielzahl. Nur das Material D4 ergibt bei einer kleineren Streckgrenze und einem günstigen Verhältnis f_u / f_y noch eine ausreichende Lastspielzahl.

Diese Ergebnisse decken sich jedoch nicht mit den wesentlich höheren Anzahlen der ertragbaren Lastspiele in den in [48] durchgeführten Versuchen. Gerade die Schnittkante erwies sich bei hohen Spannungen oftmals sogar bis zur Streckgrenze als diejenige Stelle, die infolge Ermüdung zuletzt am Versuchskörper versagte.
Das hat vermutlich mehrere Ursachen. Zum einen wurde auf das Fehlen einer echten Kerbe bereits hingewiesen. Als weiterer Grund ist sicher die vollständig vernachlässigte Stützwirkung infolge der örtlichen Blechbiegung (Bild 3-14) maßgeblich an den ermittelten Differenzen der Lastspielzahlen zwischen Versuch und Rechnung beteiligt. Dehnungsmessungen an der Innen- und Außenseite ergaben an der Schnittkante nur eine geringe Membranbeanspruchung, die hohen Beanspruchungen in diesem Bereich resultieren demnach aus der Biegung infolge örtlichen Ausbeulens.

Eine Abgrenzung hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit von dünnwandigen Profilen über eine Spannungsbegrenzung zu führen erscheint somit nicht als sinnvoll. Besser eignet sich eine Begrenzung der Traglast, die zum Beispiel mit dem in Abschnitt 3.2.2 beschriebenen Verfahren

ermittelt werden kann. So kann eventuell auch die hohe Materialabhängigkeit in der Ermittlung der Lastspielzahl herabgesetzt werden.

Ähnliche Überlegungen gelten für den Abkantbereich.
An der Einspannung der Flansche in den Steg ist örtlich eine mehrachsige Beanspruchung aus den Spannungen σ_x und den Sekundärspannungen σ_y vorhanden. Die Sekundärspannungen σ_y ergeben sich wiederum infolge reiner Blechbiegung aus dem Ausbeulen. Das Ansetzen der Vergleichsspannung σ_v ist möglich, allerdings sind die Spannungsanteile als Kerbspannungen mit zuzuordnenden Formzahlen zu errechnen.
Auch hier sind für die Spannungen σ_x keine echten Kerben vorhanden, es ergibt sich $\alpha = 1$. Für die Sekundärspannungen ist die Kerbwirkung über die Formzahl eines gekrümmten Balkens nach [29] erfaßbar.

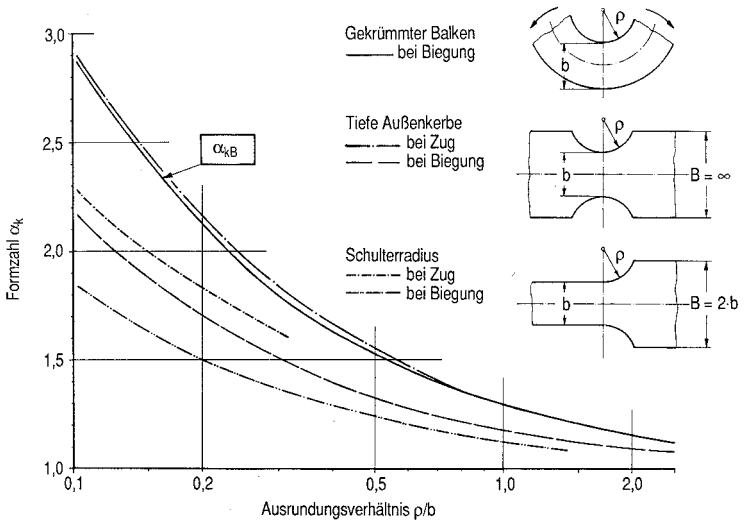


Bild 3-18 Formzahlen α_k in Abhängigkeit vom Ausrundungsverhältnis ρ/b

Für den ungünstigsten möglichen Abkantradius $r_i/t = \rho/b = 1$ ergibt sich eine relativ günstige Formzahl $\alpha = 1{,}3$.
Im den durchgeführten Versuchen [48] ist das kleinste vorhandene Verhältnis $r_i/t = 10/2{,}5 = 4$, die sich ergebende Formzahl beträgt auch für die Sekundärspannungen σ_y den Wert $\alpha \approx 1$, die Abkantstelle ist also nicht kritischer zu bewerten als die Schnittkante.

4 Experimentelle Arbeiten

4.1 Allgemeines

Am Fachgebiet Stahlbau der TU Berlin wurden im Zeitraum August 2001 bis Februar 2004 Versuche mit abgekanteten beulgefährdeten U-Profilen durchgeführt, die durch reine Biegung beansprucht werden [48]. Es wurde eine Anlage in der Versuchshalle des Institutes für Mechanik der TU Berlin genutzt.

Die Versuchskörper sind aus dünnen Blechen gekantete U-Profile mit einer Länge von 1,8 m. Die Längsränder der U-Profile sind schergeschnitten, das Abkanten erfolgte mittels Schwenkbiegemaschine. Der Mindestabkantradius r_i ist im allgemeinen abhängig von Wanddicke des Grundmaterials. Es wurde für alle Versuchskörper r_i = 10 mm eingestellt.

Die Grenzverhältnisse *b/t* von Flansch und Steg wurden so gewählt, daß örtliches Beulen auftritt. Globale Instabilitäten sind durch die geringe Länge der Versuchskörper im Verhältnis zu den übrigen Querschnittsabmessungen ausgeschlossen.

Die U-Profile wurden infolge reiner Biegung untersucht. Dazu wurde ein Vierpunktbiegeversuch aufgebaut. Das gleichzeitige Wirken beider Belastungspunkte wurde durch einen Hydraulikzylinder sichergestellt, der die Last über eine Traverse HEB 400 gleichmäßig verteilte.

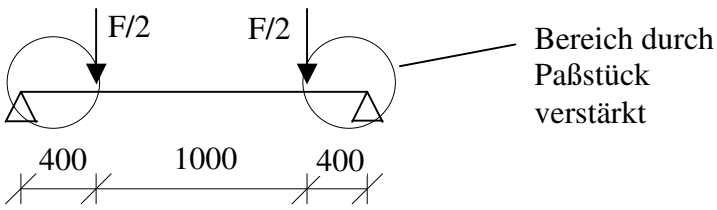


Bild 4-1 Vierpunktbiegeversuch

In den Endbereichen sind die Versuchskörper über eine Länge von ca 400 mm mit Paßstücken verstärkt. Die Paßstücke sind aus einem etwas dünneren Blech als das U-Profil geringfügig kleinere, aber analog gekantete Teile. In diese wurden Steifen an den Lasteinleitungstellen und an den Auflagern eingeschweißt, die zusätzlich mit einer eingeschweißten Längssteife verbunden sind, so daß sich ein Hohlkasten ergibt. Die Schweißung erfolgte als MAG-Punktschweißung, um Verwerfungen beim Schweißen an den dünnen Blechen zu minimieren und eine größtmögliche Paßgenauigkeit zu erreichen.

Die Paßstücke wurden in die Kaltprofile vollflächig eingeklebt. Verwendet wurde der Zweikomponentenklebstoff *Araldit® 2011* der Firma **vantico**.

Durch die Paßstücke war sichergestellt, daß die Profile nicht durch eine Interaktion von Querkraft- und Momentenbeanspruchung in den Endbereichen versagten. Auch die Kerbwirkung der Schweißnähte ist in die Paßstücke verlagert worden, so daß ein Dauerfestigkeitsversagen infolge wiederholtem elastischen Ausbeulen im unversteiften mittleren Bereich der Versuchskörper erzwungen werden konnte.
Zur Verminderung der Kerbwirkung an den Kontaktstellen von Traverse/Profil und Auflager/Profil wurden Elastomerstreifen zwischengelegt. Dies hatte zusätzlich den Vorteil, daß die Belastung durch die Zusammendrückung des Elastomers an den Stellen großer Steifigkeiten zentriert in die relativ dünnen Lasteinleitungssteifen eingebracht werden konnte.
Die Belastung wurde weggesteuert aufgebracht.
Alle Angaben zu den einzelnen Versuchen sind in einem Versuchsbericht [48] zusammengefaßt.

4.2 Werkstoffkennwerte

Die Werkstoffkennwerte wurden durch Zugversuche an zuvor abgeteilten Reststücken der Bleche festgestellt. Die Zugversuche wurden nach DIN EN 10002-1 [N9] durchgeführt. Entsprechend Anhang B der Norm dürfen Zugversuche für Flacherzeugnisse mit einer Dicke zwischen 0,1 und 3 mm mit nichtproportionalen Proben durchgeführt werden, das heißt, die Probe darf aus einem Streifen mit parallelen Seiten bestehen. Die Norm gibt für diese Proben einzuhaltende Grenzmaße an.

Probenform	Breite b	Anfangsmeßlänge L_0	Versuchslänge L_c	Freie Länge zwischen den Einspannungen (Mindestwert)
1	12,5	50	75	87,5
2	20	80	120	140

Tabelle 4-1 DIN EN 10002-1 Anhang B Tabelle B.1: Probenmaße

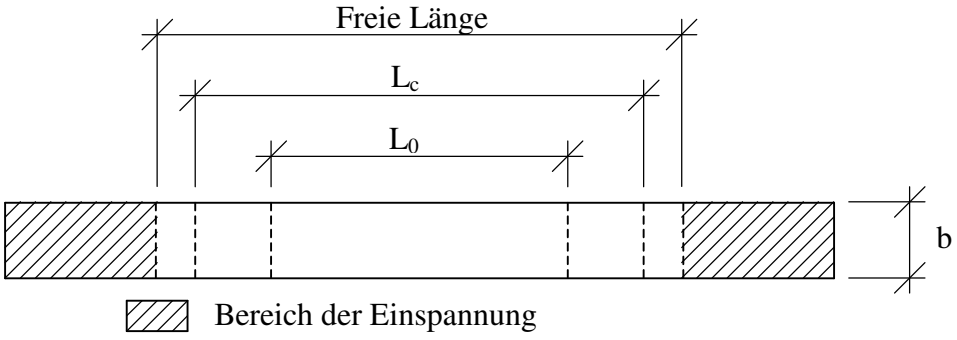


Bild 4-2 Probenformen nach DIN EN 10002-1 Anhang B

Je Blechtafel, aus denen die U-Profile entstanden, wurden mindestens 2 Zugproben hergestellt. Wurden gleiche Blechchargen verarbeitet, ist je Charge der Mittelwert gebildet worden. Infolge der von [N9] vorgegebenen Prüfbedingungen müssen hinsichtlich der Spannungszunahme- und Dehnungsgeschwindigkeiten für den elastischen und plastischen Bereich unterschiedliche Querhauptgeschwindigkeiten der Prüfmaschine eingestellt werden. Ausgehend von den Grenzwerten wurden die Geschwindigkeiten im elastischen Bereich mit 1,0 mm/min und im plastischen Bereich mit 5,0 mm/min festgelegt. Ermittelt wurden jeweils die Streckgrenze f_y bzw. die 0,2 % - Grenze $f_{0,2}$ bei kaltgewalzten Blechen, die Zugfestigkeit f_u beim Bruch der Probe und der Elastizitätsmodul E als Steigungsanstieg im Spannungs-Dehnungs-Diagramm für den elastischen Bereich. In Tabelle 4-2 sind die Werkstoffkennwerte der verwendeten Materialien zusammengestellt.

Material	Stahlsorte	Blechdicke t [mm]	f_y / $f_{0,2}$ [N/mm²]	f_u [N/mm²]	E [N/mm²]
S	FE P01	2,5	220	310	220 000
D1	FE P01	1,5	185	305	185 000
D2	S235 JR G2	1,5	340	405	203 000
D3	S235 JR G2	2,5	295	355	205 000
D4	FE P01	1,0	170	330	190 000
D5	FE P01	2,0	300	350	200 000

Tabelle 4-2 Werkstoffkennwerte der verwendeten Stähle [48]

Zugehörig werden in den folgenden Tafeln zwei repräsentative Zugprobenverläufe der Stahlgüten FE P01 und S235 JR G2 dargestellt.

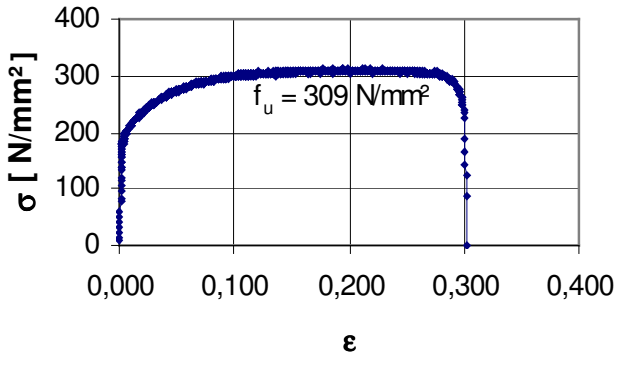


Tabelle 4-2a
σ–ε–Linie einer Zugprobe des Materials D1

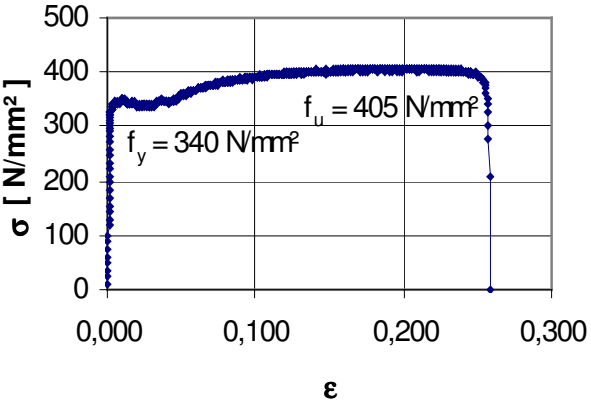


Tabelle 4-2b
σ–ε–Linie einer Zugprobe des Materials D2

4.3 Statische Vorversuche

4.3.1 Allgemeines

Um den Verlauf der σ_x - und σ_y - Spannungen über den Querschnitt in verschiedenen Laststufen festzustellen und um den Versuchsaufbau zu testen, erfolgten statische Vorversuche.
Verwendet wurden kaltgewalzte Feinbleche der Güte FE P01 gemäß DIN EN 10130 [N10] (Material S der Tabelle 4-2).

Als Querschnittsform wurde ein U 80/350/80-2,5 mm gewählt, das in verschiedenen Einbaulagen getestet wurde [31]. Je Einbaulage wurden 2 Versuchskörper getestet.
Die Belastung wurde in kleinen Schritten mit ausreichenden Haltezeiten aufgebracht, um mindestens den angegebenen Geschwindigkeiten nach Abschnitt 4.2 gerecht zu werden.

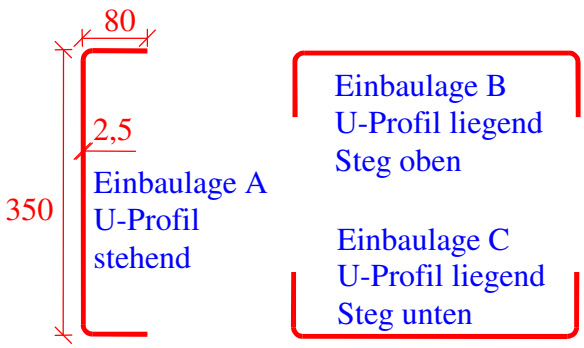


Bild 4-3 Einbaulagen der statischen Vorversuche

Bei den gewählten Abmessungen wurde zu diesem Zeitpunkt noch von einem dominierenden Anteil der Stegbeanspruchung analog dem Stegatmen ausgegangen. Auch die liegende Einbaulage mit dem Steg nach oben, der so Druck erhält, ist aus diesem Ansatz heraus überprüft worden.

An einer Meßstrecke wurden die lokalen Vorverformungen, das heißt die Abweichung einzelner Querschnittsteile vom Starrkörper, im Mittelbereich aufgenommen. Die Profile wiesen besonders durch das Einfügen der Paßstücke charakteristische Vorverformungsmuster auf [48]. Bei allen Versuchskörpern stellte sich in den Flanschen eine nach innen gekrümmte Halbwelle ein. Bei den Stegen ergaben sich sowohl über die Länge als auch über den Querschnitt unterschiedliche Beulwellen.

Während der Versuche wurden sowohl Wegaufnehmer als auch Dehnmeßstreifen (DMS) benutzt. Die DMS wurden zur Ermittlung der σ_x - Spannungen in Längsrichtung angebracht und senkrecht dazu zur Ermittlung der σ_y - Spannungen, die infolge des Ausbeulens an dünnwandigen Querschnittsteilen entstehen. Die Spannungsauswertung erfolgte mit der Formel

$$\sigma_x = \frac{E}{1-\mu^2}(\varepsilon_x + \mu \cdot \varepsilon_y) \qquad \textbf{Gl. 4-1}$$

und analog

$$\sigma_y = \frac{E}{1-\mu^2}(\varepsilon_y + \mu \cdot \varepsilon_x) = \sigma_b \qquad \textbf{Gl. 4-2}$$

Die Querkontraktion wird zu $\mu = 0{,}3$ angesetzt.
Wenn, wie zum Beispiel am freien Rand, nur DMS in x-Richtung vorhanden waren, wurde mit

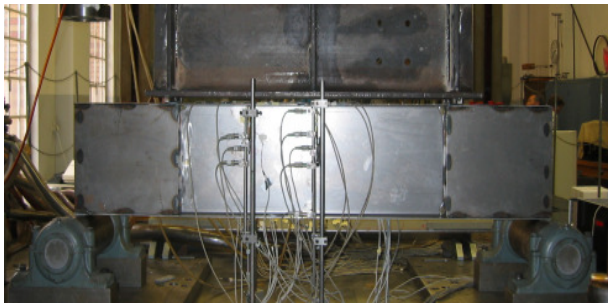
$$\sigma_x = \varepsilon_x \cdot E \qquad \textbf{Gl. 4-3}$$

gerechnet.
Die im folgenden beschriebenen Probekörper und Meßergebnisse sind in [48] aufgeführt.

4.3.2 Einbaulage A

Versuch 1 Der Träger verrutschte kurz vor Erreichen der Traglast an den Auflagerpunkten (Rollenlager), so daß die Krafteinleitung nicht mehr über die Steifen möglich war. Es kam zu Quetschungen im Auflager- und Lasteinleitungsbereich. Der Versuch wurde daraufhin abgebrochen, der Versuchsaufbau überarbeitet. Statt der Rollenlager wurden 2 cm dicke Auflagerstreifen aus Stahl angeordnet. Durch die Elastomere können trotzdem Auflagerverformungen stattfinden, die Lasteinleitungssteife paßt sich den Verformungen an, ohne vom Auflagerpunkt zu verrutschen.

Versuch 2 Der Versuch konnte bis zum Versagen des Mittelbereiches durchgeführt werden. Bis etwa 84 % (Laststufe 22 Bild 4-5) der später erreichten Maximallast von 95,1 kN ist eine lineare Spannungsentwicklung erkennbar, danach finden erste Spannungsumlagerungen statt. Die Druckspannungen nehmen am oberen Flansch ab und im oberen Stegbereich zu. Alle Spannungen bleiben jedoch im elastischen Bereich. Unter Maximallast bildete sich ein plastisches Faltwerk relativ nah am Lasteinleitungsbereich, das vom oberen Flansch über den Steg bis in den unteren Flansch durchschlägt. Leider waren in diesem Bereich keine Weggeber und DMS angeordnet.



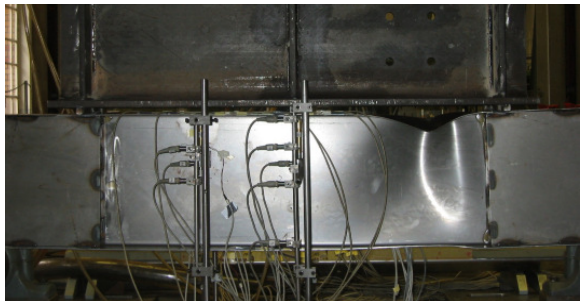


Bild 4-4 a) Versuchskörper A-2 vor Belastungsbeginn **b) und am Ende des Versuches**

Zwischen Laststufe 22 und Laststufe 23 ist ein Umschlagen der Verformungsfigur erkennbar. Die Entwicklung der Sekundärspannungen erfolgt analog den Verformungen. Unterhalb der Ausbildung der plastischen Beule bleiben die Verformungen und sekundären Biegespannungen klein. Bis zum Umschlagen der Verformungsfigur steigen die Sekundärspannungen kontinuierlich, danach nehmen sie ebenso wie die Steg- und Flanschverformungen relativ stark zu. Daß es sich um reine örtliche Biegung handelt bestätigt die Meßstelle 5, an denen die DMS in y-Richtung sowohl an der Profilaußenseite als auch an der Profilinnenseite

angeordnet wurden. Die sich ergebende Spannung in der Blechmittellinie ist selbst bei Erreichen der Traglast mit σ_y = 12,5 N/mm² unbedeutend klein.

Gut zu erkennen ist beim Erreichen der Traglast die Abnahme der Einspannung des gedrückten Flansches in den Steg. Unter Traglast ist an der Verbindungsstelle vom gedrückten Flansch zum Steg die Sekundärspannung nahezu Null.

Die Einspannwirkung des Steges in den gezogenen Flansch ist aufgrund der geringen Verdrehsteifigkeit des Zuggurtes ebenfalls gering und bleibt über alle Laststufen nahezu konstant.

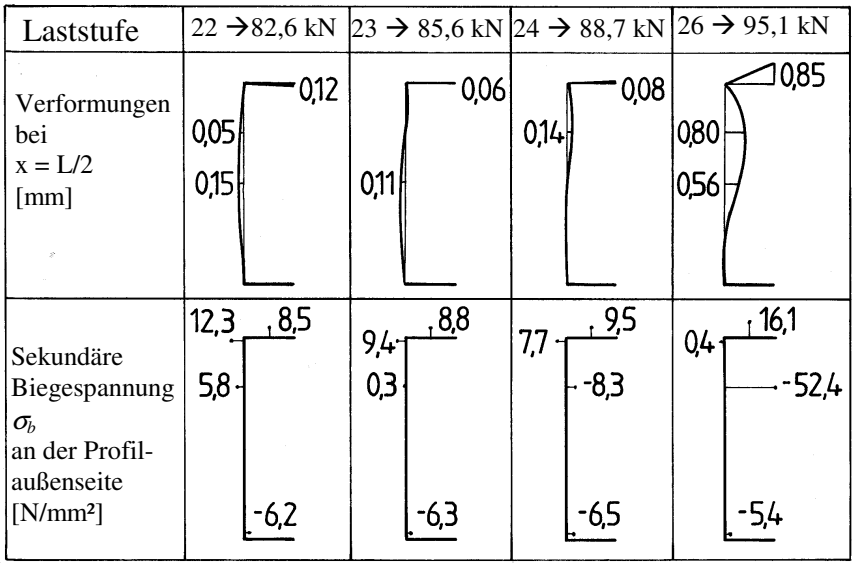


Bild 4-5 Verformungsentwicklung und zugehörige Sekundärspannungen des Träger A-2 in Trägermitte

4.3.3 Einbaulage B

Versuch 1; 2 In dieser Einbaulage ist der Steg unter Druckbeanspruchung und damit auf Beulen zu untersuchen. Aufgrund der Schwerpunktlage nahe am Steg erhalten die Flansche größtenteils Zug, Ausbeulen ist nicht relevant. Die Flanschaußenkanten erreichen sehr schnell die Streckgrenze und beginnen zu plastizieren. Gleichzeitig steigen mit Plastizierungsbeginn alle Stegspannungen, was auf eine Verschiebung der Spannungsnullinie zurückzuführen ist. Bei weiterer Laststeigerung kommt es zu Spannungsumlagerungen im Steg, wobei die Spannungen in Stegmitte hinter denen am Stegrand zurückbleiben. Die Spannungsumlagerungen im Steg ergeben sich erst kurz vor Erreichen der Traglast, die Flansche sind dann bereits plastiziert. Bei Erreichen der Streckgrenze an den Stegrändern ist auch ungefähr die Maximallast erreicht. Die Zylinderkraft stieg danach, allerdings unter großen globalen Profilverformungen, nur noch gerinfügig an.

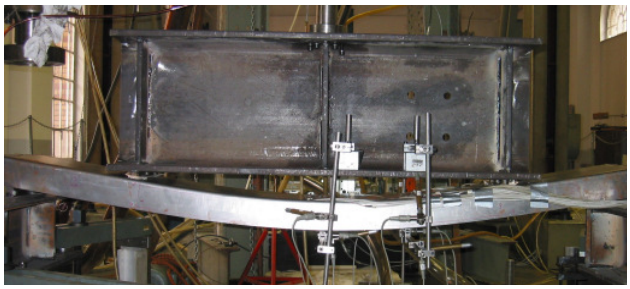
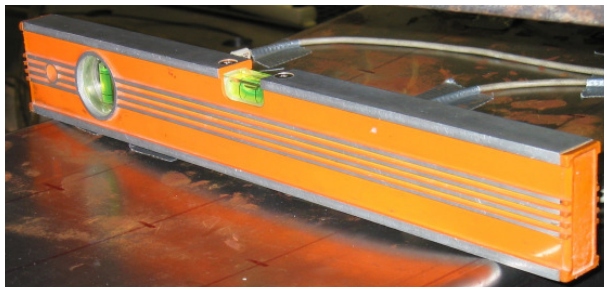


Bild 4-6 a) Versuchsende C-1



b) plastische Stegverformung C-1

Durch die gegenseitige Einspannung der einzelnen Querschnittsteile wirken die zugbeanspruchten Flansche auf den Steg stabilisierend, ein Beulen des Steges findet, wie numerische Untersuchungen bestätigt haben, auch bei geänderten Abmessungen der Versuchskörper nicht statt. Beobachtete Sekundärspannungen ergeben sich infolge großer Verformungen aus entstehenden Umlenkkräften und **nicht infolge Ausbeulens**.

Sie sind in Stegmitte am größten und nehmen zum Stegrand auf nahezu Null ab.

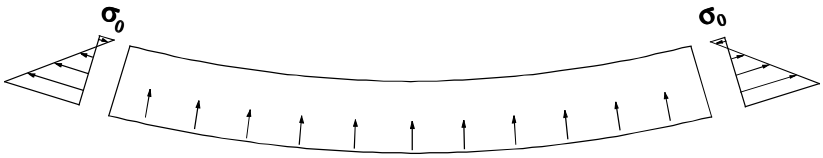
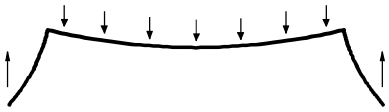


Bild 4-7 a) Darstellung der Umlenkkräfte im Flansch



b) Wirkung der Umlenkkräfte auf den Querschnitt

Die Einbaulage B wird weiterführend nicht mehr untersucht.

4.3.4 Einbaulage C

Versuch 1;2 Diese Einbaulage liefert die geringsten Traglasten.

Die Flansche werden vorwiegend auf Druck und der Steg auf Zug beansprucht. Sehr früh stellt sich an den Flanschen ein Faltmechanismus ein, während auf der verbleibenden Länge nahezu keine Verformungen festgestellt werden konnten. Mit dem Einfallen der Faltwerke kam es zu keiner weiteren Laststeigerung, lediglich eine Vergrößerung der Falten und der Durchbiegung wurde beobachtet. Die DMS wurden jeweils an der Profilinnenseite angebracht.

Eine Auswertung der Spannungen wurde nur für den Versuch 2 durchgeführt, da die DMS im Versuch 1 keine schlüssigen Ergebnisse lieferten.

Es wurde eine Maximallast von 10,4 kN erreicht.

Infolge der Einspannung der Flansche in den Steg verformte sich die Stegmitte an den Stellen der Faltwerke nach oben. Die Sekundärbiegespannungen verhalten sich wiederum affin den Verformungen. Insgesamt bleiben sie unterhalb der Traglast sehr klein. Kurz vor dem Umschlagen in die Beuleigenform ergeben sich an der Flanscheinspannung zum Steg größere Sekundärspannungen, die vorher nahezu Null waren. Aufgrund der plastischen Verformung der Flansche in Form eines Faltwerkes mit drei Fließlinien erreichen sie im Versagensfall extrem große Werte. Die Faltwerke liegen sich im allgemeinen gegenüber und sind nach außen gerichtet. In Stegmitte verändert sich die Sekundärspannung nur geringfügig und bleibt weiterhin relativ klein.

Im Versuch C-2 stellten sich nach Überschreitung der Traglast zwei gegenüberliegende kleinere Faltwerke relativ nah am Auflager und ein einzelnes größeres Faltwerk im Drittelspunkt direkt am Weggeber W10 ein.

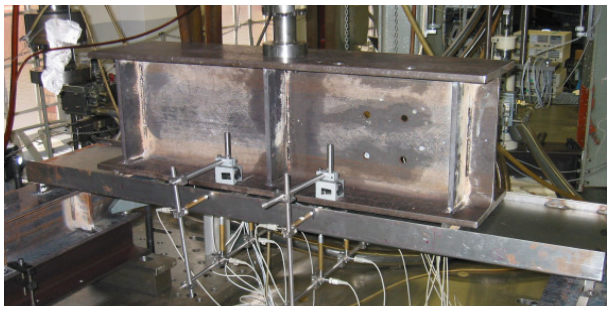
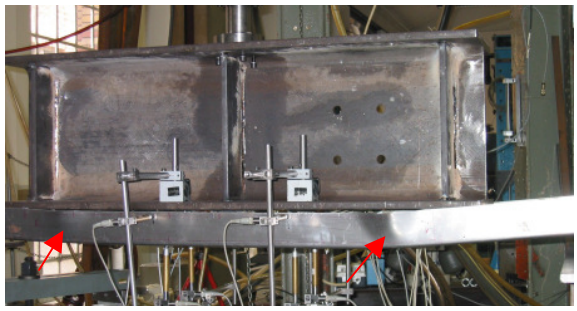


Bild 4-8 a) Versuchskörper C-2 vor Belastungsbeginn



b) und am Ende des Versuches

Gut zu erkennen ist in Bild 4-9 das schnelle Umschlagen der Flansche zwischen den Laststufen 14 und 15.

Laststufe	7 → 5,0 kN	12 → 8,9 kN	14 → 10,4 kN	15 → 10,2 kN
Verf. bei x=L/3 [mm]	0,95 0,15 1,07	0,93 0,40 1,41	0,65 0,58 1,60	1,17 0,71 2,08
σ_b an der Profil-innenseite [N/mm²]	1,0 3,1 -1,3	3,6 10,4 -1,8	9,1 15,8 14,3	161,7 19,7

Bild 4-9 Verformungsentwicklung und zugehörige Sekundärspannungen des Trägers C-2

4.3.5 Anwendbarkeit vorhandener Berechnungsansätze

Die in [87] zusammengestellten Berechnungsansätze zur Ermittlung von Sekundärspannungen beziehen sich auf dünnwandige Stege von Vollwandträgern, wie sie zum Beispiel in Brückenträgern üblich sind. Dort ergeben sich infolge der Stegverformung sekundäre Biegespannungen am Übergang vom Steg zum drehsteifen Flansch. Es handelt sich dabei stets um vierseitig gelagerte Platten. Alle Ansätze formulieren erst eine Beziehung $\sigma_x = f(w)$ und dann $\sigma_b = f(w)$. Durch Eleminierung von w läßt sich eine Beziehung zwischen σ_x und σ_b ableiten, welche oft in Diagrammen aufbereitet ist. Die aus bestimmten Randbedingungen erforderlichen Koeffizienten werden in vielen Ansätzen nicht analytisch, sondern mit Hilfe von FEM-Berechnungen bestimmt und sind nicht übertragbar. Im Unterschied zu den Vollwandträgern, bei denen lediglich der Steg als dünnwandiges Querschnittsteil vorhanden ist, beeinflussen sich bei dünnwandigen kaltgeformten Profilen mehrere dünnwandige Querschnittsteile gegenseitig.
Der dreiseitig gelagerte Flansch kann mit den vorhandenen Berechnungsansätzen überhaupt nicht erfaßt werden. Das den Steg belastende Randmoment aus der Flanscheinspannung kann ebenfalls nicht berücksichtigt werden. Desweiteren treten die maximalen sekundären Biegespannungen teilweise nicht am Stegrand, sondern an anderen Stellen des Steges auf.
Für das vorhandene Problem kann aufgrund abweichender Ausgangsbedingungen nicht auf bereits bestehende Berechnungsansätze zurückgegriffen werden.

4.4 Dauerfestigkeitsversuche

4.4.1 Allgemeines

Die Oberfläche der Probekörper wurde mittels Sichtprobe auf Fehlstellen untersucht. An kritischen Stellen wurde zusätzlich eine Prüfung mittels Eindringverfahren vorgenommen. Stichprobenartig wurde die Oberfläche der Probenkörper im Flanschbereich, im Bereich der Abkantung und im gescherten Bereich durch ein Mikroskop betrachtet. Dabei konnten keine Risse oder Kerben, die größer als 10 µm waren, festgestellt werden.

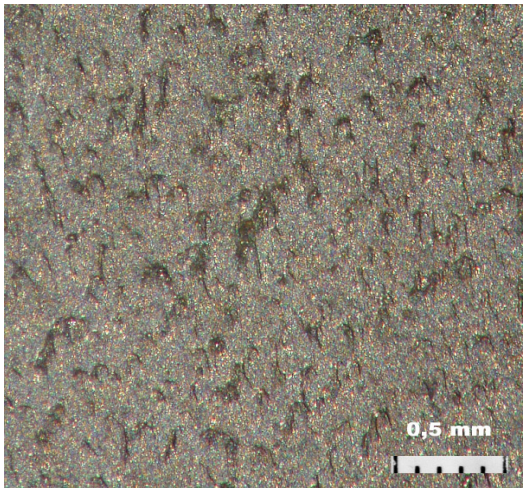


Bild 4-10 Oberfläche Probenkörper im Flanschbereich
Die scheinbar größeren Unebenheiten stellten sich als Schatten, hervorgerufen durch den flachen Ausleuchtungswinkel, heraus.

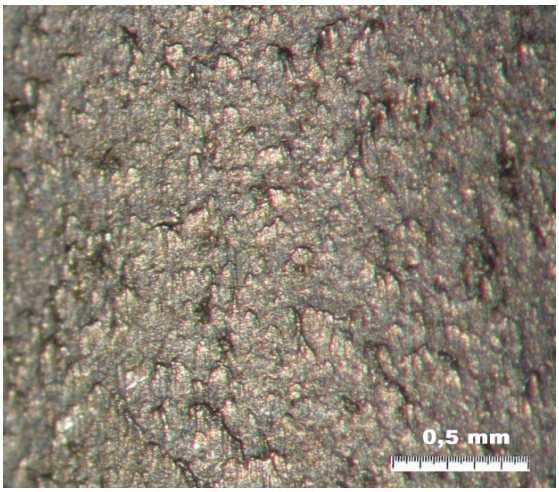


Bild 4-11 Oberfläche Probenkörper im Bereich der Abkantung
Die Hervorhebungen deuten eventuell auf ein Abplatzen der spröden Walzhaut oder Zunderschicht, hervorgerufen durch das Abkanten, hin.

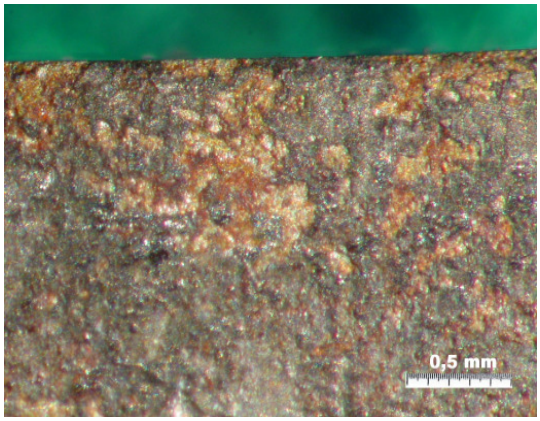


Bild 4-12 Oberfläche des Probenkörpers Ansicht des gescherten Bereiches
Auf der Oberfläche ist der Walzzunder zu erkennen. Die Narbentiefe ist stets kleiner als 10 µm.

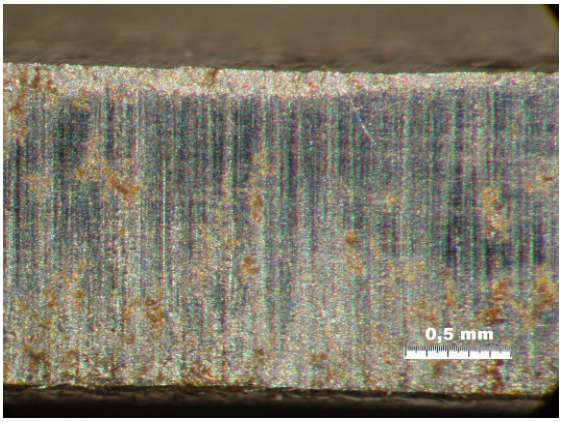


Bild 4-13 Geschnittene Fläche des Probenkörpers Draufsicht
Die gescherte Fläche ist mit Flugrost bedeckt. Die durch den Schneidevorgang entstandenen Riefen haben eine Breite kleiner als 10 µm und können nur durch Schattenwerfung gesehen werden.

Es werden einstufige Dauerfestigkeitsversuche mit einer Frequenz von 2 Hz durchgeführt. Der Verlauf der Belastung über die Zeit ist sinusförmig. Abhebende Kräfte konnten nicht realisiert werden, maximal war also eine Schwellbelastung möglich. Eine Messung der Dehnungen erfolgte alle 2000 Lastwechsel. Dazu wurde die Anlage im Belastungsmaximum automatisch angehalten und die Schwingbelastung für 20 Sekunden unterbrochen. Mindestens einmal pro Tag erfolgte eine Messung im Belastungsminimum der Schwellbelastung. Dazu mußte die Anlage von Hand angehalten und umgeschaltet werden.

Für die ersten Versuche wurden noch Vorverformungen im unbelasteten Zustand aufgenommen. Allerdings war während des Versuchsverlaufes schon nach den ersten Belastungszyklen die Beuleigenform auch im Belastungsminimum erkennbar. Durch den relativ hohen Eigenspannungszustand in den Ausrundungsradien aus dem Prozess der Abkantung lösen die Sekundärspannungen im ausgebeulten Zustand Plastizierungsvorgänge aus, so daß ein Umschlagen in den Ursprungszustand nicht mehr stattfindet. Diese Tatsache wurde genutzt, um durch eine statische Vorbelastung die Beulmaxima zu ermitteln und dort die Dehnmeßstreifen zu positionieren.

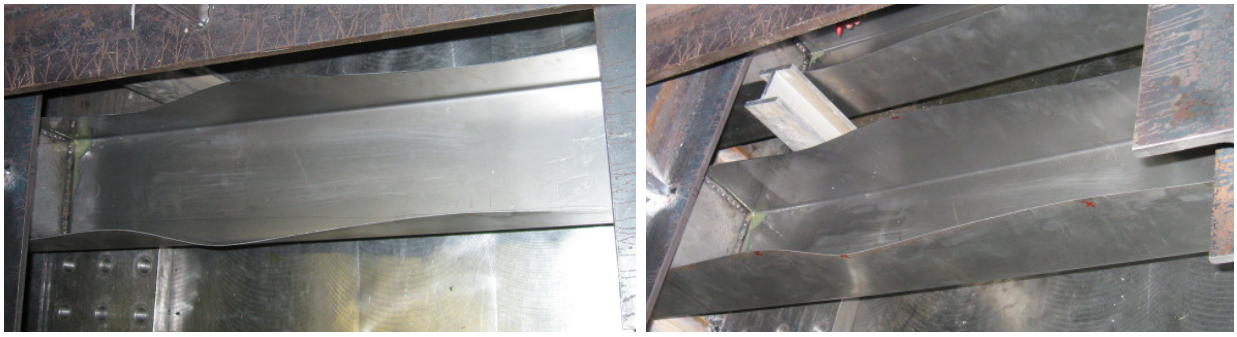


Bild 4-14 Profil unter Last zur Feststellung der Beulmaxima

Weggeber wurden in den ersten Versuchen ebenfalls eingesetzt, lieferten jedoch keine aussagekräftigen Informationen, da während der gesamten Versuchsdauer durch ständiges Aufeinanderreiben von Weggeberspitze mit dem Versuchsmaterial eine enorme Spitzenabnutzung stattfand und die aufgenommenen Wege dadurch verfälscht wurden.
Die ersten 3 Versuche wurden mit je 2 Versuchsträgern gleichzeitig durchgeführt. Die erwies sich jedoch nicht als günstig, so daß ab dem vierten Versuch die Träger nur noch einzeln aufgelegt und getestet wurden.
Insgesamt wurden 23 Versuchskörper aus U-Profilen unterschiedlicher Abmessungen und Stahlsorten getestet. Es werden die Einbaulagen A und C entsprechend Bild 4-3 untersucht. Ergebnisse und Versuchsverlauf sind in [48] aufgeführt.

Versuchskörper	Einbaulage	Material (nach Tabelle 4-2)	Abmessungen b/h/b - t [mm]
I + II	A	D1	150/205/150 - 1,5
III - VI	C	D1	150/205/150 - 1,5
VII + VIII	C	D2	150/195/150 - 1,5
IX - XI	A	D2	150/195/150 - 1,5
XII + XIII	A	D3	255/255/255 - 2,5
XIV + XV	C	D3	255/255/255 - 2,5
XVI + XVIII	A	D4	150/205/150 - 1,0
XVII + XIX	C	D4	150/205/150 - 1,0
XX + XXI	A	D5	150/205/150 - 2,0
XXII + XXIII	C	D5	150/205/150 - 2,0

Tabelle 4-3 Übersicht der durchgeführten Dauerfestigkeitsversuche

4.4.2 Träger III und Träger IV

Im ersten Versuch sind die Träger III und Träger IV in liegender Einbauposition gleichzeitig getestet worden. Es wurde noch keine Vorbelastung zum Auffinden der Beulmaxima durchgeführt, die DMS wurden in den 1/4 , 1/3 und 1/2 Punkten des unversteiften Trägerbereiches angebracht. So wurden nicht unbedingt die maximalen Sekundärspannungen infolge des Ausbeulens erfaßt. Nach ca. 1 Million Lastspielen gab es durch das Versagens der Maschinensteuerung einen Durchschlag des lastaufbringenden Hydraulikzylinders und beide Versuchskörper wurden infolge einer Überlast plastisch deformiert. Zu diesem Zeitpunkt war noch kein Anriß aufgetreten, obwohl während der Schwingbelastung im Amplitudenmaximum am freien Flanschende des Träger IV eine Spannung von σ_x = 140 N/mm² vorhanden war. Das Maximum war eine Kraft von ca 9 kN, das entspricht 80 % der in Tabelle 5-1 numerisch ermittelten Traglast beider Träger. Gut zu erkennen war an beiden Trägern als Versagensmechanismus ein Faltwerk in Form eines **W**. Die Fließlinien des Faltmechanismus bilden sich dabei zwischen den elastischen Beulen aus und treffen an den Beulmaxima am freien Flansch aufeinander.

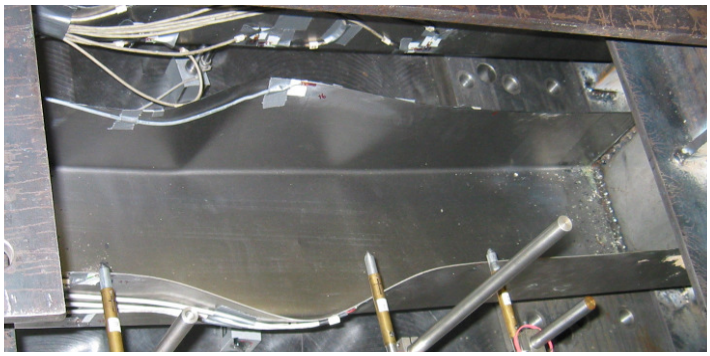


Bild 4-15 Faltwerk W in Einbauposition C

Dieses Tragverhalten unter Traglast läßt sich gut mittels eines Fachwerkmodells abbilden.

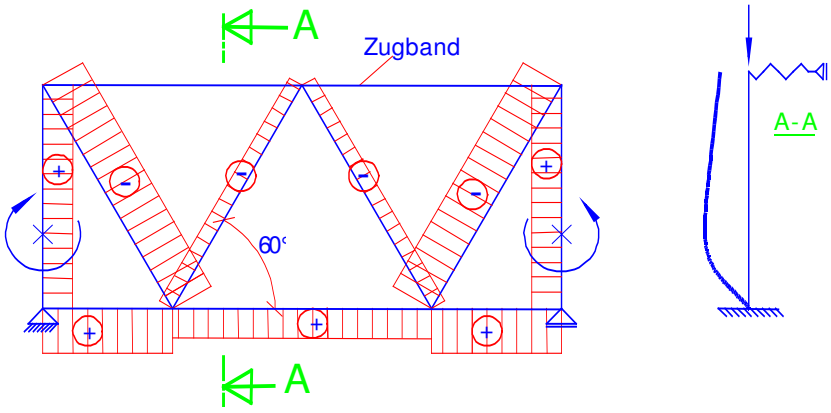


Bild 4-16 Fachwermodell für Faltwerk W

Die Fachwerkdruckstreben entstehen zwischen den Beulen, also an Stellen, die durch das örtliche Ausbeulen wenig beansprucht werden. Anscheinend werden so im Traglastzustand diese weniger ausgenutzten Bereiche für den Lastabtrag zusätzlich aktiviert. Unter schwingender Belastung knicken die Druckstreben dann wiederholt aus. Im unteren Drittel des Flansches ist die Krümmung infolge des Ausknickens maximal. Dort wurde in den folgenden Versuchen jeweils der Rißbeginn bei Probekörpern der Einbaulage C beobachtet.

4.4.3 Träger V und Träger VI

Im zweiten Versuch sind die Träger V und Träger VI ebenfalls in liegender Einbauposition gleichzeitig getestet worden. Im ersten Lastschritt wurden mit 7 kN ungefähr 60 % der numerisch ermittelten Traglast der Träger (Tabelle 5-1)aufgebracht. Die zugehörige maximale Spannung beträgt 166 N/mm² am freien Flanschende des Trägers V. Durch Messungen an der Außen- und Innenseite wird bereits zu diesem Belastungszeitpunkt eine resultierende Zugspannung von ca 30 N/mm² am freien Flanschende festgestellt. Die maximale Spannungsdifferenz beträgt ebendort 137 N/mm².

Nach 2,32 Mio Lastspielen wurde die Maximalkraft erhöht auf 9 kN, das entspricht 80 % der Traglast. Allerdings ist nicht unbedingt von einer gleichmäßigen Verteilung der aufgebrachten Kraft auf beide Träger auszugehen. Aufgrund einer gelösten Klebung hat sich Träger V eventuell weicher als Träger VI verhalten. Da die Quertraversen nicht vollständig gelenkig ausgebildet werden konnten, ist anzunehmen, daß Träger VI stärker belastet wurde.

Am Träger VI bildeten sich nach geringfügiger Laststeigerung infolge einer Kraftnachregelung bei 3,19 Mio Lastspielen zwei gegenüberliegende Risse in den Flanschen, jeweils ausgehend vom unteren Flanschdrittel und im Winkel von 60° wachsend zum freien Flanschende. Dort wurden Dehnungen schon im plastischen Bereich gemessen. Vollständiges Versagen erfolgte bei

4,39 Mio Lastspielen durch einen Restbruch am freien Flanschende, der die Zugbandtheorie nach **BRUNE** (siehe Abschnitt 2.6), also die Zugbeanspruchung am freien Rand der druckbeanspruchten Flansche, bestätigt. Das Rißbild entspricht dem zuvor beobachteten Faltmechanismus in Form eines **W**. Die Risse entwickeln sich entlang der Fließlinien.

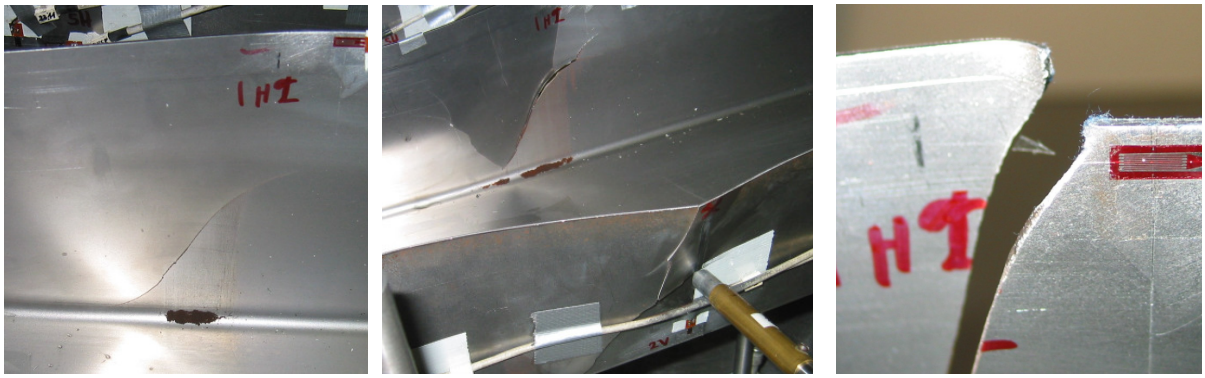


Bild 4-17 a) Rißbeginn Träger VI b) Rißwachstum c) Restbruch am freien Flansch

An den anderen Meßstellen wurden keine kritischen Werte festgestellt.
Am Träger V wurden nach über 4 Mio Lastspielen trotz gemessener Spannungsdifferenzen von 200 N/mm² am freien Flanschende noch keine Risse festgestellt. Der Versuch wurde abgebrochen.

4.4.4 Träger I und Träger II

Träger I und Träger II wurden in Einbauposition A gemeinsam getestet. Mit 39 kN Maximalbelastung wurden nahezu 100 % der Traglast (Tabelle 5-1) aufgebracht. Sowohl am Träger I als auch am Träger II ergeben sich plastische Dehnungen am freien Flanschende des Druckflansches. Die dort ermittelte maximale Spannungsdifferenz aus der aufgebrachten Schwellbelastung liegt bei 180 N/mm². Die gemessenen Dehnungen ca 1 cm entfernt vom Ausrundungsradius aus der Zusatzbeanspruchung infolge des örtlichen Ausbeulens bleiben jedoch alle im elastischen Bereich und die Spannungsdifferenzen sind gering.
Die Verwendung ungeeigneter Elastomere führte an den Lasteinleitungsbereichen zu Überbeanspruchungen. Am Träger I bildeten sich Risse an der Lasteinleitung und Träger II , der daraufhin durch Umlagerungen mehr Last erhielt, versagte durch plastische Deformationen. Als Versagensmechanismus war erstmals ein Faltwerk in Form eines „*flip disc*“ am Steg sichtbar, der sich am Druckflansch fortsetzte.
Der Versuch wurde nach 0,5 Millionen Lastspielen abgebrochen.

Ab Träger VII wurden die Träger jeweils nur noch einzeln getestet.

4.4.5 Träger VII

Träger VII wird in Position C eingebaut. Mit 5,9 kN als Amplitudenmaximim der Belastung wurden im ersten Lastschritt ca 80 % der Traglast (Tabelle 5-1) aufgebracht. An den freien Flanschenden treten Normalspannungen bis zu 310 N/mm² auf. Die zugehörigen Spannungsdifferenzen von 230 N/mm² liegen weit über den in [N8] angegebenen Werten. Der ungünstigste Wert für die Sekundärbiegung σ_y beträgt 100 N/mm². Die DMS sind allerdings mit 1,5 cm relativ weit vom Ausrundungsradius entfernt angebracht. Wiederum bestätigt wird bereits in diesem Belastungsschritt das Vorhandensein eines Zugbandes am freien Flanschende. Die dortige Differenz zwischen der an der Außen- und Innenseite gemessenen Spannung beträgt ca 100 N/mm². Sowohl die Maximallast als auch die Dehnungen blieben während des gesamten Belastungszeitraumes konstant. Risse wurden nicht festgestellt. Die Belastung wurde nach 2,18 Mio Lastspielen erhöht auf 7,8 kN. Das ist 8 % höher als der numerisch ermittelte Betrag der Traglast. Diese Maximalkraft fiel auch etwas ab und wurde daraufhin bei 2,22 Mio Lastspielen nachgeregelt. Nun entstanden bei schnellem Lastabfall innerhalb weniger Lastwechsel die bereits zuvor am Träger VI festgestellten schrägen Risse an den Flanschen, sich gegenüberliegend und unter 60° zum freien Flanschende hin wachsend. Der Versuch wurde mit dem Durchriß an beiden Flanschenden nach insgesamt 2,34 Mio Lastspielen beendet.
Zur mikroskopischen Untersuchung des Rißbildes wurde ein Sägestück entnommen.

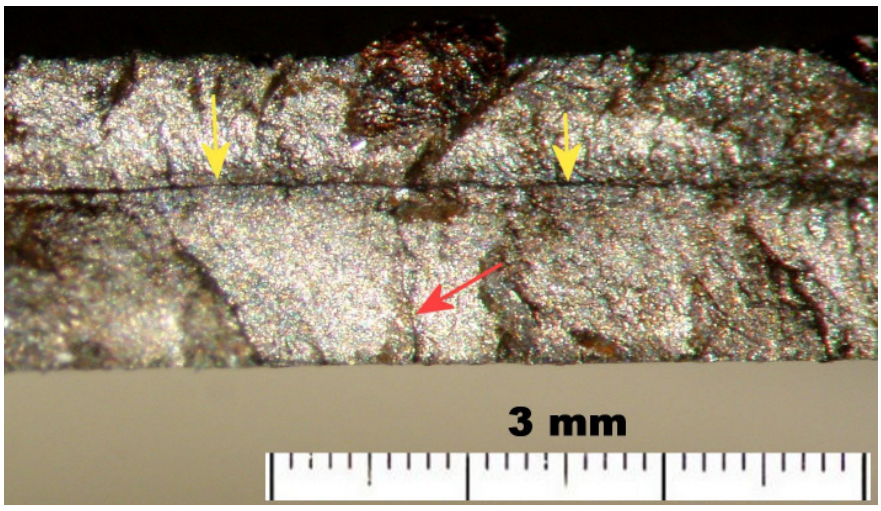
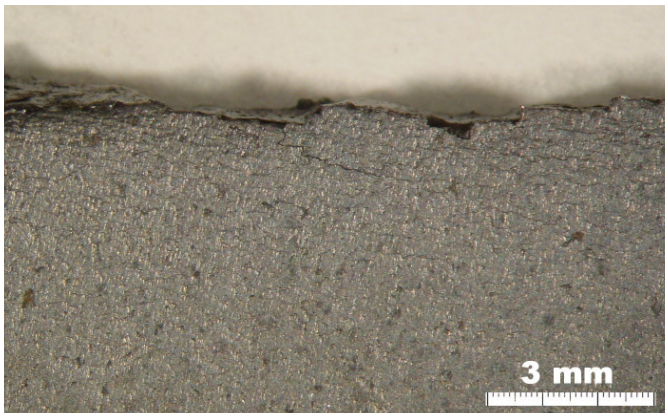


Bild 4-18 Draufsicht Rißfläche



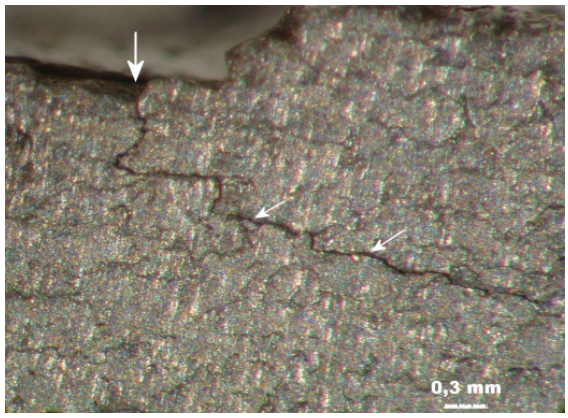


Bild 4-19 a) Ansicht Rißlinie **b) Ansicht Rißlinie mit Oberflächenriß**

Neben dem Riß ist ein schmaler, matt glänzender Metallbereich vorhanden. Hier müssen plastische Vorgänge das Material aufgerauht haben. Mehrere Rißansätze sind erkennbar. Der Riß selbst zeigt eine für einen Dauerschwingbruch charakteristische Furchenstruktur.
Im Bild 4-18 ist in der Oberfläche des Risses eine Zweiteilung sichtbar. Vermutlich findet an der durch das örtliche Ausknicken (Bild 4-16) zugbeanspruchten Außenseite der Rißbeginn statt. Der Riß wandert dann von der Oberfläche ausgehend ins Blechinnere, abschließend erfolgt für den verbleibenden Querschnitt ein Restbruch. Die zerklüftete, matte und faserige Bruchfläche weist auf einen Zähbruch hin. Der Restbruch weist eine kristalline, samtartige Oberfläche auf, was auf einen Sprödbruch schließen läßt. Dieser Vorgang setzt sich abschnittsweise entlang der Fließlinien fort.

4.4.6 Träger VIII

Zur Erfassung der im Verlauf der Versuche beobachteten schräge Rissen wurden ab Träger VIII an den Probekörpern zusätzlich 60° DMS-Rosetten angebracht. Somit können an diesen Stellen aus den gemessenen Dehnungen ε_a, ε_b und ε_c die Hauptdehnungen ε_1 und ε_2 und Hauptspannungen σ_1 und σ_2 ermittelt werden.

$$\varepsilon_{1,2} = \frac{\varepsilon_a + \varepsilon_b + \varepsilon_c}{3} \pm \frac{\sqrt{2}}{3}\sqrt{(\varepsilon_a - \varepsilon_b)^2 + (\varepsilon_b - \varepsilon_c)^2 + (\varepsilon_a - \varepsilon_c)^2} \qquad \textbf{Gl. 4-4}$$

$$\sigma_{1,2} = \frac{E}{1-\mu}\frac{\varepsilon_a + \varepsilon_b + \varepsilon_c}{3} \pm \frac{\sqrt{2}}{3}\frac{E}{1+\mu}\sqrt{(\varepsilon_a - \varepsilon_b)^2 + (\varepsilon_b - \varepsilon_c)^2 + (\varepsilon_a - \varepsilon_c)^2} \qquad \textbf{Gl. 4-5}$$

Träger VIII wurde ebenfalls wie Träger VII in Position C eingebaut. Die anfänglich aufgebrachte maximale Belastung lag mit 7,6 kN knapp über der numerisch ermittelten Traglast von 7,2 kN. Dieser Wert fällt jedoch trotz mehrmaligen Nachregelns schnell ab und pendelt sich bei 6,3 kN ein. Gut zu erkennen sind die sich bei hoher Beanspruchung einstellenden hohen Dehnungen an

der DMS-Rosette, die trotz abfallender Kraft nahezu konstant bleiben. Messungen an der Außen- und Innenseite ergaben, daß an der DMS-Rosette neben einer örtlichen Biegebeanspruchung resultierend eine Druckbeanspruchung vorhanden ist. Während bei Belastungsbeginn noch hohe Dehnungen am freien Flanschende maßgebend sind, fallen diese innerhalb weniger Lastwechsel gleichzeitig mit dem Ansteigen der Hauptspannungen an der Rosette. Das starke Ansteigen der Dehnungen innerhalb der ersten 25000 Lastwechsel ergibt sich wahrscheinlich aus der infolge der Überbeanspruchung schnell erfolgten Rißbildung entlang der Fließlinien des Faltwerkes. Im Folgenden ist dann eine geringere Tragfähigkeit des mit Rissen behafteten Trägers vorhanden und die Kraft fällt geringfügig mit dem Rißfortschritt.

Gleichzeitig mit dem Abfall der Maximalbelastung fällt auch der Amplitudenwert für die in diesem Versuch mit 4 kN relativ hoch eingestellte minimale Belastung, ein Beweis für stattgefundene Plastizierungen im Träger.

Das untersuchte Verhältnis $R = F_u / F_o \approx 0{,}5$ ist im Gegensatz zur sonst in den Versuchen angestrebten Schwellbelastung relativ groß. Für die Rißbildung scheint jedoch nicht die Belastungsdifferenz maßgebend zu sein, sondern die Anzahl der Belastungen in der Nähe der Traglast.

Die DMS zur Ermittlung der σ_y -Spannungen am Ausrundungsradius wurden im Abstand von ca 1 cm von Ausrundungsradius entfernt angebracht und erreichen dort nie kritische Werte.

Der festgestellte Rißverlauf entspricht wiederum den an Träger VI und Träger VII beobachteten Rissen.

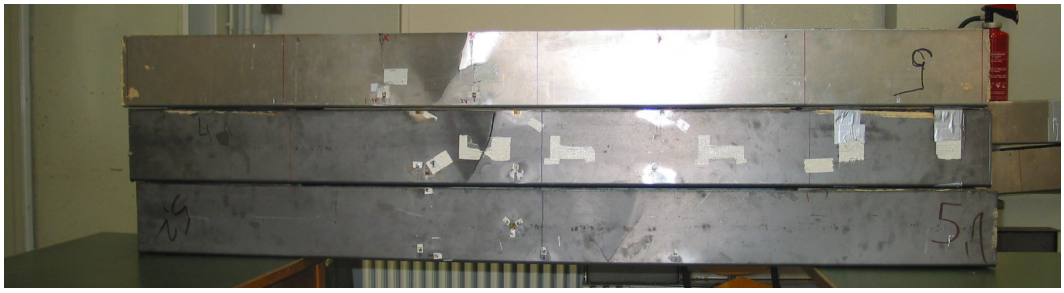
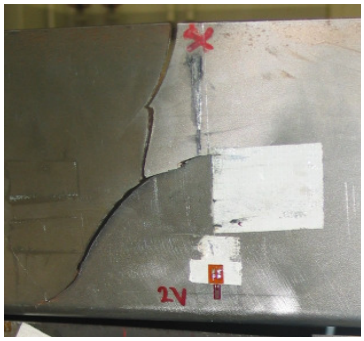


Bild 4-20 Rißbilder an den Trägern VI - VIII



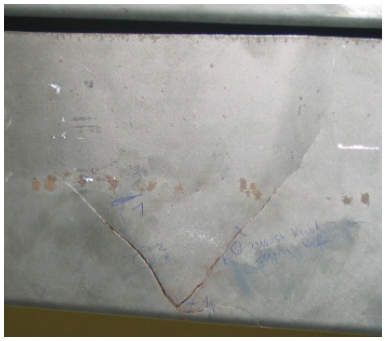


Bild 4-21 a) Rißbild Träger VI b) Rißbild Träger VII c) Rißbild Träger VIII

4.4.7 Träger IX

Träger IX wurde in Einbauposition A getestet. Da zunächst die Rißentstehung im stärker beulgefährdeten Flansch erwartet wurde, sind die DMS-Rosetten neben dem Beulmaxima des Flansches angeordnet worden. Vor Beginn der dynamischen Belastung wurde mit 29 kN eine Kraft geringfügig über der numerisch ermittelten Traglast von 28,7 kN aufgebracht. Diese führte zur Ausbildung eines bleibenden plastischen Faltwerkes *flip disc* im oberen Bereich des Steges. Als Maximalwert wurde anschließend für die dynamische Belastung mit 25 kN eine Kraft knapp unterhalb der Traglast eingestellt. Diese Kraft fiel anfangs stark und dann etwas langsamer kontinuierlich ab. Risse bildeten sich an den Fließlinien des plastischen Faltwerk des Steges und wanderten von dort in den Flansch. Nachdem der Flansch vollständig durchgerissen war, wurde der Versuch nach nur 115000 Lastspielen abgebrochen. Ungeklärt ist, inwieweit die einmalige geringfügige Überbeanspruchung des Trägers einen Anteil am schnellen Kraftabfall hatte. Die größten Dehnungen sind an den Rosetten zu finden. Diese sind aufgrund der DMS-Anordnung sicherlich nicht die vorhandenen Maximalwerte. Spannungen der Meßpunkte am freien Flansch und an der Abkantung sind nicht maßgebend.

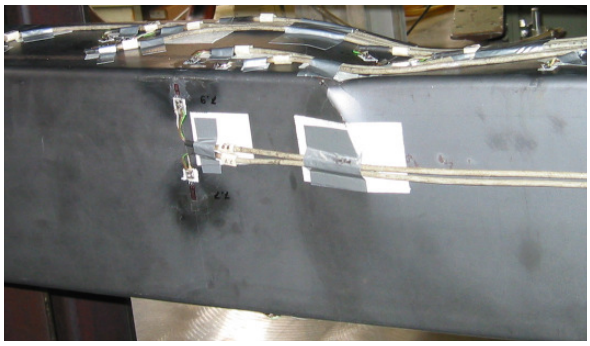
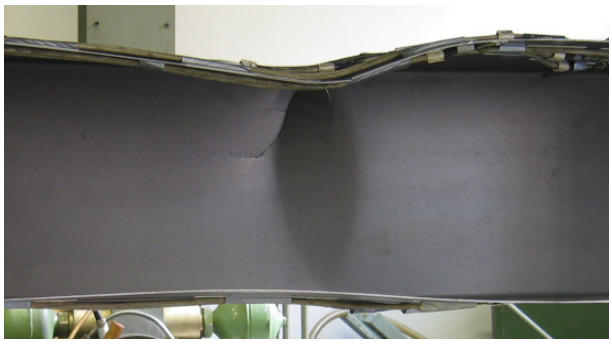
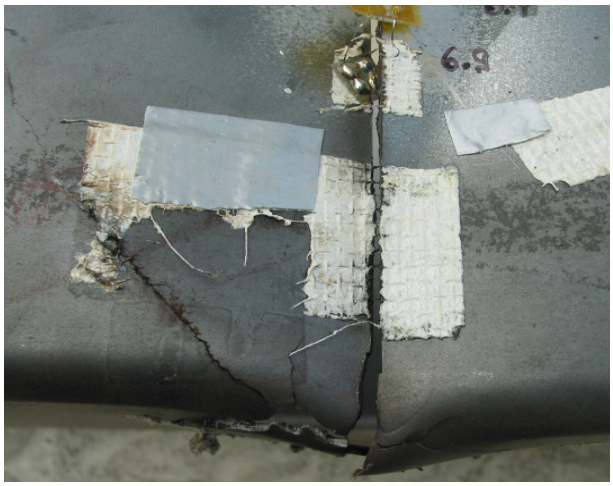


Bild 4-22 Rißverlauf im Steg a) außen



b) innen des Trägers IX

Bild 4-23 a) Rißverlauf an der Abkantung



b) Rißfortsatz im Flansch Träger IX

4.4.8 Träger X

Träger X verhält sich analog Träger IX. In Position A eingebaut wird während der Vorbelastung bei 25 kN ein *flip disc* im oberen Drittel des Steges nahe der Lasteinleitung festgestellt. Wahrscheinlich aufgrund der schlechten Fertigung des Träger X ergibt sich somit im Versuch eine Traglast geringer als die numerisch ermittelte (Tabelle 5-1).
Bei Start der dynamischen Belastung wird mit 23 kN Maximallast eine kleinere Last als in der Vorbelastung aufgebracht. Das eingestellte Amplitudenmaximum fällt schnell ab und am vorhandenen *flip disc* des Steges entstehen Risse, die sich im Flansch fortsetzen. Äußerst große Dehnungen werden am Meßpunkt der DMS-Rosette 71-75 am Flansch festgestellt, dorthin ist auch ein Rißfortsatz zu beobachten. Die Lage der DMS-Rosette am Steg wurde schlecht abgeschätzt, so daß die gemessenen hohen Werte der Dehnungen noch nicht den tatsächlich vorhandenen an den Fließlinien entsprechen. Der Versuch wurde nach 125000 Lastspielen nach dem Durchriß am Flansch abgebrochen.

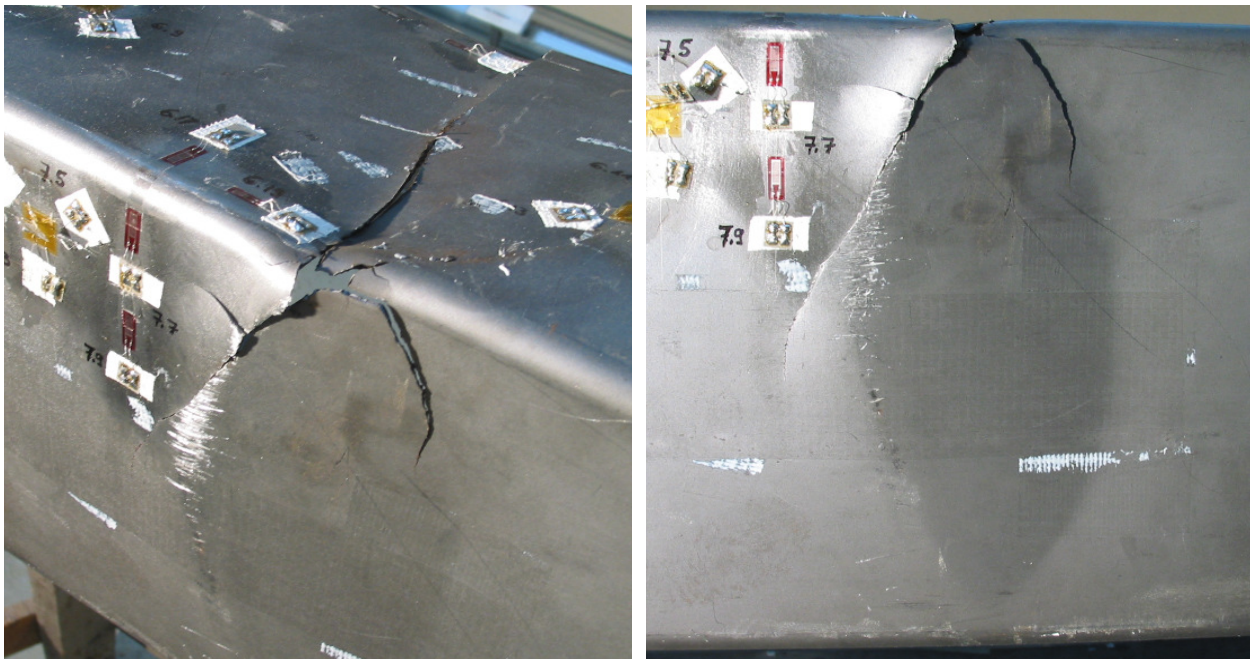


Bild 4-24 Nahaufnahme der Risse am *flip disc* und weiterführend am Flansch Träger X

4.4.9 Träger XI

Der letzte Versuchskörper des Materials D2 wurde wiederum in Position A eingebaut. Aus der Vorbelastung ergab sich keine Schädigung. Gestartet wurde die Schwingbelastung mit 70 % der numerisch ermittelten Traglast (Tabelle 5-1). Diese Belastung wurde unter geringfügigen Nachregelungen bei nahezu konstanten Dehnungen bis zu einer Anzahl von 2,4 Mio Lastspielen beibehalten. Die größte Spannung mit 130 N/mm² liefert zu diesem Zeitpunkt die

Sekundärspannung an der Abkantung am Meßpunkt 67-69. Dies ist jedoch nicht der spätere Rißpunkt. Ein extremes Ansteigen der Dehnungen ergibt sich erst durch die Laststeigerung nach 2,4 Mio Lastspielen auf 25 kN, also fast auf die Traglast. Davon sind zuerst die Dehnungen der DMS-Rosette 77-81 im oberen Drittel des Steges und des Meßpunktes 83-85 an der Abkantung betroffen. Die DMS liegen nahezu unmittelbar an den darauffolgend entstandenen Rißlinien. Die aufgebrachte Belastung konnte nicht gehalten werden und wurde zweimal nachgeregelt. Nach weiteren 140000 Lastspielen wurde der Versuch aufgrund ausgeprägter Rißbildung beendet.

Bild 4-25 Rißverlauf a) im Steg **b) im Flansch des Träger XI**

4.4.10 Träger XII und Träger XIII

Es handelt sich um Versuchskörper mit der größten verwendeten Blechdicke von 2,5 mm. Zur Erreichung der zu untersuchenden Beulschlankheiten der Teilplatten sind entsprechend große Abmessungen notwendig. Dies führt in der Einbauposition A zu relativ großen aufzubringenden Kräften. Träger XII war dadurch im Lasteinleitungsbereich zerstört, während im unversteiften mittleren Bereich nach Beendigung des Versuches nach 850000 Lastwechseln keine Rißbildung festgestellt werden konnte. Alle gemessenen Dehnungen und zugehörigen Spannungen sind bei ca 60 % der numerisch ermittelten Traglast (Tabelle 5-1) nicht kritisch. Maximal sind die Sekundärspannungen mit 150 N/mm² am Meßpunkt 129-131 im Abkantbereich des Steges. Auch für Träger XIII liegen infolge eines Steuerungsausfalls der Anlage keine dynamischen Versuchsergebnisse vor. Erkennbar sind bei den Messungen vor Start der dynamischen Belastung bis zu den aufgebrachten 65 % der Traglast ein linearer Spannungszuwachs. Die Spannungen des Träger XIII entsprechen zu diesem Zeitpunkt nahezu denen des Träger XII.

4.4.11 Träger XIV und Träger XV

Es werden die Versuchskörper aus dem Material D3 in Einbauposition C getestet.
Mit dem Start der Schwingbelastung werden am Träger XIV mit 26 kN zunächst ca 85 % und am Träger XV mit 29 kN 93 % der numerisch ermittelten Traglast von 31 kN aufgebracht. Hohe Spannungen ergeben sich an den freien Rändern, mit Spannungsdifferenzen von 184 N/mm² am Träger XIV und 190 N/mm² am Träger XV sind die Grenzwerte nach [N8] überschritten. Ebenfalls überschritten ist mit 260 N/mm² am Träger XV -Meßpunkt 67 am Abkantbereich erstmalig der Grenzwert der Spannungsdifferenz für eine Sekundärspannung. Es ist jedoch keine Rißbildung zu beobachten, so daß die Lasten im Amplitudenmaximum erhöht werden. Am Träger XIV wurde nach 2,2 Mio Lastspielen eine Kraft von 31 kN eingestellt. Da sich die gemessenen Dehnungen daraufhin nur vergrößern, sonst aber stabil stehen bleiben, wird die Kraft kurz darauf nach insgesamt 2,38 Lastspielen auf 34 kN erhöht und ist nun größer als die Traglast. Innerhalb weniger Lastspiele ist ein Kraftabfall und Rißbildung zu beobachten.Trotz hoher Dehnungen bis in den plastischen Bereich am freien Rand erfolgt dort kein Rißversagen, sondern wiederum, wie in den vergangenen Versuchen beobachtet, entlang der Fließlinien eines Faltwerkes. Die Lage der DMS-Rosetten ist schlecht abgeschätzt, sie liegen zwischen den Fließlinien und erfahren nur geringe Beanspruchungen.

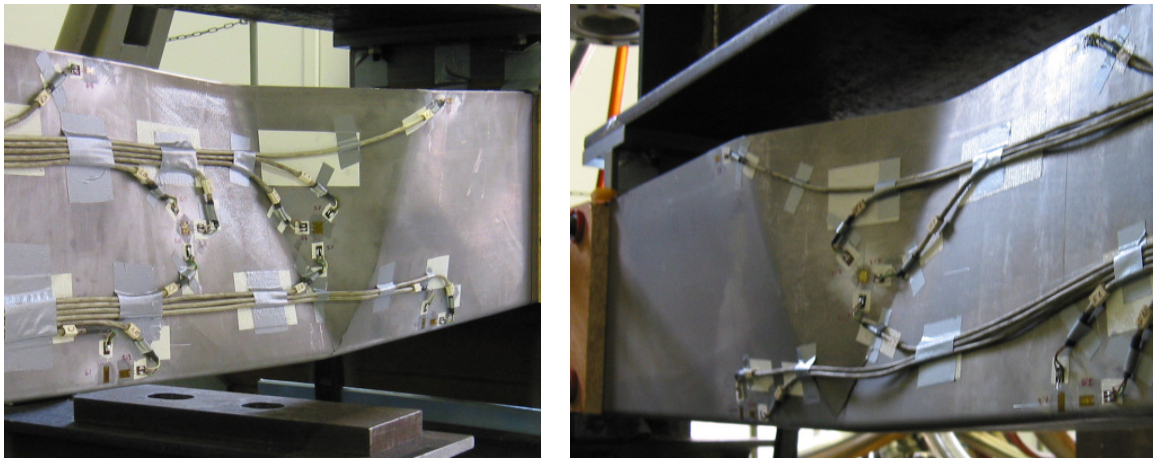


Bild 4-26 Faltwerke mit fortgeschrittenen Rissen an beiden Flanschen des Träger VIV

Am Träger XV wurde die Last nach 3,9 Mio Lastspielen bei unverändertem Dehnungsverhalten und ohne Rißbildung auf 36 kN erhöht. Das ist eine Beanspruchung oberhalb der Traglast, die Belastung konnte nicht gehalten werden und fiel ab. Nochmaliges Nachstellen der Kraft führte wahrscheinlich zu einem Durchriß neben der Abkantung im liegenden Steg (Bild 4-28), die Dehnungen an den Meßpunkten der Abkantung steigen unendlich an, die Kraft fällt rapide ab. Die DMS-Rosetten liegen hier zwar in Richtung der Fließlinien, sind aber zu weit oben angeordnet. Das Faltwerk mit Druckstreben unter 60° ist nur ansatzweise erkennbar. Die

vollständige Ausbildung eines **W** ist wahrscheinlich aufgrund der geometrischer Abmessungen nicht möglich und führt zu einem veränderten Rißverhalten. Nach dem Rißbeginn am Flansch wandert der Riß in den liegenden Steg, dort sind hohe Sekundärspannungen aus der Einspannung des Flansches in den Steg vorhanden, und bildet sich neben dem Ausrundungsradius aus. Nach 4,1 Mio Lastspielen wird der Versuch beendet.

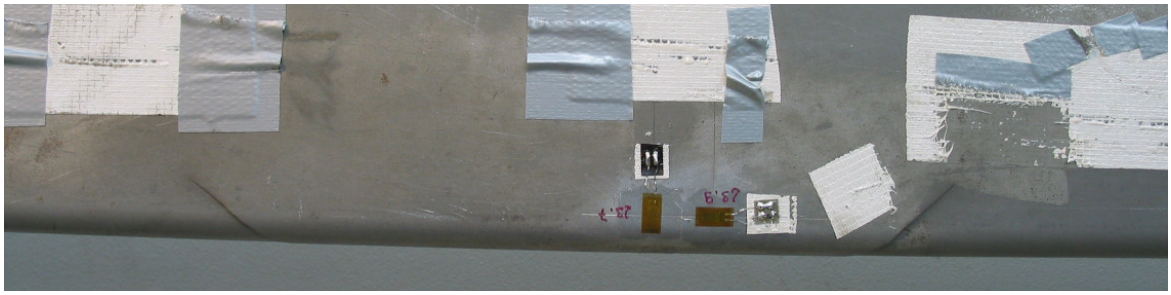


Bild 4-27 Detailansicht Rißbeginn am Flansch Träger XV

Bild 4-28 Innenansicht Steg Träger XV mit Durchriß jeweils parallel neben der Abkantung

4.4.12 Träger XVI und Träger XVIII

Es handelt sich um Versuchskörper mit der kleinsten verwendeten Blechdicke von 1,0 mm in der Einbaulage A. Während der Vorbelastung konnte jeweils kein eindeutiges elastisches Beulverhalten festgestellt werden. Es kam daraufhin bei beiden Trägern im Laufe der Vorbelastung infolge zu hoher Beanspruchung bis zur Traglast zur Ausbildung einer plastischen Beule am Druckflansch nahe der Lasteinleitung.

Die in der Schwingbelastung des Trägers XVI eingestellte Maximalkraft von 8,4 kN, das entspricht 82 % der numerisch bestimmten Traglast von 10,2 kN, fiel bei weitgehend konstanten Dehnungen geringfügig ab und wurde daraufhin nachgeregelt. Ein auffälliges Verhalten zeigen die Dehnungen der Rosetten auf den Rißlinien. Sie entwickeln sich nach dem äußerst

geringfügigen Nachregeln bei 0,2 Mio Lastspielen überproportional und gehen weit in den plastischen Bereich hinein, während fast alle übrigen Dehnungen abfallen. Innerhalb der nächsten 50000 Lastwechsel ist eine deutliche Rißentwicklung entlang der Fließlinien des *flip disc* am Steg erkennbar. Der Versuch wurde bei 0,3 Mio Lastspielen beendet.

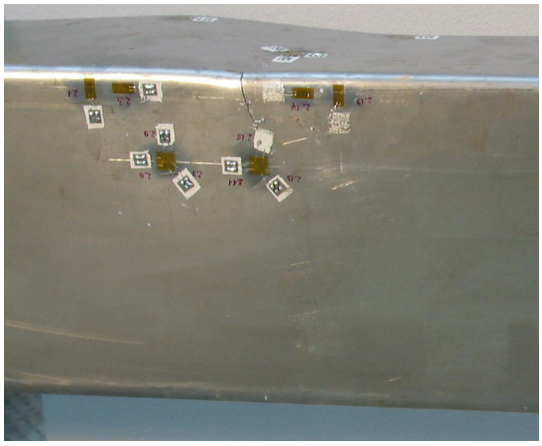


Bild 4-29 a) Ansicht Steg mit Riß Träger XVI

b) Riß im Übergang zum Flansch

Am Träger XVIII ist eine analoge Rißentwicklung sichtbar. Infolge eines Ablesefehlers erfuhr der Träger XVIII eine ständige Überbeanspruchung mit Dehnungen besonders an den Rosetten weit im plastischen Bereich. Zu einer auffälligen Veränderung des Dehnungsverhalten bei schnell abfallender Kraft kam es innerhalb der ersten 10000 Lastwechsel, vermutlich verbunden mit der Rißentstehung. Danach sind die Dehnungen bei langsam abnehmender Kraft nahezu konstant. Analog zum Beispiel dem Träger VIII ergibt sich eine geringere Tragfähigkeit des bereits mit Rissen behafteten Trägers und die Kraft fällt geringfügig mit dem Rißfortschritt. Nach nur 174000 Lastspielen wurde der Versuch aufgrund ausreichend großer Risse beendet.

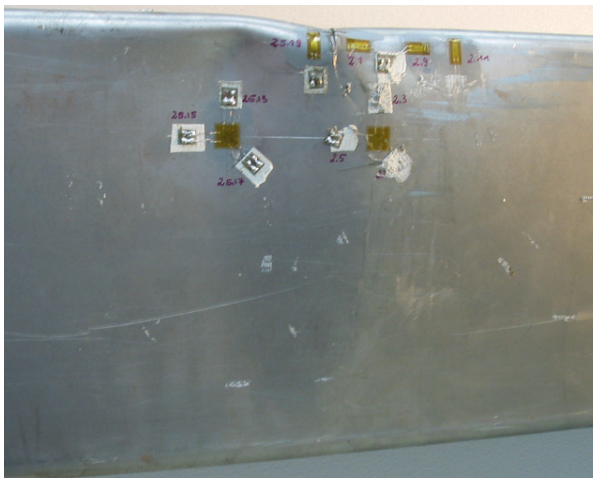
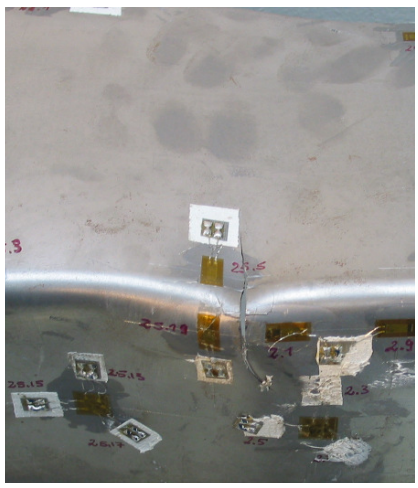


Bild 4-30 a) Ansicht Steg mit Riß Träger XVIII



b) Rißfortschritt im Flansch

4.4.13 Träger XVII und Träger XIX

Die zur Einbaulage C und der Materialdicke t = 1,0 mm zugehörigen geringen Kräfte sind mit der vorhandenen Anlage teilweise nicht genau justierbar.
Am Träger XVII wurde mit zunächst 1,9 kN als Maximallast 90 % der numerisch ermittelten Traglast von 2,1 kN aufgebracht. Ein völlig konstantes Dehnverhalten an allen Meßpunkten konnte beobachtet werden. Die maximalen Dehnungen wurden am DMS 65 (freies Flanschende) gemessen, die zugehörigen berechneten Spannungen betragen 270 N/mm². Die Spannungsdifferenz beträgt jedoch nur 80 N/mm². Das liegt zum einen an der mit 0,8 kN relativ großen Last im Amplitudenminimum, die kleiner von der Anlage nicht zu realisieren war, und zum anderen an bereits stattgefundenen Plastizierungen. Die Spannungsdifferenzen werden auch ungefähr nach der Lasterhöhung beibehalten. Die Lasterhöhung auf 2,1 kN fand nach 1,3 Mio Lastspielen statt und entspricht der Traglast. Die Dehnungen bleiben auf etwas höherem Niveau weiterhin konstant. Aufgrund eines Neustartes der Anlage kam es vermutlich zu einer geringfügigen Überbeanspruchung. Die Kraft von 2,1 kN konnte nicht mehr gehalten werden. Nachregelungen führten bei weiterem Kraftabfall zur Erhöhung der Dehnungen, die jedoch weiterhin konstant blieben. Nach 2,8 Mio Lastspielen wurde der Versuch aufgrund eines ausgeprägten Faltwerkes beendet. Risse wurden nicht festgestellt. Die DMS-Rosetten liegen neben den Fließlinien und liefern keine auffällig kritischen Werte.

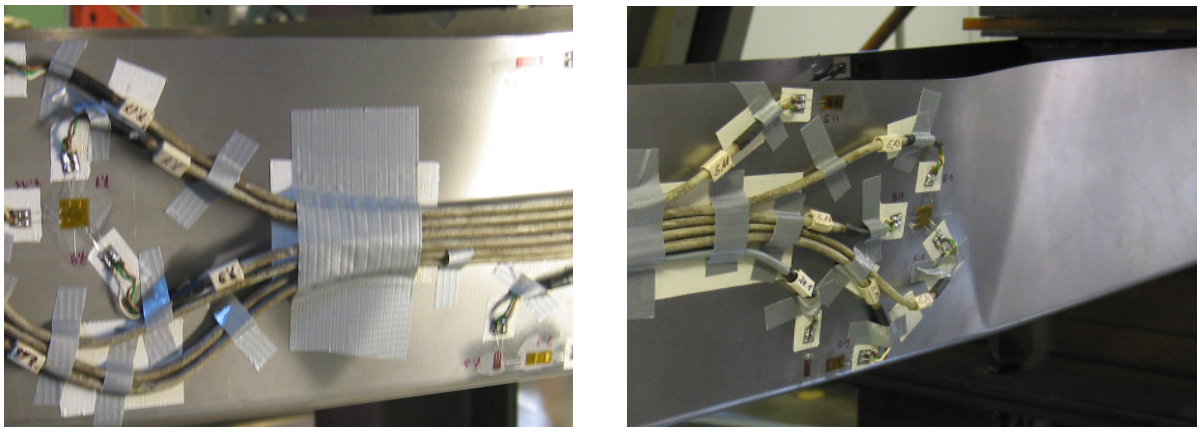


Bild 4-31 Starke plastische Verformungen als Teil eines Faltwerkes W an beiden Flanschen

Träger XIX wurden zunächst ebenfalls mit 90 % der Traglast belastet und wegen der konstanten Dehnungen nach 1,17 Mio Lastspielen auf die Traglast erhöht. Sowohl die Belastung als auch die Dehnungen blieben auf relativ hohem Niveau weiterhin konstant, so daß abermals die Belastung erhöht wurde, schrittweise bis 40 % über die Traglast. Danach konnte die vorangegangene Belastung nicht mehr aufgebracht werden. Schnell stellten sich an einem

Faltwerk Risse ein, das jedoch nicht an einer vermuteten Stelle lag, die Dehnung an den vorhandenen DMS sind somit gering und nicht aussagekräftig.

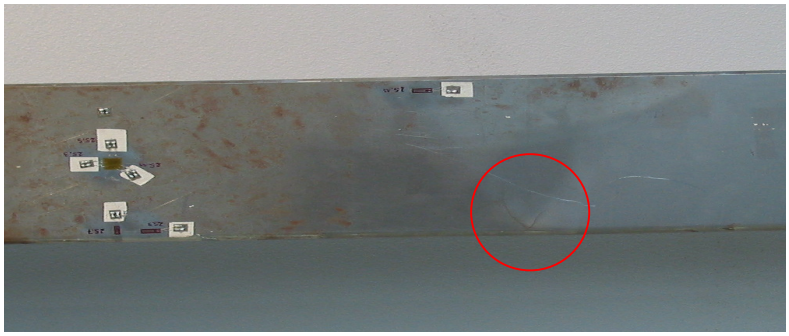


Bild 4-32 a) Ansicht Flansch mit Rißbeginn Träger XIX **b) Nahaufnahme Riß am Flansch**

4.4.14 Träger XX und Träger XXI

Bei den letzten 4 Träger handelt es sich um eine nochmalige Versuchsreihe mit Versuchskörpern ähnlicher Abmessungen wie bisher und einer Blechdicke von t = 2,0 mm. Die Tests bestätigen die vorangegangenen Beobachtungen.

Träger XX und Träger XXI wurden in Position A getestet. Am Träger XX wurde im ersten Lastschritt mit 29 kN ca 67 % der numerisch ermittelten Traglast von 45 kN und im zweiten Lastschritt nach 1,2 Mio Lastwechseln mit 32 kN ca 75 % der Traglast aufgebracht. Die Dehnungen blieben während beider Belastungszeiträume jeweils nahezu konstant konstant. Die größten Spannungen wurden am Meßpunkt 95-97 an der Stegabkantung für die Sekundärspannungen ermittelt, sie sind mit 150 N/mm² bzw 180 N/mm² jedoch nicht kritisch. Die zugehörigen Sekundärspannungen an der Abkantung am Zugflansch, die sich aus der gegenseitigen Beeinflussung aller Querschnittsteile ergeben, sind bei gegensätzlichem Vorzeichen mit ca 20 N/mm² minimal, die Änderung zwischen den Lastschritten ist vernachlässigbar. Nach 2,4 Mio Lastspielen wurde die Maximallast schrittweise bis auf die Traglast erhöht, eventuell fand dabei eine geringe Überbeanspruchung statt. Die Last fiel in den anschließenden Lastwechseln wieder ab und nach nur weiteren 12000 Lastwechseln wurde der Versuch aufgrund ausgeprägter Risse entlang der Fließlinien des plastischen Faltmechanismus abgebrochen. Die geringe Lastspielanzahl bis zur Rißbildung deutet in diesem Bereich auf ein LCF - Problem. Obwohl die DMS - Rosetten nicht optimal auf den Fließlinien angebracht sind, ist nach der Erhöhung auf die Traglast ein überproportionales und auch wesentlich stärkeres Ansteigen der Dehnungen festzustellen als an den übrigen DMS.

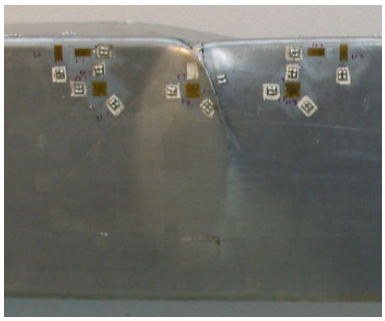
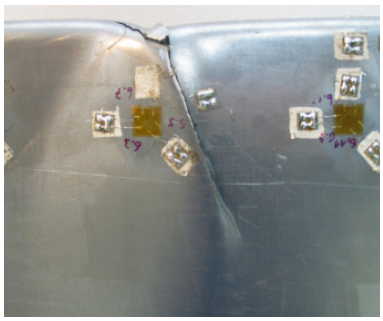



Bild 4-33 a) Ansicht StegTräger XX b) Nahaufnahme Riß im Steg c) Rißverlauf im Flansch

Träger XXI wurde von Anfang an der Schwingbelastung mit 80 % der Traglast belastet. Bei konstanten Dehnungen fiel die Maximalkraft geringfügig ab und wurde nachgeregelt. Dieses Nachregeln führte bei nahezu konstanter Kraft zu einem geringen Anwachsen der Dehnungen. Nochmaliges Nachregeln bei 0,61 Mio Lastwechseln führte dann allerdings zu einem starken Dehnungsanstieg, welcher bei 0,62 Mio Lastwechseln, wahrscheinlich nach Rißbeginn, gleichzeitig mit auffälligem Kraftabfall überproportional anstieg. Risse wurden wiederum am *flip disc* festgestellt und der Versuch wurde nach 0,64 Mio Lastspielen beendet. Die größten Dehnungen wurden zunächst am Abkantbereich festgestellt. Die ermittelten Spannungsdifferenzen liegen dort mit ca 200 N/mm² über dem gegebenen Wert nach [N8]. Knapp neben einer Fließlinie liegt Meßpunkt (2), dessen DMS-Rosetten gleichzeitig mit dem auffälligem Kraftabfall einen extrem vergrößerten Anstieg der Dehnungen verzeichnen.

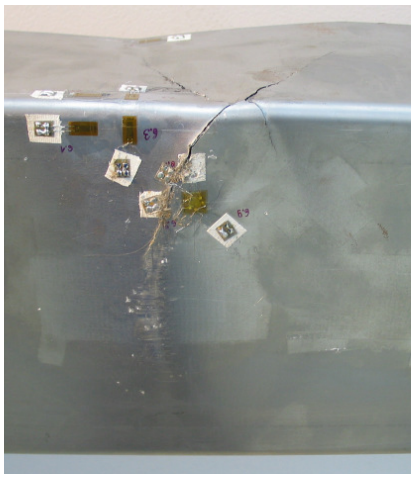
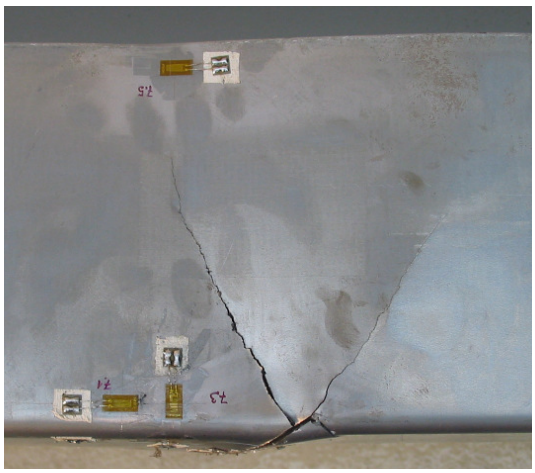



Bild 4-34 a) Riß im Steg b) Riß im Flansch Träger XXI

4.4.15 Träger XXII und Träger XXIII

Die in Position C eingebauten Versuchskörper beenden die Versuchsreihe mit dynamischer Belastung. Am Träger XXII wurden mit 11,7 kN ca 85 % der numerisch ermittelten Traglast von 13,6 kN aufgebracht. Die Dehnungen blieben konstant, die größten Dehnungen wurden am

freien Rand nahe der Lasteinleitung gemessen. Die zugehörige ermittelte Spannungsdifferenz von 290 N/mm² liegt weit über dem Wert nach [N8], was aber dennoch nicht zu einem Rißversagen führt. Die sich an dieser Stelle ergebende Differenz der Sekundärspannung der Abkantung ist mit 270 N/mm² ebenfalls größer als der in [N8] angegebene Wert, Risse wurden auch dort nicht festgestellt. Nach 1,2 Mio Lastspielen wurde die Last auf 13,5 kN erhöht. Bei erhöhten, aber gleichbleibenden Dehnungen fiel die Kraft geringfügig, um sich bei 95 % der numerisch ermittelten Traglast einzupendeln. Nochmaliges Einstellen der Traglast führte zum gleichen Effekt. Bei 1,8 Mio Lastspielen ist ein schlagartiges Abfallen der Kraft sichtbar, gleichzeitig kommt es zum Abfall aller Dehnungen. Lediglich DMS 89 am freien Rand über dem entstandenen Riß verzeichnet einen geringen Anstieg. Da der festgestellte Riß aber außerhalb der abgeschätzten Meßbereiche liegt, ist das Verhalten erklärbar. Der schlagartige Kraftabfall hängt vermutlich mit dem Durchriß an der Abkantung zusammen. Ansätze eines Faltwerkes **W** am Flansch mit 60 % geneigten Fließlinien sind im Rißbild erkennbar. Da sich das Faltwerk aber zu nah am steifen Lasteinleitungsbereich befand, war die vollständige Ausbildung nicht möglich.

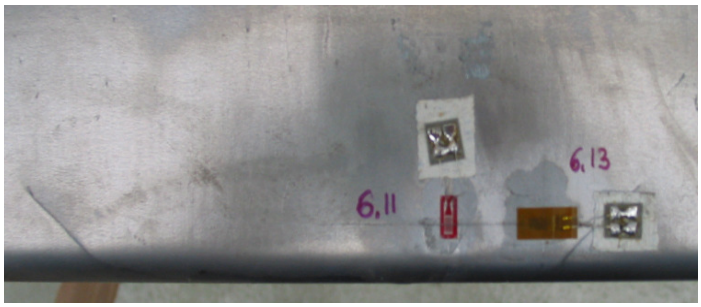


Bild 4-35 a) Rißansätze am Flansch Träger XXII **b) Durchriß an der Abkantung**

Am Träger XXIII konnten die Fließlinien des typischen plastischen Faltmechanismus **W** jedoch wieder beobachtet werden. Nachdem bei Start der Schwingbelastung mit 70 % der Traglast aus Tabelle 5-1 bei konstanten Dehnungen sowie Spannungen und Spannungsdifferenzen nahe den Werten nach [N8] bis 2,4 Mio Lastspielen keine Rißschädigung beobachtet werden konnte, wurde die Traglast als Maximallast der Schwingbeanspruchung eingestellt. Es folgte bei erhöhten, aber weiterhin konstanten Dehnungen analog Träger XXII ein geringer Kraftabfall, der mehrmals nachgeregelt wurde. Die führte kaum zu Erhöhungen der Dehnungen an den DMS, bis ein letzmaliges Nachregulieren bei 3,1 Mio Lastspielen zu einem schlagartigen Versagen mit ausgeprägten Rissen entlang der Fließlinien des Faltwerkes führte. Auch am Träger XXIII waren die DMS nicht optimal platziert, lediglich DMS 65 liegt am freien Ende eine Fließlinie. Hier

wurde nach Lasterhöhung auch ein größerer Dehnungszuwachs als an den übrigen DMS festgestellt. Die sich dort ergebenden Spannungen und Spannungsdifferenzen sind hoch, Rißversagen stellt sich aber erst als Restbruch infolge Zugbandwirkung am freien Flansch ein, nachdem die Fließlinien bereits vollständig durch Rißbildung zerstört waren. Gut zu erkennen ist in Bild 4-37 die glattte Fläche des Restbruches am freien Flansch.
Die DMS-Rosette liegt zwischen den Fließlinien und liefert keine kritischen Werte.

Bild 4-36 a) Riß entlang der Fließlinien Träger XXIII **b) Nahaufnahme Riß an der Flanschinnenseite**

Bild 4-37 Nahaufnahme der Rißfläche am freien Flanschende Träger XXIII

4.4.16 Auswertung der Versuchsbeobachtungen

Nach [19] ist das Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe eng mit dem Auftreten plastischer Verformungen verknüpft. Die Kumulierungen plastischer Wechselverformungen führen zur Bildung mikroskopischer Ermüdungsrisse, von denen meist einer Ausgangspunkt des lebensdauerbegrenzenden Makrorisses ist.

Auch die durchgeführten Versuche bestätigen diese Aussage. Solange nur Spannungen im elastischen Bereich vorhanden sind, sind keine Rißbildungen festzustellen. Das Fehlen echter Kerben ergibt auch örtlich keine Überbeanspruchung bis in den plastischen Bereich. Erst in der Nähe von Traglasten ergeben sich an den enstehenden Fließlinien der jeweiligen Faltmechanismen plastische Dehnungen, die im Folgenden zur Rißbildung führen. Risse wurden im nichtversteiften Mittelbereich der Versuchskörper ausschließlich an diesen Fließlinien festgestellt. Die Fließlinien ergeben sich in Abhängigkeit vom im Traglastzustand jeweils ausgebildeten Faltmechanismus und können deshalb an unterschiedlichen Stellen der Versuchskörper auftreten. Wichtig ist jedoch, daß nur an diesen die zur Rißbildung notwendigen hohen Dehnungen vorhanden sind.

Wenn die plastischen Faltmechanismen auftreten, sind nur wenige Lastspiele bis zur Rißbildung notwendig.

Zusatzbeanspruchungen durch örtliches Ausbeulen spielen bei dünnwandig kaltgeformten Profilen für die Rißbildung keine Rolle, da sie nur Spannungen im elastischen Bereich erzeugen. Der kaltgeformte Bereich verhält sich nicht kritisch. Das ist mit Sicherheit auch auf die mit der Formgebung verbundene Kaltreckung des Materials zurückzuführen.

Plastische Vorschädigungen sind zu vermeiden. Erfolgt eine Überbeanspruchung des Bauteils und die damit verbundene Ausbildung eines Faltwerkes, ist das Bauteil in den folgenden Lastwechseln nicht mehr bis zur Traglast belastbar. Sehr schnell bilden sich innerhalb weniger darauffolgender Lastwechsel Risse an den Fließlinien. Auch in [28] wird an Versuchen mit Hohlprofilen beobachtet, daß mit der Ausbildung eines lokalen Faltmechanismus eines schnelles Abfallen der Traglast innerhalb weniger Lastwechsel verbunden ist.

Die Ausbildung von Faltwerken wurde erst in unmittelbarer Nähe der Traglast beobachtet. Schon ein Belastungsnivau von nur 80 % der Traglast scheint unbedenklich hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit der untersuchten Bauteile, es wurden dann Lastspielzahlen größer als 2 Millionen ermittelt.

Sollen Ermüdungsschäden an dünnwandigen kaltgeformten Bauteilen verhindert werden, ist ein ausreichender Abstand zur Traglast sicherzustellen, um die Ausbildung von Faltwerken zu verhindern.

5 Numerische Untersuchungen

5.1 Allgemeines

Eigene numerische Parameterstudien werden mit dem FEM-Programm ANSYS 7.1 [2] durchgeführt.
Da es sich bei den Untersuchungen um eine Überlagerung von Materialermüdung mit einem Beulproblem handelt, sind zwei Berechnungsstufen notwendig.
In einem ersten Schritt wird die Traglast der Versuchskörper ermittelt. Dies erfolgt nach der nichtlinearen Beultheorie, das heißt unter Ausnutzung großer Verformungen und mit bilinearem Materialgesetz. Als Vorverformung wird die erste Beuleigenform aufgegeben.
Die sich ergebene Traglast wird in einem zweiten Schritt zur Ermittlung der ertragbaren Lastspielanzahl der beulgefährdeten Bauteile herangezogen.
Verwendet wird in den numerischen Berechnungen das Element SHELL 93. Mit diesem Element ist es möglich, den Ausrundungsradius der kaltgeformten Profile zu erfassen, da es gekrümmt sein darf. SHELL 93 ist ein achtknotiges Schalenelement und unterstützt große Verformungen und Plastizierungen.

5.2 Traglastermittlung

5.2.1 Allgemeines

Die Traglastermittlung erfolgt nichtlinear unter Ausnutzung großer Verformungen und Plastizierungen. Wichtig ist hierbei die angesetzte Form der Vorverformung. Die kleinste Traglast ergibt sich bei einer Vorverformung analog der ersten Beuleigenform. Diese wird vom Programm am eingegebenen Modell ermittelt. Anschließend werden die Beulverformungen einheitlich mit dem Faktor 1,0 mm skaliert. Vergleichsrechnungen mit anderen Skalierungsfaktoren wurden durchgeführt. Für die Traglasten ergaben sich jedoch keine Änderungen. Diese Tatsache ist darauf zurückzuführen, daß sich Faltwerke ausbilden, wenn die überkritische Tragreserve beim Nachbeulen schlanker Platten erschöpft ist (Bild 2-4). Die Größe einer Anfangsverformung ist daher bei den untersuchten Platten mit den sehr großen Schlankheiten von untergeordneter Bedeutung.
Die Blechmittellinie entspricht den einzugebenden Koordinaten. Die Außenabmessungen werden über die Dicken der SHELL-Elemente extrapoliert. Die Blechmittellinie wird einheitlich auf den unversteiften Mittelbereich der Versuchskörper bezogen. Die Dicken der geklebten Querschnittsteile werden addiert. Die Gesamtdicke wird als Elementdicke im Modell angegeben.
Die verwendeten Abmessungen der Versuchskörper sind in [48] protokolliert.

Das Eigengewicht wird programmintern in der Traglastermittlung über die Gravitationskonstante g = 9,81 m/s² berücksichtigt.
Das Materialgesetz wird bilinear linearelastisch-idealplastisch formuliert. Der erste Abschnitt im Spannungs-Dehnungs-Diagramm beschreibt das elastische Tragverhalten mit dem Elastizitätsmodul als Anstieg. Der Elastizitätsmodul E wurde, ebenso wie die Streckgrenze f_y bzw. $f_{0,2}$, experimentell bestimmt. Der zweite Abschnitt bezeichnet die Plastizierungsphase und hat einen theoretischen Tangentenanstieg von Null, aus rechentechnischen Gründen wird er jedoch mit E/10000 eingegeben [N7]. Da die versteiften Endbereiche für die Untersuchungen nicht von Interesse sind, wurden diese mit dem elastischen Materialgesetz aufgegeben.
Die Belastung wurde als Linienlast aufgebracht. Es ist möglich, die Belastung weggesteuert oder kraftgesteuert aufzubringen. Für eine weggesteuerte Belastung ist an der Lasteinleitung eine Auflagerlinie anzuordnen, an der eine stetig wachsende Verschiebung eingeprägt wird. Beide Arten der Lastaufbringung liefern für die Traglast identische Ergebnisse und sind je nach der Art des zu lösenden Problems zu wählen. Günstig ist eine weggesteuerte Belastung zum Beispiel, wenn das Verhalten der Struktur auch noch nach dem Erreichen der Traglast von Interesse ist.

5.2.2 Statische Vorversuche

Die Traglasten entsprechen der Zylinderkraft im Versuch und werden für die Versuchskörper numerisch ermittelt, verschiedene Ergebnisbilder sind im Folgenden dargestellt. Wichtig war an dieser Stelle die Überprüfung des numerischen Modells für die weiterführenden Berechnungen der dynamischen Versuche.
Es ergaben sich Abweichungen zu den Versuchsergebnissen von

- $F_{Versuch}$ / F_{FEM} = 95,1 kN / 90,8 kN = 1,047 entspricht 5 % in der Einbaulage A und
- $F_{Versuch}$ / F_{FEM} = 10,4 kN / 10,3 kN = 1,010 entspricht 1 % in der Einbaulage C.

Das sind gute Übereinstimmungen, das numerische Modell ist für Parameteruntersuchungen geeignet. Die etwas geringere Traglast der Einbaulage A ergibt sich maßgeblich durch die ungünstig angenommene Vorverformung gegenüber der tatsächlich am Versuchskörper festgestellten.

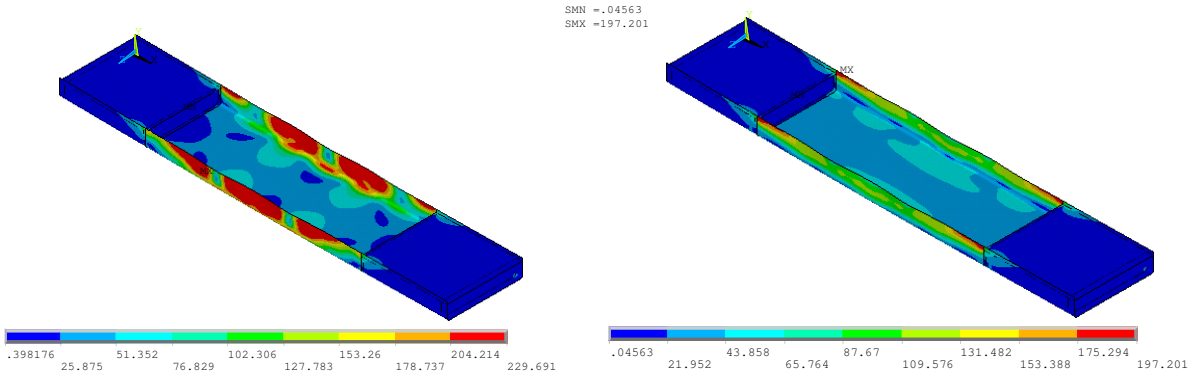


Bild 5-1 Von-Mises-Vergleichsspannung im Traglastzustand in der Einbaulage C

a) an der Oberfläche **b) in der Blechmittellinie**

Die Gegenüberstellung von Bild 5-1 a) und b) läßt die Größenordnung der Spannungen infolge der Beulimperfektionen erkennen.

Die einzelnen Spannungskomponenten der Vergleichsspannung sind in Bild 5-2 und Bild 5-3 dargestellt. Interessant ist in Bild 5-2 b) sicherlich, daß eine sehr geringe Membranspannung am gedrückten freien Rand vorhanden ist.

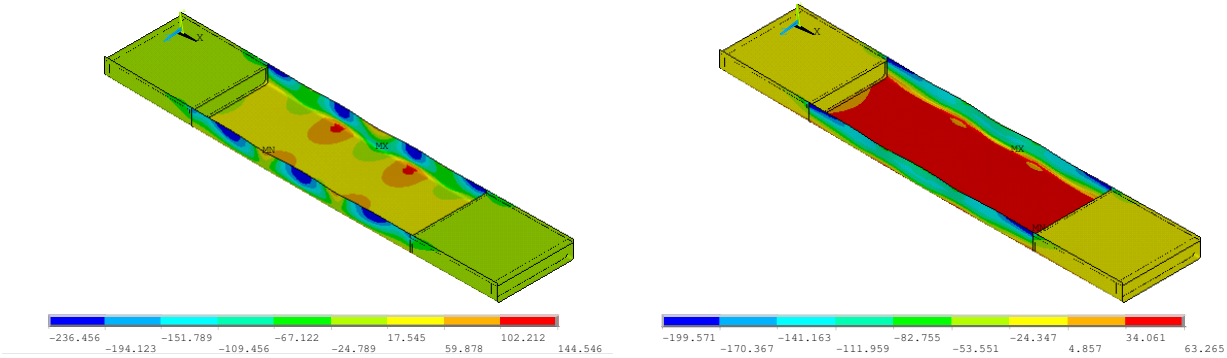


Bild 5-2 σ_x -Spannung im Traglastzustand in der Einbaulage C

a) an der Oberfläche **b) in der Blechmittellinie**

Die Sekundärspannungen ergeben sich durch örtliche Biegung infolge Beulen und konzentrieren sich an der Abkantstelle.

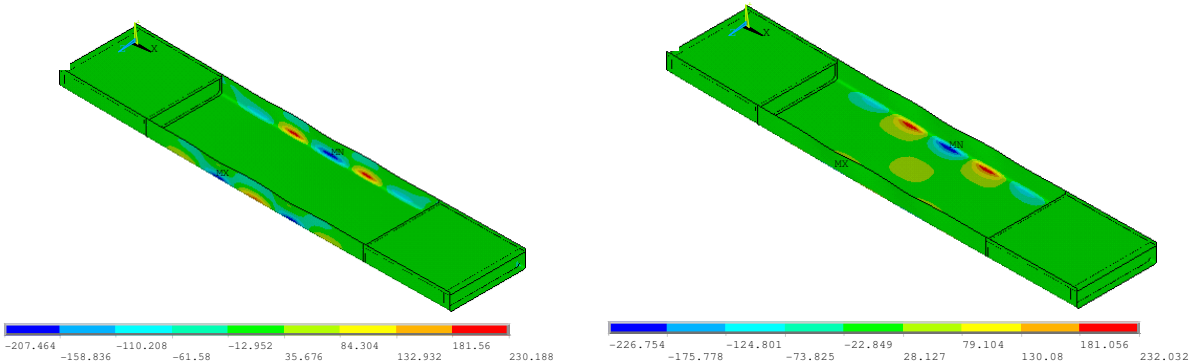


Bild 5-3 Sekundärspannungen in y- und z-Richtung im Traglastzustand in der Einbaulage C

Analog werden die Spannungen in der Einbaulage A dargestellt.

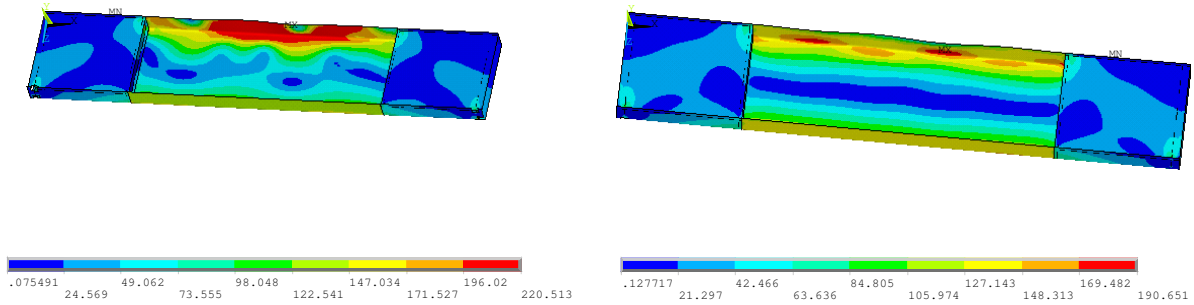


Bild 5-4 Von-Mises-Vergleichsspannung im Traglastzustand in der Einbaulage A
a) an der Oberfläche **b) in der Blechmittellinie**

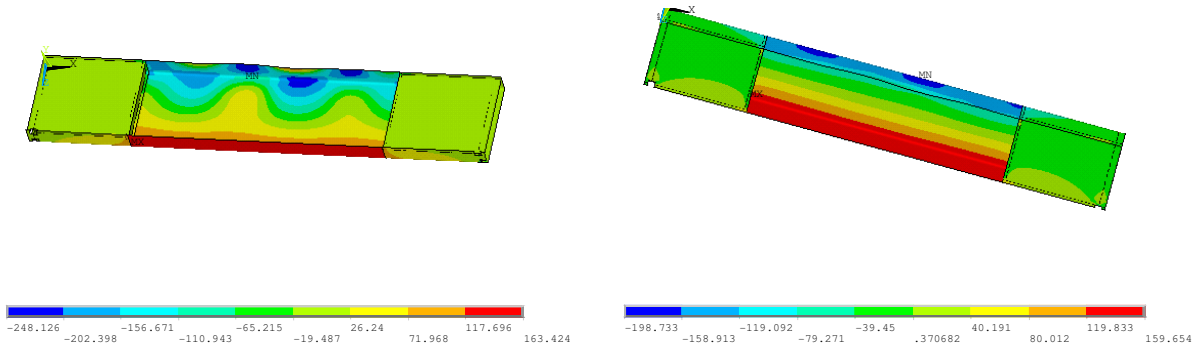


Bild 5-5 σ_x -Spannung im Traglastzustand in der Einbaulage A
a) an der Oberfläche **b) in der Blechmittellinie**

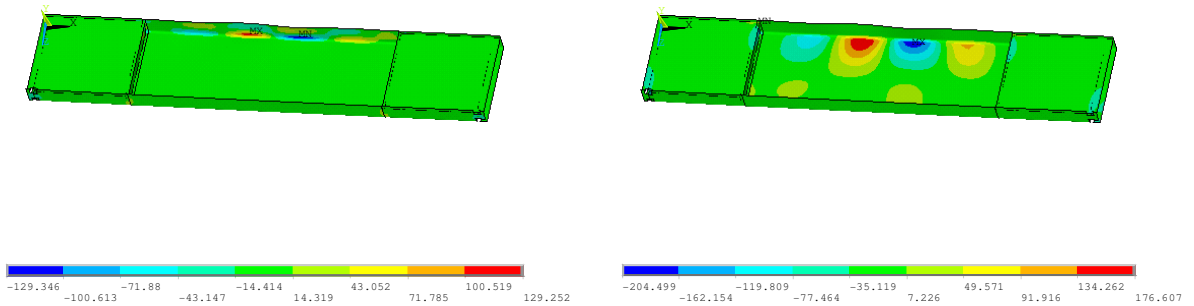


Bild 5-6 Sekundärspannungen in y- und z-Richtung im Traglastzustand in der Einbaulage A

Sowohl in Einbaulage A als auch in Einbaulage C ergeben sich bedeutende Sekundärspannungen infolge örtlichen Beulens, wobei besonders die Abkantstellen betroffen sind. Allerdings sind auch große Flächen der Flansche selbst durch Plattenbiegung betroffen, die zur Vergrößerung der Normalspannung führt. Da die Flansche als die kritischeren Elemente erscheinen, wurde in den weiteren Versuchen die Schlankheit der Flansche wesentlich vergrößert.

5.2.3 Dynamische Versuche

Aus den durchgeführten dynamischen Versuchen sind Probekörper mit unterschiedlichen Abmessungen und Materialien vorhanden (Tabelle 4-3). Für diese Probekörper erfolgte numerisch die Ermittlung der zugehörigen Beul- und Traglasten.
Zur Optimierung von Rechenzeiten und Speicherkapazitäten wurden bei der Traglastermittlung mögliche Symmetrieeigenschaften genutzt. In Abhängigkeit von der ersten Beuleigenform, die jeweils am vollständigen Modell bestimmt wurde, sind symmetrische Lagerbedingungen anschließend entweder an einem Viertel des Modells oder am halben Modell angeordnet worden. Bei unsymmetrischer Eigenform wurde weiterhin am gesamten Modell gerechnet.

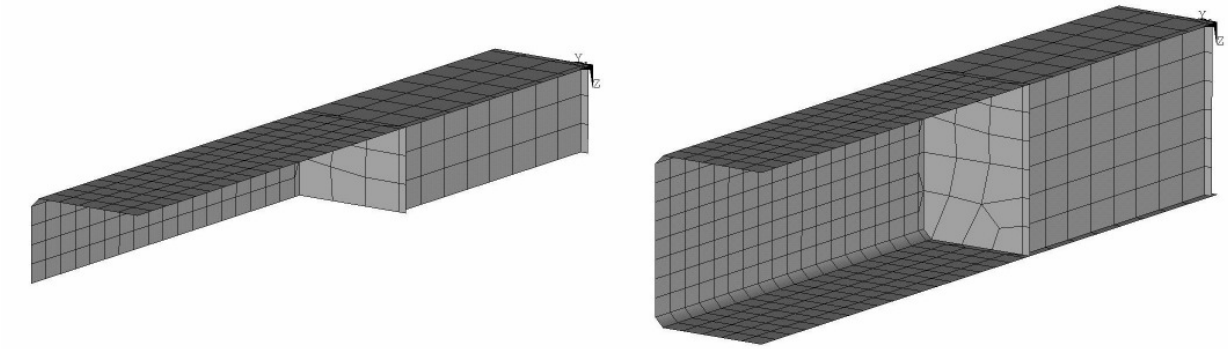


Bild 5-7 a) Viertel-Modell **b) Halbes Modell**

Die Beuleigenform wird von der Belastung und Querschnittsgeometrie bestimmt, die Blechdicke *t* ist jedoch ohne Einfluß auf die Beuleigenform.

<u>Einbaulage C</u>

Beispielhaft sollen am Modellträger III die wesentlichen Erkenntnisse der numerischen Berechnung der Traglast dargestellt werden. Die Belastung wurde kraftgesteuert jeweils als Linienlast auf die Lasteinleitungssteifen aufgebracht.
Es wurden die Abmessungen nach Bild 5-8 benutzt.

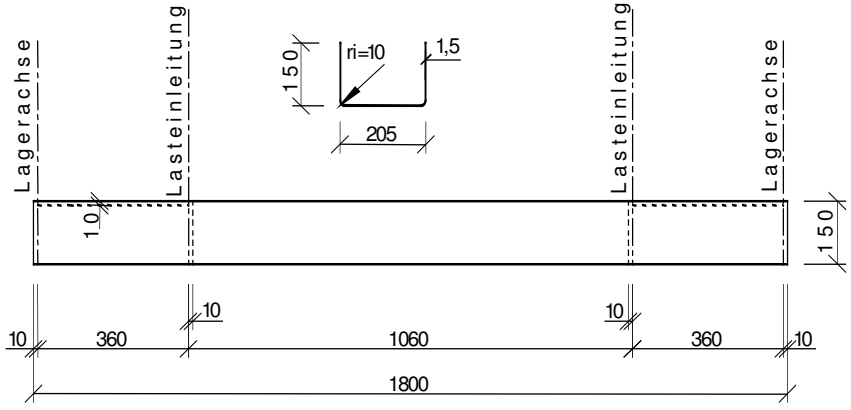


Bild 5-8 Abmessungen der Modellträger I-VI

Die Traglast entspricht der Zylinderkraft in den Versuchen. Für den Modellträger III der Einbaulage C mit den Materialdaten des Materials D1 wurde eine Traglast von F_u = 5,6 kN berechnet. Unter Traglast ergeben sich die nachfolgenden Verformungs-, Spannungs- und Dehnungszustände.

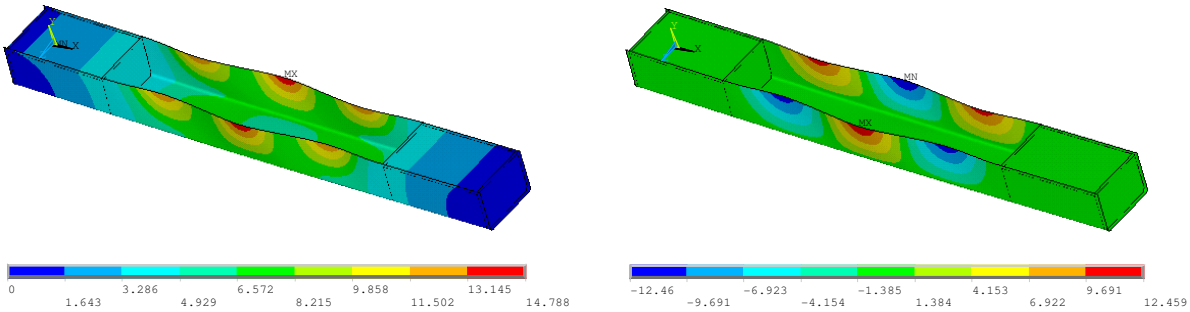


Bild 5-9 a) Gesamtverformung **b) Verformung infolge Beulimperfektion**

In Bild 5-9 wird der Anteil der infolge der angesetzten Beuleigenform entstehenden Verformung an der Gesamtverformung gegenübergestellt. Mit einer Amplitude von 12,46 mm sind sichtbare lokale Flanschverformungen vorhanden, die den maßgeblichen Anteil an der Gesamtverformung liefern.

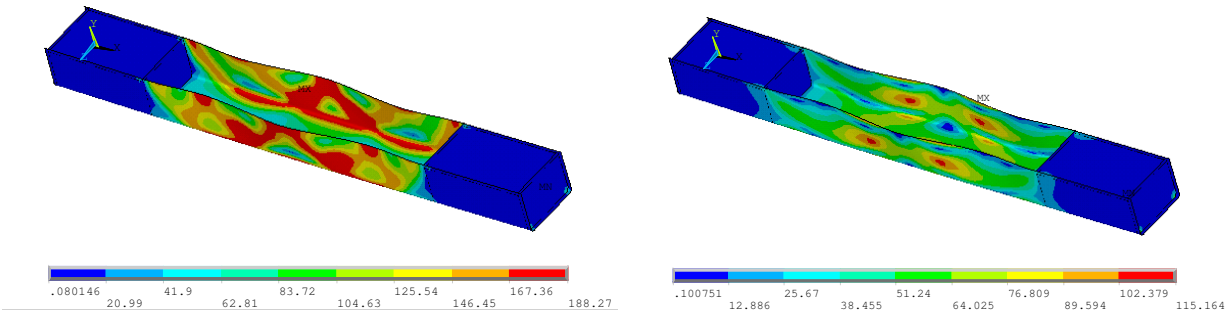


Bild 5-10 a) Von-Mises-Spannung an der Oberfläche **b) in Blechmitte**

In Bild 5-10 wird im Traglastzustand die Von-Mises-Vergleichsspannung an der Oberfläche und in Blechmitte gegenübergestellt. Bereits gut zu erkennen sind in Bild 5-10 a) die entlang der in den Versuchen beobachteten Fließlinien maximalen Spannungen in Form eines **W**. Interessant ist in Bild 5-10 b) daß am freien Ende des Flansches in Trägermitte nahezu keine Spannungsbeanspruchung vorhanden ist, die dort vorhandenen Maximalwerte an der Oberfläche also infolge reiner Blechbiegung aus örtlicher Verformung resultieren. In den tiefer liegenden Flanschbereichen stimmen die Orte der maximalen Beanspruchung überein.
Ein analoges Beanspruchungsmuster läßt sich für die von-Mises-Vergleichsdehnungen erkennen, dargestellt in Bild 5-11. Hier sind die maximalen Beanspruchungen im Flansch jedoch deutlich im unteren Drittel des Flansches als Teil der geneigten Fließlinen sichtbar, den Orten des Rißbeginns, wie er in den Versuchen beobachtet wurde.

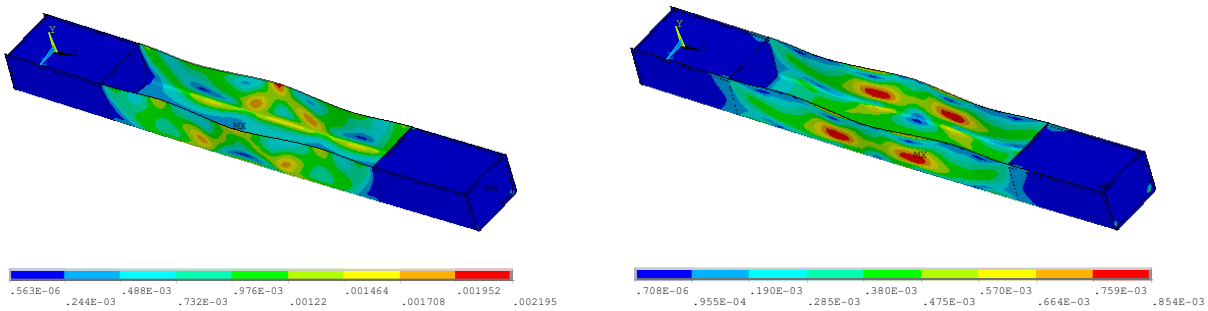


Bild 5-11 a) Von-Mises-Gesamtdehnung an der Oberfläche b) in Blechmitte

Noch eindeutiger erkennbar sind die späteren Orte des Rißbeginns, wenn die Gesamtdehnung aufgeteilt wird in den elastischen und plastischen Anteil der Gesamtdehnung.

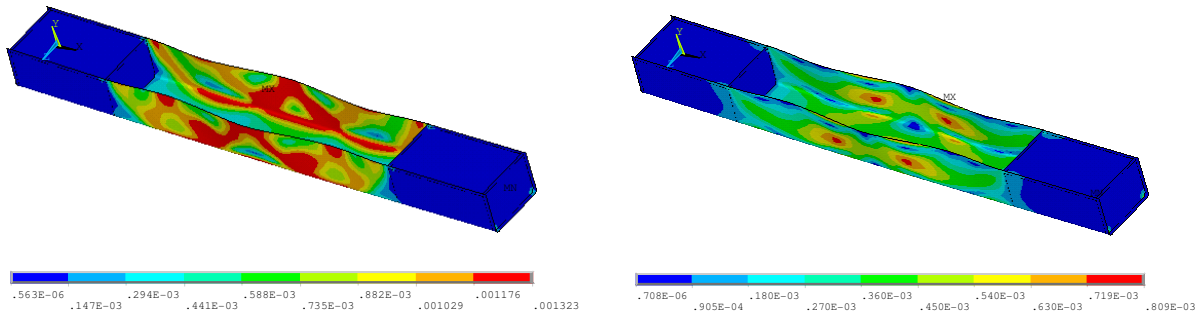


Bild 5-12 a) Von-Mises elastischer Dehnungsanteil an der Oberfläche **b) in Blechmitte**

Der elastische Dehnungsanteil entspricht dem Spannungsverlauf in Bild 5-10.

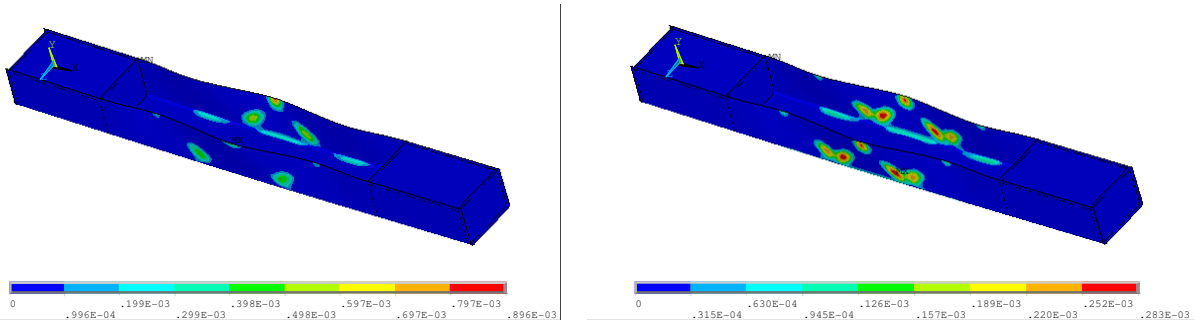


Bild 5-13 a) Von-Mises plastischer Dehnungsanteil an der Oberfläche **b) in Blechmitte**

Der plastische Dehnungsanteil gibt exakt den Ort des späteren Rißbeginns wieder, wie er in den Versuchen beobachtet wurde. Gut zu erkennen ist auch, daß die plastischen Dehnungen nicht nur an der Oberfläche des Versuchskörpers vorhanden sind, sondern daß eine Beanspruchung über die gesamte Blechdicke auftritt. Eine günstige Stützwirkung aus dem Spannungsgefälle (Bild 3-14) infolge Blechbiegung ist dann nicht vorhanden.

Werden die Hauptspannungen σ_1 und σ_3 mit den zugehörigen Dehnungen betrachtet, wobei σ_1 jeweils die maximale Zugspannung und σ_3 die maximale Druckspannung bezeichnet, sind in Bild 5-15 die Druckstreben des in Abschnitt 4.4.2 erläuterten Fachwerkmodells erkennbar.

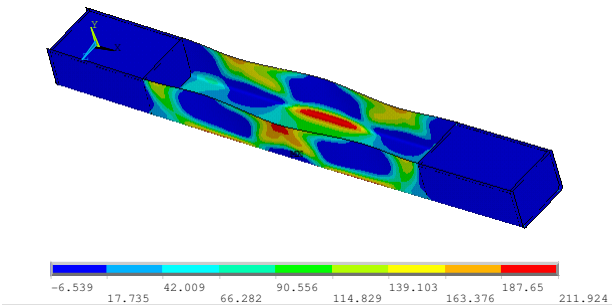
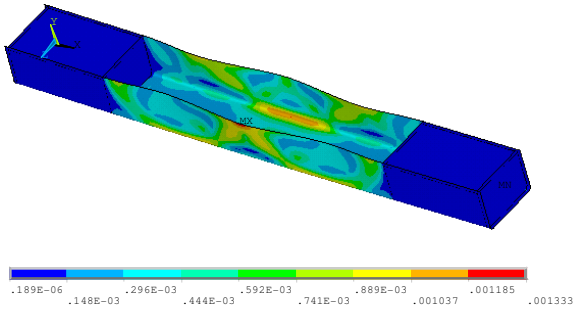


Bild 5-14 a) Hauptspannung σ_1 an der Oberfläche



b) Hauptdehnung ε_1 an der Oberfläche

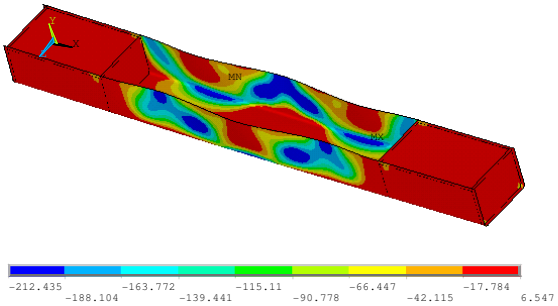
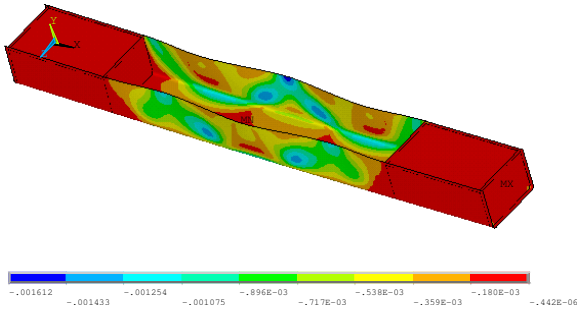


Bild 5-15 a) Hauptspannung σ_3 an der Oberfläche



b) Hauptdehnung ε_3 an der Oberfläche

Zusammenfassend wird festgestellt, daß das in den Versuchen beobachtete Tragverhalten gut in der numerischen Rechnung abgebildet werden kann. Die Fließlinien des Faltmechanismus **W** sind im Traglastzustand eindeutig erkennbar. Die Orte der plastischen Dehnungen kennzeichnen den Ort des späteren Rißbeginn. Diese plastischen Dehnungen treten jedoch während des Belastungsverlaufes erst bei ca 90 % der Traglast auf, vorher sind rein elastische Spannungs- und Dehnungszustände vorhanden. In den Versuchen wurde Rißbildung auch erst beobachtet, wenn Belastungen nahe der Traglast vorhanden waren. Für die Rißbildung sind plastische Dehnungen demnach notwendig.

Einbaulage A

Beispielhaft sollen am Modellträger I die wesentlichen Erkenntnisse der numerischen Berechnung der Traglast dargestellt werden. Es gelten die Abmessungen nach Bild 5-8 und die Kenndaten des Materials D1. Die Belastung wurde weggesteuert jeweils als Verschiebung des Linienlagers an den Lasteinleitungssteifen aufgebracht. Dabei wurde der Weg auch nach Erreichen der Traglast weitergefahren. Bei konstanter Wegeinprägung sind in Bild 5-16 verschiedene Traglastphasen erkennbar. Nach anfänglich steilerem Lastanstieg ist vor Erreichen der Traglast eine Abflachung der Belastungskurve zu beobachten. Ein nur noch geringer Kraftzuwachs ist mit großen Wegen verbunden. Nach dem Erreichen der Traglast nimmt die Belastung dann relativ langsam hyperbolisch ab.

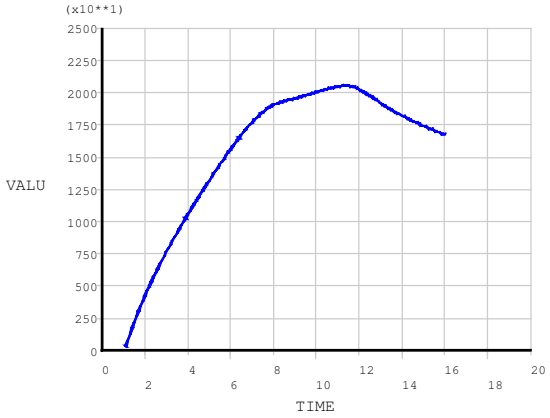


Bild 5-16 Belastungsverlauf bei Wegsteuerung

Zuerst werden wiederum die Verformungen dargestellt.

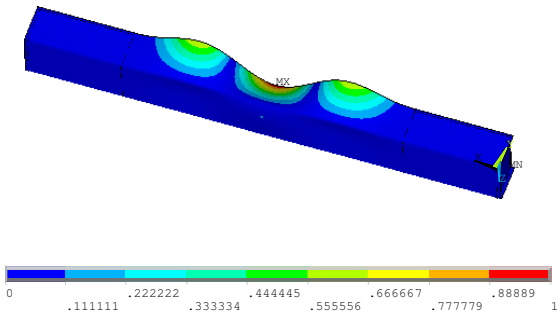
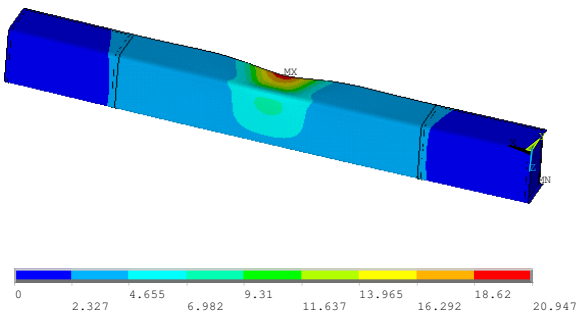


Bild 5-17 a) aufgegebene Beulimperfektion



b) Gesamtverformung unter Traglast

Im Gegensatz zur anfänglich mehrwelligen Beulverformung des gedrückten Obergurtes ist im Traglastzustand nur noch eine maßgebende kürzere Beule erkennbar, die allerdings in den Steg durchschlägt. Nach Aufteilung in die einzelnen Verformungsanteile in Bild 5-18 ist die Stegamplitude mit 6,8 mm deutlich sichtbar.

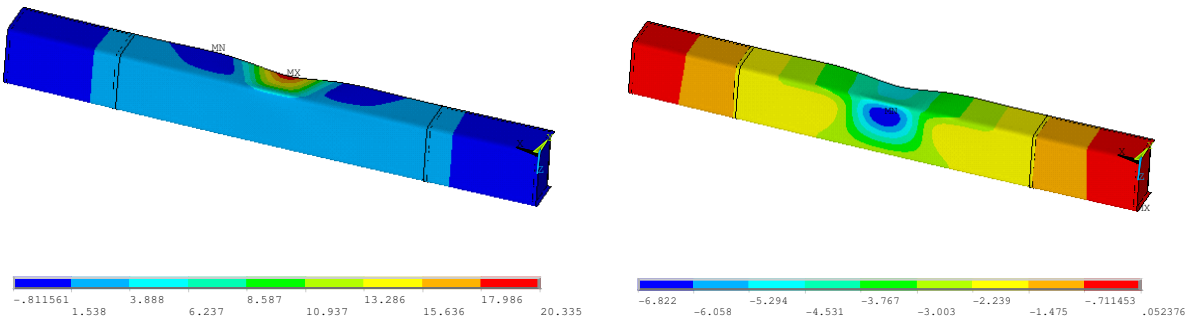


Bild 5-18 a) Verformungsanteile in z-Richtung **b) Verformungsanteile in y-Richtung**

Desweiteren werden verschiedene Spannungs- und Dehnungszustände jeweils zu unterschiedlichen Zeitpunkten T aufgezeigt:

T-1: Erstmaligem Auftreten von plastischen Dehnungen (ca. 75 % der Traglast)

T-2: Abflachung der Kurve (ca. 93 % der Traglast)

T-3: Erreichen der Traglast

T-4: Überschreitung der Traglast (ca 93 % der Traglast)

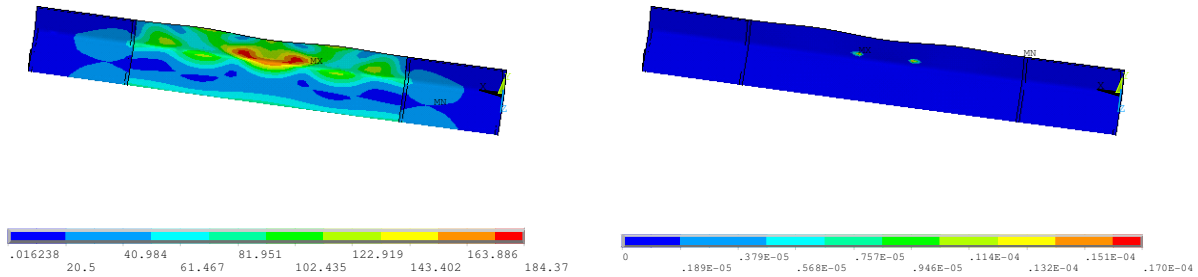


Bild 5-19 T-1: a) Von-Mises-Spannung an der Oberfläche **b) Von-Mises plastischer Dehnungsanteil**

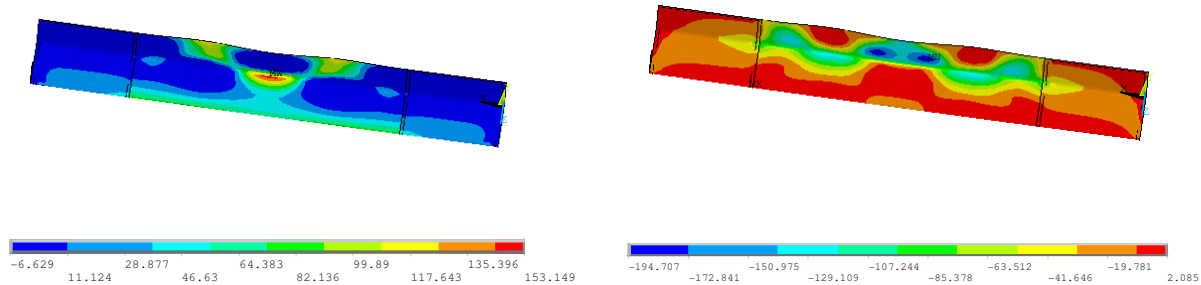


Bild 5-20 T-1: a) Hauptspannung σ_1 an der Oberfläche **b) Hauptspannung σ_3 an der Oberfläche**

Erstmalig treten plastische Dehnungen unter einer Belastung von ca 75 % der Traglast auf. In der Von-Mises-Vergleichsspannung sind im oberen Flansch ansatzweise Druckstreben zwischen den Beulen zu erkennen, die sich in den Steg einspannen und dort Zugspannungen erzeugen. Die plastischen Dehnungen sind Teil der sich ausbildenden Druckstreben und befinden sich im Flansch nahe an der Abkantung, sie resultieren wahrscheinlich aus Zwängungen infolge örtlicher Beulverformung und globaler Verformung.

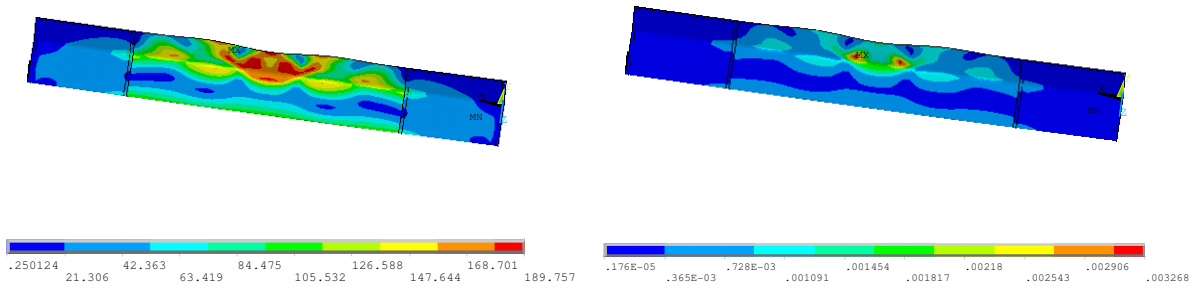


Bild 5-21 T-2: a) Von-Mises-Spannung an der Oberfläche b) Von-Mises-Gesamtdehnung an der Oberfläche

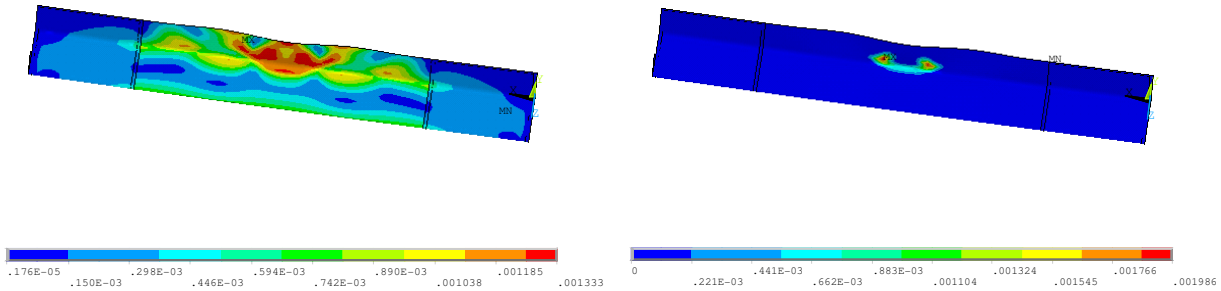


Bild 5-22 T-2: a) Von-Mises elastischer Dehnungsanteil b) Von-Mises plastischer Dehnungsanteil

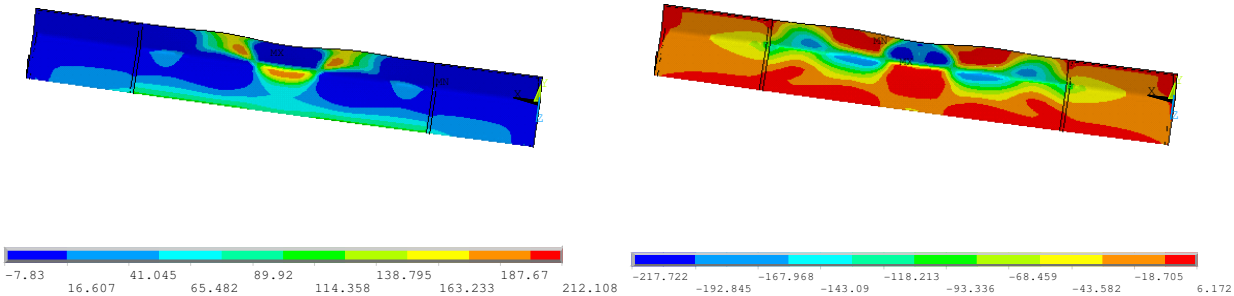


Bild 5-23 T-2: a) Hauptspannung σ_1 an der Oberfläche b) Hauptspannung σ_3 an der Oberfläche

Zum Zeitpunkt T-2 sind bereits hohe Spannungen im oberen Stegbereich vorhanden. Sie resultieren aus der Einspannung der inzwischen ausgeprägten Druckstreben im Flansch. Ebenfalls erkennbar sind mit Zugspannungen beanspruchte Diagonalen, die sich an den Außenseiten der örtlichen Beule in Trägermitte einstellen. Die Verformung entspricht bereits zu diesem Zeitpunkt der in Bild 5-17 b dargestellten Endverformung.

Die Dehnungen werden vom plastischen Dehnungsanteil dominiert. Der elastische Dehnungsanteil ergibt sich analog dem Spannungsmuster.

Im Traglastzustand T-3 (Bild 5-24 bis Bild 5-27) sind die festgestellten Spannungs- und Dehnungsverläufe des Zeitpunktes T-2 noch ausgeprägter. Deutlich ist eine stärkere Beanspruchung des oberen Stegbereiches erkennbar. Die maximalen plastischen Dehnungen befinden sich nahezu direkt am gekanteten Bereich.

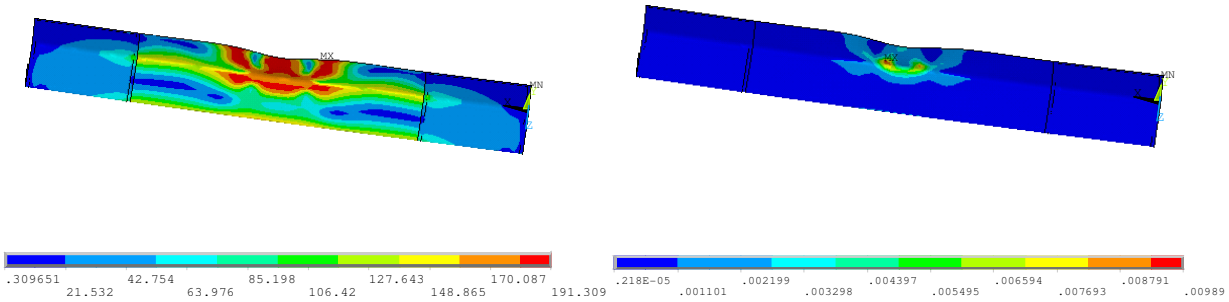


Bild 5-24 T-3: a) Von-Mises-Spannung an der Oberfläche b) Von-Mises-Gesamtdehnung an der Oberfläche

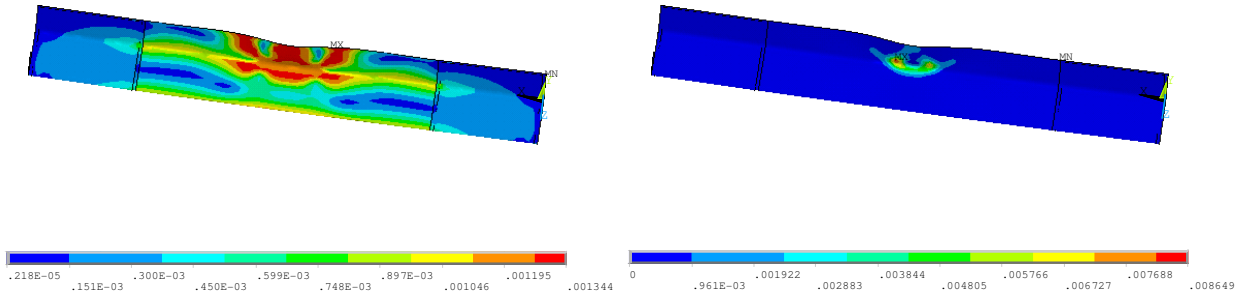


Bild 5-25 T-3: a) Elastischer Dehnungsanteil **b) plastischer Dehnungsanteil**

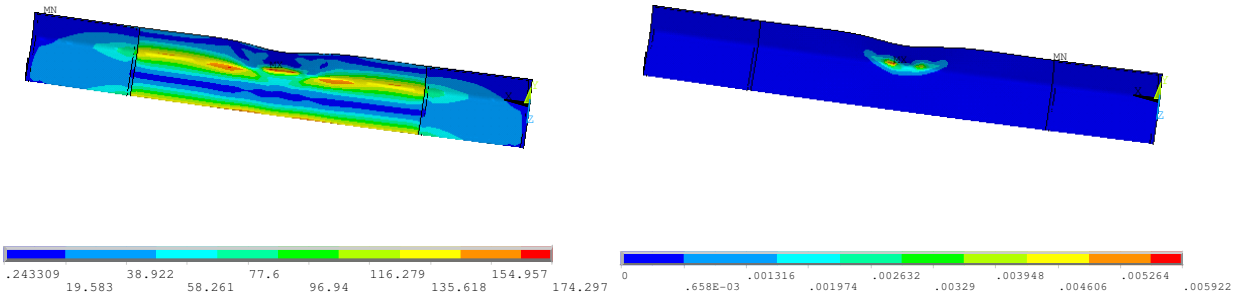


Bild 5-26 T-3: a) Von-Mises-Spannung in Blechmitte **b) Von-Mises plastische Dehnungen in Blechmitte**

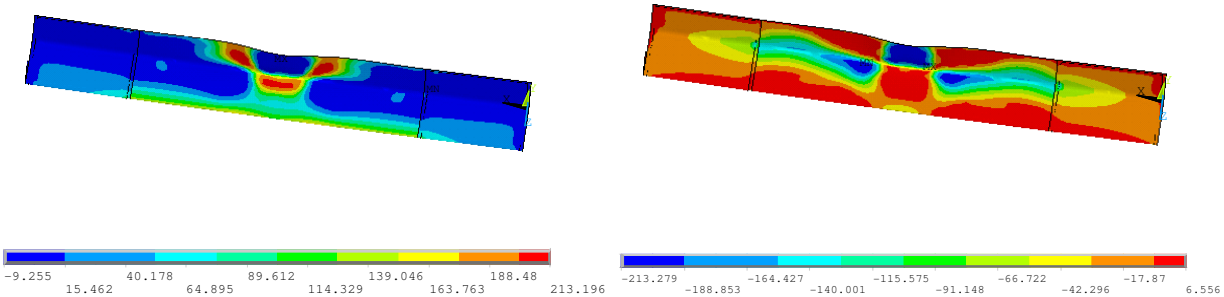


Bild 5-27 T-3: a) Hauptspannung σ_1 an der Oberfläche **b) Hauptspannung σ_3 an der Oberfläche**

Interessant ist auch die Gegenüberstellung der Spannungen und Dehnungen an der Oberfläche (Bild 5-24) und in Blechmitte (Bild 5-26). Während an der Oberfläche die maximalen Spannungen im Flansch und im Steg zu finden sind, befinden sie sich in Blechmitte direkt in der Abkantung. Hier resultieren sie aus der globalen Druckbeanspruchung und nicht aus örtlicher Plattenbiegung. Die maximalen plastischen Dehnungen scheinen allerdings aus der Überlagerung mit der Plattenbiegung herzurühren und von der Oberfläche auszugehen.

Das beobachtete Verformungsverhalten in den durchgeführten Versuchen mit der Ausbildung eines plastischen Faltmechanismus *flip disc* im Steg ist in den numerischen Berechnungen jedoch erst erkennbar, wenn der Weg über die Traglast hinaus weitergefahren wird.

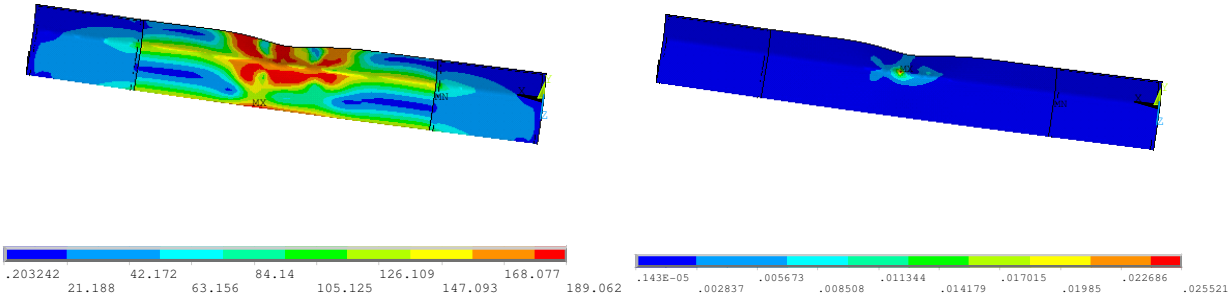


Bild 5-28 T-4: a) Von-Mises-Spannung an der Oberfläche b) Von-Mises-Gesamtdehnung an der Oberfläche

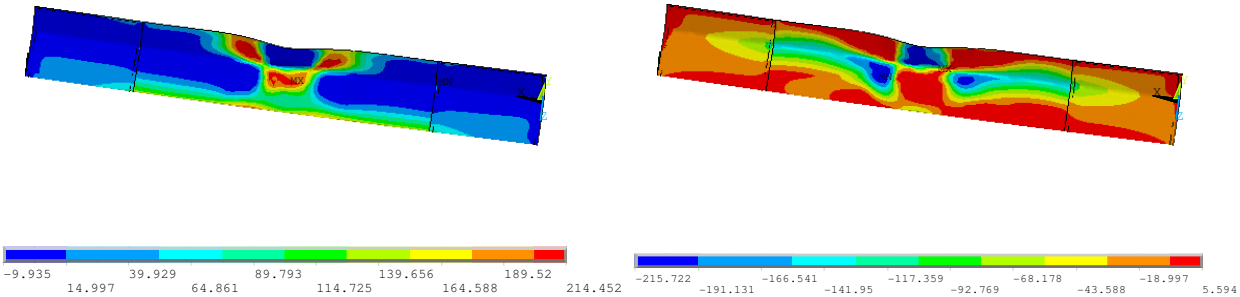


Bild 5-29 T-4: a) Hauptspannung σ_1 an der Oberfläche b) Hauptspannung σ_3 an der Oberfläche

Im Steg sind in Bild 5-28 im oberen Drittel deutlich die Linien des *flip disc* erkennbar. Sie ergeben sich bei Verschiebung des Spannungsbildes, welches nun unsymmetrisch vorhanden ist. Bei Betrachtung der Hauptspannungen in Bild 5-29 sind rechts des *flip disc* hohe Zugspannungen σ_1 und links des *flip disc* hohe Druckspannungen σ_3 zu finden. Die plastischen Dehnungen konzentrieren sich oberhalb des *flip disc* an einem Punkt in der Abkantung.

Übersicht der FE-Ergebnisse aller Versuchskörper

Die folgenden Ergebnisse wurden jeweils weggesteuert ermittelt [44].
Auffällig waren wiederum kurz vor dem Erreichen der Traglast die großen notwendigen Wege mit nur sehr geringem Kraftzuwachs.

Versuchskörper Nr.	Geometrische Abmessungen					Materialeigenschaften				FE-Ergebnisse		
	Gesamtlänge	Länge	Höhe	Breite	Blechdicke	Material Nr.	Materialbezeichnung	Fließgrenze	Elastizitätsmodul	Beullast	Traglast	Verschiebung
	l_g	l	h	b	t			$f_{0,2}$ (f_y)	E	P_{ki}	F_u	v_u
	mm	mm	mm	mm	mm	-	-	N/mm²	N/mm²	kN	kN	mm
I-II	1800	1060	205	150	1,5	D1	FE P01	185	185000	5,0	20,3	1,976
III-VI	1800	1060	205	150	1,5	D1	FE P01	185	185000	2,3	5,6	4,662
VII-VIII	1800	1060	195	150	1,5	D2	S235JRG2	340	203000	2,5	7,2	7,904
IX-XI	1800	1060	195	150	1,5	D2	S235JRG2	340	203000	5,2	28,7	3,050
XII-XIII	1750	1010	255	255	2,5	D3	S235JRG2	295	205000	21,6	99,9	2,201
XIV-XV	1750	1010	255	255	2,5	D3	S235JRG2	295	205000	13,4	31,3	3,536
XVI,XVIII	1800	1060	205	150	1	D4	FE P01	170	190000	1,5	10,2	1,574
XVII,XIX	1800	1060	205	150	1	D4	FE P01	170	190000	0,7	2,1	4,450
XX-XXI	1800	1060	205	150	2	D5	FE P01	300	200000	12,9	42,8	3,098
XXII-XXIII	1800	1060	205	150	2	D5	FE P01	300	200000	6,0	13,6	6,714

Tabelle 5-1 Nachrechnung der Traglasten der Versuchskörper

Die numerisch ermittelten Lasten decken sich sehr gut mit den Lasten aus den Versuchen, die entweder während der Vorbelastung oder im Laufe der Schwingbelastung aufgebracht wurden. Ein exakter Vergleich ist jedoch schwierig, da in den dynamischen Versuchen Lastspielzahlen ermittelt wurden und keine Traglastbestimmung durchgeführt wurde.
In der folgenden Tabelle 5-2 sind die maximalen während eines Versuches aufgebrachten Lasten zusammengestellt und den FE-Ergebnissen gegenübergestellt.
Zu beachten ist, daß die FE-Ergebnisse der Versuchskörper I-II und III-VI in Tabelle 5-1 für einen Träger gelten, in zugehörigen Versuchen aber immer zwei Täger gleichzeitig getestet wurden.

Versuchskörper	Versuchsergebnisse		Bemerkung	FE-Ergebnisse		FE-Modell
	Vorbelastung	Maximallast		Beullast	Traglast	
				P_{ki}	F_u	
	kN	kN		kN	kN	
I,II	34	39	Träger I+II gemeinsam getestet, Elastomer versagt	2*5,0	2*20,3	I-II
III,IV	-	8,7	Träger III+IV gemeinsam getestet, Anlage versagt	2*2,3	2*5,6	III-VI
V,VI	7	9,0	Träger V+VI gemeinsam getestet, 2 Lastschritte			
VII	5,6	7,8	im 2. Lastschritt, dann schneller Lastabfall	2,5	7,2	VII-VIII
VIII	5,2	7,6	schneller Lastabfall			
IX	15	29	vor Start der Schwingbelastung; Faltwerk und schneller Lastabfall	5,2	28,7	IX-XI
X	25	23	Träger stark verwunden, schneller Lastabfall			
XI	20	25	im 2. Lastschritt, dann schneller Lastabfall			
XII	36	61	Versagen der Lasteinleitung	21,6	99,9	XII-XIII
XIII	36	64	Versagen der Anlage			
XIV	27	33	im 3. Lastschritt, dann schneller Lastabfall	13,4	31,3	XIV-XV
XV	32	36	im 2. Lastschritt, dann schneller Lastabfall			
XVI	10,5	9,0	Faltwerk nach Vorbelastung	1,5	10,2	XVI,XVIII
XVIII	10	9,7	Faltwerk nach Vorbelastung			
XVII	1,5	2,1	im 2. Lastschritt, geringfügiges Nachregeln führt zu Lastabfall	0,7	2,1	XVII,XIX
XIX	1,7	2,9	im 3. Lastschritt, schlagartiger Lastabfall			
XX	25	44	im 3. Lastschritt, schlagartiger Lastabfall	12,9	42,8	XX-XXI
XXI	25	38	allmählicher Lastabfall, ständige Nachregelung			
XXII	10	13,5	im 2. Lastschritt, allmählicher Lastabfall	6,0	13,6	XXII-XXIII
XXIII	7	13,5	im 2. Lastschritt, allmählicher Lastabfall			

Tabelle 5-2 Vergleich der Versuchslasten mit den numerisch ermittelten Lasten

5.2.4 Parameteruntersuchungen

Anschließend wurde der Parameter t = Blechdicke des unversteiften Bereiches variiert.

Je numerisch modelliertem Versuchskörper wurden bei sonst konstant gehaltenen Werten die Dicken

$$t = 1{,}0 \,/\, 1{,}5 \,/\, 2{,}0 \,/\, 2{,}5 \,/\, 3{,}0 \,/\, 3{,}5 \,/\, 4{,}0 \,/\, 4{,}5 \ \text{mm}$$ ausgewertet.

Als Steifendicke wurde jeweils die doppelte Blechdicke angenommen.

Im Anhang sind die ermittelten kritischen Beullasten nach der Elastizitätstheorie, die Traglasten und die zugehörigen Verschiebungen der Lasteinleitung zusammengestellt. Sie sind für die nachfolgenden Untersuchungen der Lastspielzahlen von Interesse.

5.3 Lastspielzahlen

5.3.1 Allgemeines

Die erstellten Modelle der Traglastberechnung wurden für die weiterführenden Untersuchungen zur Ermittlung der Lastspielzahlen bis zum Anriß herangezogen. Da für das rein elastische Beulverhalten in den Versuchen keine Beeinträchtigungen durch die entstehenden Sekundärspannungen beobachtet wurden, wurde in die numerischen Berechnungen das LCF - Verhalten einbezogen. Die zyklischen Werkstoffkennwerte werden mittels des bereits in Abschnitt 3.3.3 beschriebenen **UNIFORM MATERIAL LAW** [6] aus den experimentell gewonnenen statischen Materialkenndaten berechnet.

Bei der numerischen Simulation des Entlastungsvorganges muß darauf geachtet werden, daß zum Beispiel bei weggesteuerter Belastung nicht der gesamte aufgebrachte Weg der Erstbelastung zurückgefahren wird, da durch bereits stattgefundene Plastizierungen bleibende Verformungen vorhanden sind.

Beispielhaft wird wiederum wie in Abschnitt 5.2.3 zunächst der Modellträger III zur Erläuterung der Vorgehensweise herangezogen. Die Belastung erfolgt hierbei bis zur Traglast, anschließend wird vollständig entlastet und in einem neuen Lastschritt wiederum bis zur Traglast gefahren.

Die Rechnungen zur Ermittlung der Lastspielzahlen werden für die Spannungen und Dehnungen der Oberfläche an der Außen- und Innenseite (TOP-Layer und BOTTOM-Layer nach ANSYS) jeweils getrennt geführt. Die kritischen Bereiche der Lastspielzahlen, an denen rechnerisch ein Anriß zuerst auftreten würde, ergeben sich in Bild 5-30 exakt an den Orten der maximalen plastischen Dehnungen nach Bild 5-13.

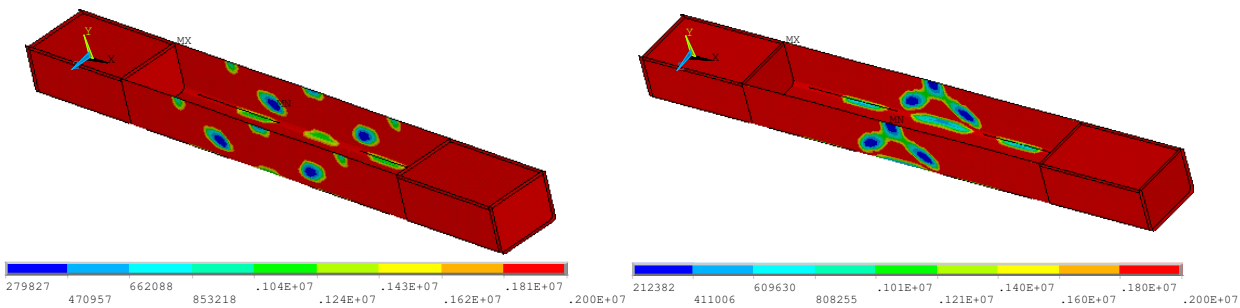


Bild 5-30 Lastspielzahlen N des Modellträgers III bei Belastung bis zur Traglast und anschließender vollständiger Entlastung

a) TOP-Layer = Außenseite **b) BOTTOM-Layer = Innenseite**

5.3.2 Vorgehensweise

Ein wichtiges Eingangskriterium in der Bestimmung von Lastspielzahlen ist die Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$.

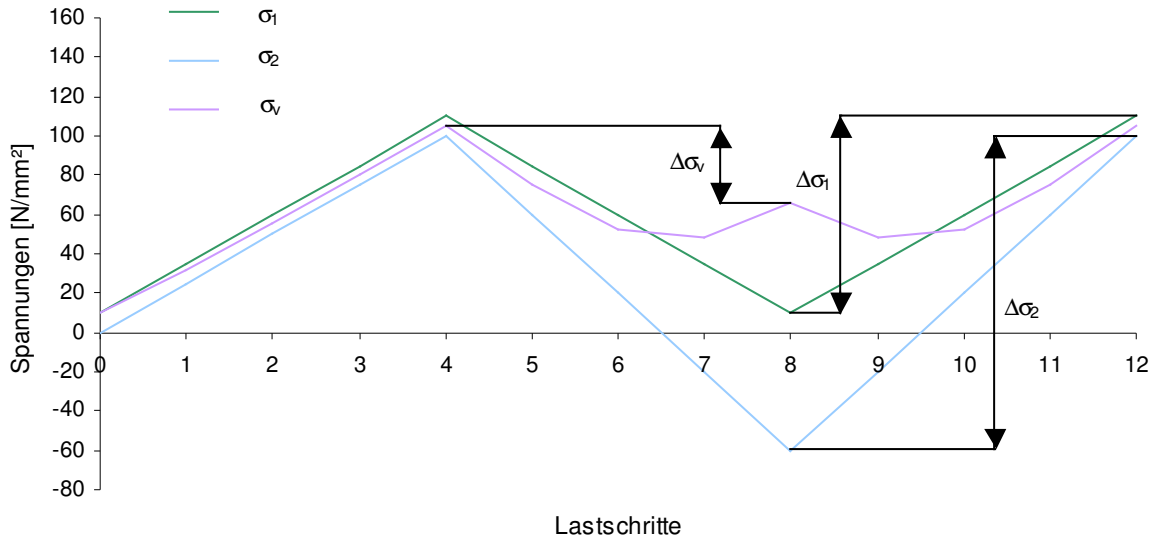


Bild 5-31 Darstellung des Verlaufes von Haupt- und Vergleichsspannungen über einen Zeitraum

Die aus den Hauptspannungen errechnete Von-Mises-Vergleichsspannung σ_v (Gl. 5-1) eignet sich nicht für die Bildung von Spannungsdifferenzen, da nur positive Werte ermittelt werden.

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_2 - \sigma_1 \cdot \sigma_3 - \sigma_2 \cdot \sigma_3} \qquad \textbf{Gl. 5-1}$$

Erreicht eine der Hauptspannungen einen negativen Wert, ist die Von-Mises-Spannung dennoch positiv und die so gebildete Spannungsdifferenz $\Delta\sigma_v$ liegt auf der unsicheren Seite (Bild 5-31). Stattdessen wird die maßgebende Hauptspannung berücksichtigt, aber im entlasteten Zustand ist aufgrund von stattgefundenen Plastizierungen eventuell eine andere Hauptspannung maßgebend als im Traglastzustand (Tabelle 5-3).

SHELL NODAL RESULTS ARE AT TOP LAYER **-STRESS-**

	NODE	S1	S2	S3	SEQV
LOAD STEP=2	987	0.92E-02	-36.50	-200.31	184.79
LOAD STEP=3	987	50.13	0.88E-02	-7.32	54.17
LOAD STEP=4	987	0.67E-02	-45.29	-203.21	184.78

Tabelle 5-3 Haupt- und Vergleichsspannungen für den maßgebenden Knoten nach Bild 5-30 a) aus [2]

Die Lastschritte kennzeichnen in Tabelle 5-3

- die Belastung bis zur Traglast LOAD STEP 2 = LS2
- vollständige Entlastung LOAD STEP 3 = LS3
- erneute Belastung bis zur Traglast LOAD STEP 4 = LS4 .

Wird bei der Ermittlung der Schädigungsparameter P_{SWT} der Mittelspannungseinfluß σ_m nach **SMITH, WATSON, TOPPER** (Gl. 3-17) berücksichtigt, wird die in den unterschiedlichen Lastschritten vorhandene Oberspannung σ_o der jeweils maßgebenden Hauptspannung betrachtet. Es erfolgt eine quadratische Überlagerung der Schädigungen.

$$P_{SWT} = \sqrt{(\sqrt{\sigma_{o,LS3} \cdot \varepsilon_{a,LS3} \cdot E})^2 + (\sqrt{\sigma_{o,LS4} * \varepsilon_{a,LS4} * E})^2} \qquad \textbf{Gl. 5-2}$$

$$P_{SWT} = \sqrt{\left|\sigma_{o,LS3} \cdot \varepsilon_{a,LS3} \cdot E\right| + \left|\sigma_{o,LS4} \cdot \varepsilon_{a,LS4} \cdot E\right|} \qquad \textbf{Gl. 5-3}$$

In den zu den Hauptspannungen zugehörigen Dehnungsamplituden

$$\varepsilon_a = (\varepsilon_o - \varepsilon_u)/2 \qquad \textbf{Gl. 5-4}$$

ist sowohl der plastische Dehnungsanteil als auch der elastische Dehnungsanteil enthalten.

SHELL NODAL RESULTS ARE AT TOP LAYER	**-STRAIN-**			
	NODE	EPTO1	EPTO2	EPTO3	EPTOEQV
LOAD STEP=2	987	0.60455E-03	0.24756E-03	-0.13641E-02	0.18167E-02
LOAD STEP=3	987	0.15103E-03	0.79185E-06	-0.59241E-04	0.18760E-03
LOAD STEP=4	987	0.67198E-03	0.22688E-03	-0.14362E-02	0.19246E-02
	NODE	EPEL1	EPEL2	EPEL3	EPELEQV
LOAD STEP=2	987	0.38405E-03	0.12753E-03	-0.10236E-02	0.12985E-02
LOAD STEP=3	987	0.28286E-03	-0.69375E-04	-0.12090E-03	0.29292E-03
LOAD STEP=4	987	0.40300E-03	0.84689E-04	-0.10250E-02	0.12985E-02
	NODE	EPPL1	EPPL2	EPPL3	EPPLEQV
LOAD STEP=2	987	0.22050E-03	0.12003E-03	-0.34053E-03	0.51815E-03
LOAD STEP=3	987	0.22050E-03	0.12003E-03	-0.34053E-03	0.51815E-03
LOAD STEP=4	987	0.26898E-03	0.14219E-03	-0.41116E-03	0.62644E-03

Tabelle 5-4 Haupt- und Vergleichsdehnungen für den maßgebenden Knoten nach Bild 5-30 a) aus [2]
(EPTO = Gesamtdehnung; EPEL = elastische Dehnung; EPPL = plastische Dehnung)

Anhand Tabelle 5-4 wird die Notwendigkeit des LOAD STEP 4 ersichtlich. Die einmalig bei erstmaliger Belastung bis zur Traglast stattfindenen Plastizierungen sind bei den zu bildenden Spannungs- oder Dehnungsdifferenzen der anschließenden wiederholten Belastungen bis zur Traglast auszuschließen. Die Differenzen von LOAD STEP 4 zu LOAD STEP 3 ergeben die erforderliche Spannungs- und Dehnungsschwingbreiten für die Lebensdauerberechnung.
Die in den nachfolgenden erneuten Belastungen bis zur Traglast dennoch stattfindenden geringeren Plastizierungen mit den sich ergebenden Dehnungsdifferenzen sind diejenigen, die für die Rißbildung verantwortlich sind.

Die Bestimmung der Lastspielzahl *N* erfolgt für jeden Knoten des numerischen Modells. Bei Erreichen von 2,0 Millionen Lastspielen wird die Berechnung abgebrochen. Die Spannungen und Dehnungen werden direkt aus den FEM-Rechnungen übernommen. Zur Ermittlung der Traglast wird ein bilinear linearelastisch-idealplastisches Materialgesetz verwendet. Innerhalb der ANSYS-Rechnung ist es nicht möglich, das Material zu ändern, so daß auch die folgenden Belastungsvorgänge mit diesem Materialgesetz dargestellt werden. Die Verwendung einer abgeflachten Spannungs-Dehnungs-Kurve als multilineares Materialmodell entsprechend dem Materialverhalten im zyklischen Bereich würde zum einen eine deutlich zu niedrige Traglast liefern, und zum anderen das Verhalten bei Erstbelastung und dessen Folgen fälschen.
Im in den Untersuchungen vorhandenen Dehnungsbereich liegen die Werte der Dehnungen entsprechend dem bilinearen Materialgesetz zur Ermittlung der Traglasten auf der sicheren Seite gegenüber der zyklischen Spannungs-Dehnungslinie (Bild 3-16), da sie mit höheren Spannungen verbunden sind. Auf die Makrostützwirkung nach **NEUBER** wird ebenfalls verzichtet.

Der Schädigungsparameter nach Gl. 5-3 wird zur Bestimmung der Lastspielzahl *N* in Gl. 3-18 eingesetzt.
Am Modellträger III ergeben sich mit der beschriebenen Vorgehensweise bei wiederholter Belastung bis zur Traglast und anschließender vollständiger Entlastung die in Bild 5-30 dargestellten Lastspielzahlen:

- a) TOP-Layer N = 279 827 Lastspiele
- b) BOTTOM-Layer N = 212 382 Lastspiele

Am BOTTOM-Layer ist der Ort der geringsten Lastspielzahl der freie Rand. Dieser war jedoch in den Versuchen nie kritisch. Hier kann die günstige Sützwirkung des Spannungsgefälles infolge reiner Blechbiegung (Bild 3-14) in den FEM-Rechnungen nicht erfaßt werden.
Ansonsten stimmen die Orte des rechnerisch ermittelten Anrisses gut mit den in den Versuchen aufgetretenen Rissen überein.

Eine erneute Berechnung mit einer Belastung von nur 80 % der Traglast führt an allen Stellen des Modellträgers III zu Lastspielzahlen $N > 2$ Millionen.
Als sinnvoller Bemessungsansatz zur Ermüdungsberechnung dünnwandiger kaltgeformter Profile erscheint deshalb eine Begrenzung der Belastung in Bezug auf die Traglast auf ein bestimmtes Lastniveau.

Am Modellträger I wird im Folgenden das Verhalten bei gefahrenem Mehrweg oberhalb der Traglast überprüft. Es werden analog Abschnitt 5.2.3 die Zeitpunkte T-2 (ca. 93 % der Traglast vor dem Erreichen der Traglast), T-3 (Traglast) und T-4 (ca 93 % der Traglast nach Erreichen der Traglast) betrachtet. Bei jeweils vollständiger Entlastung als unterem Lastpunkt werden die Lastspielzahlen des maßgebenden TOP-Layers ermittelt und miteinander verglichen.

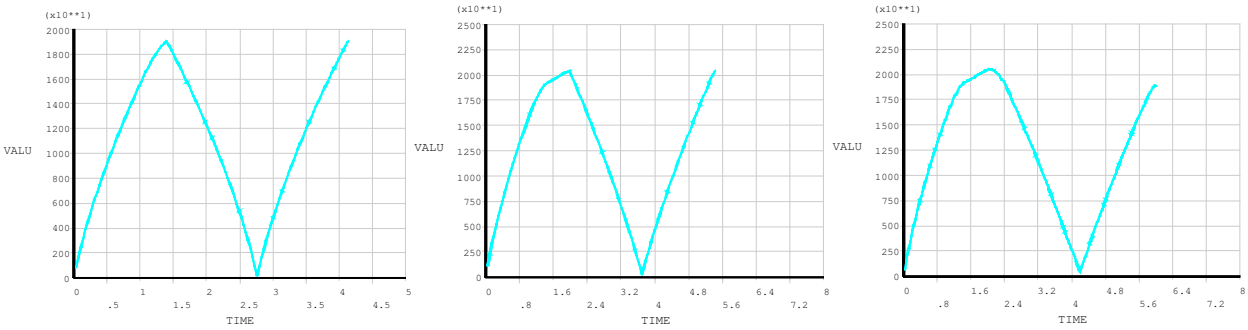


Bild 5-32 Kraftverlauf bei Belastung - vollständigeEntlastung - Belastung

a) für T-2 **b) für T-3** **c) für T-4**

Bei steigender Belastung, also größerem aufgegebenem Weg, verschiebt sich der maßgebende Knoten immer mehr vom Flansch in Richtung der Abkantung. Wird der Weg über die Traglast hinaus gefahren, nimmt die Lastspielzahl (Bild 5-35) bei anschließender Wiederbelastung rapide ab. Im Vergleich zur gleichen aufnehmbaren Belastung vor der Überbeanspruchung (Bild 5-33) beträgt die mögliche Lastspielzahl dann nur noch 5 % des dort vorhandenen Wertes.

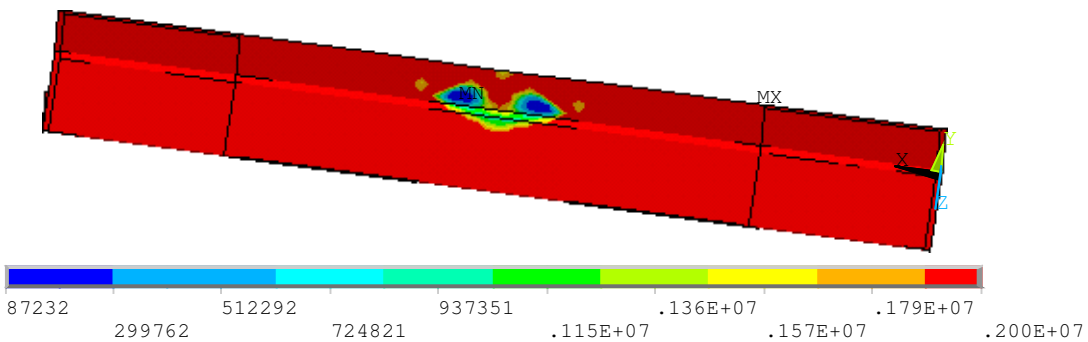


Bild 5-33 Lastspielzahl min N = 87232 am Knoten 805 (Flansch) entsprechend Bild 5-32 a

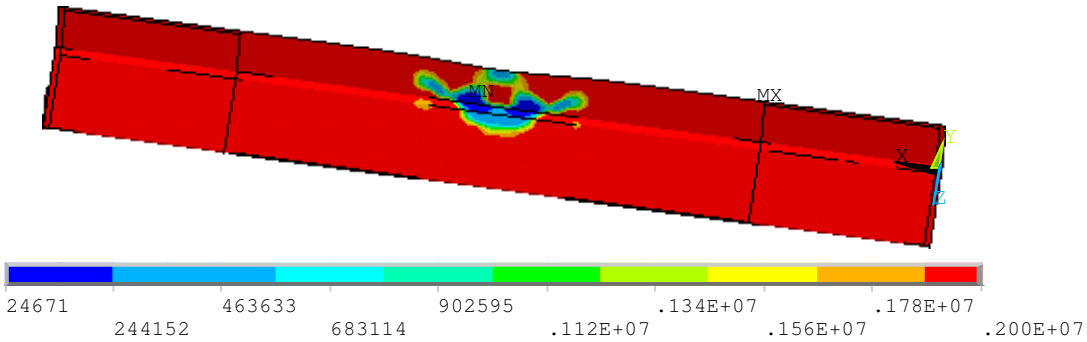


Bild 5-34 Lastspielzahl min N = 24671 am Knoten 786 (Flansch) entsprechend Bild 5-32 b

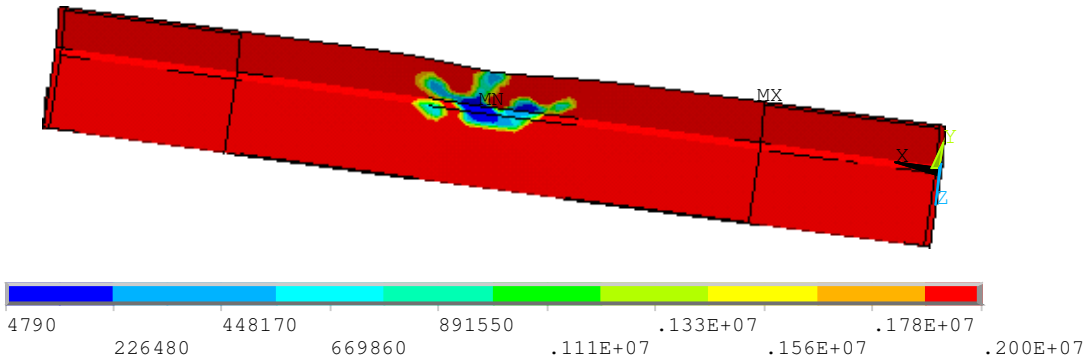


Bild 5-35 Lastspielzahl min N = 4790 am Knoten 176 (Abkantung) entsprechend Bild 5-32 c

Die Ergebnisse decken sich wiederum gut mit den Versuchsergebnissen. Auch in den Versuchen wird bei einer Überbeanspruchung eines Trägers die Rißbildung jeweils innerhalb weniger 1000 Lastspiele festgestellt, während vorher wesentlich höhere Lastspielzahlen möglich waren.
Am Modellträger I ist eine Begrenzung der Belastung auf 75 % der Traglast erforderlich, um an allen Stellen Lastspielzahlen N > 2 Millionen zu erreichen. Das entspricht dem Zeitpunkt T-1, dem erstmaligen Auftreten plastischer Dehnungen.

Der Modellträger I (U-Profil stehend) verhält sich sowohl in der Anzahl der aufnehmbaren Lastspiele als auch in der notwendigen Begrenzung der Traglast etwas ungünstiger als der Modellträger III (U-Profil liegend). Das resultiert wahrscheinlich aus den größeren Zwängungen des Modellträgers I infolge globaler und lokaler Verformungen im Abkantbereich am Übergang Druckflansch zu gedrücktem Steg. Der gedrückte freie Rand des Modellträgers III kann sich dagegen entsprechend den Beulimperfektionen ungehindert verformen, am gehaltenen Rand des Flansches ist eine Zugstabilisierung vorhanden.

5.3.3 Nachrechnung der Versuche

Zur Nachrechnung eignen sich die in Tabelle 5-5 aufgeführten Versuche.
Die zyklischen Materialkenndaten der verwendeten Stahlsorten werden entsprechend [11] besser angepaßt, da die Abschätzungen des **UNIFORM MATERIAL LAW** nach Abschnitt 3.3.3 viel zu konservative Anrißschwingspielzahlen liefert. Die guten Zähigkeitseigenschaften der für eine Kaltumformung geeigneten Bleche werden nicht richtig erfaßt.
Der zyklische Spannungs-Koeffizient ergibt sich nun zu $\sigma_f' = 2{,}0 * R_m$, alle anderen Schätzwerte des **UNIFORM MATERIAL LAW** bilden einen guten Durchschnitt und werden weiter verwendet.

Versuch	F_{oben} [kN]	$F_{oben} / F_{Trag}^{ANSYS}$	F_{unten} [kN]	$ASSZ^{Versuch}$	$ASSZ^{ANSYS}$ *
VII -1.Lastschritt	5,9	5,9 / 7,2 = 0,82	1,2	> 2,0 Mio	> 2,0 Mio
XI -1.Lastschritt	19	19 / 28,7 = 0,66	3	> 2,0 Mio	> 2,0 Mio
XV -1.Lastschritt	29	29 / 31,3 = 0,93	4	> 2,0 Mio	0,7 Mio
XVII -1.Lastschritt	1,9	1,9 / 2,1 = 0,90	0,8	> 1,3 Mio **	> 2,0 Mio
XVII -2.Lastschritt	2,1	2,1 / 2,1 = 1,00	0,6	+ 0,3 Mio	> 2,0 Mio
XVII -3.Lastschritt	Überlast 1,9 kN		0,6	insgesamt > 2,0 Mio	0,6 Mio
XX -1.Lastschritt	32	32 / 42,8 = 0,75	4	> 2,0 Mio	> 2,0 Mio
XXI -1.Lastschritt	36	36 / 42,8 = 0,84	4	0,6 Mio	0,7 Mio
XXII -1.Lastschritt	11,7	11,7 / 13,6 = 0,86	1,3	> 2,0 Mio	1,5 Mio
XXII -2.Lastschritt	13,5	13,5 / 13,6 = 0,99	1,3	0,6 Mio	0,1 Mio
XXIII -1.Lastschritt	9,4	9,4 / 13,6 = 0,69	1,6	> 2,0 Mio	> 2,0 Mio
XXIII -2.Lastschritt	13,5	13,5 / 13,6 = 0,99	2,5	0,6 Mio	0,2 Mio

Tabelle 5-5 Nachrechnung der Lastspielzahlen der Versuche
(* ohne Berücksichtigung der Schnittkante)
(im 2. Lastschritt Belastung erhöht)**

Aufgrund der vielen getroffenen Annahmen und Vereinfachungen können die numerischen ermittelten Anrißschwingspielzahlen **ASSZ** natürlich nicht als genau angesehen werden. Sie zeigen vielmehr eine Tendenz, haben die richtige Größenordnung und können Träger in Relation zueinander setzen. Bei 70 % der Traglast sind sowohl die Lastspielzahlen aus den Versuchen als auch aus den numerischen Rechnungen größer als ein üblicher Grenzwert für eine Betriebsbeanspruchung von 2 Millionen. Darüber hinaus ergeben sich, wie zum Beispiel beim Träger XV, Lastspielzahlen oft weit auf der sicheren Seite. Lediglich Träger XXI verhält sich geringfügig ungünstiger.
Die einzelnen Lastschritte der Versuche in Tabelle 5-5 wurden ohne Addition jeweils getrennt für sich ausgewertet.

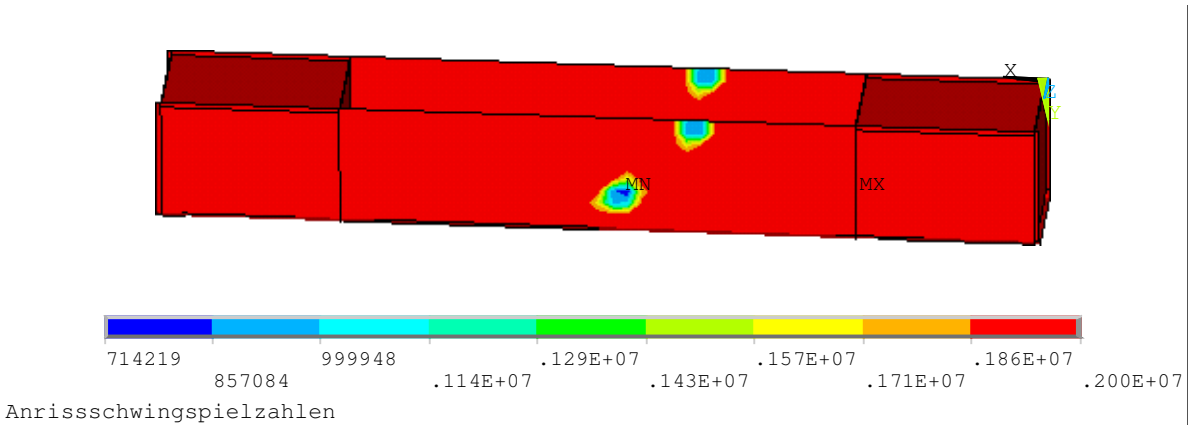


Bild 5-36 Lastspielzahl min N = 714219 am Träger XV nach Tabelle 5-5

Gut zu erkennen ist in Bild 5-36 erneut der Anriß an einer Fließlinie des Faltwerkes, welches sich aufgrund der vorhandenen Trägerabmessungen unsymmetrisch ausbildet. Die Schnittkante ergibt wiederum in der numerischen Rechnung einen Anriß, der in den Versuchen nicht bestätigt wird. Wie schon im vorigen Abschnitt erwähnt, sind hier aus der örtlichen Blechbiegung infolge Ausbeulens über die Blechdicke verteilt hohe Spannungen an den Oberflächen vorhanden, aber die günstige Stützwirkung aus dem Spannungsgefälle kann mit den vorhandenen rechnischen Ansätzen nicht erfaßt werden.

Auffällig ist der Träger XVII aus dem Material D4. Aufgrund des großen Abstandes von Streckgrenze zu Zugfestigkeit ergeben sich durch die Abhängigkeit der zyklischen Materialkennwerte von der Zugfestigkeit sehr hohe Lastspielzahlen, die in den Versuchen bestätigt werden. Große plastische Verformungen sind möglich. Im Versuch bildeten sich nach dem 3. Lastschritt auch bei einer Überlastung keine Risse, lediglich die Verformungen des entstandenen Faltwerkes wurden ausgeprägter und der Veruch wurde abgebrochen. Die anderen Versuchskörper des Materials D4 verhalten sich ähnlich, die Rißbildung erfolgte dort erst bei hoher Überbeanspruchung.

Die folgenden Anrissschwingspielzahlen ASSZ in den Parameteruntersuchungen werden nur für diejenigen Profile ausgewertet, die aufgrund ihrer Blechdicke eine elastische Beullast kleiner als die Traglast aufweisen. Analog den durchgeführten Versuchen erfolgen die Parameteruntersuchungen für reine Schwellbelastungen.

5.3.4 Variation der Blechdicken bei Belastungsverhältnis R = F_u / 0

Die Lastspielzahlen bis zum Anriß werden für die Modellträger aus den Versuchen entsprechend Abschnitt 5.2.4 ermittelt und im Anhang aufgelistet. Für jeden Träger sind dort auch die Spannungs- und Dehnungsbilder nach **VON MISES** bei erstmaligem Erreichen der Traglast sowie die Lastspielzahlen an der Ober- und Unterseite (TOP, BOTTOM) visualisiert, um einen Vergleich der verschiedenen Blechdicken besser zu ermöglichen.

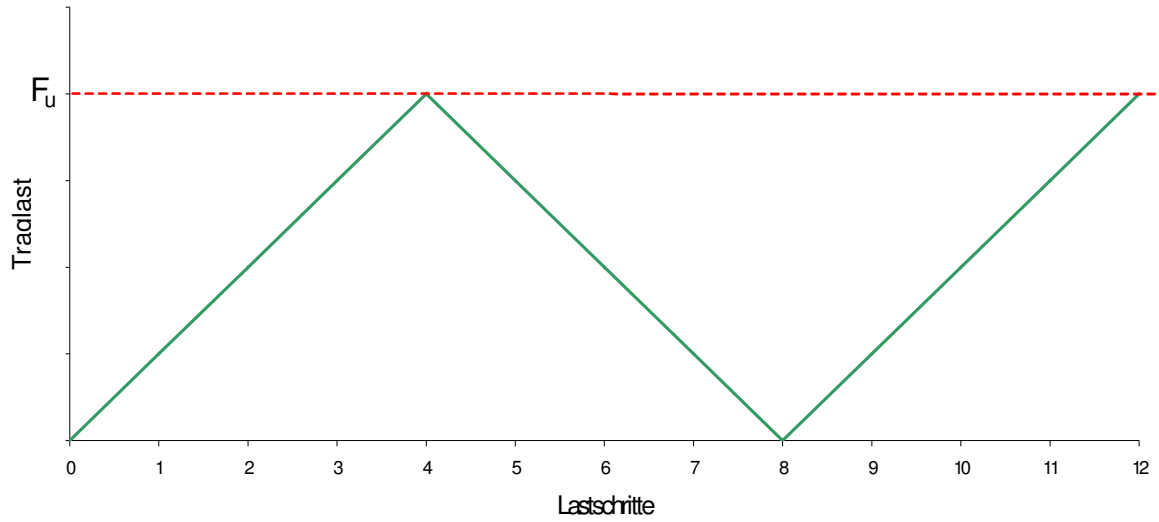


Bild 5-37 Belastungsverlauf für das Belastungsverhältnis R = F_u / 0

Es kann keine lineare Abhängigkeit von der Blechdicke zur Lastspielzahl festgestellt werden. Die Orte der maximalen plastischen Dehnungen entsprechen den Orten des kritischen Anrisses. Bei dicker werdenden Blechen sind im Spannungsbild keine ausgeprägten Faltwerke mehr erkennbar. Möglicherweise ist dann analog Abs. 5.2.1 ein größerer Einfluß der Vorverformung auf die Traglast zu erwarten. Die Streckgrenze ist in großen Bereichen erreicht. Es erfolgt eine Verlagerung der maximalen plastischen Dehnung bei kleiner werdenden Schlankheiten entlang der Fließlinien hin zur Schnittkante. Es ergeben sich nun Anrisse teilweise ausschließlich an den Schnittkanten mit nur geringen Änderungen der Lastspielzahl. Ab einer bestimmten Blechdicke pendelt sich die Lastspielzahl auf einen relativ konstanten Wert ein. Während der prinzipielle Verlauf der Faltwerke für die jeweiligen Einbaulagen an allen Trägern ähnlich ist, ist im Vergleich der Lastspielzahlen eine starke Materialabhängigkeit erkennbar.
Obwohl die Schnittkante in den durchgeführten Versuchen nicht kritisch war, wird in der nachfolgend durchgeführten Reduktion der Belastung darauf geachtet, daß auch an diesen Stellen kein Anriß mehr auftritt.

5.3.5 Variation der Blechdicken bei Belastungsverhältnis R = 0,7 F_u / 0

Bei 70 % der Traglast ergeben sich bereits für einen Großteil der Modellträger Lastspielzahlen größer als 2,0 Millionen. Besonders für die Versuchkörper der Materialien D1 und D4 (Tab. 4-3) sind bis zum Erreichen von Lastspielzahlen $N \leq 2{,}0$ Millionen höhere Belastungsniveaus möglich.

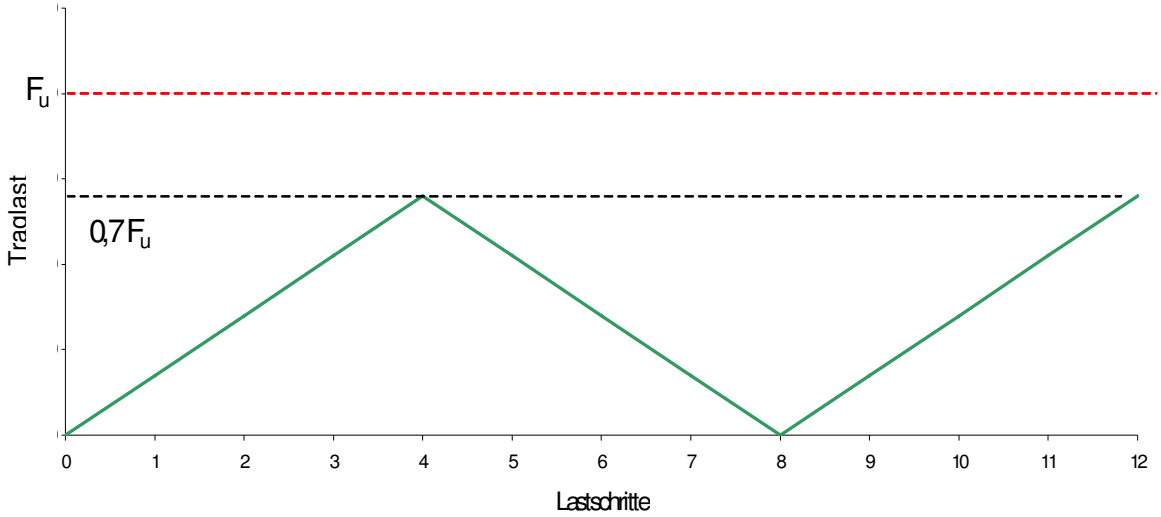


Bild 5-38 Belastungsverlauf für das Belastungsverhältnis R = 0,7 F_u / 0

Kritisch sind die Versuchskörper mit ungünstigem Verhältnis von Streckgrenze zu Zugfestigkeit, und davon vor allem die stehenden U-Profile. Hier wurden bei einigen Blechdicken Werte kleiner als 2,0 Millionen Lastspiele festgestellt.
Es wurde nun in einer neuen Berechnung die Belastung der kritischen Träger jeweils solange reduziert, bis kein rechnerischer Anriß mehr festgestellt wurde.
Bei **60 % der Traglast** wurde abschließend für alle untersuchten Träger bei allen Blechdicken an allen Stellen des Trägers kein Anriß mehr festgestellt.
Es ergibt sich damit ein ähnliches Belastungsniveau hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit wie die in Abschnitt 2.8 erwähnten Abgrenzungen verschiedener Konstruktionen.

5.3.6 Variation der Blechdicken bei Belastungsverhältnis R = F_u / 0,5 F_u

An dieser Stelle soll überprüft werden, ob das Erreichen der Traglast zulässig ist, wenn anschließend in den nachfolgenden Lastwechseln die Belastungsdifferenz geringer ist.
Nach dem Erreichen der Traglast werden 50 % der Traglast als wiederholte Last aufgebracht. Die Lastspielzahlen liegen trotz der geringeren Differenzlast gegenüber Abschnitt 5.3.5 teilweise weit unter dem angesetzten Grenzwert von $N = 2 \times 10^6$ Mio Lastspielen. Verantwortlich sind dafür die im Bereich der Traglast stattgefundenen Plastizierungen mit hohen plastischen Dehnungen.

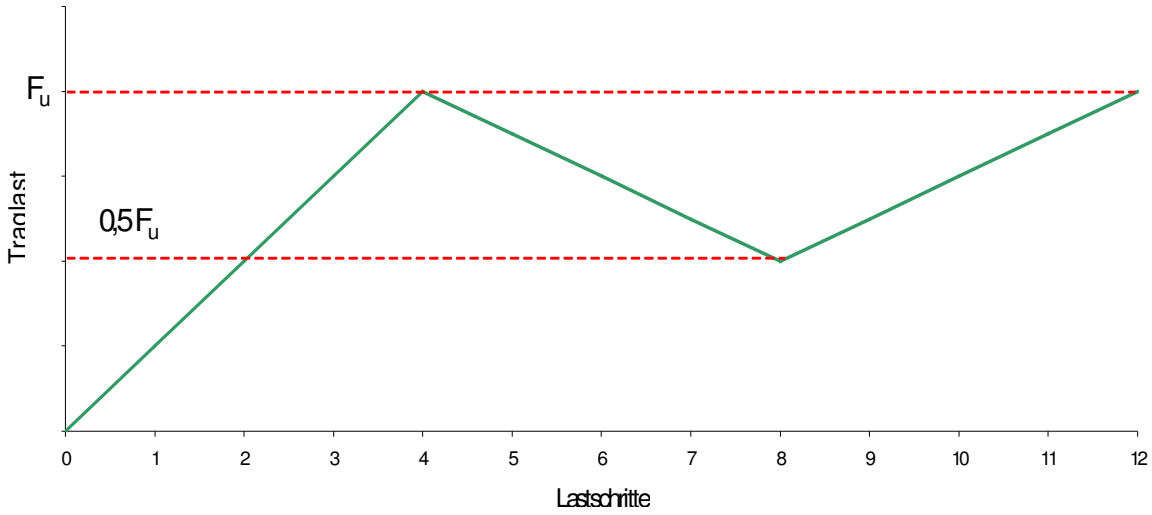


Bild 5-39 Belastungsverlauf für das Beastungsverhältnis R = F_u / 0,5 F_u

Wichtig ist also das Lastniveau, ab dem eine wiederholte Belastung aufgebracht werden soll. Ist bereits eine plastische Schädigung vorhanden, sind nachfolgend nicht mehr die vorab ermittelten Belastungsdifferenzen möglich.

5.4 Zusammenfassung der numerischen Berechnungen

Die numerischen Untersuchungen ergeben eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen der durchgeführten Versuche.

Tendenzen der Parameterstudien wurden aufgezeigt. Auffällig ist die Abhängigkeit der Lastspielzahlen vom verwendeten Material. So ist das Verhalten bei Schwingbeanspruchung um so günstiger, je größer der Abstand zwischen Streckgrenze und Zugfestigkeit einer Stahlsorte ist.

Bei sonst konstant gehaltenen Abmessungen ist keine direkte Abhängigkeit zwischen Blechdicke und Anrissschwingspielzahl ist erkennbar. Die parameterisierte Blechdicke erzeugt verschiedene *b/t* – Verhältnisse. Diese gelten als wichtiges Eingangskriterium für die Beulsicherheit. Bei geringen Schlankheiten sind keine ausgeprägten Faltwerke mehr erkennbar. Es erfolgt eine Verlagerung des Anrisses von den Fließlinien hin zu den Schnittkanten. Diese erwiesen sich in den Versuchen jedoch nicht als kritisch. An den Schnittkanten ergeben sich hohe Spannungen und Dehnungen infolge reiner Blechbiegung. Im angewendeten Rechenablauf kann jedoch die günstige Stützwirkung durch das Spannungsgefälle (Bild 3-14) nicht berücksichtigt werden, so daß die ermittelten numerischen Werte als weit auf der sicheren Seite liegend anzusehen sind. Ist keine Beulgefährdung mehr gegeben, sind die Verfahren nach [N8] anzuwenden, die Problemstellung dieser Arbeit trifft dann nicht mehr zu.

Als Ergebnis der numerischen Berechnungen läßt sich eine

Begrenzung der Belastung auf 60 % der Traglast

formulieren, bei der rechnerisch kein Anriß infolge Ermüdung zu erwarten ist.

Das ist aufgrund der getroffenen Berechnungsannahmen ein sehr konservativer Wert, die Versuchsergebnisse lassen eine höhere Belastungsgrenze vermuten.

Wichtig ist, daß die wiederholte Belastung in ausreichendem Abstand zur Traglast aufgebracht wird, um Plastizierungsvorgänge im Material auszuschließen.
Mit Erreichen der Traglast sind die nachfolgenden möglichen Lastspiele bis zum Anriß bei gleicher Belastungsdifferenz wesentlich geringer als vor dem Erreichen der Traglast.

In den Versuchen ist das Auftreten eines Risses nicht mit einem schlagartigen Bruch des gesamten Bauteils verbunden. Vielmehr wurde ein allmählicher Lastabfall bei langsamen Rißwachstum beobachtet. Die numerisch ermittelten Anrißschwingspielzahlen stellen somit eine untere Grenze hinsichtlich der Schadenstoleranz eines Bauwerkes dar.

6 Bruchmechanische Ansätze zur Bewertung der Dauerfestigkeit

6.1 Allgemeines

Die Bruchmechanik befaßt sich mit dem Verhalten von rißbehafteten Körpern unter Lasteinwirkung.

Voraussetzung zur Anwendung der Bruchmechanik ist ein homogenes und isotropes Werkstoffverhalten bei weitgehend kleinen Verformungen und Verzerrungen. Der Werkstoff Stahl erfüllt diese Voraussetzung.

Grundgedanke der Bruchmechanik ist die Erhöhung der örtlichen Beanspruchung in der Umgebung der Rißspitze. Diese Erhöhung läßt sich durch rechnerische Größen beschreiben. Den Beanspruchungsgrößen stehen Werkstoffkennwerte gegenüber. Rißausbreitung tritt dann ein, wenn der Beanspruchungswert den entsprechenden Kennwert übersteigt.

Entsprechend dem jeweiligen Werkstoffgesetzes unterscheidet man bei einem Sprödbruch ein linear-elastischen Werkstoffverhalten gegenüber dem elastisch-plastischen Werkstoffverhalten bei einem Zähbruch. Davon ausgehend entwickelte man für statische Einwirkungen verschiedene Bemessungskonzepte, die in der Literatur ausreichend dokumentiert sind [z.B. 10, 27, 30].

Desweiteren sind abhängig von der Belastung verschiedene Rißöffnungsmoden zu untersuchen:

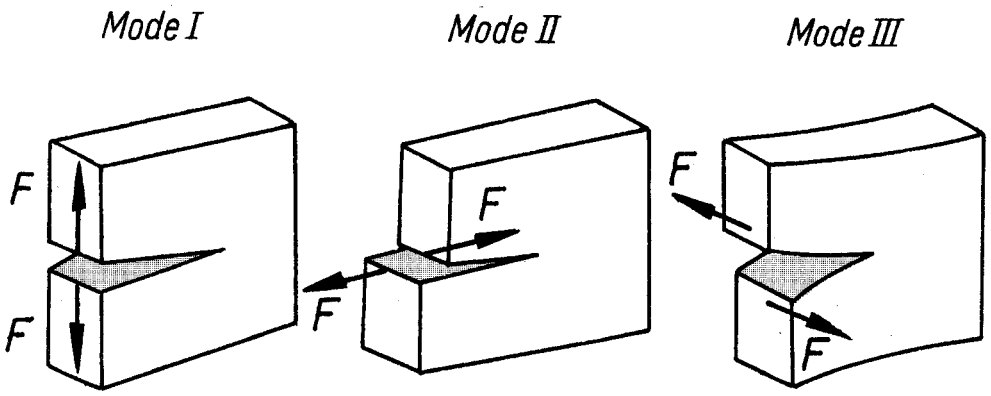


Bild 6-1 Rißöffnungsmoden

Mode I Zug rechtwinklig zur Rißfläche

Mode II Schub parallel zur Rißfläche

Mode III Schub senkrecht zur Rißfläche

In der Praxis hat Mode I vorrangige Bedeutung und trifft auch für die vorliegenden Beanspruchungen zu.

Betriebsfestigkeitsuntersuchungen beruhen auf elastischem Materialverhalten.
Mögliche Ansätze zur Berücksichtigung des plastischen Materialverhaltens, wie zum Beispiel das *J*-Integral-Konzept der Fließbruchmechanik, werden deshalb nicht weiter verfolgt.

Die Grundgleichung der linear-elastischen Bruchmechanik lautet

$$K = \sigma\sqrt{a \cdot \pi} f \leq K_c \qquad \textbf{Gl. 6-1}$$

K	Spannungsintensität im Rißgrund [N/mm$^{-3/2}$]
K_c	kritische Spannungsintensität → Bruchzähigkeit (Werkstoffkennwert)
a	Rißlänge [mm]
σ	Nennspannung [N/mm²]
f	Geometriefaktor zur Kennzeichnung von Riß- und Bauteileigenschaften (in der Literatur teilweise auch mit Y bezeichnet)

Für eine unendlich große Scheibe mit durchgehendem Innenriß der Länge *2a* unter Zugbeanspruchung gilt $f = 1$.

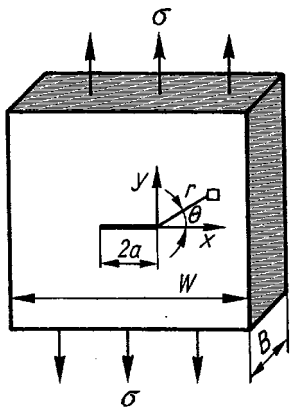


Bild 6-2 Scheibe mit durchgehendem Innenriß unter Zugbeanspruchung

Ein geschlossener, auf Druck beanspruchter Riß verursacht keine Spannungsintensität.

6.2 Besonderheiten an dünnwandigen Bauteilen

Das Problem bei Verwendung dünner Stahlbleche ist die Bestimmung der bruchmechanischen Werkstoffkenngrößen, die erst ab einer bestimmten Probendicken möglich ist. In der Literatur findet man oft einen Grenzwert von 6 mm.
Allerdings befinden sich dünne Bleche im Ebenen Spannungszustand (ESZ), der im Gegensatz zu dicken Blechen, die sich im Ebenen Dehnungszustand (EDZ) befinden, bei Einwirkungen keine Dehnungsbehinderung durch umliegendes Material erfährt. Bei großer Bauteildicke zeigen durch Dehnungsbehinderungen auch zähe Werkstoffe ein sprödes Verhalten. In einer

infinitesemal dünnen Probe ist die Spannung in Dickenrichtung gleich Null. Es kommt durch die mögliche Ausbildung von Gleitbändern unter 45° zu einem reinen Scherbruch.

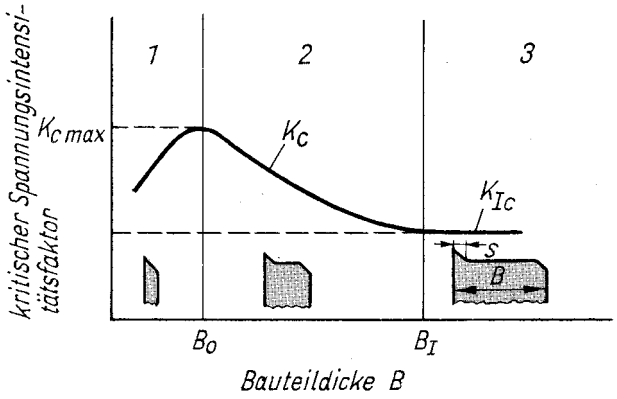


Bild 6-3 Abhängigkeit des kritischen Spannungsintensitätsfaktors für Mode I von der Bauteildicke

Bereich 1 ebener Spannungszustand (ESZ)

Bereich 2 gemischter Spannungszustand

Bereich 3 ebener Dehnungszustand (EDZ)

Der Wert K_{Ic} ist der Minimalwert und dickenunabhängig.

Nach [33] kann ein durchschnittlicher K_{Ic}-Wert von 3000 N/mm$^{-3/2}$ für übliche hochfeste Baustähle angenommen werden. Da der K_{Ic}-Wert mit steigender Streckgrenze fällt, ist man mit der Annahme dieses Wertes für Baustähle mit geringenen Streckgrenzen auf der sicheren Seite. Der kritische Spannungsintensitätsfaktor ist von der Temperatur und Belastungsgeschwindigkeit abhängig. Bei hoher Temperatur und / oder geringer Belastungsgeschwindigkeit wird K_{Ic} größer.

6.3 Rißwachstum bei schwingender Beanspruchung

Das Konzept der linear-elastischen Bruchmechanik wird von **PARIS** 1961 [62] zur quantitativen Beschreibung des allmählichen Wachstums von Ermüdungsrissen in Gl. 6-2 angewandt.
Es gilt für kleine Lasten, höhere Verformungsamplituden können nicht erfaßt werden.
Während der Lebensdauer eines Bauteils lassen sich drei Bereiche beschreiben:

a. Rißentstehungsphase, bei der ein wahrnehmbarer Anfangsriß entsteht
b. Rißausbreitungsphase, bei der sich ein Riß ausgehend von diesem Anfangsriß ausbreitet; auch als stabiles Rißwachstum bezeichnet
c. Restbruch; der Riß erreicht eine kritische Rißgröße und führt zum Versagen des Bauteils.

In Bild 6-4 ist der Bereich 1 durch einen stärkeren Anstieg der Funktion gekennzeichnet, der beim Wert in ΔK_o nahezu senkrecht verläuft. Der *treshold*-Wert ΔK_o ist ein Grenzwert, unterhalb dieses Grenzwertes findet kein Rißwachstum statt.

Für den Bereich 2 gilt

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \qquad \textbf{Gl. 6-2}$$

C, m	Werkstoffkenngrößen
$\Delta K = K_{max} - K_{min}$	Spannungsintensitätsfaktor - Schwingbreite (direkt abhängig von $\Delta\sigma$)
N	Anzahl der Schwingspiele

Ungünstig sind die Kenngrößen *C* und *m* nicht entkoppelt. In der Literatur findet man verschiedene Funktionen für die Ermittlung von *C* in Abhängigkeit vom Exponenten *m* . Für diesen ist als Mittelwert für Baustähle zum Beispiel in [46] oder [38] $m = 3{,}0$ angegeben. Dann ergibt sich als Mittelwert $C = 1{,}8 \cdot 10^{-13}$.

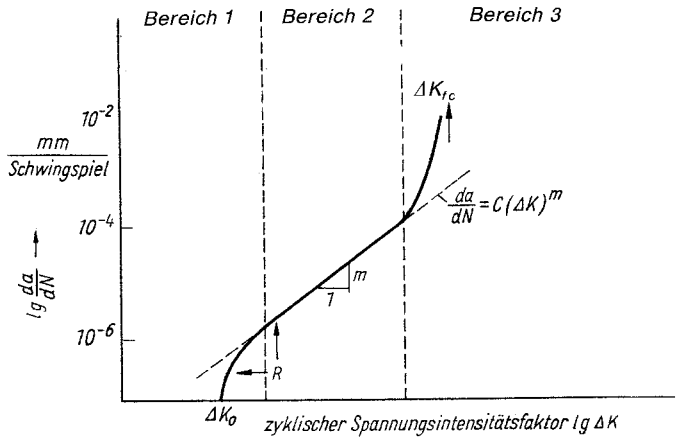


Bild 6-4 Rißwachstumsgeschwindigkeit in Abhängigkeit vom zyklischen Spannungsintensitätsfaktor

Auch der Wert ΔK_0 im Bereich 1 ist vom Werkstoff abhängig. Ein Durchschnittswert für zähe Stähle ist $\Delta K_0 = 190$ N/mm$^{-3/2}$.

Es ist sinnvoll, bei der Rißbildung zwischen einem mikroskopischen Anriß, der in der Größenordnung der Gefügebestandteile liegt, und einem technischen Anriß von einem bis einigen Millimetern, zu unterscheiden. Der Bereich der Rißausbreitung von einem mikroskopischen zu einem technischen Anriß ist unter dem Stichwort „kurze Risse“ bekannt. Das Rißverhalten von sehr kurzen Rissen, die kleiner als etwa 1 mm sind, ist in Bild 6-5 dargestellt.

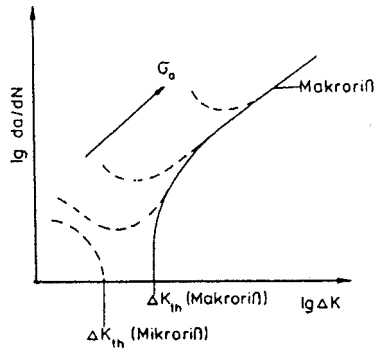


Bild 6-5 Rißgeschwindigkeitskurven für Mikro- und Makrorisse [56]

Wird eine Probe mit Mikrorissen durch eine Spannungsamplitude σ_a beansprucht, ergeben sich die gestrichelten Kurven. Uninteressant ist die Kurve ausgehend von ΔK_{th} (Mikroriß). Das sind Risse, die zwar unterhalb der Dauerfestigkeit entstehen, sich aber nicht ausbreiten. Jedoch auch unterhalb des an Makrorissen gemessenen Grenzwertes ΔK_{th} tritt eine Rißverlängerung auf. Die Rißgeschwindigkeit nimmt mit zunehmender Rißlänge und damit zunehmendem ΔK zunächst ab und stimmt erst, nachdem der Riß eine bestimmte Länge erreicht hat, mit der Kurve des Makrorisses überein. Die Berechnung der Lebensdauer von Komponenten mit sehr kleinen Anfangsrissen unter Heranziehung der *da/dN* - ΔK - Kurve der Makrorisse führt zu einer Unterschätzung der Lebensdauer [56].
Im Bereich 3 beschleunigt sich der Rißfortschritt bis zum Restbruch, der entweder als Sprödbruch, wenn die kritische Spannungsintensität K_c erreicht ist, oder als plastischer Bruch infolge ungenügender statischer Abmessungen auftritt. Der Rißfortschritt im Bereich 3 ist ebenso wie im Bereich 1 stark vom Spannungsverhältnis R abhängig, Für eine Schwellbelastung mit $R = 0$ ergeben sich jedoch keine Veränderungen der Grenzwerte .
Im Bereich 2 ist das vorhandene Spannungsverhältnis von geringer Bedeutung.
Rißschließungseffekte sind zu berücksichtigen, wenn Druckspannungen in der plastischen Zone der Rißspitze vorhanden sind. Das gesamte Rißwachstum wird dann durch einen effektiven Wert des Spannungsintensitätsfaktors ΔK_{eff} bestimmt, der kleiner als die Nennspannungsintensität ΔK ist. Für Spannungsverhältnisse $R \geq 0$, entsprechend den vorliegenden Untersuchungen, können Rißschließungseffekte vernachlässigt werden. Besonders für den ebenen Spannungszustand (dünne Bleche) ist dies eine konservative Annahme.

HIRT arbeitet in [33] verschiedene Abhängigkeiten des Rißwachstums heraus.
Die anfängliche Rißgröße a_0 stellt eine wichtige Einflußgröße auf die Anzahl der ertragbaren Spannungsspiele dar. In Bild 6-6 ist im mittleren Querschnitt ein Riß mit einer Tiefe von

$a_0 = a_i = 1$ mm dargestellt, ebenso die Anzahl der Spannungsspiele bis zum Durchbruch des Risses. Die Rißgröße bei 20 %, 40 %, 60 % und 80 % dieser Anzahl ist ebenfalls eingetragen. Zu erkennen ist der zu Beginn sehr langsame Rißfortschritt, der mit zunehmender Rißgröße immer schneller wird. Im oberen Querschnitt ist die im mittleren Querschnitt ermittelte Spannungsspielanzahl aufgetragen, ausgehend von einer halb so großen Anfangsrißtiefe. Hier wurde mit dieser Spannungsspielanzahl etwa das Stadium erreicht, daß im mittleren Querschnitt nach 40 % der Lebensdauer vorliegt. Im unteren Querschnitt findet bei einer Anfangsrißgröße von 2 mm schon nach 49 % der Lebensdauer des mittleren Querschnittes ein Durchbruch statt. Dies zeigt, daß der Einfluß der Blechdicke bei Oberflächenfehlern von untergeordneter Bedeutung ist. Da ein großer Teil der Lebensdauer gebraucht wird, um den kleinen Riß zu vergrößern, wird die Blechdicke am Endresultat wenig ändern.

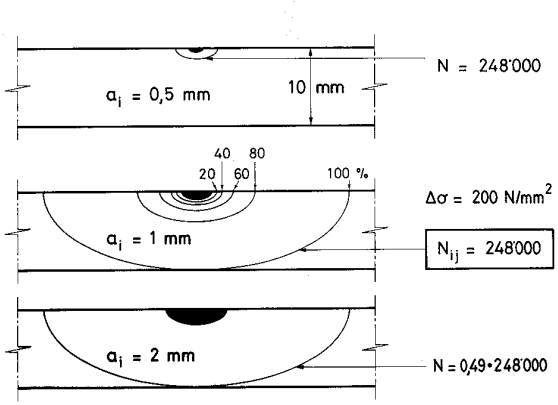


Bild 6-6 Einfluß der anfänglichen Rißgröße auf die Anzahl der Spannungsspiele

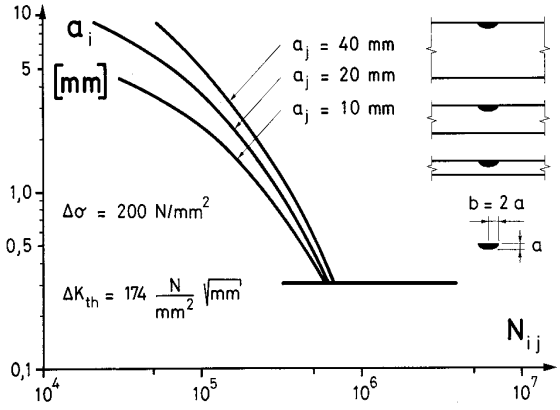


Bild 6-7 Einfluß der Blechdicke auf die Anzahl der Spannungsspiele

Einen größeren Einfluß hat die geometrische Form eines Risses. Ausgerundete Formen verhalten sich bei gleicher Rißtiefe günstiger als langgestreckte Fehlstellen.

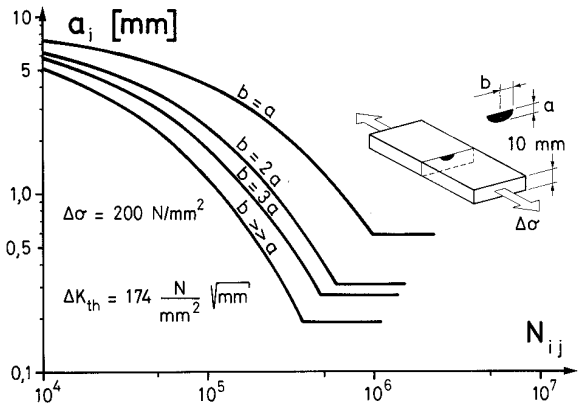


Bild 6-8 Einfluß der Rißgeometrie auf die Anzahl der Spannungsspiele

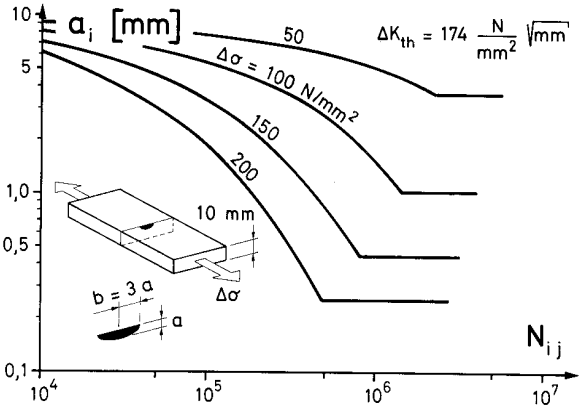


Bild 6-9 Einfluß der Spannungsdifferenz auf die Anzahl der Spannungsspiele

Die bedeutendste Regelgröße des Rißwachstums ist die Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$ der Lastspiele. Sowohl die Anzahl der ertragbaren Lastspiele als auch die Rißgröße, unterhalb derer kein Rißwachstum stattfindet, wird bei hohen Spannungsdifferenzen kleiner.
Die Einflüsse von Rißform und Rißgröße, im Vergleich zu den Plattenabmessungen, werden über Korrekturfaktoren berücksichtigt. Lösungen für Rißprobleme mit entsprechenden Korrekturfaktoren findet man in der Literatur [89] [57].

Wenn die Rißentstehungsphase mittels Kerbgrundkonzept und und die Rißwachstumsphase mittels Bruchmechanik getrennt untersucht werden, ist eine Akkumulation beider Phasen möglich. Dies ergibt dann die gesamte Lebensdauer. Für geschweißte Bauteile ist die Rißentstehungsphase kurz und kann vernachlässigt werden. Für ungeschweißte Kerbdetails gilt dies nicht. In [38] werden verschiedene Kerbdetails untersucht und dargestellt.

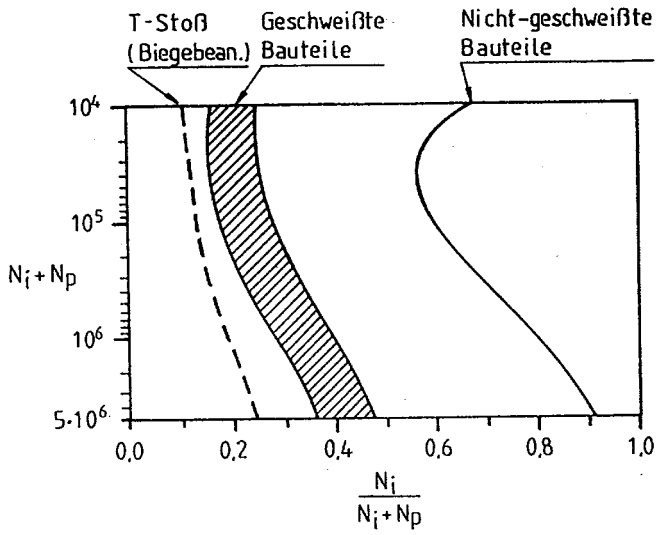


Bild 6-10 Anteil der Rißinitierungsphase (N_i) an der gesamten Lebensdauer (N_i+N_p) [38]

Mit erweiterten Modellen der Bruchmechanik kann auch der Bereich der Rißentstehung in den Berechnungen erfaßt werden. Allerdings beziehen sich aufbereitete Formeln meist auf bestimmte untersuchte Probleme und sind nicht allgemeingültig anwendbar. Schwierig gestaltet sich auch die Ermittlung der notwendigen Materialkonstanten.
Nach [38] kann der Bereich 1 nach Bild 6-4 getrennt mit Gl. 6-3 untersucht werden.

$$\frac{da}{dN} = B \cdot (\Delta K - \Delta K_0)^n \qquad \textbf{Gl. 6-3}$$

Als Materialkonstanten werden $B = 1{,}6 \cdot 10^{-10}$ und $n = 2{,}0$ angesetzt.
Die Spannungsintensitäten sind zugehörig in der Einheit [N/mm$^{-3/2}$] einzusetzen.

6.4 Ermittlung der Lastspielzahl *N*

6.4.1 Allgemeines

Zur Feststellung von Oberflächenrissen aus dem Herstellungsprozeß wurde bei den in Abschnitt 4 beschriebenen Versuchen das Farbeindringverfahren angewendet. Das Ergebnis war stets negativ. Die zusätzlich durchgeführten mikroskopischen Untersuchungen ergaben an der Oberfläche flächig ausgerundete Fehlstellen im µm-Bereich. Echte Risse waren also bei Belastungsbeginn nicht vorhanden.
Um die Lastspielzahl *N* zu erhalten, werden die Bereiche 1 und 2 getrennt untersucht.
Die Integration der Rißfortschrittsgeschwindigkeitsgleichungen wird jeweils numerisch mittels der **SIMPSON**-Regel [14] gelöst.

$$N = \int_{a_i}^{a_{i+1}} \left[\frac{1}{da/dN[\Delta K(a, \Delta\sigma)]} \right] \cdot da = \int_{a_i}^{a_{i+1}} [y] \cdot da \qquad \textbf{Gl. 6-4}$$

$$N_{fein} = (h/3) \cdot [y_o + 4y_1 + 2y_2 + 4y_3 + ... + 2y_{n-2} + 4y_{n-1} + y_n) \qquad \textbf{Gl. 6-5}$$

$$h = (a_{i+1} - a_i)/n \qquad \textbf{Gl. 6-6}$$

Die Schrittweite *n* ist dabei ein Vielfaches von 4.
Zur Abschätzung des Fehlers wird zur Feinrechnung und eine Grobrechnung mit halber Schrittweite der Feinrechnung durchgeführt.

$$N_{grob} = (2h/3) \cdot [y_o + 4y_2 + 2y_4 + ... + 4y_{n-2} + y_n) \qquad \textbf{Gl. 6-7}$$

Die Schrittweite *n* wird solange erhöht, bis die relative Abweichung zwischen Feinrechnung und Grobrechnung unter 1/1000 liegt.
Die endgültige Lastspielzahl ergibt sich dann mit

$$N = N_{fein} + (N_{fein} - N_{grob})/15) \ . \qquad \textbf{Gl. 6-8}$$

Als untere Grenze für die Gültigkeit der Gl. 6-2 des Bereiches 2 kann die Rißfortschritts-geschwindigkeit zu $da/dN \geq 10^{-5}$ mm/Schwingspiel und die obere Grenze zu $da/dN \leq 10^{-3}$ mm/Schwingspiel gesetzt werden. Die Gültigkeit von Gl. 6-3 im Bereich 1 ist durch den Wert ΔK_0 begrenzt. Sie gilt solange, bis die Gl. 6-2 erreicht wird.

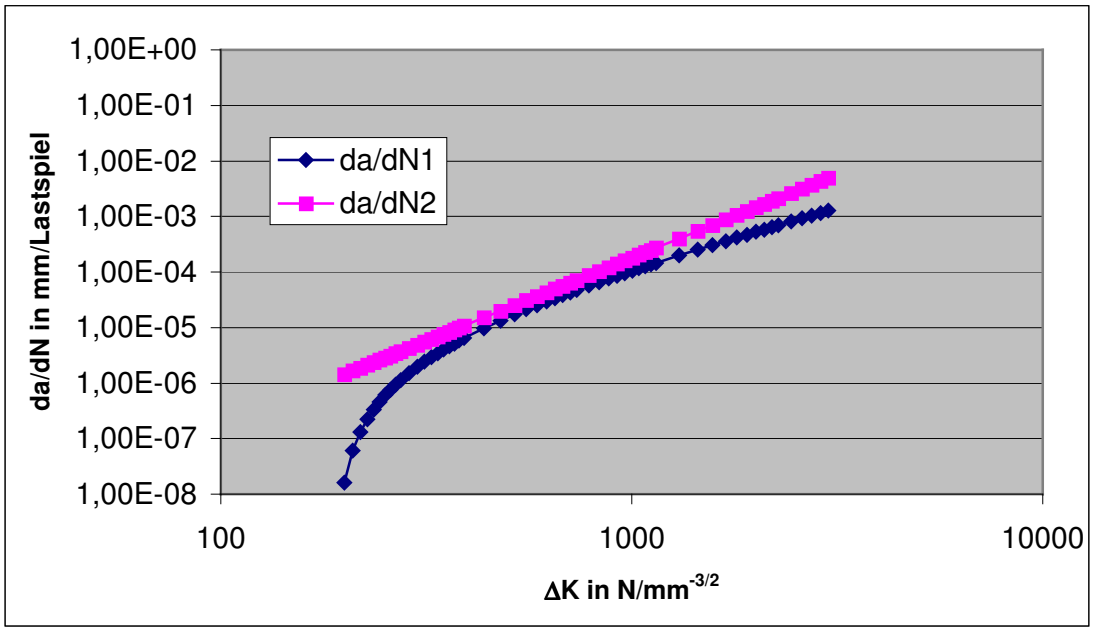


Bild 6-11 Darstellung der Gl. 6-2 (Bereich 2) und Gl. 6-3 (Bereich 1) für $\Delta\sigma$ = 140 N/mm² des Rißproblem 1

Die Gesamtlastspielzahl ergibt sich aus der Summe der abschnittweisen numerischen Integration von N in Bereich 1 beziehungsweise Bereich 2.

$$N_{gesamt} = \sum N \qquad \text{Gl. 6-9}$$

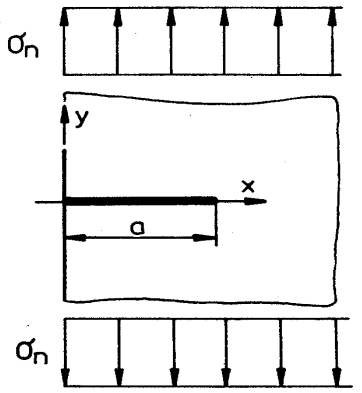
Vorgegeben werden die Rißgrößen a. Dabei wird die Schrittgröße von a_i zu a_{i+1} variert. Am Anfang der Berechnung werden kleine Schritte gewählt, später werden diese größer. Als Startwert a_0 wird derjenige Riß gewählt, der eine relative Abweichung ΔK zu ΔK_0 von ca 1/1000 ergibt. Die zu diesem Startwert zugehörige Lastspielzahl N_0 wird auf maximal 5 Mio Lastwechsel begrenzt. Darüber liegende Lastsspiele werden nicht berücksichtigt, der Iterationsschritt wird dann abgebrochen.

Die kleinste Schrittgröße wird analog Abschnitt 6.5.1 mit Δa = 0,05 mm festgelegt. Der jeweils zur Ermittlung von ΔK benötigte Korrekturfaktor f der Spannung wird [89] entnommen. Exemplarisch werden die Kenndaten des Material D2 ausgewertet. Das vorhandene Spannungsverhältnis liegt bei $R \approx 0$.

Die Ermittlung der Lastspielzahlen für die folgenden unterschiedlichen Rißprobleme erfolgt numerisch unter Einbeziehung der Gl. 6-4 bis Gl. 6-9 mit C-Programmen [78, 90]. Die Ergebnisse sind in Tabelle 6-1 zusammengestellt.

6.4.2 Rißproblem 1 - Anriß am Rand einer halbunendlichen Scheibe

Der gescherte Rand ist nach [N8] der kritische Bereich der Probekörper mit einer möglichen Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$ = 140 N/mm² . Die zugehörige Oberspannung beträgt σ_o = 140 N/mm² . Die Biegung über die Blechdicke infolge örtlichen Ausbeulens wird vernachlässigt. Ungünstig wird in Übereinstimmung mit der Zugbandtheorie von **BRUNE** am freien Rand als Oberspannung eine konstante Membranspannung in Höhe der Oberspannung angesetzt.



$$K_I = 1{,}1215\ \sigma_n \sqrt{\pi a}$$

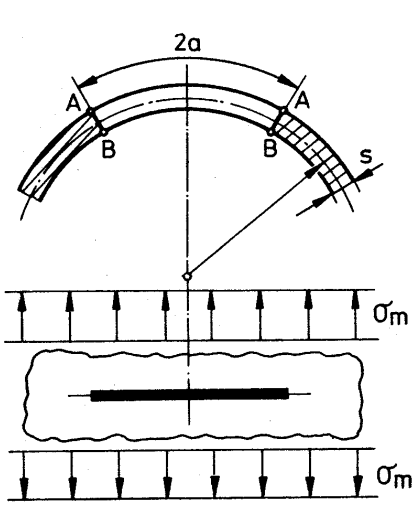
$$\sigma_o = \sigma_n$$
$$\sigma_u = 0$$

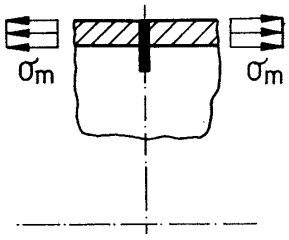
Bild 6-12 Gerader Randanriß in einer halbunendlichen Scheibe mit homogener Zugbeanspruchung

6.4.3 Rißproblem 2 - Durchriß in Umfangsrichtung einer Schale

Der Radius der Schale setzt sich aus dem Abkantradius zuzüglich der halben Plattendicke 10 + 1,5/2 = 10,75 mm zusammen.

Unter Biegebeanspruchung des Bauteils ergibt sich in Längsrichtung eine nahezu konstante Beanspruchung im gesamten Abkantbereich. Es wird $\Delta\sigma = \sigma_m$ = 160 N/mm² angesetzt.





$$K_{IA} = \sigma_m \sqrt{\pi a}\ (f_{Im} + f_{Ib})$$

$$K_{IB} = \sigma_m \sqrt{\pi a}\ (f_{Im} - f_{Ib})$$

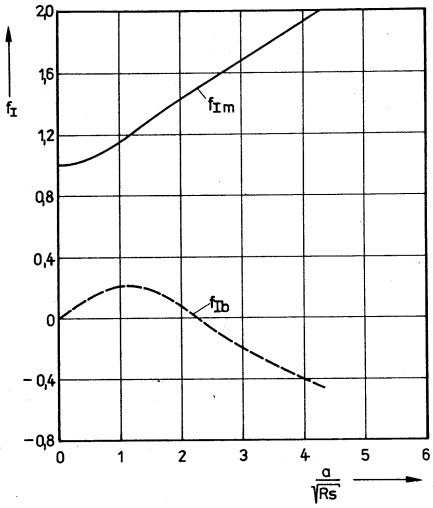


Bild 6-13 Gerader Durchriß in Umfangsrichtung in einer dünnwandigen Zylinderschale

Risse größer als $\pi^* d/4$ = 3,14*10,75/4 = 8,5 mm werden nicht weiter verfolgt, da der Riß dann bereits über den Viertelkreis der Abkantung gewachsen ist und die Formel ihre Gültigkeit verliert.

Der Funktionsverläufe für die Korrekturfaktoren werden jeweils einer Parabel angenähert.

$$f_{Im} = 1 + 0{,}17 \cdot (a / \sqrt{R \cdot s})^{1{,}25} \qquad \textbf{Gl. 6-10}$$

Beim Viertelkreis ergibt sich auf der Abzisse ein Wert von ca 2,5. Bis dort gilt näherungsweise

$$f_{Ib} = 0{,}208 - 0{,}165 \cdot (1{,}145 - a / \sqrt{R \cdot s})^2 . \qquad \textbf{Gl. 6-11}$$

Ausgewertet wird Punkt A an der Außenkante der Abkantung.

6.4.4 Rißproblem 3 - Durchriß in Längsrichtung einer Schale

Dieses Rißbild kann infolge Sekundärbiegung auftreten und ist ein reines Biegeproblem ohne Membranspannungsanteil. Für dieses ist jedoch in der Literatur keine Lösung dokumentiert. Ungünstig wird deshalb eine konstante Membranspannung $\Delta\sigma = \sigma_m$ = 160 N/mm² angesetzt und die stützende Wirkung der Druckspannungen über die Blechdicke vernachlässigt.

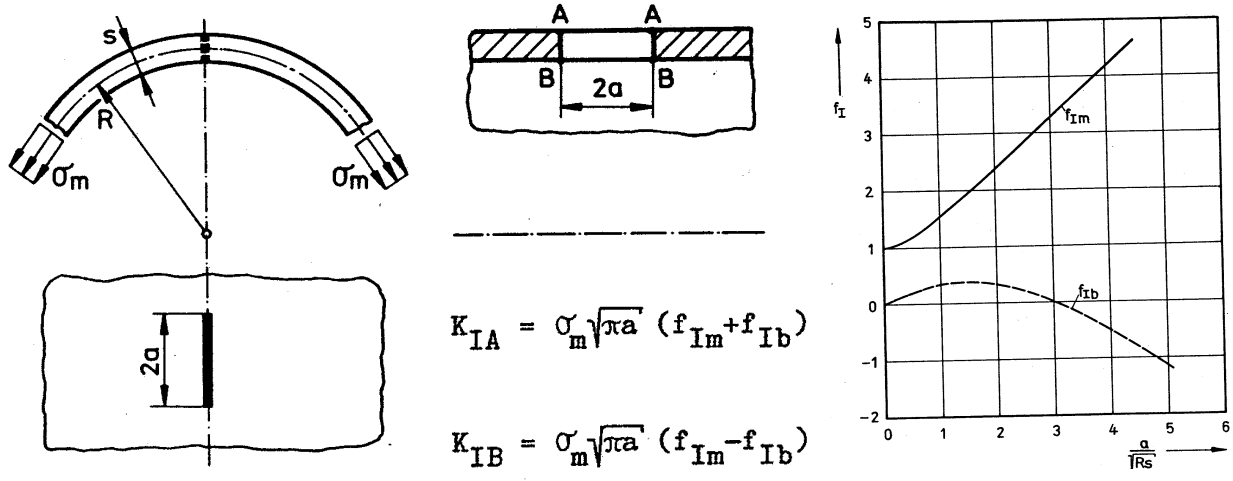


Bild 6-14 Gerader Durchriß in Längsrichtung in einer dünnwandigen Zylinderschale

Der Funktionsverläufe für die Korrekturfaktoren werden jeweils einer Parabel angenähert.

$$f_{Im} = 1 + 0{,}56 \cdot (a / \sqrt{R \cdot s})^{1{,}28} \qquad \textbf{Gl. 6-12}$$

$$f_{Ib} = 0{,}36 - 0{,}15 \cdot (1{,}5 - a / \sqrt{R \cdot s})^2 \qquad \textbf{Gl. 6-13}$$

Ausgewertet wird Punkt A an der Außenkante der Abkantung.

6.4.5 Rißproblem 4 - Geneigter Durchriß in einer unendlichen Scheibe

Tatsächlich traten in den Versuchen stets unter 60° geneigte Risse auf.

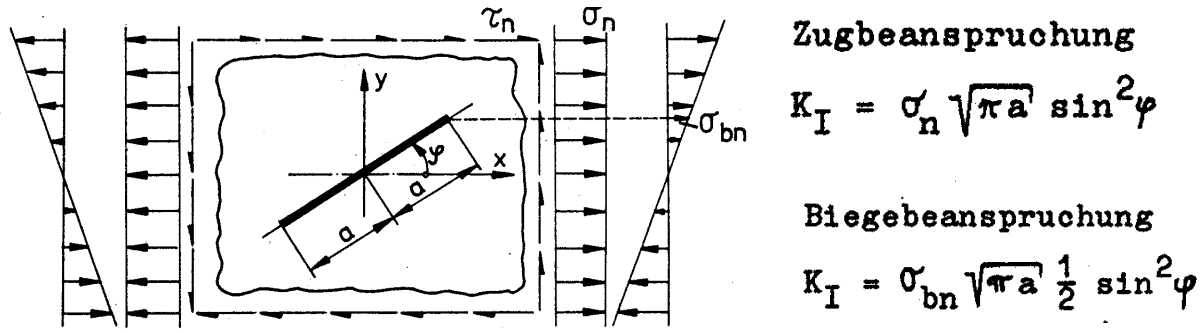


Bild 6-15 Gerader, geneigter Durchriß in einer unendlichen Scheibe mit homogener und linear veränderlichen Beanspruchung

Ungünstig wird eine konstante Zugbeanspruchung $\Delta\sigma = \sigma_n$ = 160 N/mm² angesetzt.
Da die ermittelten Lastspielzahlen entgegen den Versuchsergebnissen sehr hoch sind, ist es wahrscheinlich, daß es sich bei den aufgetretenen Rissen nicht um ein elastisches Problem handelt.

6.4.6 Auswertung

Neben den oben erwähnten Spannungsdifferenzen wird zusätzlich für alle Rißprobleme die teilweise in den Versuchen maximal aufgetretene Spannungsdifferenz von $\Delta\sigma_{max} = f_y$ untersucht.

Die in Tabelle 6-1 ermittelten Lastspielzahlen sind äußerst grobe Näherungen, sie spiegeln jedoch bestimmte Tendenzen wider. So ist bei allen Rißproblemen für die Anzahl der ertragbaren Lastspiele der Bereich der Rißentstehung maßgebend, Rißwachstum spielt eine untergeordnete Rolle. Für $\Delta\sigma$ = 140 N/mm² und $\Delta\sigma$ = 160 N/mm², je nach betrachtetem Rißproblem, ist die Lastspielanzahl trotz ungünstig angenommener Ausgangsbedingungen stets größer als die gewählte Grenze von $2 \cdot 10^6$ Mio Lastspielen, die als üblicher Wert für Betriebsbeanspruchungen gilt. Selbst für die maximal aufgetretene Amplitude mit $\Delta\sigma_{max}$ sind die Lastspielanzahlen ausreichend groß. Die in den Versuchen beobachteten schrägen Risse stellen in den Bruchmechanikauswertungen das am wenigsten kritische Rißproblem dar. Es muß sich dort also um Plastizierungsvorgänge im Bereich der Traglasten handeln, die über die linear-elastische Bruchmechanik nicht erfaßt werden. Im Vergleich von $\Delta\sigma$ = 140 N/mm² beziehungsweise $\Delta\sigma$ = 160 N/mm² zu $\Delta\sigma_{max}$ nimmt bei sinkender Lastspielanzahl zugleich die Anfangsrißgröße als auch die Endrißgröße ab.

Der Riß bei Übergang vom Bereich 1 zum Bereich 2 ist stets größer als a_0 = 0,25 mm, welcher als Grenzwert für einen sichtbar technischen Anriß betrachtet wird [38].

	Rißproblem 1		Rißproblem 2		Rißproblem 3		Rißproblem 4	
$\Delta\sigma$ [N/mm²]	140	f_y = 340	160	f_y = 340	160	f_y = 340	160	f_y = 340
$a_{\Delta K_o}$ [mm] *	0,467	0,079	0,416	0,099	0,378	0,093	0,799	0,177
$a_{B1\text{-}B2}$ [mm]	3,967	0,697	2,416	0,799	1,878	0,693	7,299	1,577
Lastspielzahl N_o **	> 5,00	> 5,00	> 5,00	> 5,00	> 5,00	> 5,00	> 5,00	> 5,00
ΔN_1 (Bereich 1) ***	3,53	0,14	2,21	0,18	1,61	0,15	9,79	0,59
ΔN_2 (Bereich 2)	0,17	0,03	0,06	0,02	0,03	0,01	0,29	0,06
N_{gesamt} [Mio]	> 8,70	> 5,17	> 7,27	> 5,20	> 6,64	> 5,16	> 15,08	> 5,65

Tabelle 6-1 Zusammenfassung der numerisch ermittelten Lastspielzahlen [Mio] der Rißprobleme 1 - 4 für das Material D2
(* bei ΔK_o = 190 N/mm$^{-3/2}$)
(ab ΔK_o im ersten Lastschritt Δa = 0,05mm)**
(* darauffolgende Rißschritte im Bereich 1 bis zum Schnittpunkt mit Gl. 6-2)**

Da der Rißentstehung besondere Bedeutung zukommt, wird diese im Folgenden gesondert betrachtet.

6.5 Rißbildung

Unter der Wirkung von Spannungen kommt es in Gleitebenen von Kristallen zu Versetzungsbewegungen. In der Regel können Versetzungen nicht uneingeschränkt wandern, sie stauen sich an Hindernissen, zum Beispiel Einschlüssen oder Korngrenzen auf. Makroskopisch macht sich dies als Verfestigung bemerkbar.

Ein wichtiger Mechanismus bei der Bildung von Mikrorissen ist der Stau von Versetzungen an einem Hindernis. Er bewirkt eine hohe Spannungskonzentration, die zur Lösung der Bindungen entlang bevorzugter Gitterebenen und damit zum Spaltriß führen kann. Durchläuft ein solcher transkristalliner Riß mehrere Körner, ändert sich die Orientierung der Trennfläche entsprechend den lokalen Vorzugsrichtungen der Kristalle.

Bei schwachen Bindungen entlang der Korngrenzen kommt es durch Versetzungsstau und Korngrenzengleiten zu einem interkristallinen Bruch.

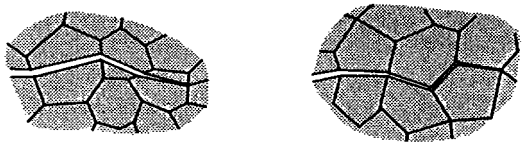


Bild 6-16 a) transkristalliner Riß b) interkristalliner Riß

Beide Brucharten verlaufen makroskopisch spröd.

Ein Versetzungsstau bewirkt nicht nur eine Spannungskonzentration, sondern ist auch Ursache für die Bildung submikroskopischer Poren. Eine Vereinigung von Versetzungen führt zur Bildung von Hohlräumen. Bei hinreichender Mobilität der Versetzungen wachsen die Hohlräume an, vereinigen sich und führen auf diese Weise zur Separation.

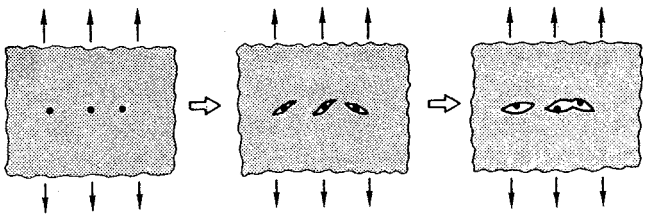


Bild 6-17 Bruch durch Lochbildung und Vereinigung

Die Lokalisierung der Gleitvorgänge in Gleitbändern kann ebenfalls Anlaß zur Rißbildung sein. Bei wechselnder Belastung führt sie an der Oberfäche zu Extrusionen und Intrusionen. Ergebnis der Aufrauhung der Oberfläche ist die Bildung eines Ermüdungsrisses.

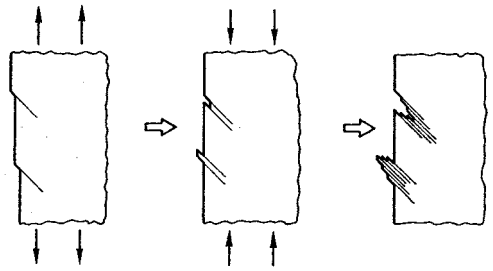


Bild 6-18 Bildung eines Ermüdungsanrisses

Unter schwingender Belastung kann sich ein entstandener Riß in äußerst kleinen Schritten fortpflanzen. Die maximalen Beanspruchungen, die zu örtlichen Plastizierungen führen können, befinden sich vor der Rißspitze. Für jedes Spannungsspiel läuft dort einer der oben beschriebenen Rißentstehungsprozesse ab.
In den meisten Fällen bilden sich die Risse an der Oberfläche des Bauteils und wachsen anschließend in die Länge und in die Tiefe. Ab einer bestimmten Größe können sie mit den Methoden der zerstörungsfreien Werkstoffprüfung festgestellt werden.

Bei nicht geschweißten Bauteilen hat eine erhöhte Zugfestigkeit des Materials in der Regel einen günstigen Einfluß auf die Lebensdauer [32]. Dies ist vor allem auf eine vergrößerte Rißentstehungsphase zurückzuführen, das Rißwachstum hingegen bleibt davon unbeeinflußt. Jeweils von **HOSHIDE/KUSUURA** [35] und **DE LOS RIOS** [70] wurden Modelle zur Rißentstehung entwickelt.
Die Rißentstehungsphase durchläuft die Phasen

a) Rißinitiierung (erstes Aufklaffen von Gleisystemen)
b) Kurzrißwachstum
c) Koaleszenz (Zusammenwachsen von Kurzrissen zu einem größeren Riß) .

Die beiden oben genannten Modelle gehen davon aus, daß in der Rißinitiierungsphase viele kleine Risse innerhalb der Gefügekörner entstehen, die sich während des Kurzrißwachstums vergrößern und anschließend zu einem größeren Riß zusammenzuwachsen. Dieser bildet den technischen Anriß.
Die in die Untersuchung eingehende Spannung ist die tatsächlich im Bauteil vorhandene Spannung, das heißt Kerbwirkungen müssen bereits berücksichtigt sein.

6.5.1 Modell von HOSHIDE/KUSUURA

Es wird von einem Ferrit-Perlit-Gefüge ausgegangen. Ein Ferritkorn hat den Durchmesser *d*. Durch die einwirkende Spannung kommt es im Kristallgitter des Kornes zu Versetzungen mit möglichen Lösungen von Bindungen entlang von Gleitebenen als Folge.

HOSHIDE/KUSUURA gehen von folgendem Zusammenhang aus

$$N_i = \frac{8 \cdot G \cdot W_c}{\pi(1-\nu) \cdot d \cdot (\Delta\tau_{res} - 2\tau_c)^2} \quad . \qquad \textbf{Gl. 6-14}$$

N_i ist die Lastspielzahl bis zur Rißinitiierung. Die von der Stahlsorte abhängigen Parameter sind *d*, der Schubmodul *G*, die Bruchenergie je Einheitsfläche W_c, die Poisson-Zahl ν und die für die Rißinitiierung benötigte kritische Schubspannung τ_c.

Es werden für kohlenstoffhaltige Stähle angenommen

G = 81000 N/mm²

ν = 0,3

W_c = 2,0 kJ/m² = 2,0 Nmm/mm²

τ_c = 108 N/mm² .

$\Delta\tau_{res}$ ist das Schubspannungsspiel entlang eines Gleitbandes. Die Gleichung ist gültig für $\Delta\tau_{res} > 2 \cdot \tau_c$ = 216 N/mm² , wenn also die kritische Schubspannung für Rißinitiierung überwunden wird. An einem dicht gepackten Kristallgitter ergibt sich unter Zugbelastung ein Abgleiten unter 60 °, und die Schubspannung τ_{res} somit zu $0{,}5 \cdot \sigma$.

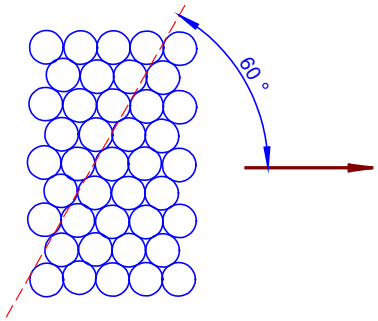


Bild 6-19 Ausbildung von Gleitlinien am Kristallgitter

Die Gleitbandlänge *d* des entstehenden Initiierungsrisses beeinflußt die Lastspielzahl N_i indirekt proportional. Sie kann bis zu einem Korndurchmesser betragen. Für einen S235 überschreiten 90% der Körner eine Größe von *d* = 0,05 mm nicht, diese wird als sichere Abschätzung angenommen und in Gl. 6-14 eingearbeitet.

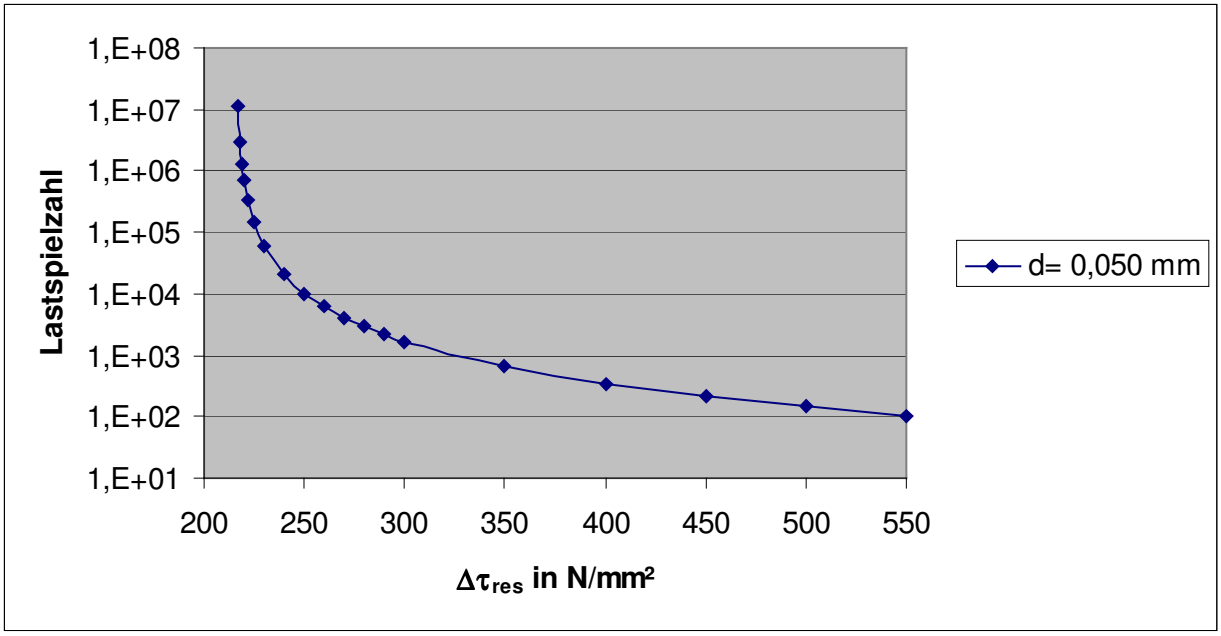


Bild 6-20 Ermittlung der Lastspielzahl in Abhängigkeit von $\Delta\tau_{res}$

Als notwendige Zugspannung, die zur Überwindung von $2 \cdot \tau_c$ erforderlich ist, ergibt sich bei Annahme obiger Werkstoffkennwerte σ = 216 / 0,5 = 432 N/mm². Für die vorhandenen Materialien und Kerbfälle wird dieser Wert nicht erreicht. Deshalb ergeben sich in guter Übereinstimmung mit den Versuchen und Erkenntnissen der Bruchmechanik sehr hohe Lastspielanzahlen im Bereich der Rißentstehung.

6.5.2 Modell von DE LOS RIOS

DE LOS RIOS berücksichtigt den Einfluß des Gefüges, also der Ferrit-Körner und Perlit-Zeilen, wie sie beim Walzen des Stahls entstehen. Er geht davon aus, daß entweder Korngrenzen von Ferrit- zu Ferrit-Korn, durch die Änderung der jeweiligen Gleitbandorientierung, oder von Ferrit-Korn zu Perlit-Zeile die Hindernisse für die Kurzrißausbreitung darstellen. Die entscheidende rißwachstumshemmende Bedeutung wird in der bestehenden Mikrostruktur den Perlit-Zeilen zugeteilt.

Folgender Zusammenhang wird aufgestellt

$$\frac{da}{dN} = f\sqrt{2 \cdot \pi \cdot a \cdot R} \cdot \tau / G \qquad \textbf{Gl. 6-15}$$

$$R = D(1 - \Phi\frac{D - X}{D})^m \qquad \textbf{Gl. 6-16}$$

$$\Phi = 1 - \tau_B / \tau_A \qquad \textbf{Gl. 6-17}$$

τ	Schubspannung, entspricht dem oberen Amplitudenwert des Schwingspieles $\tau = \Delta\tau$ / 2
G	Schubmodul
a	Kurzrißlänge [mm]
f	Proportionalitätsfaktor zwischen Rißfortschritt je Schwingspiel und Gleitbandverschiebung; nimmt Werte zwischen 0,05 und 0,15 an, gewählt $f = 0{,}1$
R	effektive Gleitbandlänge
m	Exponent der effektiven Gleitbandlänge, kann nach [70] zu $m = 6$ angenommen werden
D	Hindernisabstand, i. a. Korngrenze zu Korngrenze
X	Rißspitzenabstand zum nächsten Hindernis, bei einem in Kornmitte modellierten Kurzriß ergibt sich bis zur Korngrenze $X \approx (D-a)$ / 2
Φ	Hindernishöhe
τ_B/τ_A	resultierende Schubspannungen in den beiden Körnern, die das Hindernis bilden

Mikrorisse entwickeln sich und wachsen entlang der Gleitbändern der weichen Ferrit-Phasen. Ein solcher Mikroriß wächst relativ schnell, bis er an ein Hindernis stößt. Dort verlangsamt sich das Rißwachstum, und in manchen Fällen kommt es sogar zum Stillstand. Das schnellere Anwachsen von Kurzrissen gegenüber den langen Rissen läßt sich somit auch erklären. Die Rißwachstumsgeschwindigkeit ergibt sich als Mittelwert aus der Überwindung von Hindernissen.

Wenn davon ausgegangen wird, daß die Perlit-Zeilen die maßgebenden Hindernisse darstellen, kann $\tau_B/\tau_A = 0{,}1$ gesetzt werden. Für den Übergang von Ferrit-Korn zu Ferrit-Korn sind Werte zwischen 0 und 1 möglich, je nach Orientierung des Kristallgitters der Körner. Realistisch sind Werte $\tau_B/\tau_A = 0{,}3$ bis 0,5.

Da die aufgetretenen Risse geneigt waren, müssen die Kurzrisse die Perlit-Zeilen durchbrochen haben. Wenn die harte Phase des Perlits durchbrochen wird, ist der Riß in der Lage weiterzuwandern. Der Perlit-Zeilenabstand bildet den Hindernisabstand D und kann ungünstig zu 0,2 mm angenommen werden. Kleinere D haben größere Lastspielanzahlen zur Folge.

X stellt den Abstand von der aktuellen Rißspitze zum nächsten Hindernis dar. Hat der Riß das erste Hindernis überwunden, wird $X = 0$ gesetzt. Man vernachlässigt so die geringere Hinderniswirkung der folgenden Perlit-Zeilen.

Für die Auswertung sind Rißlängen im Kurzrißbereich zwischen 0,005 mm bis 0,5 mm sinnvoll, darüber hinaus sind Verfahren der Linear-Elastischen Bruchmechanik anzuwenden.

Für τ wird analog Abschnitt 6.5.1 angesetzt $\tau = \Delta\sigma * 0{,}5 = 160*0{,}5 = 80$ N/mm².

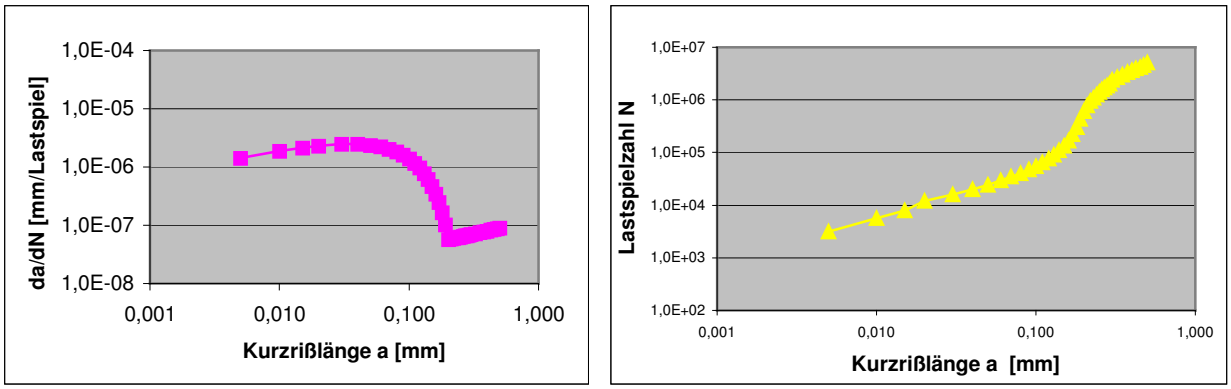


Bild 6-21 a) Rißwachstumsgeschwindigkeit und b) Lastspielanzahl in Abhängigkeit von der Kurzrißlänge

Die Rißwachstumsgeschwindigkeit nimmt anfangs zu, erreicht ein Maximum und sinkt vor dem Erreichen des Hindernisses stark ab. Danach folgt wieder ein Anstieg der Rißwachstums-geschwindigkeit.

Die entscheidende Phase des Rißwachstums findet nahe dem Hindernis statt, dort ergibt sich ein großer Anteil der Lastspielzahl. Um das Hindernis zu überwinden, wird viel Energie gebraucht. Bis zu einem Riß a = 0,5 mm beträgt die infolge kurzer Risse ermittelte Lastspielanzahl N = 5 Millionen .

6.6 Beurteilung

Die Methoden der linear-elastischen Bruchmechanik sind nur bedingt brauchbar. Zum einen sind die erforderlichen Materialdaten für dünnwandige Konstruktionen schwer bereitzustellen und oft nur grobe Näherungen. Zum anderen ist kein wirklicher Anriß oder eine Kerbwirkung vorhanden.

Maßgebend ist die Rißentstehungsphase. Die vorgestellten Verfahren zur Abschätzung der Lastspielanzahl in dieser Phase bestätigen die in den Versuchen gewonnene Erkenntnis, daß ein Versagen der dünnwandigen Profile auch infolge von Zusatzbeanspruchungen durch örtliches Beulen im elastischen Bereich nicht zu erwarten ist.

7 Zusammenfassung und Ausblick

7.1 Zusammenfassung

Die Arbeit bezieht sich auf kaltgeformte U-Profile der Querschnittsklasse 4 [N5].
Da in den vorhandenen Normen keine Aussagen hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit dünnwandiger, beulgefährdeter Kaltprofile vorhanden sind, wurden eigene Versuche durchgeführt. Kurze Träger, an denen globale Instabilitäten ausgeschlossen sind, wurden an einem Vierpunktbiegeversuchsaufbau durch reine Biegung wiederholt belastet. Abhebende Kräfte konnten nicht relisiert werden. Die entstehenden Druckspannungen führen zum Ausbeulen einzelner Querschnittsteile, was wiederum Sekundärspannungen zur Folge hat. Diese erwiesen sich hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit jedoch nicht als kritisch. Risse ergaben sich in den durchgeführten Versuchen ausschließlich entlang der Fließlinien von Faltwerks-mechanismen, die sich im Traglastzustand ausbilden. Die Ausbildung der Faltwerke ist mit plastischen Dehnungen verbunden, die für die Rißbildung verantwortlich sind. Die Art und die Lage der Faltmechanismen kann in Abhängigkeit von der Profilform und der Belastung unterschiedlich sein. Zur Vermeidung von Rissen an dünnwandigen, kaltgeformten Bauteilen ist die Ausbildung eines plastischen Faltmechanismus zu verhindern.
Verschiedenen Bemessungsansätze wurden verfolgt. Als nicht geeignet erwies sich ein Herangehen über eine Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$. Ebenso ergaben sich mit den Methoden der Bruchmechanik keine zufriedenstellenden Ergebnisse. Bei dynamischer Beanspruchung wird stattdessen eine Begrenzung der aufnehmbaren Last vorgeschlagen. Diese kann in Abhängigkeit von der Traglast formuliert werden. Als ausreichend ergab sich in einer numerischen Parameter-studie eine Begrenzung der aufnehmbaren Schwingbelastung auf 60 % der Traglast F_u.
Das Verhältnis von Zugfestigkeit zu Streckgrenze sollte dabei den Wert 1,2 nicht unterschreiten.
Die Lastspielzahlen wurden über das Kerbgrundkonzept mittels eines Schädigungsparameters bestimmt, in welchem vorhandene Dehnungen und Spannungen berücksichtigt werden.
In den numerischen Berechnungen wurden die zyklischen Materialkenndaten mit Hilfe des **UNIFORM MATERIAL LAW** [6] abgeschätzt und angepaßt.

$$F_E = 0{,}6 \cdot F_u \qquad \textbf{Gl. 7-1}$$

Die Traglast kann zum Beispiel mit der Methode der wirksamen Breiten ermittelt werden [N6]. Wichtig ist dabei sicherzustellen, daß im Vorfeld der dynamischen Belastung keine Überbeanspruchung des Bauteils stattgefunden hat.

7.2 Ausblick

Für eine genauere Abschätzung der Anrißschwingspielzahlen ist eine Differenzierung der Eingangsparameter unumgänglich. So sind zum Beispiel die zyklischen Materialdaten entsprechend der verwendeten Stahlsorten detaillierter und werkstoffspezifischer aufzubereiten. In diesem Zusammenhang sollte die Abhängigkeit des Verhältnisses Zugfestigkeit zu Streckgrenze (f_u / f_y) hinsichtlich der vorgeschlagenen Belastungsabgrenzung verifiziert werden. Die günstige Stützwirkung aus dem Spannungsgefälle bei reiner Blechbiegung kann mit dem angewandten Verfahren zur Bestimmung der Lastspielzahlen bei dünnwandigen Konstruktionen nicht erfaßt werden und bedarf ebenfalls gesonderter Untersuchungen, um den konservativen Abgrenzungsvorschlag nach Gl. 7-1 zu verbessern.

Da in dieser Arbeit ausschließlich U-Profile untersucht wurden, ist die Aussage zur Entstehung von Rissen entlang der Fließlinien von Faltmechanismen auch für andere Profilformen zu überprüfen.
Weiterführend ist zu untersuchen, wie sich eine örtliche Versteifung von dünnwandigen kaltgeformten Profilen durch Sicken oder Lippen auf die ertragbare Lastspielzahl auswirkt.

Desweiteren sind Lasteinleitungsprobleme und das Schubverhalten interessant. [3] untersucht zum Beispiel das plastische Verhalten von dünnwandigen „Hut“-Profilen und weist auf die gegenseitige Beeinflussung von Biegemomenten und Lasteinleitungsproblemen in der Ausbildung von Faltmechanismen hin.

Ebenso gibt es noch offene Fragen hinsichtlich einer wechselnden Zug- / Druckbeanspruchung eines Bauteils. Daraus resultierende Druckspannungen an verschiedenen Querschnittsteilen führen eventuell zu unterschiedlichen Faltwerksmechanismen an einem Profil. Diese überlagern sich dann und haben entsprechende Auswirkungen auf die Ermüdungsfestigkeit.
Auch das Verhalten bei reiner Druckbelastung der Profile sollte noch überprüft werden.

Trotz einer Vielzahl von noch zu untersuchenden Details scheint jedoch die Problematik der Zusatzbeanspruchung infolge Ausbeulens auf die Ermüdung bei dünnwandigen kaltgeformten Profilen als nicht kritisch. Der Einsatz dieser Profile in ihrer Formenvielfalt ist also auch im Metall- und Leichtbau unter nicht ruhenden Lasten möglich.
Weitere Versuche an anderer Stelle zur Untermauerung der Forschungsergebnisse wären wünschenswert.

Ein nicht untersuchter, jedoch positiver Nebeneffekt der Versuchsreihen ist die Sicherstellung von Kraftübertragungen durch Klebverbindungen. Diese Verbindungstechnik sollte insbesondere im Hinblick auf Ermüdung im Stahlbau weiterentwickelt werden.

8 Literatur

Normen

[N1] DIN 18800-1 (11.90): Stahlbauten; Bemessung und Konstruktion

[N2] DIN 18800-2 (11.90): Stahlbauten; Stabilitätsfälle, Knicken von Stäben und Stabwerken

[N3] DIN 18800-3 (11.90): Stahlbauten; Stabilitätsfälle, Plattenbeulen

[N4] DASt-Richtlinie 016: Bemessung und konstruktive Gestaltung von Tragwerken aus dünnwandigen kaltgeformten Bauteilen, Köln 1988

[N5] prEN 1993-1-1 (Entwurf Februar 2004): Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau

[N6] EN 1993-1-3 (draft September 2002): Design of steel structures
Part 1-3: General rules, Supplementary rules for cold-formed thin gauge members and sheeting

[N7] prEN 1993-1-5 (draft February 2003): Design of steel structures
Part 1-5: Plated structural elements

[N8] prEN 1993-1-9 (draft June 2004): Design of steel structures
Part 1-9: Fatigue

[N9] DIN EN 10002-1 (12.2001) Metallische Werkstoffe ; Zugversuch
Teil 1: Prüfverfahren (bei Raumtemperatur)

[N10] DIN EN 10130 (2.1999) Kaltgewalzte Flacherzeugnisse aus weichen Stählen zum Kaltumformen; Technische Lieferbedingungen

[N11] DIN EN 10025 (3.1994) Warmgewalzte Erzeugnisse aus unlegierten Baustählen; Technische Lieferbedingungen

Fachliteratur

[1] American Institute of Steel Construction: Specification for Structural Steel Buildings-Allowable Stress Design and Plastic Design,1989

[2] ANSYS Rev. 7.1 (FEM-Programmsystem)
ANSYS, Inc., Southpointe, Technology Drive, Canonsburg, PA 15317

[3] Bakker, M.C.M.: Web Crippling of Cold-Formed Steel Members
Proefschrift, Eindhoven 1992

[4] Bathke, W.: Praxisgerechte Bedingungen für das Schweißen in kaltverformten Bereichen am Beispiel DIN 18800 Teil 1 - Diskussionsgrundlage
Stahlbau 66 (1997), H.2, S. 78-84

[5] Bathke, W. und Stahlfeld, G.: Einfluß des Schweißens in kaltverformter Zone auf das Dauerschwingverhalten von Kaltprofilproben
Stahlbau 61 (1992), H.8, S. 235-240

[6] Bäumel jr., A.; Seeger, T.: Materials Data for Cyclic Loading, Supplement 1
Elsevier, Amsterdam, 1990

[7] Beitz, W.; Küttner, K.-H.(Hrsg): Dubbel - Taschenbuch für den Maschinenbau
18.Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelber New York, 1995

[8] Beratungsstelle für Stahlanwendung in Zusammenarbeit mit dem Verein Deutscher Eisenhüttenleute: KALTPROFILE
2. Auflage, Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf 1961

[9] Beratungsstelle für Stahlanwendung in Zusammenarbeit mit dem Verein Deutscher Eisenhüttenleute: KALTPROFILE
3. Auflage, Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf 1982

[10] Blumenauer, H.; Pusch, G.: Technische Bruchmechanik
3. Auflage, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig 1993

[11] Boller, Chr.; Seeger, T.: Materials Data for Cyclic Loading, Part A
Elsevier, Amsterdam, 1987

[12] Böttcher, C.; Reininghaus, M.; Peil, U.: Einfluß der Beanspruchungsgeschwindigkeit auf das mechanische Verhalten von unlegiertem Baustahl - Teil 1
Stahlbau 72 (2003), H.11, S. 778-787

[13] Böttcher, C.; Reininghaus, M.; Peil, U.: Einfluß der Beanspruchungsgeschwindigkeit auf das mechanische Verhalten von unlegiertem Baustahl - Teil 2
Stahlbau 72 (2003), H.12, S. 839-843

[14] Bronstein, I.N.; Semendjajew, K.A.: Taschenbuch der Mathematik
7. Auflage, Verlag Harry Deutsch, Zürich und Frankfurt/M. 1967

[15] Brune, B.: Ein Modell zur Ermittlung der Tragfähigkeit vierseitig und dreiseitig gelagerter Stahlbleche unter Druckbeanspruchung, Dissertation
Universität Dortmund, 1994

[16] Brune, B.: Die dreiseitig gelagerte Platte in der Methode der wirksamen Breiten
Stahlbau 67 (1998), H.11, S. 851-863

[17] Brune, B.: Zur Gebrauchstauglichkeit dreiseitig und vierseitig gelagerter Platten unter Druck- und Biegebeanspruchung
Stahlbau 68 (1999), H.3, S. 212-227

[18] Brune, B.: Zur elastischen und plastischen Querschnittstragfähigkeit von druck- und biegebeanspruchten Stahlbauteilen mit beulschlanken Blechen
Bauingenieur 76 (2001), H.5, S. 236-243

[19] Buxbaum, O.: Betriebsfestigkeit - Sichere und wirtschaftliche Bemessung schwingbruchgefährdeter Bauteile
Verlag Stahleisen mbH., Düsseldorf 1986

[20] Christ, H.-J.: Wechselverformung von Metallen;
Zyklisches Spannungs-Dehnungs-Verhalten und Mikrostruktur
Werkstoff-Forschung und Technik Band 9
Springer-Verlag Berlin Heidelberg 1991

[21] Dahl, W. und Zeislmair, H.-C.: Anwendung der Bruchmechanik auf Baustähle
Textband und Bildband
Verlag für Stahleisen mbH, Düsseldorf 1983

[22] Department of Energy, 1990, "Offshore Installations: Guidance of design, construction and certification", Fourth Edition, London, HMSO, UK

[23] Deutscher Verband für Schweißtechnik e.V.: Bruchmechanische Bewertung von Fehlern in Schweißverbindungen; Praktische Anwendung
Merkblatt DVS 2401, Teil 2, April 1989

[24] Endreß, M.: Ermittlung der Lebensdauer von dünnwandigen Kaltprofilen
Diplomarbeit, Institut für Bauingenieurwesen, FG Stahlbau, TU Berlin 2003

[25] ETH Zürich: Werkstoffe IIa
Script des Instituts für Virtuelle Produktion vom SS 2003

[26] Flemming, G.: Mechanische Eigenschaften von Stahl bei statischer und wechselnder Beanspruchung nach einer Massivumformung, Dissertation
TH Darmstadt, D 17, 1972

[27] Gross, D.: Bruchmechanik
Springer Verlag, 1996

[28] Grzebieta, R.; Zhao, X. L.;: Multiple Low Cycle Fatigue of SHS Tubes Subjected to Gross Pure Bending Deformation
Proceedings of the 5th International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures, volume 2
Amsterdam, 1997, pp 847-854

[29] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung
VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf 1989

[30] Heckel, K.: Einführung in die technische Anwendung der Bruchmechanik
Hanser Studien Bücher, 1991

[31] Heinz, L.: Traglasten von dünnwandigen, kaltgeformten Biegeträgern
Diplomarbeit, Institut für Bauingenieurwesen, FG Stahlbau, TU Berlin 2002

[32] Hirt, M. A. und Bez, R.: Stahlbau
PPUR Akademischer Verlag, Lausanne 1998

[33] Hirt, M. A.: Anwendung der Bruchmechanik für die Ermittlung des Ermüdungsverhaltens geschweißter Konstruktionen
Bauingenieur 57 (1982), H.3, S. 95-101

[34] Hofmann, F.: Numerische Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten dünnwandiger Stahlprofile
Diplomarbeit, Institut für Bauingenieurwesen, FG Stahlbau, TU Berlin 2004

[35] Hoshide, T. und Kusuura, K.: Life Prediction by Simulation of Crack Growth in Notched Components with Different Microstructures and Under Multiaxial Fatigue
Fatigue&Fracture of Engin. Materials&Structures 21, (1998) Blackwell Science Ltd 1998

[36] Hübel, H.: Bemerkungen zur Ausnutzung plastischer Querschnitts- und Systemreserven
Stahlbau 72 (2003), H.12, S. 844-852

[37] Ingvarsson, L.: Cold-Forming Residuel Stresses, Effect on Buckling
Proceedings of the 3rd International Speciality Conference on Cold-Formed Steel Structures, University of Missouri-Rolla, Nov. 1975

[38] Jae-Byung Jo: Untersuchung der Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen aus Stahl mit Hilfe des Kerbgrundkonzeptes, Dissertation
RWTH Aachen, 1991

[39] Jaenicke, B.: Stützwirkungskonzepte
VDI-Berichte 661, Dauerfestigkeit und Zeitfestigkeit, Zeitgemäße Berechnungskonzepte
VDI Verlag, Düsseldorf 1988

[40] von Kármán, T.; Sechler, E.E.; Donnell, L.H.: The Strength of Thin Plates in Compression
Transactions ASME 54, 1932, pp 53-57

[41] Klippstein, K. H.: Fatigue Behavior of Sheet-Steel Fabrication Details
Proceedings of the 5th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, University of Missouri-Rolla, Nov. 1980

[42] Kloos, K.-H. et al: Oberflächen- und Randschichteinflüsse auf die Schwingfestigkeitseigenschaften
VDI-Berichte 661, Dauerfestigkeit und Zeitfestigkeit, VDI Verlag, Düsseldorf 1988

[43] Klöppel, K. und Schardt, R.: Versuche mit kaltgereckten Stählen
Der Stahlbau 30 (1961), H.7, S. 193-202

[44] Klüsener, R.: Numerische Ermittlung von Traglasten dünnwandiger Stahlprofile
Diplomarbeit, Institut für Bauingenieurwesen, FG Stahlbau, TU Berlin 2004

[45] Kuhlmann,U.: Rotationskapazität biegebeanspruchter I-Profile unter Berücksichtigung des plastischen Beulens, Dissertation
Ruhr-Universität Bochum, Institut für konstruktiven Ingenieurbau,
Technisch-wissenschaftliche Mitteilung Nr. 86-5, 1986

[46] Kuhlmann, U. und Günther, H.-P.: Zum Nachweis der Ermüdungsfestigkeit geschweißter Stahlträger mit schlanken Stegen
AiF-Vorhaben-Nr. 11448 N / 1;
Mitteilungen des Instituts für Konstruktion und Entwurf I, Universität Stuttgart, 1999-6

[47] Lindner, J.; Gläßer, K.: Fatigue Behaviour of Thin-Walled Coldformed Steel Profiles
International Colloquium - Recent Advances and New Trends in Structural Design
Timisoara, Romania, 2004, pp. 71-81

[48] Lindner, J.; Gläßer, K.: Versuchsbericht VR 2147 - Ermüdungsprobleme dünnwandiger kaltgeformter Bauteile
TU Berlin, Fachgebiet Stahlbau, Oktober 2004

[49] Lindner, J.; Rusch, A.: Influence of Local Buckling of Flanges on the Ultimate Load of I-sections
Proc. of 6th Intern. Coll. on Stability and Ductility of Steel Structures (SDSS'99),
Timisoara, Rumänien, 1999, pp. 143-150

[50] Lindner, J.; Rusch, A.: Load Carrying Capacity of Thin-walled Short Columns,
Proc. of 4th Intern. Coll. on Steel and Aluminium Structures, Espoo, Finnland, 1999

[51] Lindner, W.; Löffler, V.; Strathmann, U.: Beulen von Stahlstäben mit offenem und geschlossenem Querschnitt unter Normalspannungsbelastung, Dissertation
Hochschule für Bauwesen Leipzig, 1974

[52] Maeda, Y.; Okura, I.: Fatigue Strength of Plate Girder in Bending Considering Out-of-Plane Deformation of Web
Structural Eng./Earthquake Eng. Vol.1, No. 2, October 1984, pp. 35-45

[53] Mashiri, F.R.; Zhao, X.L.; Grundy, P.: Load levels for high-cycle fatigue response in welded thin cold-formed square hollow section (SHS) T-joints under in-plane bending
Proc. of the Intern. Conference on Advances in Structures (ASSCCA'03), Sydney, Australia, 2003

[54] Mertens, M.; Hahn, M.: Vorhersage von Bauteil-Wöhlerlinien für Nennspannungskonzepte
Konstruktion 49 (1997) H.4, S. 31-37

[55] Müller, G., Groth, C.: FEM für Praktiker - Band 1: Grundlagen
6. Auflage, expert Verlag, Renningen 2001

[56] Munz, D.: Bruchmechanikkonzepte für Zeitfestigkeitsberechnungen
VDI-Berichte 661, Dauerfestigkeit und Zeitfestigkeit, Zeitgemäße Berechnungskonzepte
VDI Verlag, Düsseldorf 1988

[57] Murakami, Y. et al: Stress Intensity Factors Handbook; Volume 1+2
Pergamon Press, Oxford, 1987

[58] Murray, N.W.: Das aufnehmbare Moment in einem zur Richtung der Normalkraft schräg liegenden plastischen Gelenk
Bautechnik 50 (1973) H.2, S. 57-58

[59] Murray, N.W.: Some Phenomena Observed in Thin-Walled Sqare Box-Dections under Axial, Bending and Torsional Loading
Proceedings of the International Conference on Steel and Aluminium Structures, Cardiff, UK, 1987, volume Steel Structures, pp 465-474

[60] Murray, N.W.; Khoo, P.S.: Some Basic Plastic Mechanisms in the Local Buckling of Thin-walled Steel Structures
Int. J. Mech. Sci. Vol.23 (1981) No.12

[61] Neuber, H.: Kerbspannungslehre
3. Auflage, Springer-Verlag Berlin, Heidelberg 1985

[62] Paris, P. C. et al: The Trend in Engineering
University of Washington, Vol. 13 (1961), 1

[63] Peil, U.: Klarer Weg zu längerem Leben
Deutsches IngenieurBlatt, Ausgabe 07-08/2003

[64] Petersen, Ch.: Stahlbau
Friedr. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig 1988

[65] Polák, J.: Cyclic Plasticity and Low Cycle Fatigue Life of Metals
Materials Science Monographs, 63
ELSEVIER Amsterdam 1991

[66] Priebe, J.: Die Methode der wirksamen Breiten und ihre Verwendung zur Berechnung der Tragfähigkeit dünnwandiger Querschnitte aus Stahl, Dissertation
Universität Dortmund, 1994

[67] Quach, W.M.; Teng, J.G.; Chung, K.F.: Finite element predictions of residual stresses in cold-formed sections
Proc. of the Intern. Conference on Advances in Structures (ASSCCA'03), Sydney, Australia, 2003

[68] Radaj, D.: Ermüdungsfestigkeit: Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau
Springer-Verlag, Berlin 1995

[69] Rie, K.-T.; Haibach, E. (Hrsg.): Proceedings of the International Symposium on Low Cycle Fatigue Strength and Elasto-Plastic Behaviour of Materials
Deutscher Verband für Materialprüfung e.V., Stuttgart, 1979

[70] de los Rios, E. R. et al: A Micro-Mechanics Analysis for Short Fatigue Crack Growth
Fatigue Fract. Engng Mater. & Struct.; Vol. 8, No. 1, (1985)
Fatigue of Engineering Materials Ltd 1985

[71] Rohr, C.: Ermittlung sekundärer Biegespannungen infolge Beulens an dünnwandigen Kaltprofilen
Diplomarbeit, Institut für Bauingenieurwesen, FG Stahlbau, TU Berlin 2002

[72] Ruge, J. und Wösle, H.: Schweißen an kaltverformten Teilen - Entwicklung und Beurteilung aus heutiger Sicht
Der Stahlbau 46 (1977), H.9, S. 266-277

[73] Rusch, A.: Tragfähigkeit von beulgefährdeten, normalspannungsbeanspruchten I-Profilen, Dissertation
TU Berlin, D 83, 2000, Shaker Verlag

[74] Rusch, A.; Aßmann, H.; Lindner, L.: Tragfähigkeit von beulgefährdeten I-Profilen bei Biegung um die y-Achse
Stahlbau 70 (2001), H.5, S. 329-340

[75] Rusch, A.; Lindner, J.: Tragfähigkeit von beulgefährdeten I-Profilen bei Biegung um die z-Achse
Stahlbau 68 (1999) H.6, S. 457-467

[76] Rusch, A.; Lindner, J.: Anwendung der Fließlinientheorie auf dreiseitig gelagerte Platten
Stahlbau 70 (2001) H.1, S. 38-52

[77] Scheer, J.; Scheibe, H.-J.; Kuck, D.: Zum Verhalten ausgeklinkter Träger unter zyklischer Beanspruchung
Bauingenieur 65 (1990) S. 463-468

[78] Schildt, H.: C kompakt und komplett
McGraw-Hill Book Company GmbH, Hamburg 1989

[79] Schubert, R.: Verformungsverhalten und Rißwachstum bei Low Cycle Fatigue
Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 18: Mechanik/Bruchmechanik Nr.73,
VDI Verlag, Düsseldorf, 1989

[80] Schütz, W.: Lebensdauer-Berechnung bei Beanspruchung mit beliebigen Last-Zeit-Funktionen
VDI-Berichte 268, Werkstoff- und Bauteilverhalten
VDI Verlag, Düsseldorf 1976

[81] Sedlacek, G. und Müller, C.: Die Neuordnung des Eurocode 3 für die EN-Fassung und der neue Teil 1.9-Ermüdung
Stahlbau 69 (2000), H.4, S. 228-235

[82] Seeger, T.: Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise
Deutscher Stahlbau-Verband: Stahlbau Handbuch, Band 1, Teil B
Stahlbau-Verlagsgesellschaft mbH, Köln 1996

[83] SFB 319: Stoffgesetze für das inelastische Verhalten metallischer Werkstoffe
-Entwicklung und technische Anwendung-
Abschlußbereicht des Sonderforschungsbereiches 319 an der TU Braunschweig, 1996

[84] Shigematsu, T.; Ohga, M.; Kawaguchi, K.: Einfluß von Eckausrundungen auf die Beul- und Knicklast von Druckstäben mit dünnwandigem Querschnitt
Stahlbau 62 (1993), H.12, S. 353-357

[85] Škaloud, M.: Interaction of Breathing with the Cumulation of Damage in the Webs of Steel Plate Girder
Thin-Walled Structures 20, 1994, S.83-95

[86] Škaloud, M.: Ermüdungsverhalten von Stahlträgern mit schlanken Stegblechen unter wechselnder Beanspruchung
Stahlbau 68 (1999), H.1, S.3-8

[87] Spiegelhalder, U.: Zur Materialermüdung infolge Stegatmung, Dissertation;
Mitteilungen des Instituts für Konstruktion und Entwurf I, Universität Stuttgart, 2000-2

[88] Strigens, P.: Einfluß der Oberflächenverfestigung auf die Dauerfestigkeit von Stählen
VDI-Zeitschrift 114 (1972), Nr.16

[89] Theilig, H. und Nickel, J.: Spannungsintensitätsfaktoren
VEB Fachbuchverlag Leipzig, 1987

[90] Thelen, J.: Einführung in C
Verlag Shaker, Aachen 1991

[91] Veit, H.-J.: Probleme des Schweißens im Bereich kaltgeformter Profile
Schweißen und Schneiden 20 (1968), H.3, S. 113-119

[92] Verein Deutscher Eisenhüttenleute: Werkstoff-Handbuch Stahl und Eisen
2. Auflage, Verlag Stahleisen mbH., Düsseldorf 1937

[93] Wei-Wen Yu: Cold-formed Steel Design
2. Edition 1991, John Wiley & Sons, Inc., USA

[94] Weng, C.C., and Pekoz, T.: Residual Stresses in Cold-Formed Steel Members
Journal of Structural Engineering, Vol. 116, No. 6, June, 1990

[95] Winter, G.: Strength of Thin Steel Compression Flanges
Transactions ASCE 112, 1947, pp 527-554

[96] Wuppermann, G.T.: Zur technologischen und anwendungstechnischen Entwicklung von stabförmigen Kaltprofilen, Dissertation
RWTH Aachen, D 82, 1988, Schriftenreihe Stahlbau Heft 5

[97] Zhang, X.: Ein Beitrag zur Bestimmung der Traglast dünnwandiger, durch Knicken und Beulen gefährdeter U-Profile unter Längsdruckbeanspruchung in der Symmetrieebene, Dissertation
TH Darmstadt, Institut für Statik, Bericht Nr. 8, 1989

[98] Zhao, X-L. et al: Design Guide for Circular and Rectangular Hollow Section Welded Joints under Fatigue Loading, Edited by CIDECT
TÜV-Verlag GmbH, Köln 1999

A Anhang

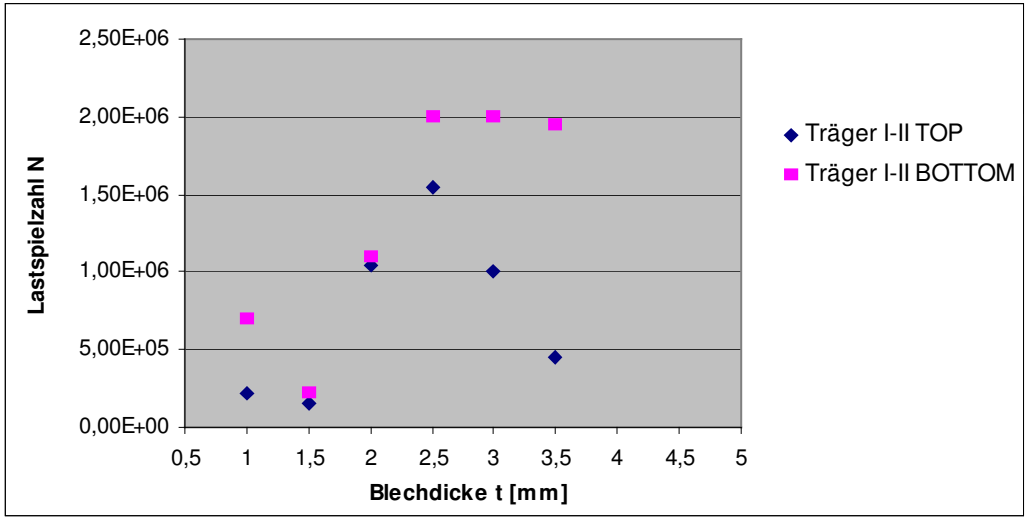
ANHANG

Auswertung der numerischen Parameteruntersuchungen

Träger I-II	**A-2**
Träger III-VI	**A-6**
Träger VII-VIII	**A-10**
Träger IX-XI	**A-15**
Träger XII-XIII	**A-20**
Träger XIV-XV	**A-25**
Träger XVI,XVIII	**A-30**
Träger XVII,XIX	**A-34**
Träger XX-XXI	**A-38**
Träger XXII-XXIII	**A-43**

Parameteruntersuchung Träger I - II (U stehend)

Blechdicke	Beullast	Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N		Einwirkung	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N	Einwirkung ab Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N
t	P_{ki}	F_u	v_u	Δ v (F=0)	TOP	BOTTOM	$0{,}7*F_u$	v ($0.7*F_u$)	Δ v (F=0)	TOP/BOT	$0{,}5*F_u$	v_u	Δ v ($0.5*F_u$)	TOP/BOT
mm	kN	kN	mm	mm			kN	mm	mm		kN	mm	mm	
1	1,48	10,67	1,7150	1,5800	222311	696669	7,47	0,8330	0,8300	2000000	5,33	1,7150	0,8987	2000000
1,5	5,03	19,90	1,9110	1,6642	156340	222510	13,93	0,8346	0,8319	2000000	9,95	1,9110	0,9096	2000000
2	11,97	30,50	1,4400	1,4119	1043143	1090318	21,35	0,8400	0,8365	2000000	15,25	1,4400	0,8294	2000000
2,5	23,39	44,53	1,4745	1,4358	1549088	2000000	31,17	0,8704	0,8669	2000000	22,26	1,4745	0,8860	2000000
3	40,38	58,83	1,5248	1,4932	1005452	2000000	41,18	0,8772	0,8739	2000000	29,42	1,5248	0,8794	2000000
3,5	64,01	75,71	1,6388	1,5779	448457	1940645	52,99	0,9452	0,9416	2000000	37,85	1,6388	0,8784	2000000
4	97,92	98,10	1,6104											
4,5	139,08	132,26	1,8468											



Träger I-II mit t = 1.0

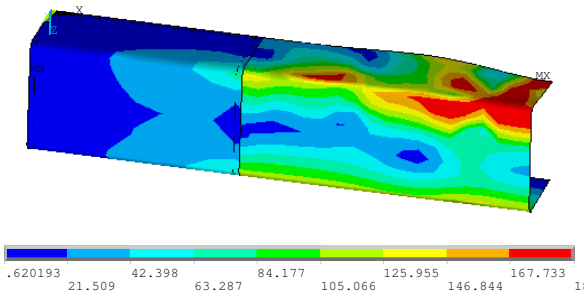


Bild A-1 σ_v

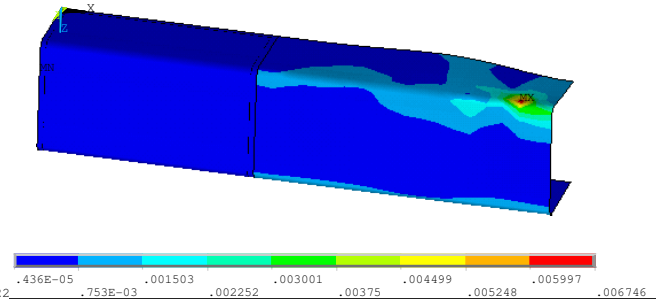


Bild A-2 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0013

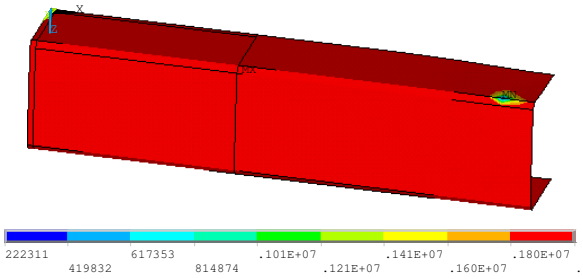


Bild A-3 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

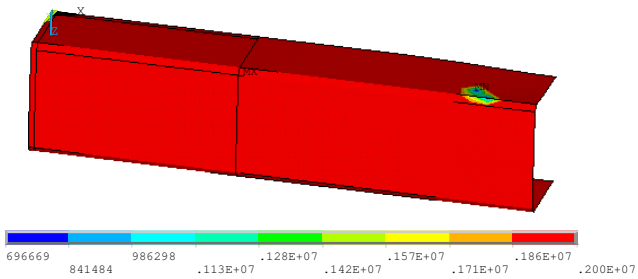


Bild A-4 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger I-II mit t = 1.5

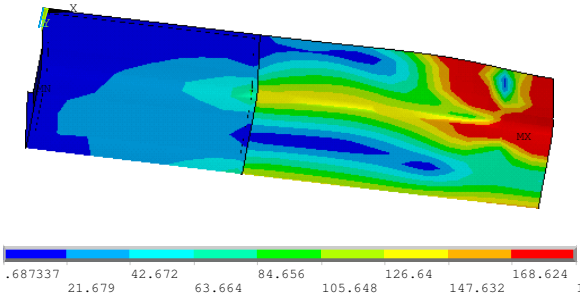


Bild A-5 σ_v

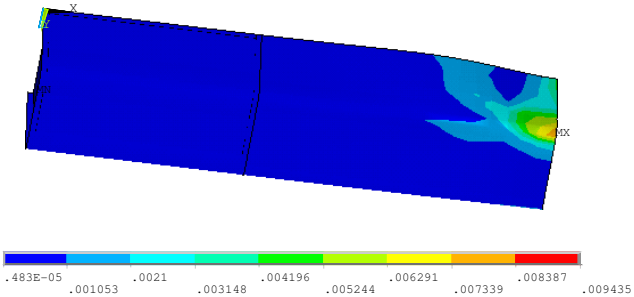


Bild A-6 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0013

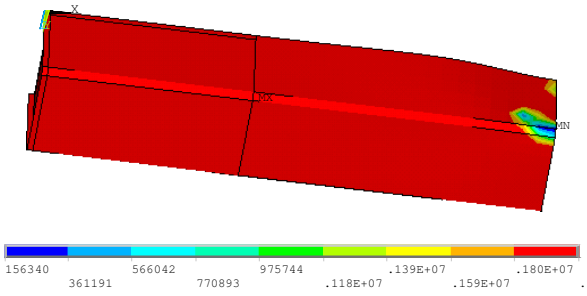


Bild A-7 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

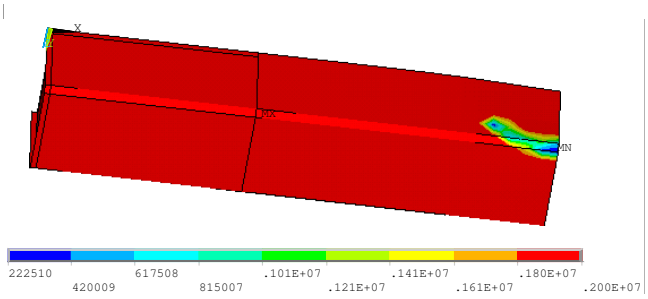


Bild A-8 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger I-II mit t = 2.0

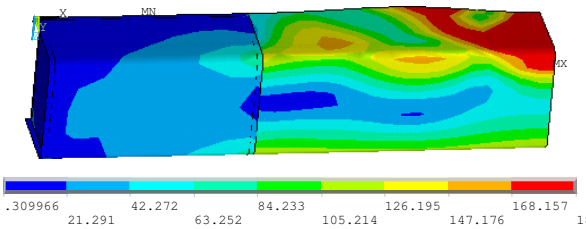


Bild A-9 σ_v

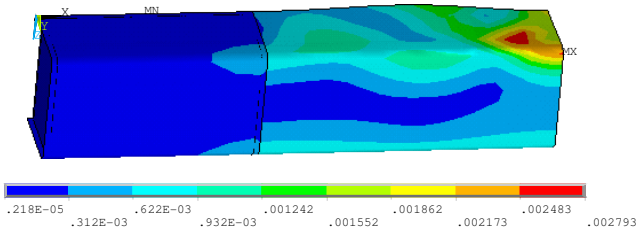


Bild A-10 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0013

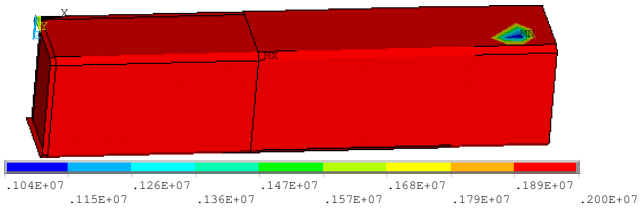


Bild A-11 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

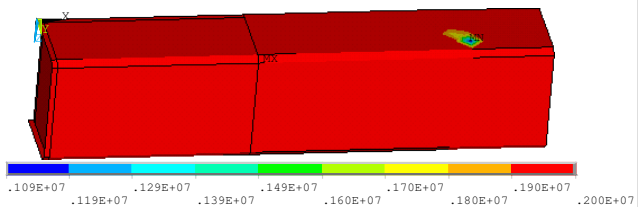


Bild A-12 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger I-II mit t = 2.5

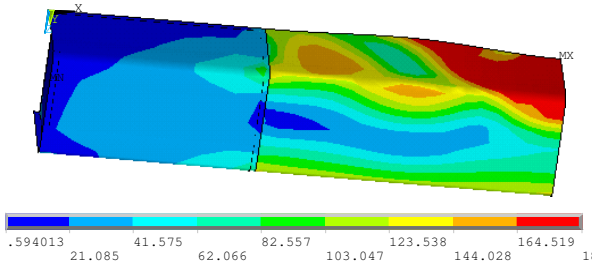


Bild A-13 σ_v

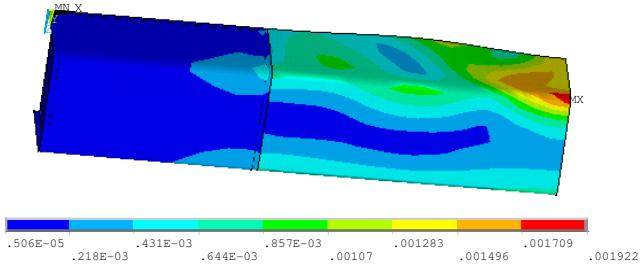


Bild A-14 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0011

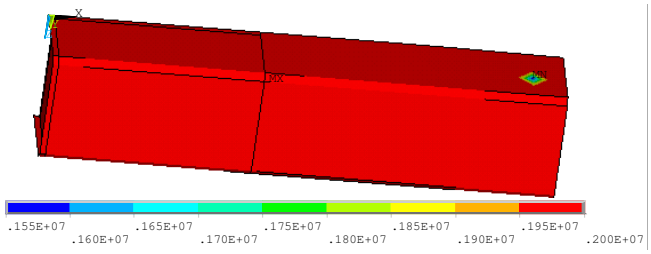


Bild A-15 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

$N_{BOT} = 2 \times 10^6$ Mio

Bild A-16 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger I-II mit t = 3.0

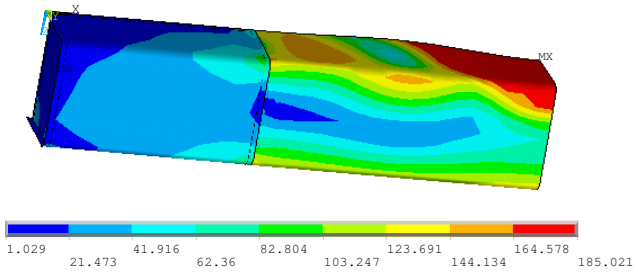


Bild A-17 σ_v

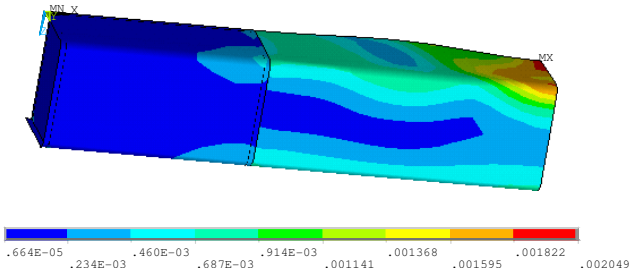


Bild A-18 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0011

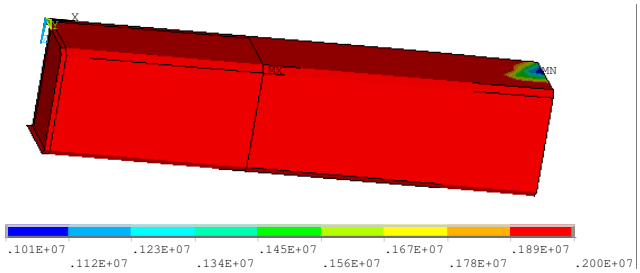


Bild A-19 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

$N_{BOT} = 2 \times 10^6$ Mio

Bild A-20 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger I-II mit t = 3.5

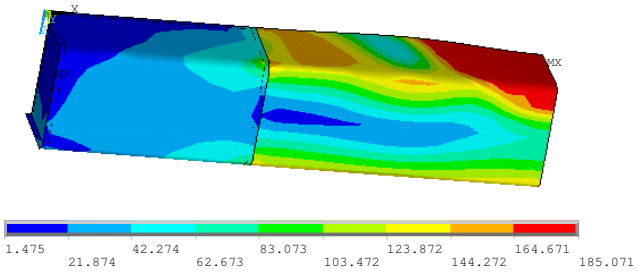


Bild A-21 σ_v

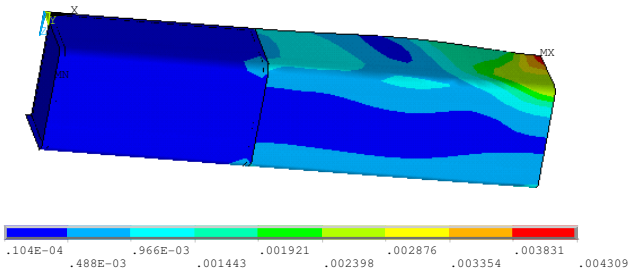


Bild A-22 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0013

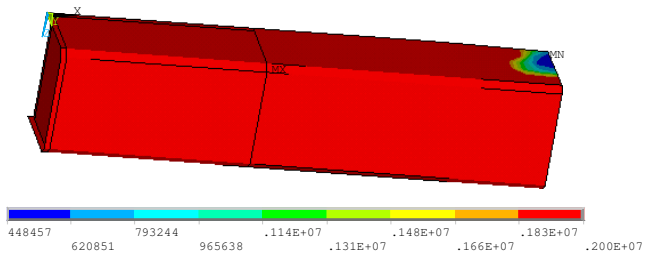


Bild A-23 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

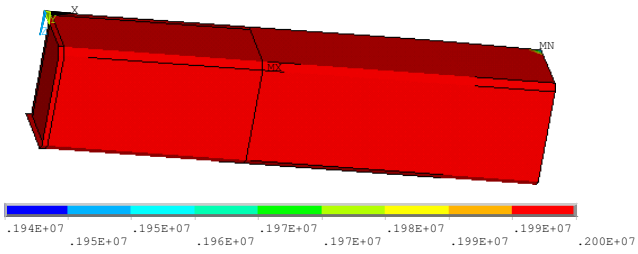
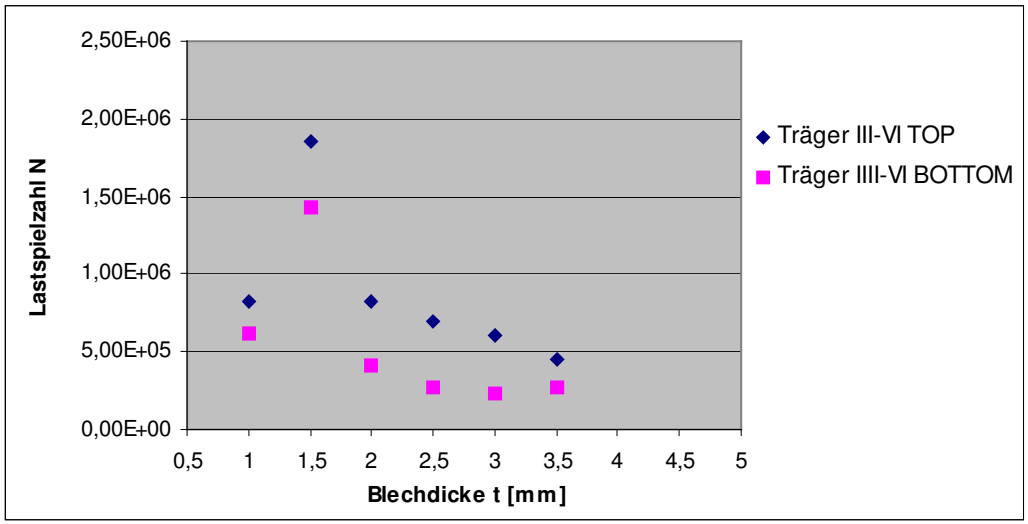


Bild A-24 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Parameteruntersuchung Träger III - VI (U liegend)

Blechdicke	Beullast	Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N		Einwirkung	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N	Einwirkung ab Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N
t	P_{ki}	F_u	v_u	Δ v (F=0)	TOP	BOTTOM	$0{,}7*F_u$	v ($0.7*F_u$)	Δ v (F=0)	TOP/BOT	$0{,}5*F_u$	v_u	Δ v ($0.5*F_u$)	TOP/BOT
mm	kN	kN	mm	mm			kN	mm	mm		kN	mm	mm	
1	0,63	2,11	4,7616	4,7321	821488	624642	1,48	1,3248	1,3194	2000000	1,06	4,7616	3,9235	1828166
1,5	2,25	5,59	4,6060	4,5708	1853162	1433891	3,91	1,5980	1,5917	2000000	2,80	4,6060	3,6848	2000000
2	5,47	10,54	4,7424	4,6482	821409	416954	7,38	1,4976	1,4918	2000000	5,27	4,7424	3,6611	2000000
2,5	10,79	16,51	4,4896	4,3270	693095	271378	11,56	1,1592	1,1545	2000000	8,26	4,4896	3,3223	2000000
3	18,75	23,75	4,3472	4,0794	603986	235062	16,62	1,0384	1,0340	2000000	11,88	4,3472	2,9735	2000000
3,5	29,85	32,24	3,6000	3,3395	445618	272359	22,57	1,1550	1,1493	2000000	16,12	3,6000	2,3328	2000000
4	44,61	42,97	2,7104											
4,5	63,54	56,41	2,7216											



Träger III-VI mit t = 1.0

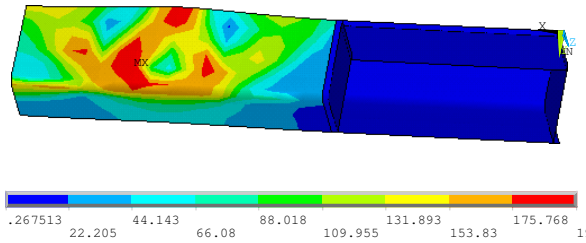


Bild A-25 σ_v

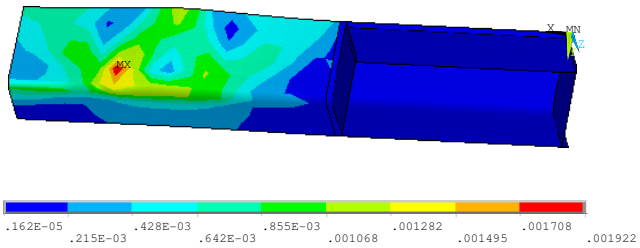


Bild A-26 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0011

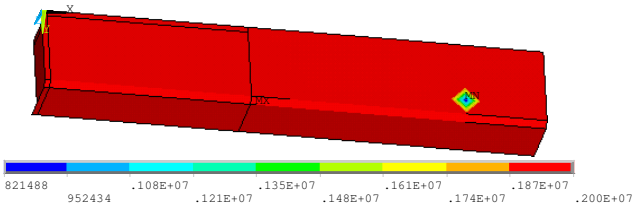


Bild A-27 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

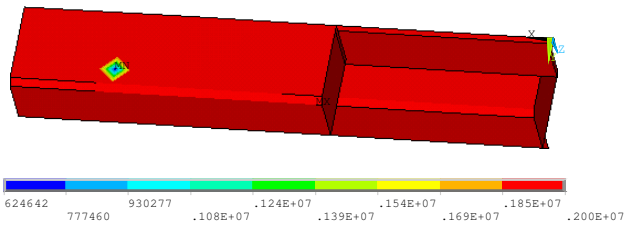


Bild A-28 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger III-VI mit t = 1.5

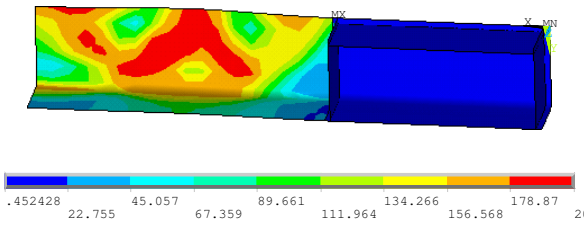


Bild A-29 σ_v

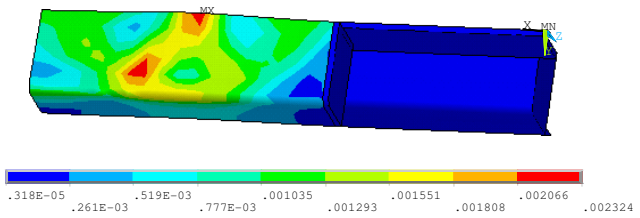


Bild A-30 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0014

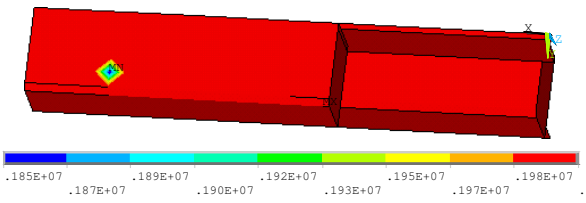


Bild A-31 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

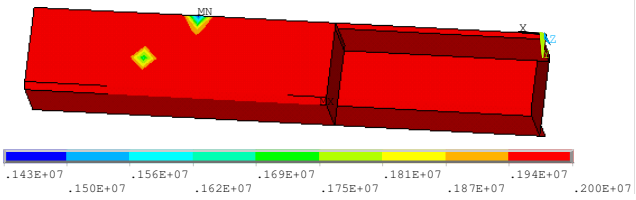


Bild A-32 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger III-VI mit t = 2.0

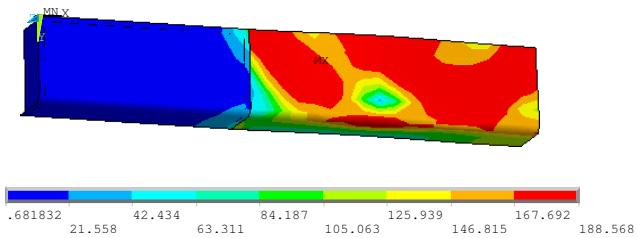


Bild A-33 σ_v

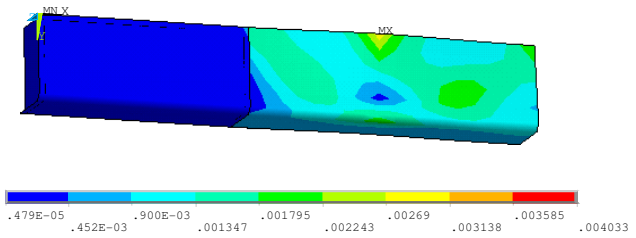


Bild A-34 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0013

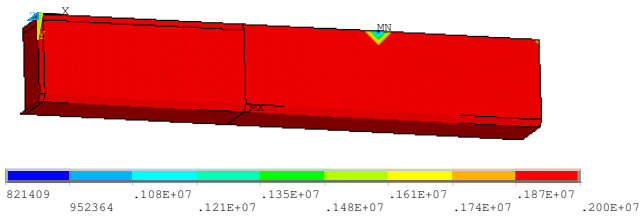


Bild A-35 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

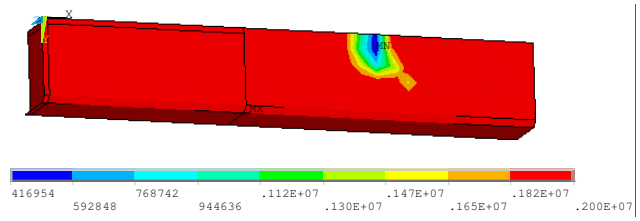


Bild A-36 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger III-VI mit t = 2.5

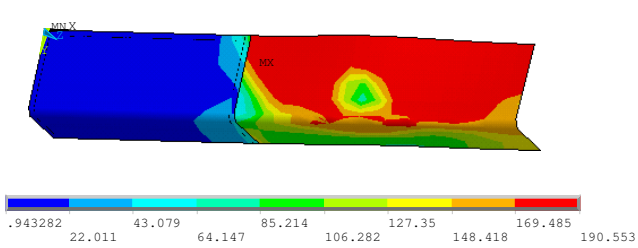


Bild A-37 σ_v

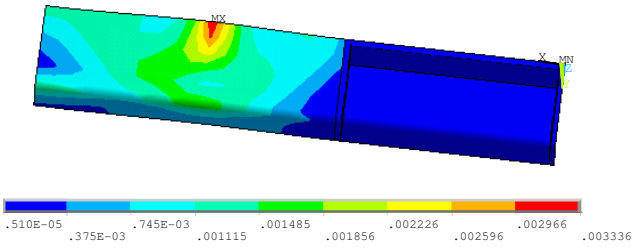


Bild A-38 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0011

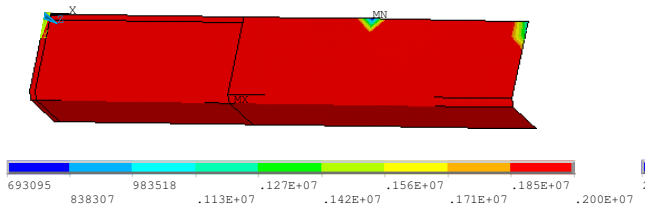


Bild A-39 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

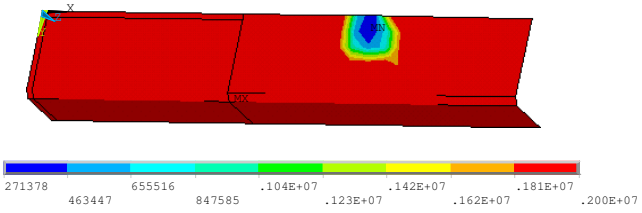


Bild A-40 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger III-VI mit t = 3.0

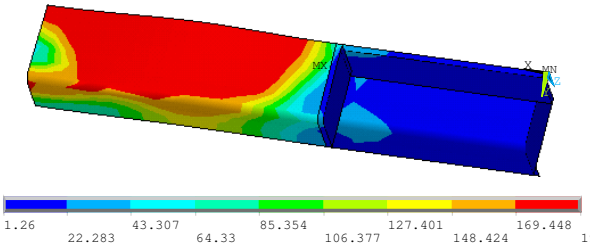


Bild A-41 σ_v

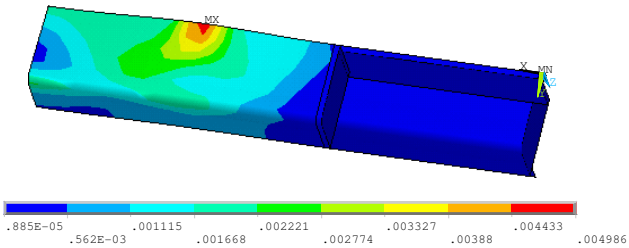


Bild A-42 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0013

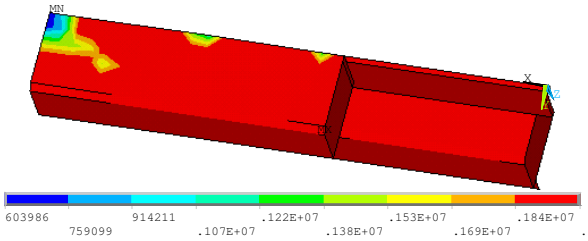


Bild A-43 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

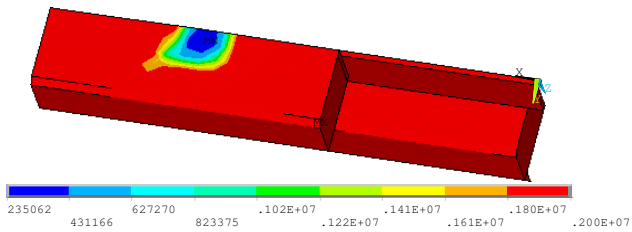


Bild A-44 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger III-VI mit t = 3.5

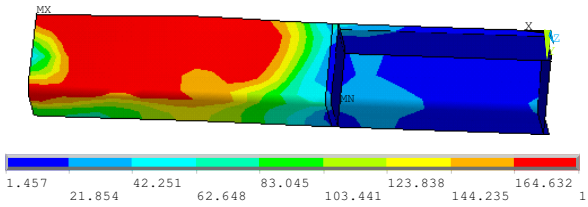


Bild A-45 σ_v

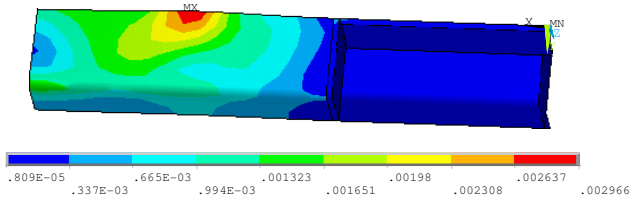


Bild A-46 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0010

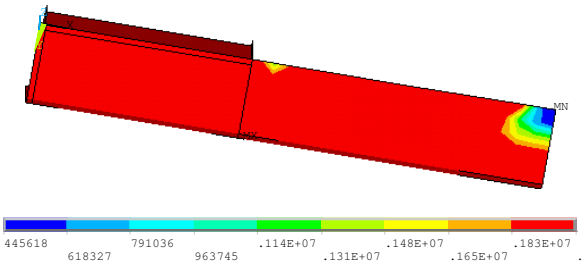


Bild A-47 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

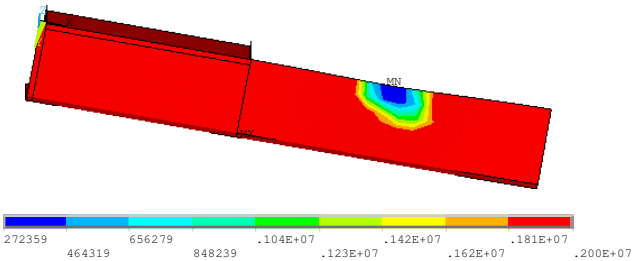
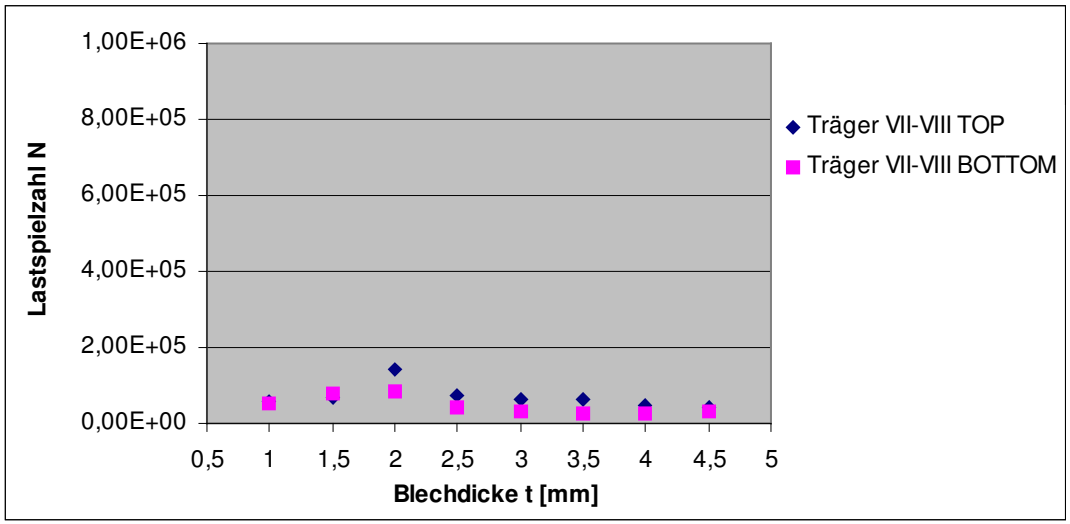


Bild A-48 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Parameteruntersuchung Träger VII - VIII (U liegend)

Blechdicke	Beullast	Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N		Einwirkung	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N	Einwirkung ab Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N
t	P_{ki}	F_u	v_u	Δ v (F=0)	TOP	BOTTOM	0,7*F_u	v (0.7*F_u)	Δ v (F=0)	TOP/BOT	0,5*F_u	v_u	Δ v (0.5*F_u)	TOP/BOT
mm	kN	kN	mm	mm			kN	Mm	mm		kN	mm	mm	
1	0,70	2,71	9,1884	9,1532	58445	50640	1,90	1,9716	1,9679	2000000	1,36	9,1884	7,8285	125723
1,5	2,48	7,18	7,8400	7,8106	68226	78433	5,03	2,4000	2,3950	2000000	3,59	7,8400	6,4915	177618
2	6,01	14,21	7,7760	7,7322	143039	81917	9,95	2,6880	2,6824	2000000	7,11	7,7760	6,3140	424702
2,5	11,84	23,15	7,9680	7,8496	73349	43873	16,21	2,5280	2,5227	2000000	11,58	7,9680	6,2788	326324
3	20,54	33,42	7,6440	7,4432	61787	32728	23,40	2,0592	2,0548	2000000	16,71	7,6440	5,8400	232414
3,5	32,68	45,50	7,4176	7,1052	64937	27195	31,85	1,9720	1,6683	2000000	22,75	7,4176	5,4000	181672
4	48,82	59,35	7,1928	6,7406	49726	26563	41,55	1,7464	1,7424	2000000	29,68	7,1928	4,9198	172558
4,5	69,51	75,04	5,9760	5,5780	42764	30236	52,53	1,9440	1,9385	2000000	37,52	5,9760	3,9202	175378



Träger VII-VIII mit t = 1.0

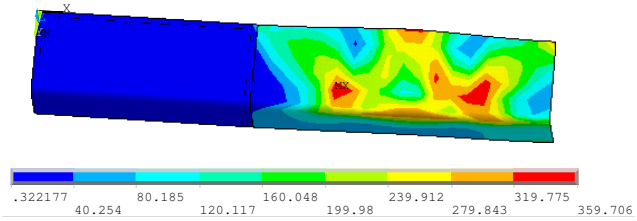


Bild A-49 σ_v

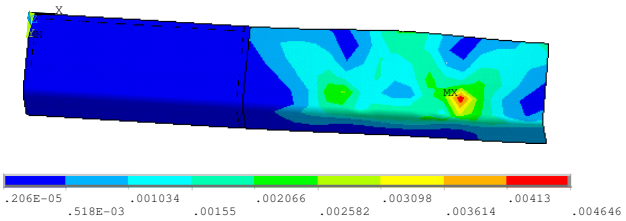


Bild A-50 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0023

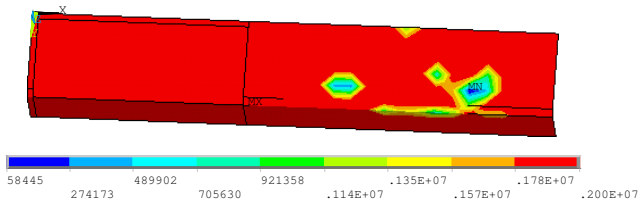


Bild A-51 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

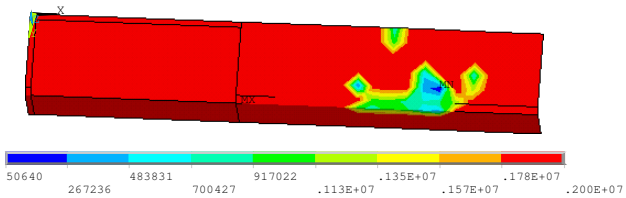


Bild A-52 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger VII-VIII mit t = 1.5

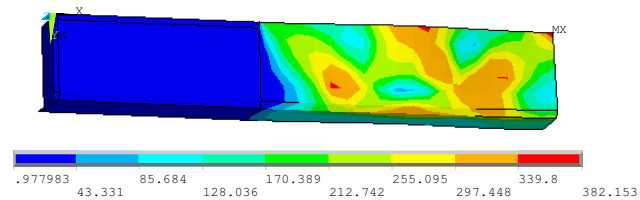


Bild A-53 σ_v

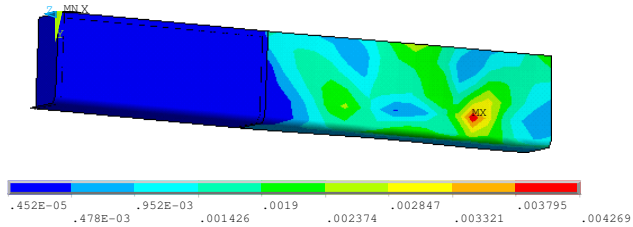


Bild A-54 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0024

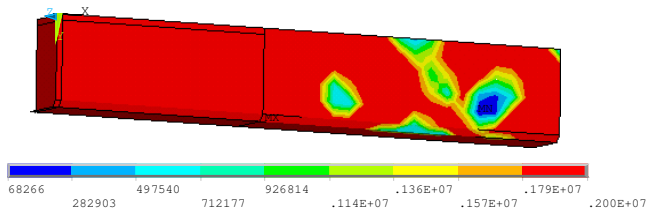


Bild A-55 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

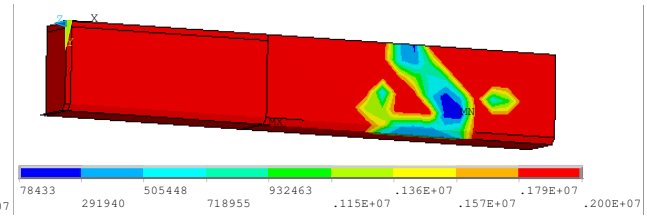


Bild A-56 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger VII-VIII mit t = 2.0

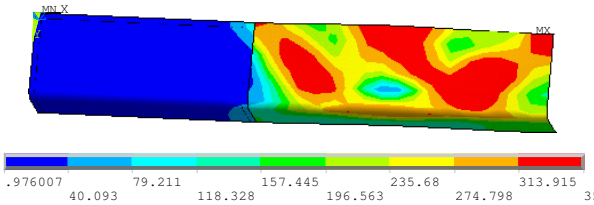


Bild A-57 σ_v

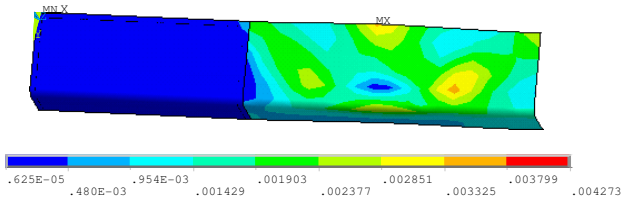


Bild A-58 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0023

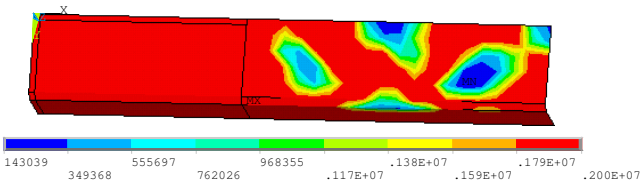


Bild A-59 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

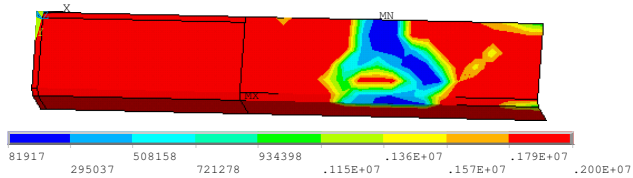


Bild A-60 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger VII-VIII mit t = 2.5

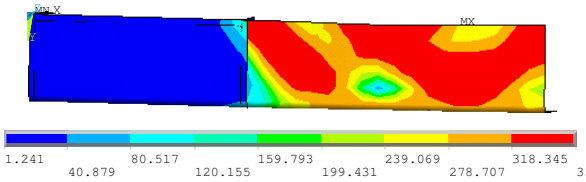


Bild A-61 σ_v

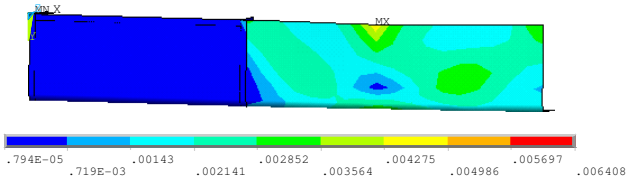


Bild A-62 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0023

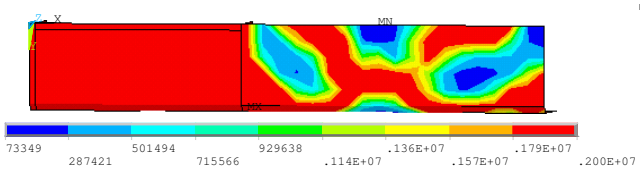


Bild A-63 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

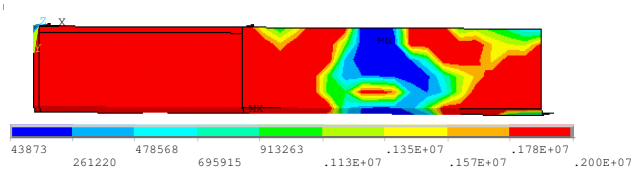


Bild A-64 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger VII-VIII mit t = 3.0

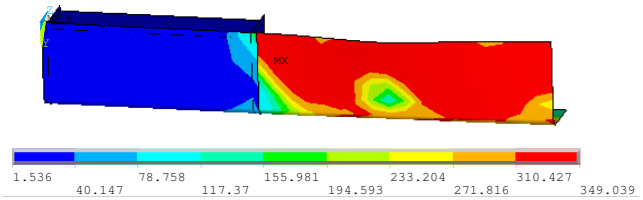


Bild A-65 σ_v

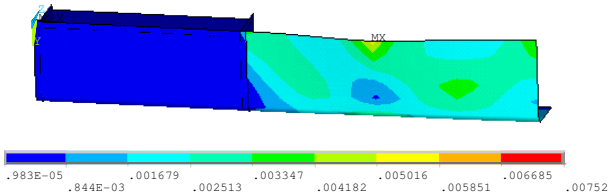


Bild A-66 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0022

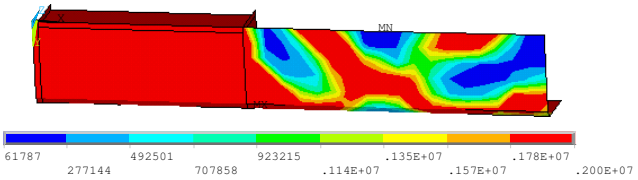


Bild A-67 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

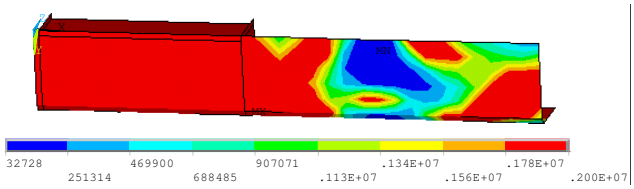


Bild A-68 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger VII-VIII mit t = 3.5

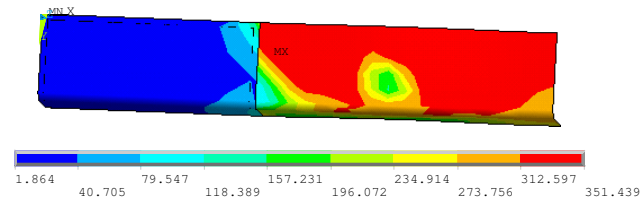


Bild A-69 σ_v

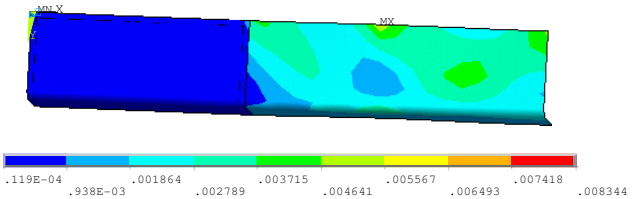


Bild A-70 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0023

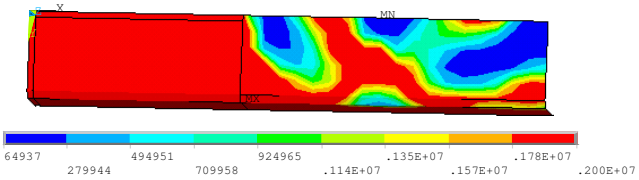


Bild A-71 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

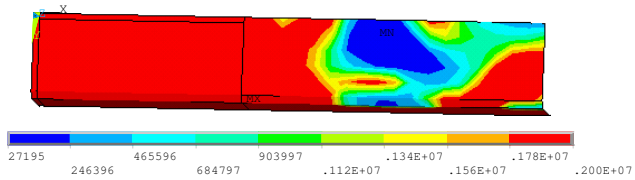


Bild A-72 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger VII-VIII mit t = 4.0

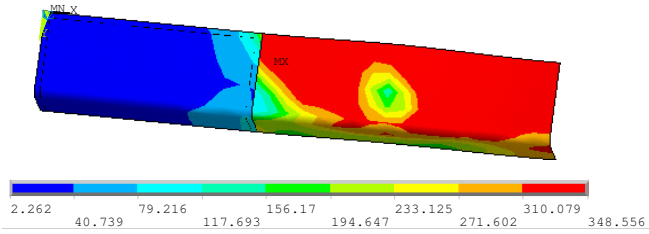


Bild A-73 σ_v

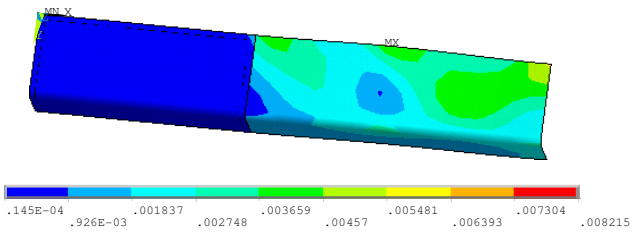


Bild A-74 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0022

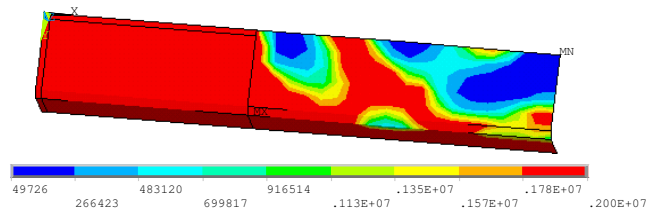


Bild A-75 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

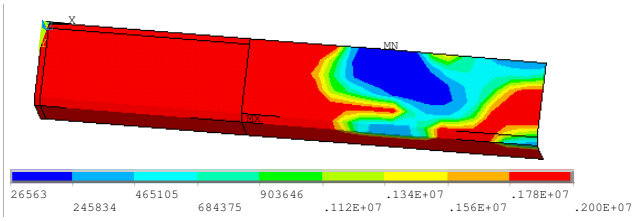


Bild A-76 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger VII-VIII mit t = 4.5

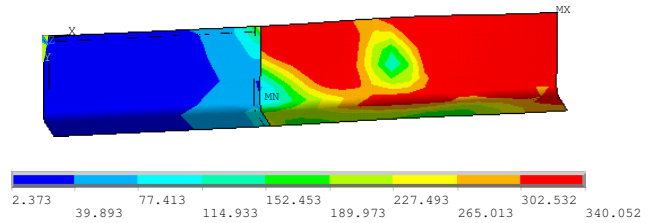


Bild A-77 σ_v

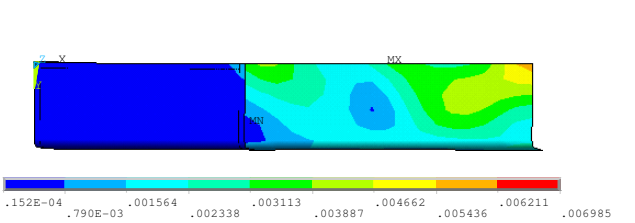


Bild A-78 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0022

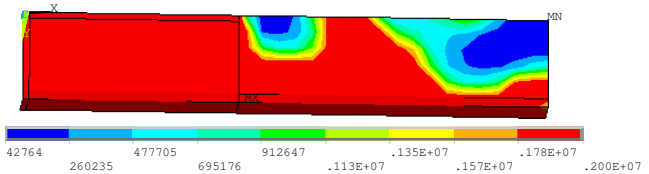


Bild A-79 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

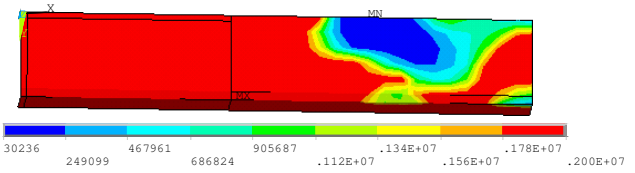
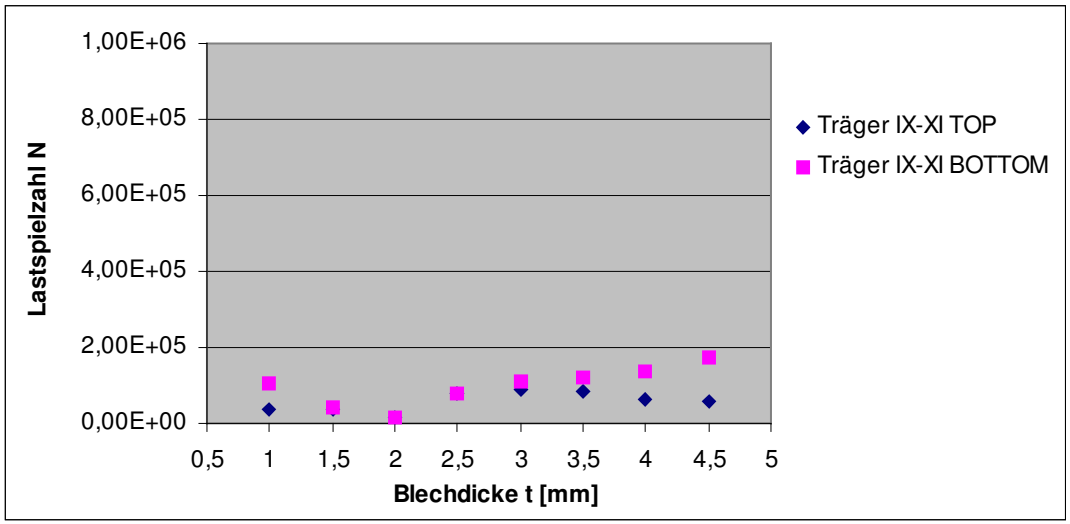


Bild A-80 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Parameteruntersuchung Träger IX - XI (U stehend)

Blechdicke	Beullast	Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N		Einwirkung	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N	Einwirkung ab Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N
t	P_{ki}	F_u	v_u	Δ v (F=0)	TOP	BOTTOM	$0{,}7*F_u$	v ($0.7*F_u$)	Δ v (F=0)	TOP/BOT	$0{,}5*F_u$	v_u	Δ v ($0.5*F_u$)	TOP/BOT
mm	kN	kN	mm	mm			kN	mm	mm		kN	mm	mm	
1	1,53	15,20	2,7328	2,5936	37137	104240	10,64	1,3664	1,3634	762868	7,60	2,7328	1,5413	450014
1,5	5,24	28,95	3,0008	2,7574	36076	43634	20,27	1,4136	1,4108	716933	14,48	3,0008	1,5724	628664
2	12,46	44,39	3,3728	2,9059	15822	18091	31,08	1,3736	1,3711	2000000	22,20	3,3728	1,6189	246286
2,5	24,33	62,74	2,4600	2,4197	78584	81569	43,92	1,4000	1,3965	2000000	31,37	2,4600	1,4563	596016
3	41,98	85,30	2,5688	2,5218	89397	109210	59,71	1,4664	1,4628	2000000	42,65	2,5688	1,5000	934985
3,5	66,54	109,20	2,6136	2,5641	86442	121768	76,44	1,4796	1,4761	2000000	54,60	2,6136	1,5159	805805
4	99,08	135,00	2,6880	2,6265	63967	138185	94,92	1,5120	1,5085	2000000	67,50	2,6880	1,5160	684172
4,5	140,07	165,85	2,7664	2,7014	57518	172990	116,10	1,6352	1,6315	2000000	82,93	2,7664	1,5160	534830



Träger IX-XI mit t = 1.0

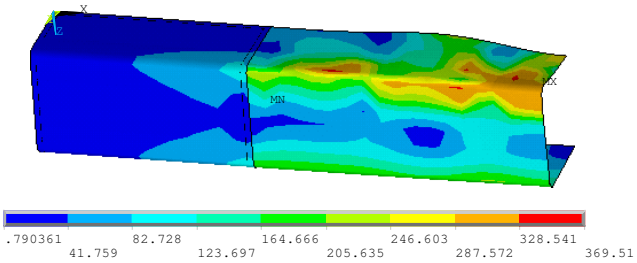


Bild A-81 σ_v

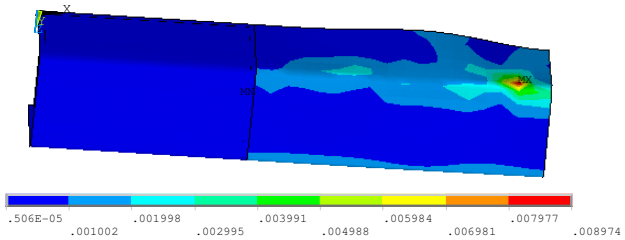


Bild A-82 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0024

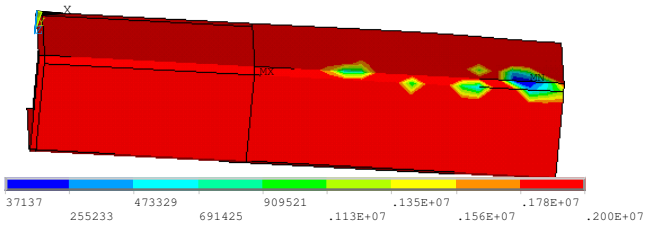


Bild A-83 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

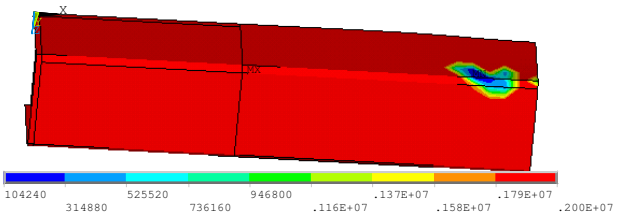


Bild A-84 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger IX-XI mit t = 1.5

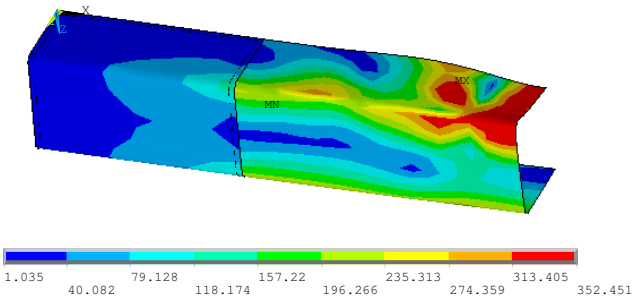


Bild A-85 σ_v

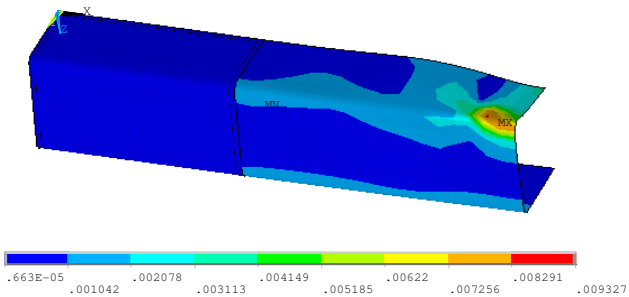


Bild A-86 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0023

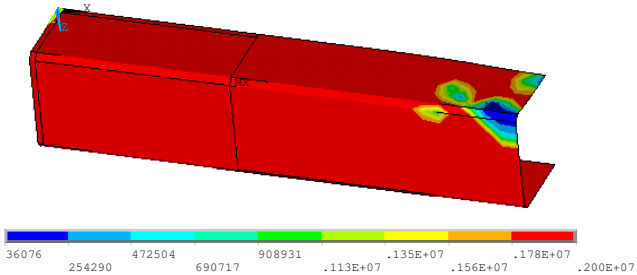


Bild A-87 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

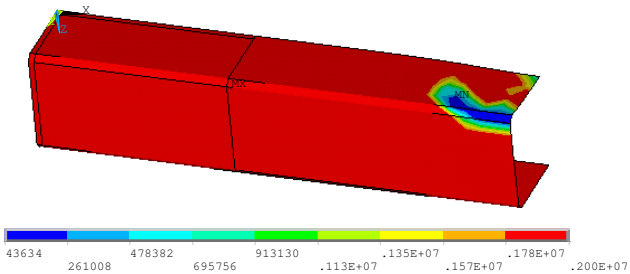


Bild A-88 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger IX-XI mit t = 2.0

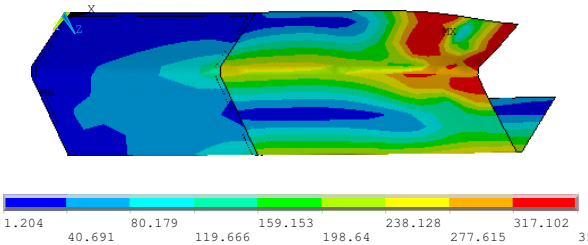


Bild A-89 σ_v

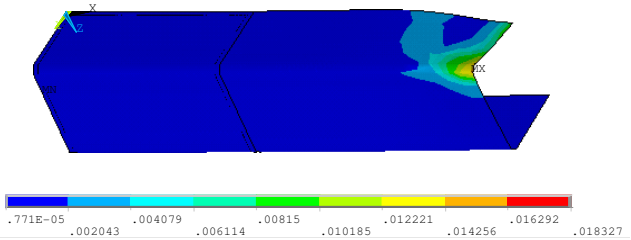


Bild A-90 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0023

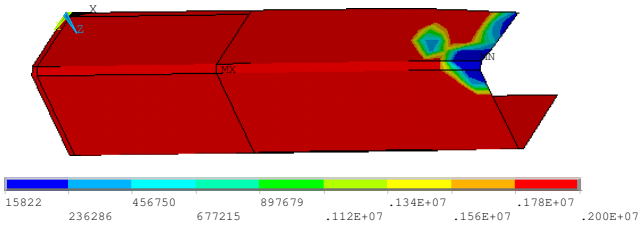


Bild A-91 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

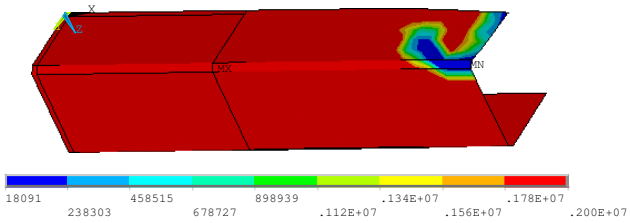


Bild A-92 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger IX-XI mit t = 2.5

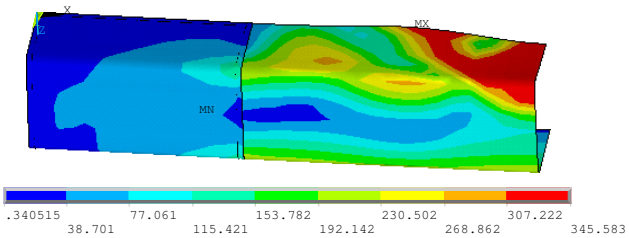


Bild A-93 σ_v

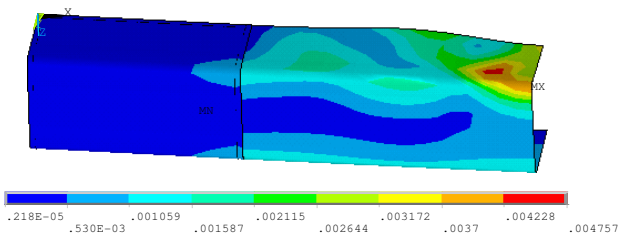


Bild A-94 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0022

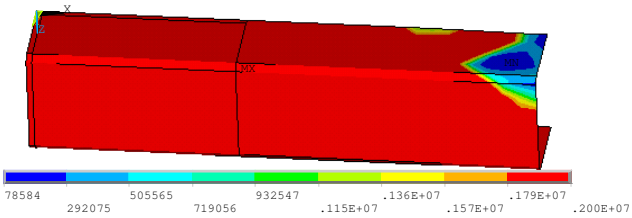


Bild A-95 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

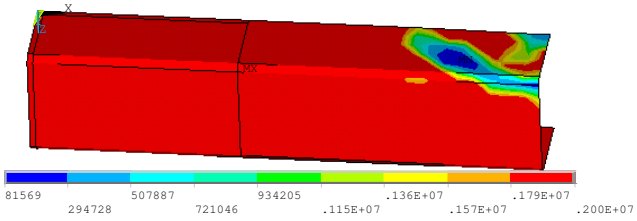


Bild A-96 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger IX-XI mit t = 3.0

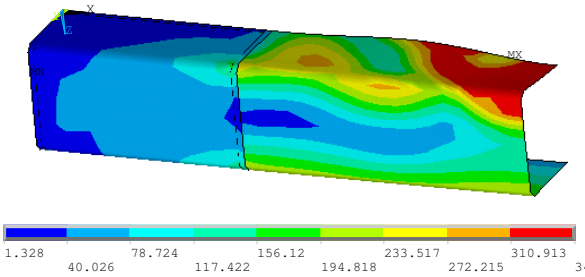


Bild A-97 σ_v

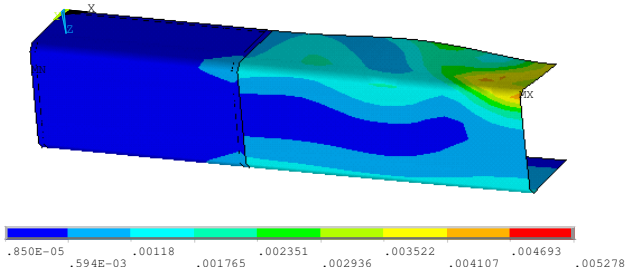


Bild A-98 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0022

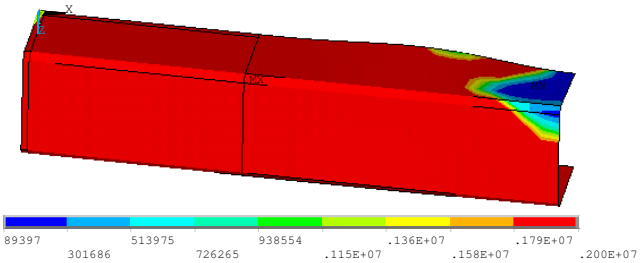


Bild A-99 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

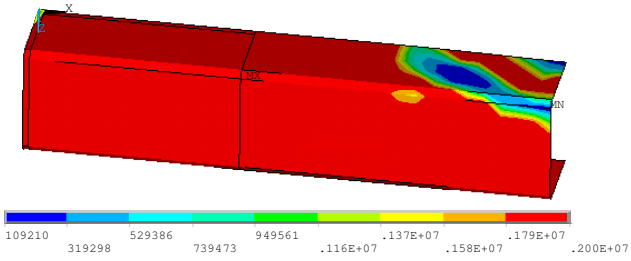


Bild A-100 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger IX-XI mit t = 3.5

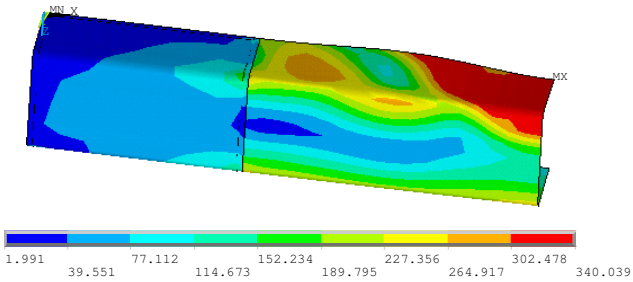


Bild A-101 σ_v

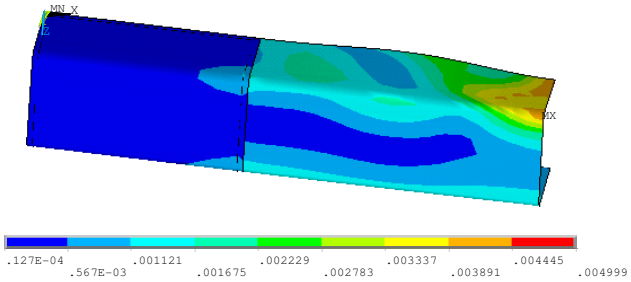


Bild A-102 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0022

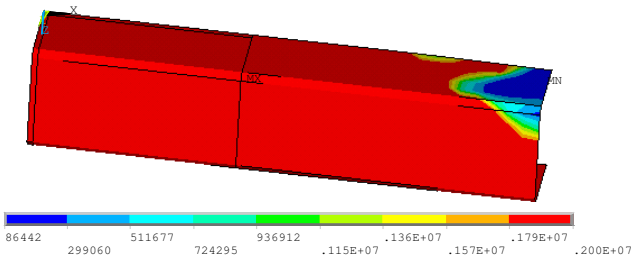


Bild A-103 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

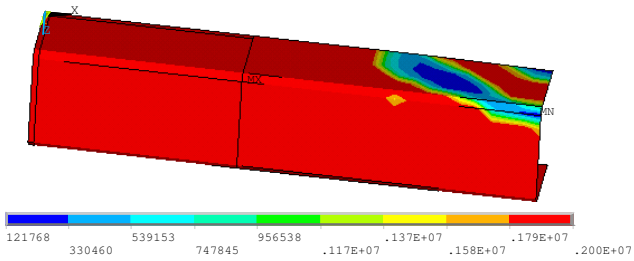


Bild A-104 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger IX-XI mit t = 4.0

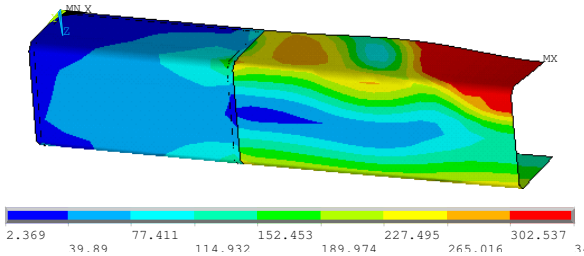


Bild A-105 σ_v

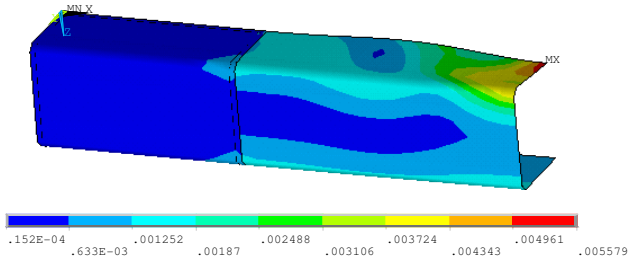


Bild A-106 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0022

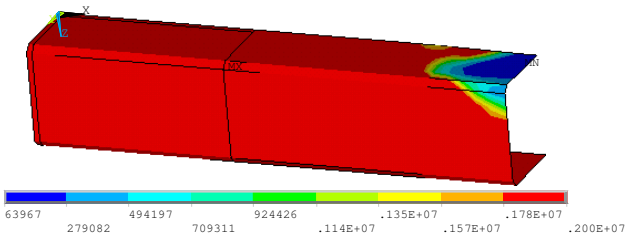


Bild A-107 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

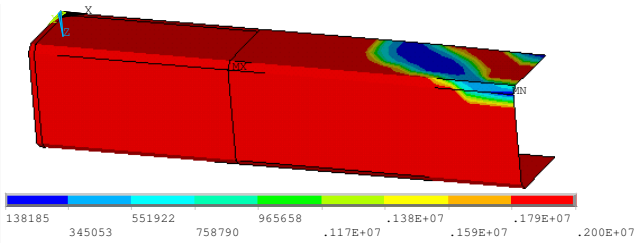


Bild A-108 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger IX-XI mit t = 4.5

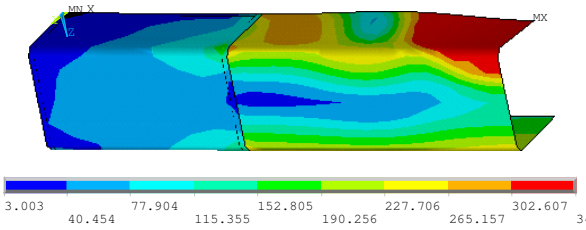


Bild A-109 σ_v

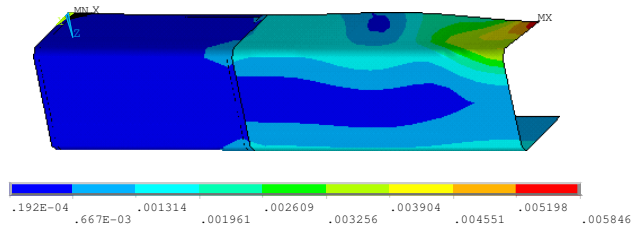


Bild A-110 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0022

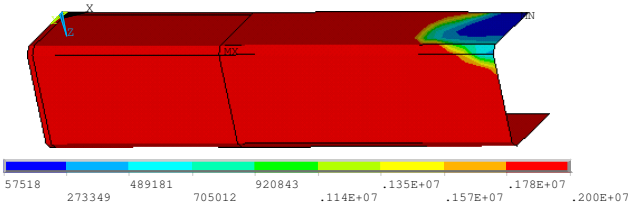


Bild A-111 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

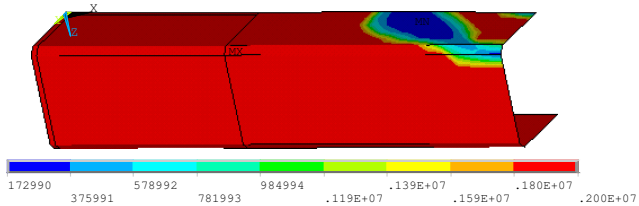
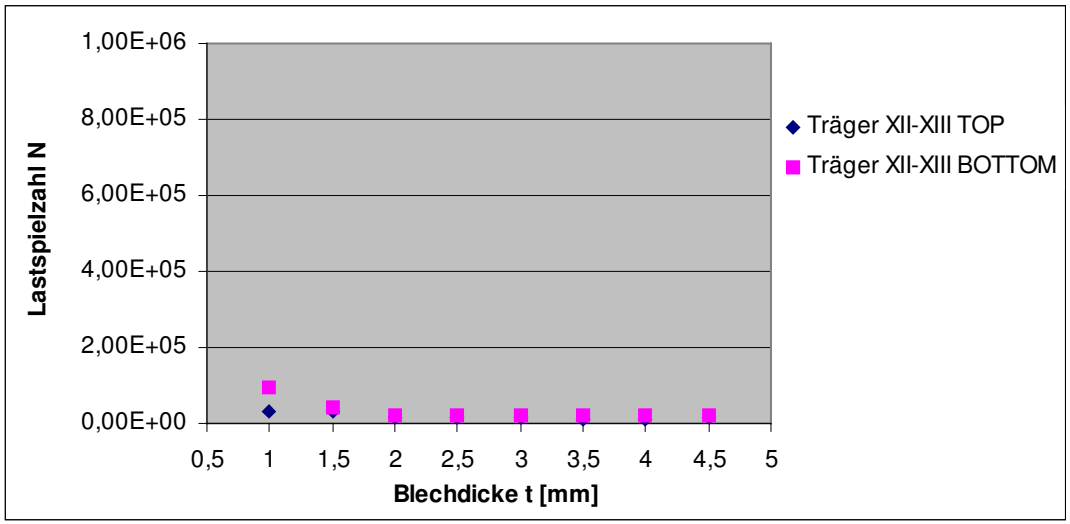


Bild A-112 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Parameteruntersuchung Träger XII - XIII (U stehend)

Blechdicke	Beullast	Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N		Einwirkung	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N	Einwirkung ab Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N
t	P_{ki}	F_u	v_u	Δ v (F=0)	TOP	BOTTOM	$0{,}7*F_u$	v ($0.7*F_u$)	Δ v (F=0)	TOP/BOT	$0{,}5*F_u$	v_u	Δ v ($0.5*F_u$)	TOP/BOT
mm	kN	kN	mm	mm			kN	mm	mm		kN	mm	mm	
1	1,29	20,05	1,5480	1,4744	30355	94751	14,04	0,7960	0,7920	435572	10,03	1,5480	0,8520	469529
1,5	4,56	40,83	1,7080	1,6491	32176	41475	28,58	0,8820	0,8785	549929	20,42	1,7080	0,9590	383339
2	11,00	68,58	1,9030	1,8256	15600	22243	48,01	0,9828	0,9793	488373	34,29	1,9030	1,0296	282136
2,5	21,63	100,54	2,1156	1,9926	13893	20948	70,38	1,0320	1,0285	552269	50,27	2,1156	1,1266	83363
3	37,49	134,54	2,2466	2,0235	14825	20187	94,18	1,0434	1,0400	1005342	67,27	2,2466	1,0810	154268
3,5	59,58	171,16	2,4582	2,1140	12681	21542	119,81	1,0506	1,0472	1470253	85,58	2,4582	1,1322	159672
4	88,91	211,13	2,7216	2,2349	11221	21412	147,79	1,0528	1,0494	2000000	105,57	2,7216	1,1872	122173
4,5	126,47	251,08	2,4400	2,1012	17708	20613	175,76	1,0300	1,0265	2000000	125,54	2,4400	1,1400	156673



Träger XII-XIII mit t = 1.0

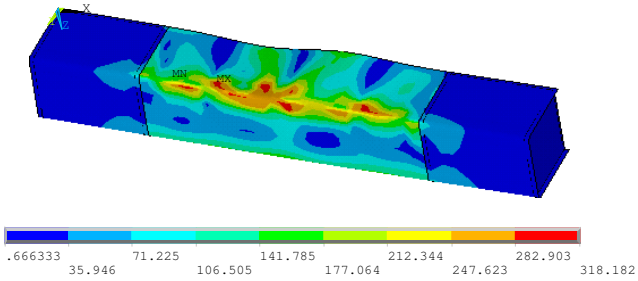


Bild A-113 σ_v

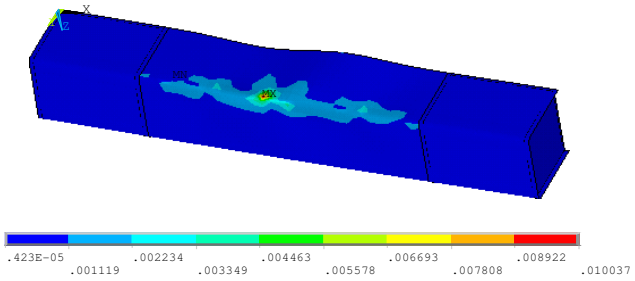


Bild A-114 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

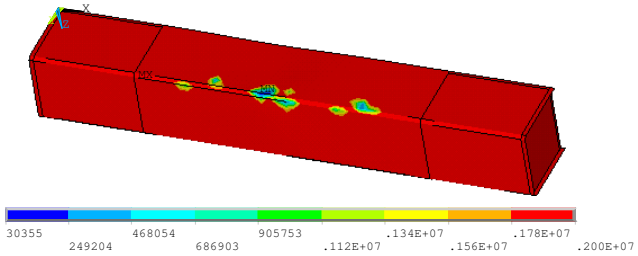


Bild A-115 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

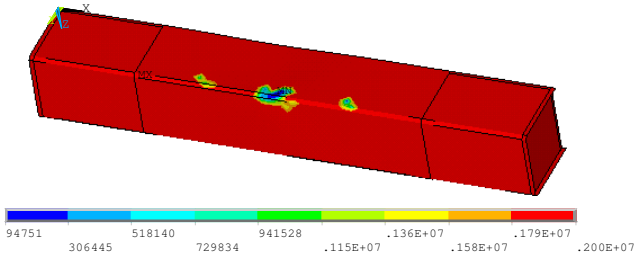


Bild A-116 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XII-XIII mit t = 1.5

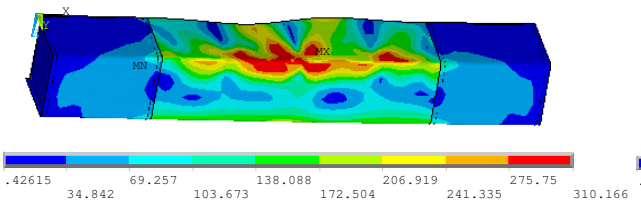


Bild A-117 σ_v

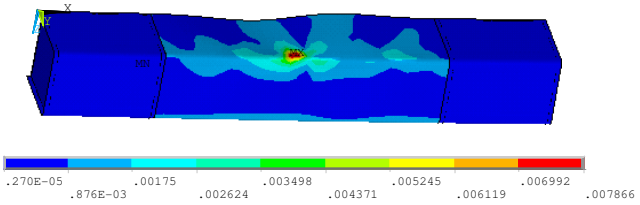


Bild A-118 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

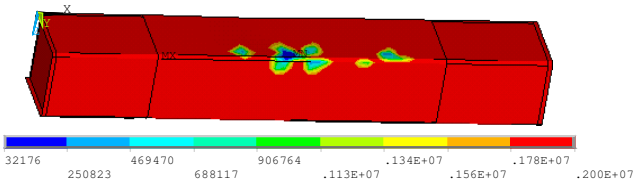


Bild A-119 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

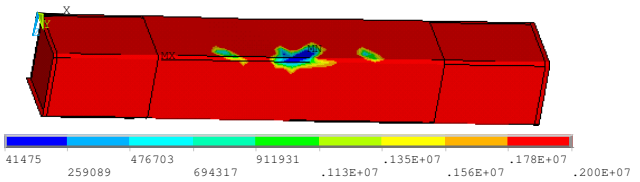


Bild A-120 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XII-XIII mit t = 2.0

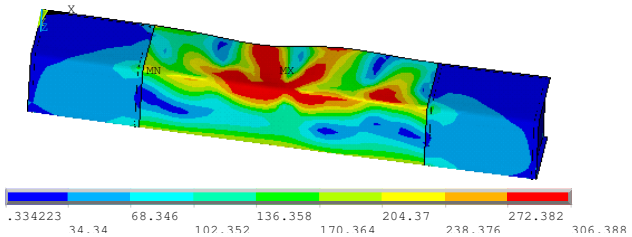


Bild A-121 σ_v

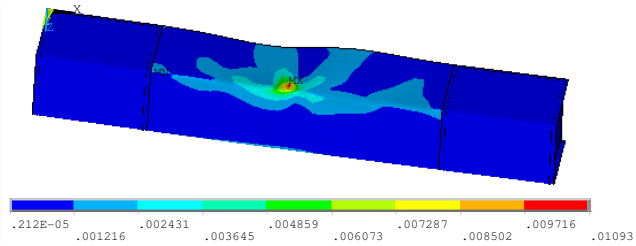


Bild A-122 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0019

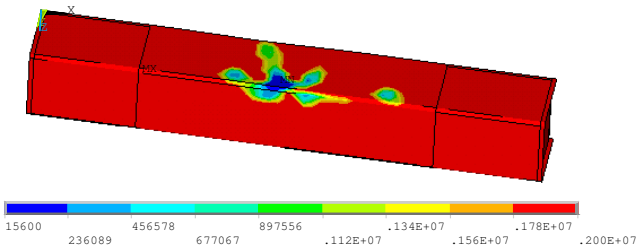


Bild A-123 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

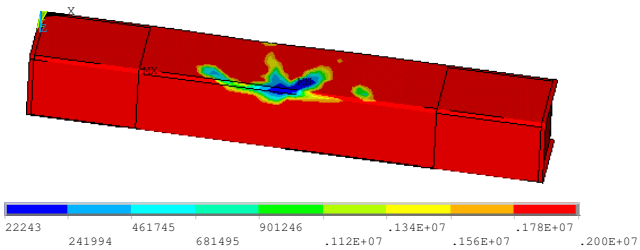


Bild A-124 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XII-XIII mit t = 2.5

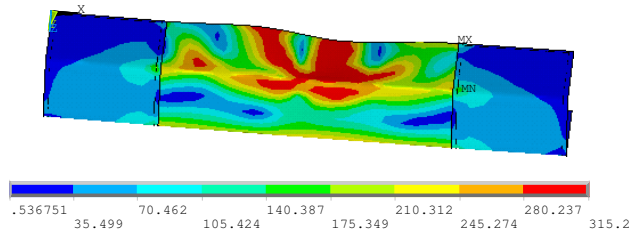


Bild A-125 σ_v

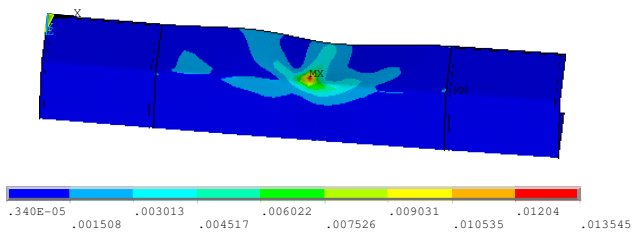


Bild A-126 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0019

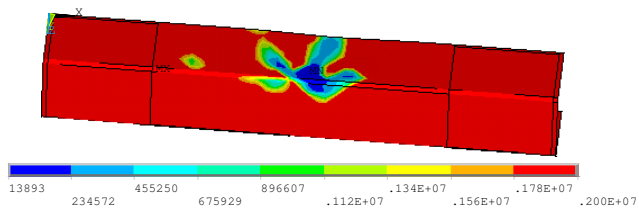


Bild A-127 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

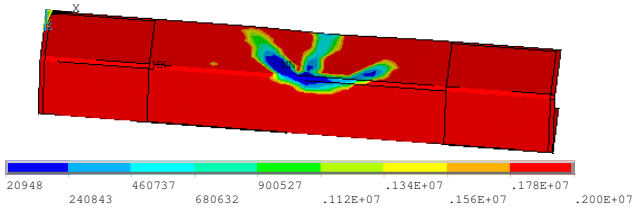


Bild A-128 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XII-XIII mit t = 3.0

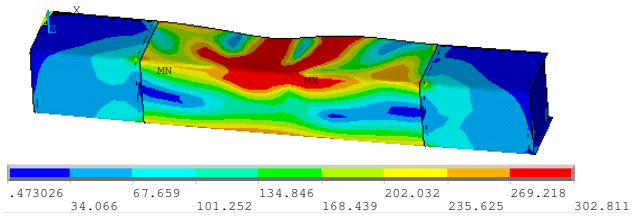


Bild A-129 σ_v

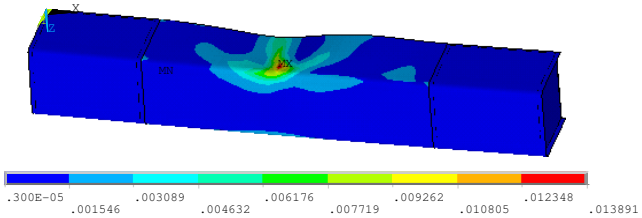


Bild A-130 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0019

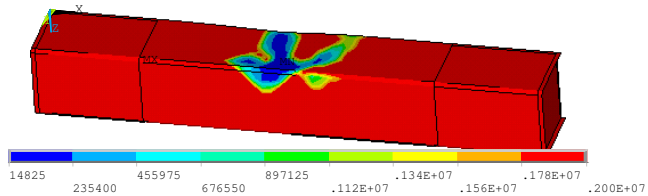


Bild A-131 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

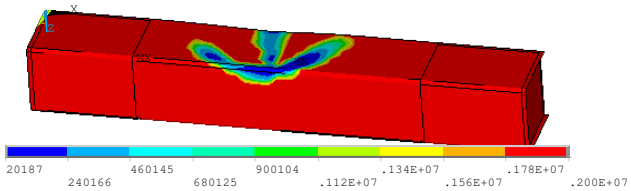


Bild A-132 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XII-XIII mit t = 3.5

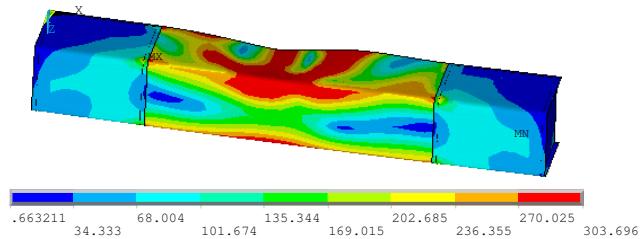


Bild A-133 σ_v

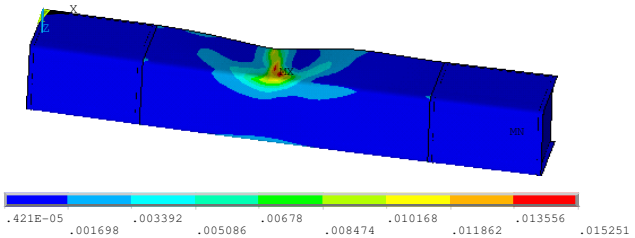


Bild A-134 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0019

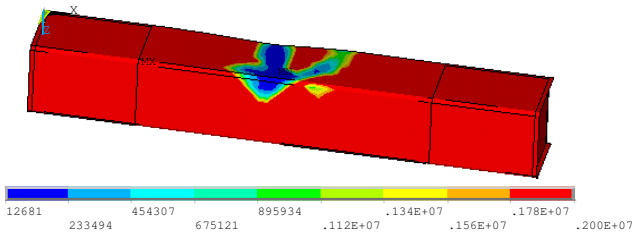


Bild A-135 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

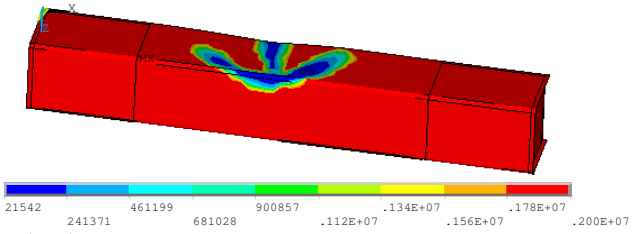


Bild A-136 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XII-XIII mit t = 4.0

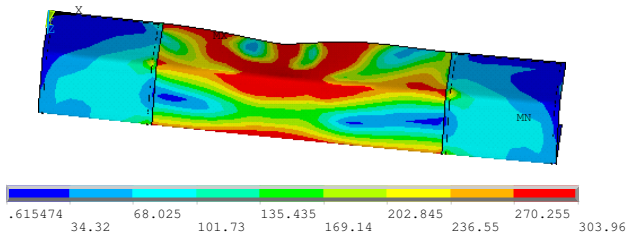


Bild A-137 σ_v

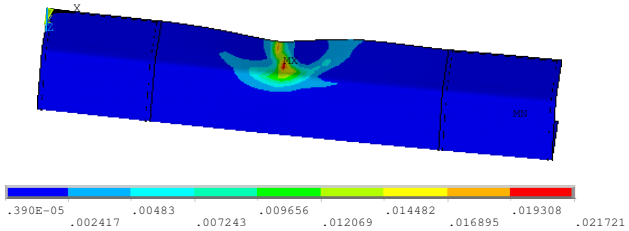


Bild A-138 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0019

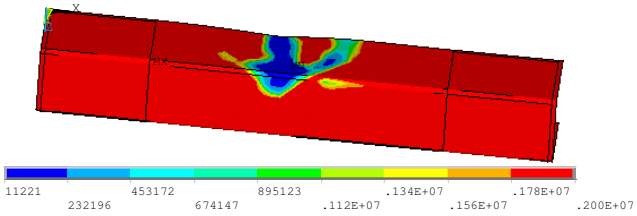


Bild A-139 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

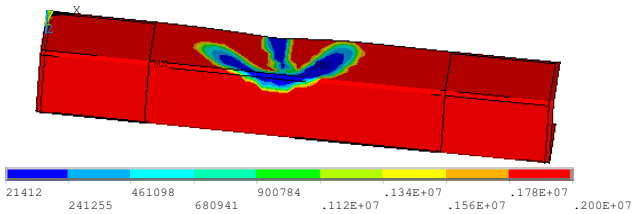


Bild A-140 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XII-XIII mit t = 4.5

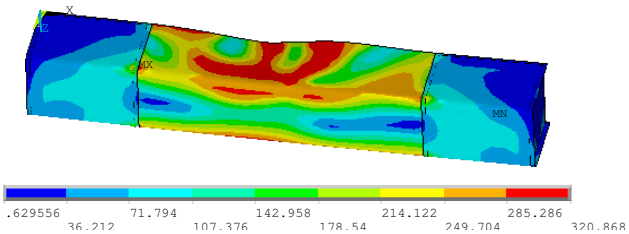


Bild A-141 σ_v

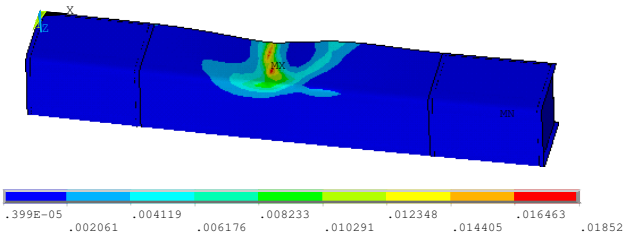


Bild A-142 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

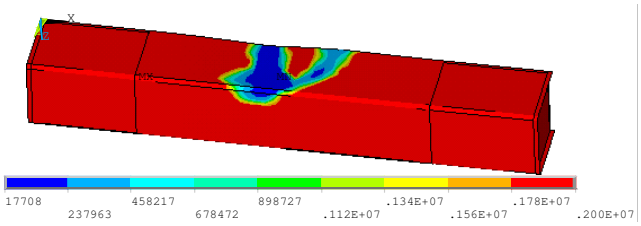


Bild A-143 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

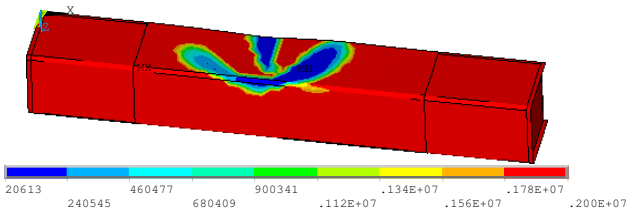
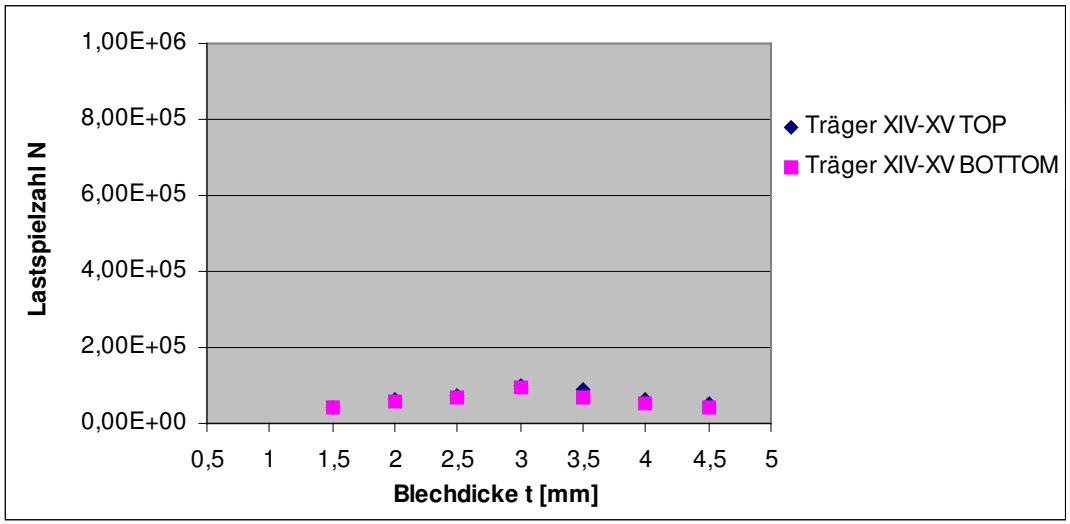


Bild A-144 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Parameteruntersuchung Träger XIV - XV (U liegend)

Blechdicke	Beullast	Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N		Einwirkung	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N	Einwirkung ab Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N
t	P_{ki}	F_u	v_u	Δ v (F=0)	TOP	BOTTOM	$0{,}7*F_u$	v ($0.7*F_u$)	Δ v (F=0)	TOP/BOT	$0{,}5*F_u$	v_u	Δ v ($0.5*F_u$)	TOP/BOT
mm	kN	kN	mm	mm			kN	mm	mm		kN	mm	mm	
1	0,78	3,27	4,2390	4,2306	nicht auswertbar		2,29	0,6480	0,6423		1,64	4,2390	3,7170	
1,5	2,86	9,07	3,7088	3,7028	43493	44072	6,35	0,7904	0,7849	2000000	4,54	3,7088	3,2224	65719
2	7,00	18,49	3,5136	3,5066	61635	59350	12,94	0,9072	0,9017	2000000	9,25	3,5136	3,0096	89458
2,5	13,90	31,84	3,3600	3,3500	75105	71025	22,29	0,9800	0,9745	2000000	15,92	3,3600	2,8420	126560
3	23,38	49,07	3,3880	3,3707	99731	94973	34,35	0,9940	0,9885	2000000	24,54	3,3880	2,8420	166658
3,5	37,30	69,78	3,4720	3,4357	91012	68664	48,85	0,9380	0,9325	2000000	34,89	3,4720	2,8560	193003
4	55,83	93,29	3,4440	3,3704	65490	50007	65,30	0,8400	0,8345	2000000	46,65	3,4440	2,7160	249285
4,5	79,61	119,54	3,3728	3,2622	51489	40220	83,68	0,7072	0,7017	2000000	59,77	3,3728	2,5704	226681



Träger XIV-XV mit t = 1.0

Träger XIV-XV mit t = 1.5

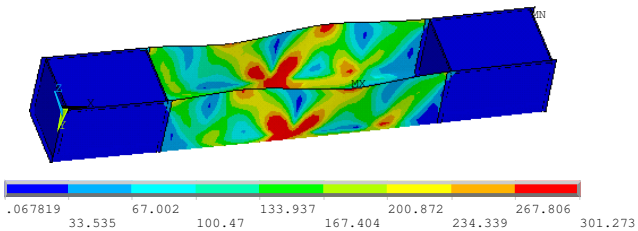


Bild A-145 σ_v

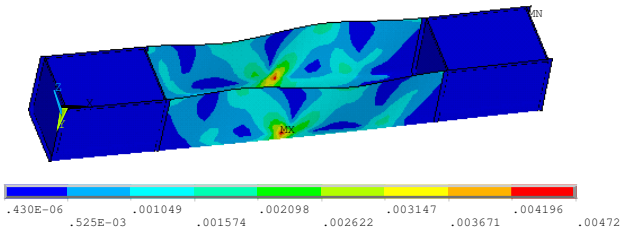


Bild A-146 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0019

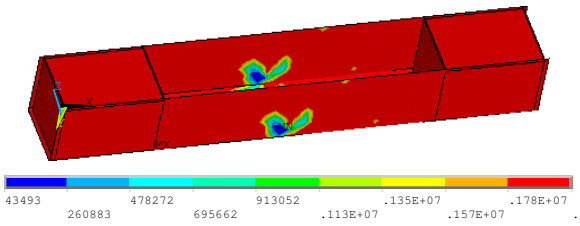


Bild A-147 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

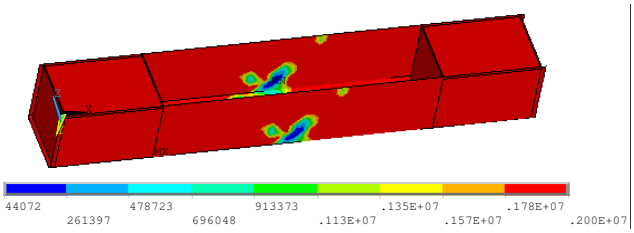


Bild A-148 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XIV-XV mit t = 2.0

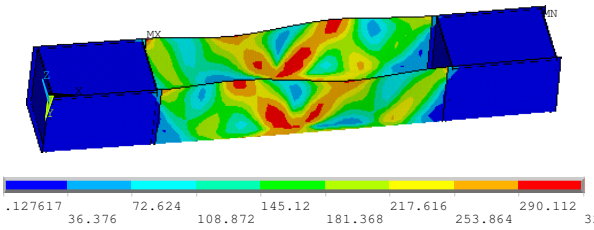


Bild A-149 σ_v

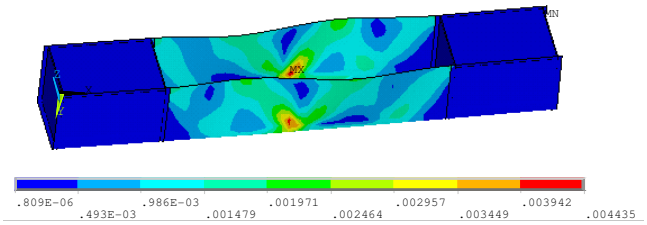


Bild A-150 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

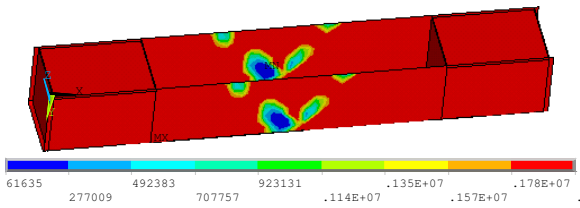


Bild A-151 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

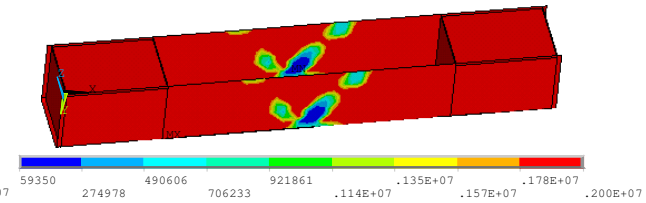


Bild A-152 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XIV-XV mit t = 2.5

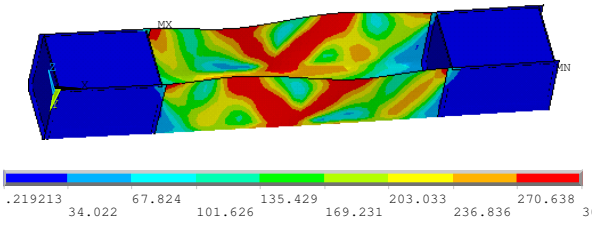


Bild A-153 σ_v

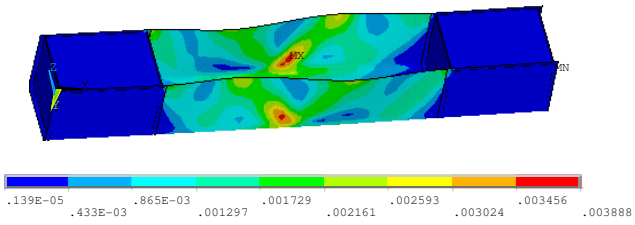


Bild A-154 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0019

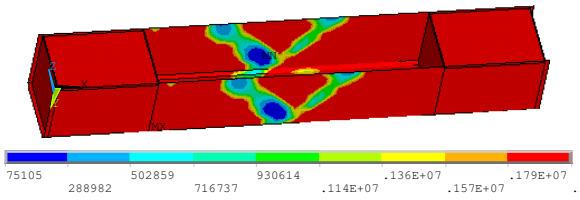


Bild A-155 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

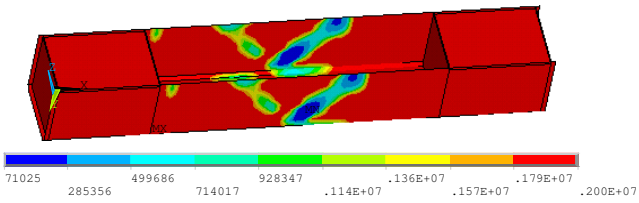


Bild A-156 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XIV-XV mit t = 3.0

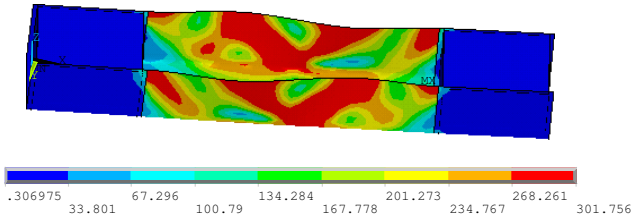


Bild A-157 σ_v

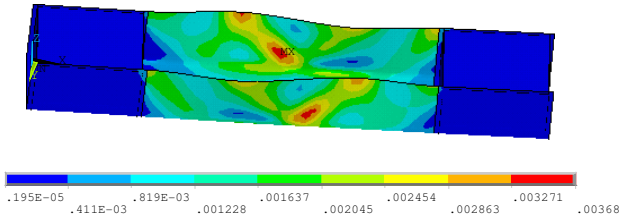


Bild A-158 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0019

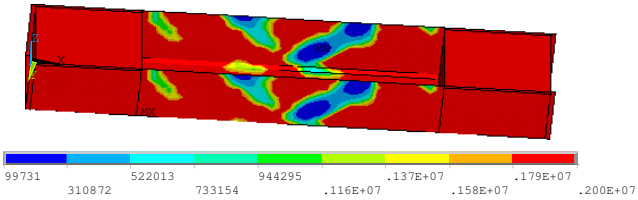


Bild A-159 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

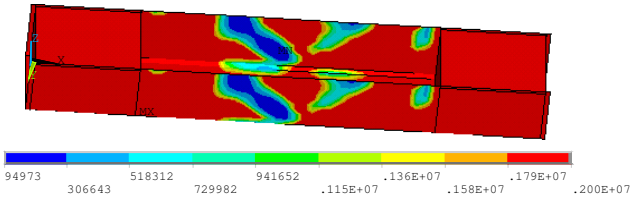


Bild A-160 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XIV-XV mit t = 3.5

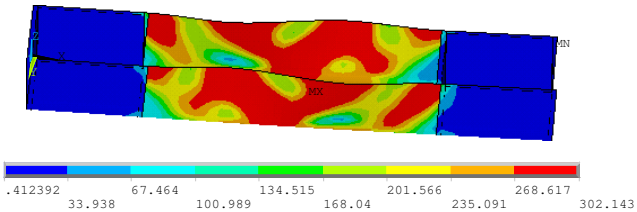


Bild A-161 σ_v

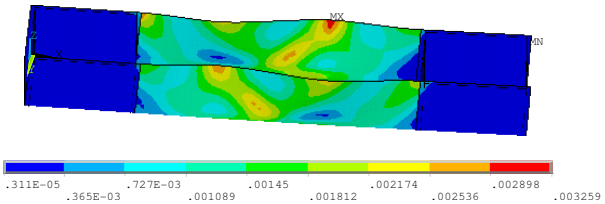


Bild A-162 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0015

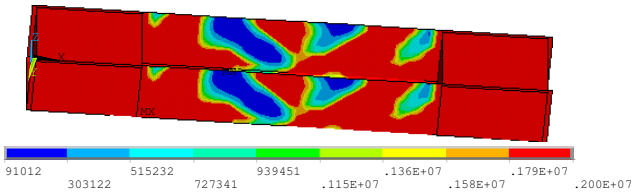


Bild A-163 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

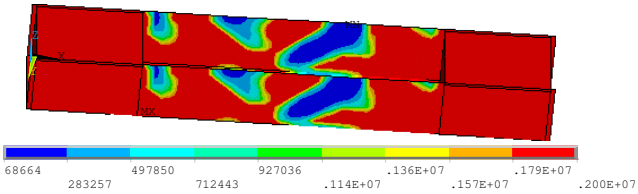


Bild A-164 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XIV-XV mit t = 4.0

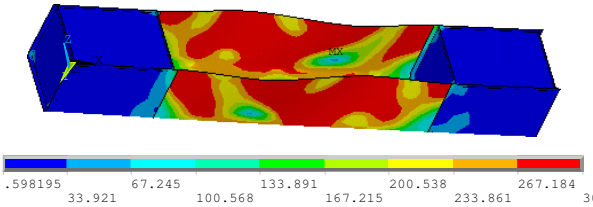


Bild A-165 σ_v

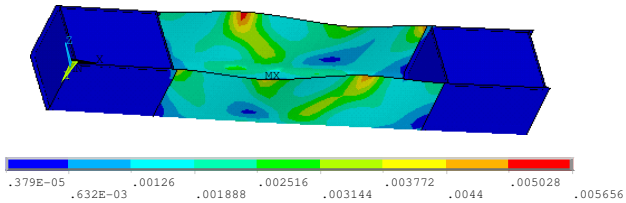


Bild A-166 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0019

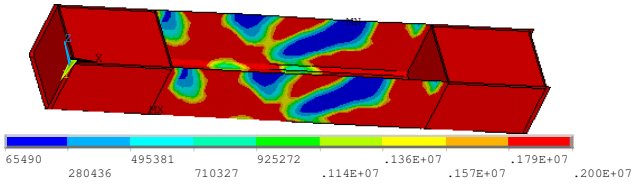


Bild A-167 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

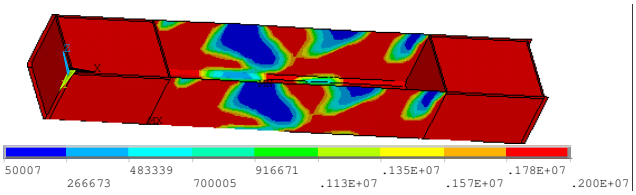


Bild A-168 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XIV-XV mit t = 4.5

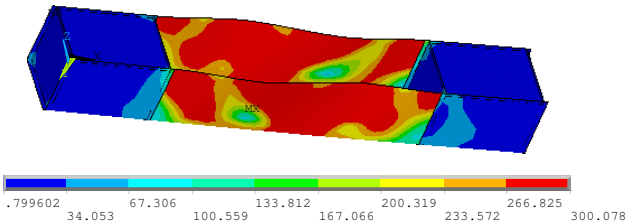


Bild A-169 σ_v

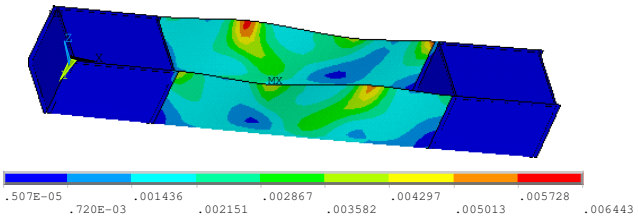


Bild A-170 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0019

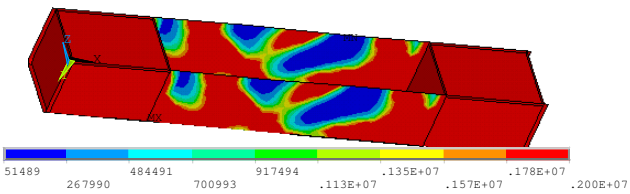


Bild A-171 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

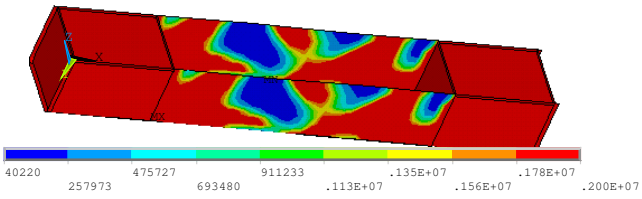
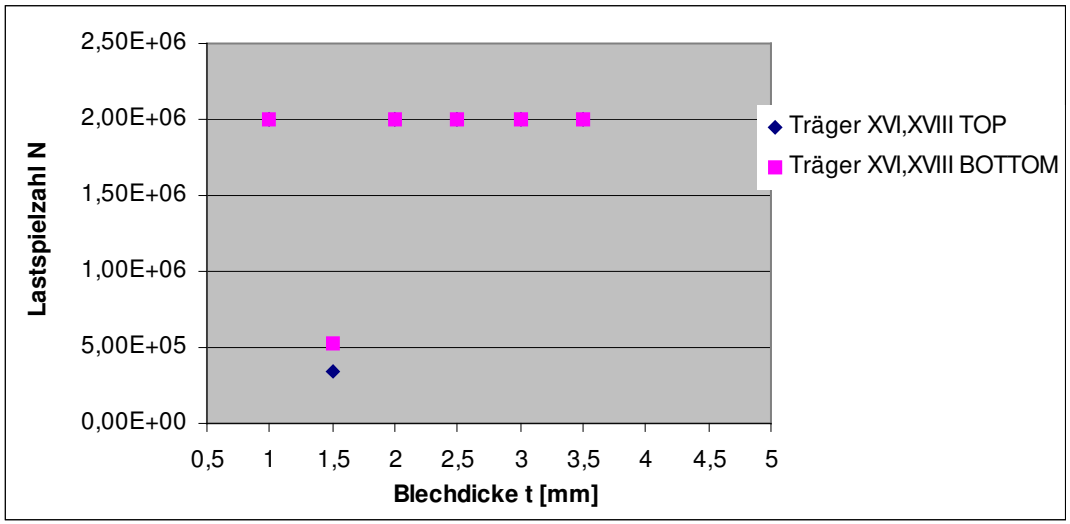


Bild A-172 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Parameteruntersuchung Träger XVI, XVIII (U stehend)

Blechdicke	Beullast	Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N		Einwirkung	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N	Einwirkung ab Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N
t	P_{ki}	F_u	v_u	Δ v (F=0)	TOP	BOTTOM	$0{,}7*F_u$	v ($0.7*F_u$)	Δ v (F=0)	TOP/BOT	$0{,}5*F_u$	v_u	Δ v ($0.5*F_u$)	TOP/BOT
mm	kN	kN	mm	mm			kN	mm	mm		kN	mm	mm	
1	1,51	10,25	1,5973	1,4490	2000000	2000000	7,18	0,7524	0,7496	2000000	5,13	1,5973	0,8241	2000000
1,5	5,17	18,89	1,7568	1,5045	341020	523221	13,22	0,7488	0,7463	2000000	9,45	1,7568	0,8222	2000000
2	12,30	29,19	1,3122	1,2838	2000000	2000000	20,43	0,7560	0,7526	2000000	14,60	1,3122	0,7558	2000000
2,5	24,30	41,87	1,3552	1,3249	2000000	2000000	29,31	0,7784	0,7750	2000000	20,94	1,3552	0,7752	2000000
3	41,48	55,96	1,3944	1,3572	2000000	2000000	39,17	0,7896	0,7861	2000000	27,98	1,3944	0,7753	2000000
3,5	65,75	72,95	1,4460	1,4084	2000000	2000000	51,07	0,8760	0,8724	2000000	36,48	1,4460	0,7751	2000000
4	97,92	95,41	1,4942											
4,5	139,08	123,95	1,6940											



Träger XVI,XVIII mit t = 1.0

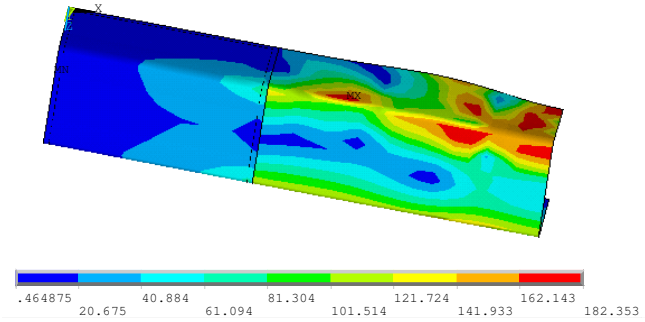


Bild A-173 σ_v

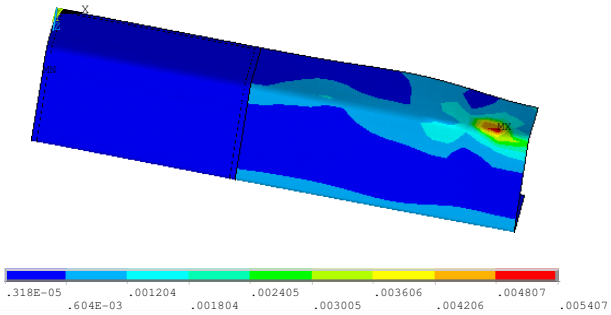


Bild A-174 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0012

$N_{TOP} = 2 \times 10^6$ Mio

Bild A-175 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

$N_{BOT} = 2 \times 10^6$ Mio

Bild A-176 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XVI,XVIII mit t = 1.5

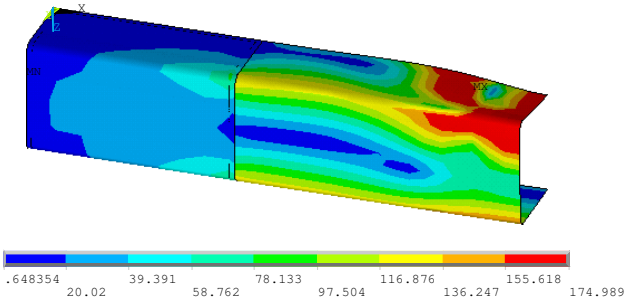


Bild A-177 σ_v

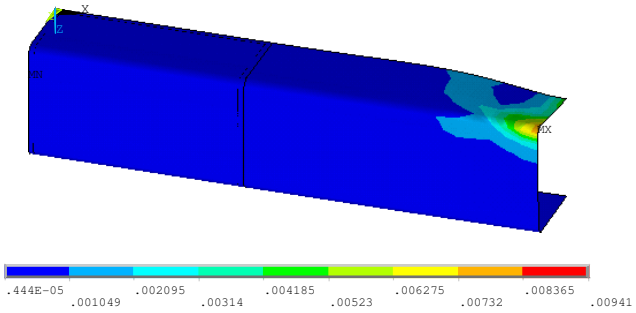


Bild A-178 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0012

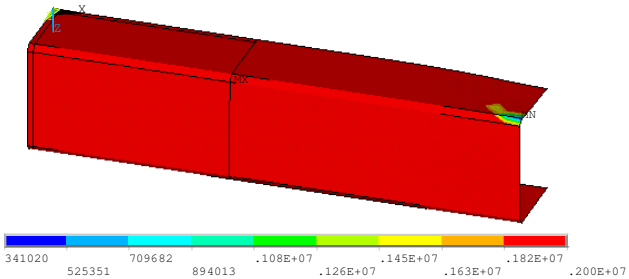


Bild A-179 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

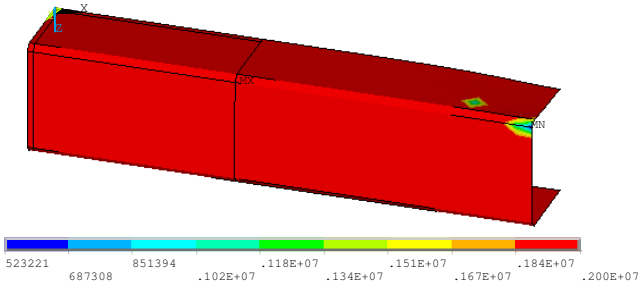


Bild A-180 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XVI,XVIII mit t = 2.0

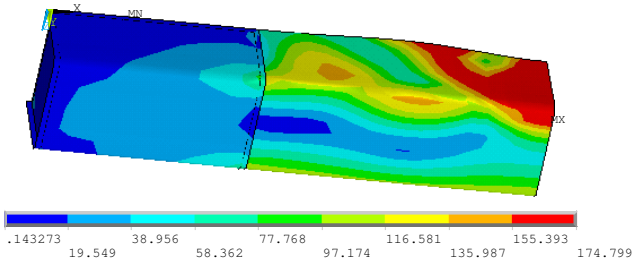


Bild A-181 σ_v

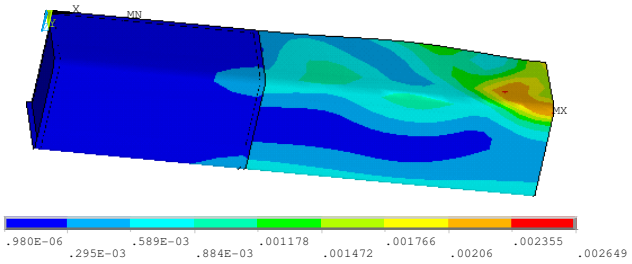


Bild A-182 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0012

$N_{TOP} = 2 \times 10^6$ Mio

Bild A-183 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

$N_{BOT} = 2 \times 10^6$ Mio

Bild A-184 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XVI,XVIII mit t = 2.5

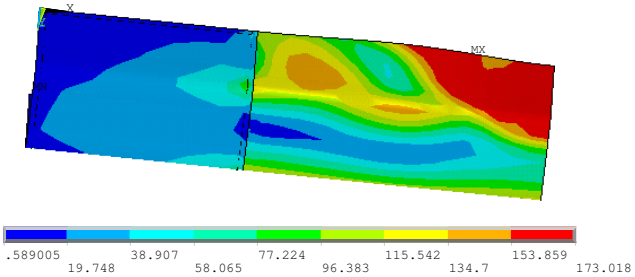


Bild A-185 σ_v

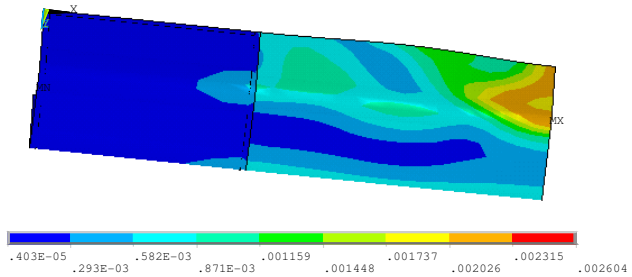


Bild A-186 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0012

$N_{TOP} = 2 \times 10^6$ Mio

Bild A-187 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

$N_{BOT} = 2 \times 10^6$ Mio

Bild A-188 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XVI,XVIII mit t = 3.0

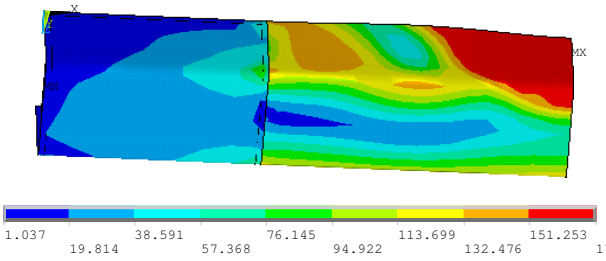


Bild A-189 σ_v

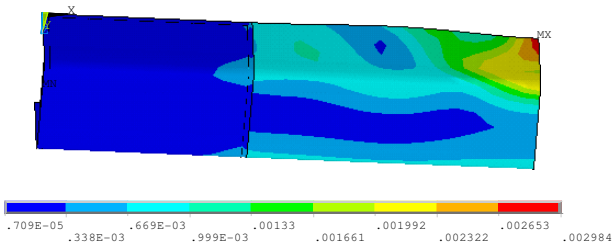


Bild A-190 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0012

$N_{TOP} = 2 \times 10^6$ Mio

Bild A-191 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

$N_{BOT} = 2 \times 10^6$ Mio

Bild A-192 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XVI,XVIII mit t = 3.5

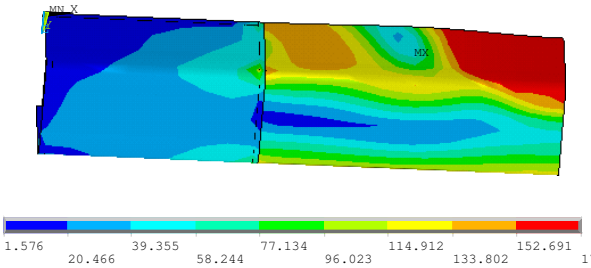


Bild A-193 σ_v

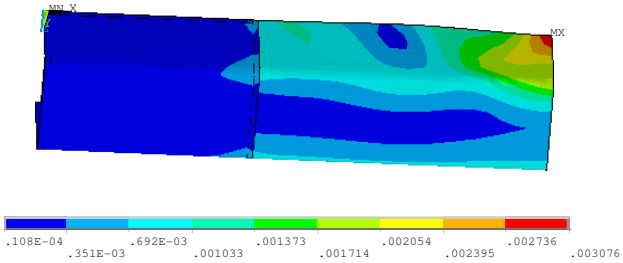


Bild A-194 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0012

$N_{TOP} = 2 \times 10^6$ Mio

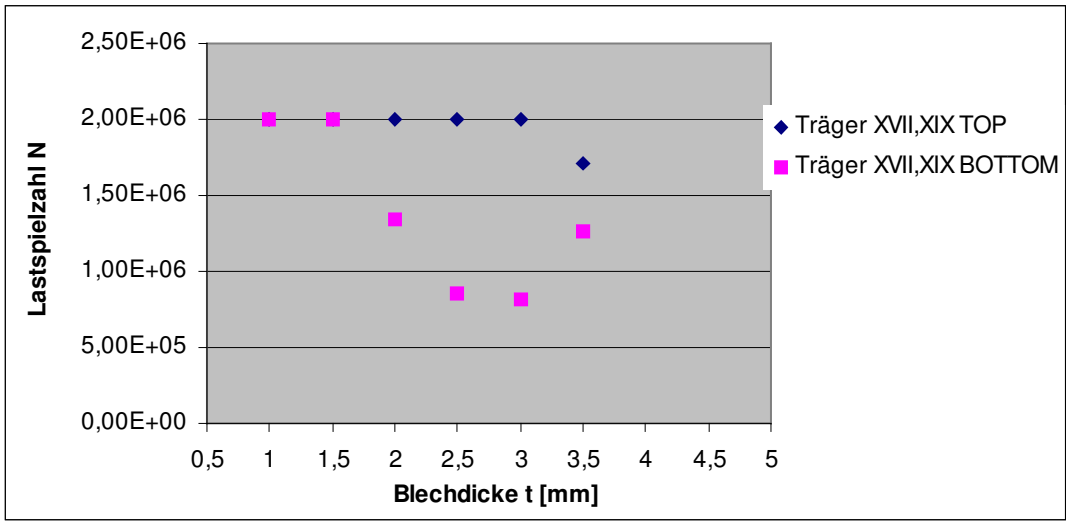
Bild A-195 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

$N_{BOT} = 2 \times 10^6$ Mio

Bild A-196 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Parameteruntersuchung Träger XVII, XIX (U liegend)

Blechdicke	Beullast	Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N		Einwirkung	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N	Einwirkung ab Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N
t	P_{ki}	F_u	v_u	Δ v (F=0)	TOP	BOTTOM	$0{,}7*F_u$	v ($0.7*F_u$)	Δ v (F=0)	TOP/BOT	$0{,}5*F_u$	v_u	Δ v ($0.5*F_u$)	TOP/BOT
mm	kN	kN	mm	mm			kN	mm	mm		kN	mm	mm	
1	0,65	2,10	4,1968	4,1683	2000000	2000000	1,47	1,2040	1,2020	2000000	1,05	4,1968	3,4400	2000000
1,5	2,32	5,53	4,1664	4,1274	2000000	2000000	3,87	1,4448	1,4418	2000000	2,77	4,1664	3,3264	2000000
2	5,62	10,27	4,2064	4,1038	2000000	1345216	7,19	1,2672	1,2651	2000000	5,14	4,2064	3,2208	2000000
2,5	11,09	16,05	3,9984	3,8203	2000000	857842	11,24	0,9576	0,9562	2000000	8,03	3,9984	2,9064	2000000
3	19,27	23,04	3,7544	3,4862	2000000	819742	16,13	0,9424	0,9410	2000000	11,52	3,7544	2,5230	2000000
3,5	30,67	31,44	2,7664	2,5871	1704174	1266982	22,01	1,0752	1,0683	2000000	15,72	2,7664	1,7484	2000000
4	45,83	42,43	2,4400											
4,5	65,27	55,62	2,6096											



Träger XVII,XIX mit t = 1.0

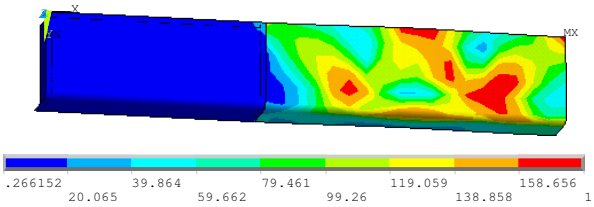


Bild A-197 σ_v

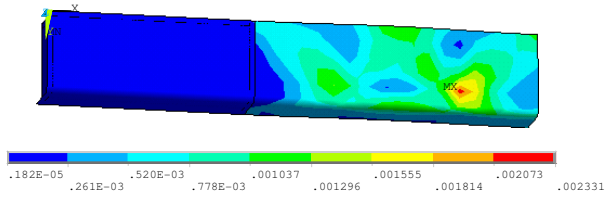


Bild A-198 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0012

$N_{TOP} = 2 \times 10^6$ Mio

Bild A-199 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

$N_{BOT} = 2 \times 10^6$ Mio

Bild A-200 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XVII,XIX mit t = 1.5

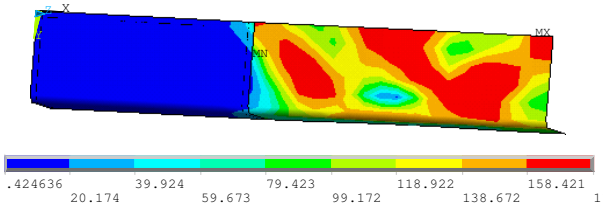


Bild A-201 σ_v

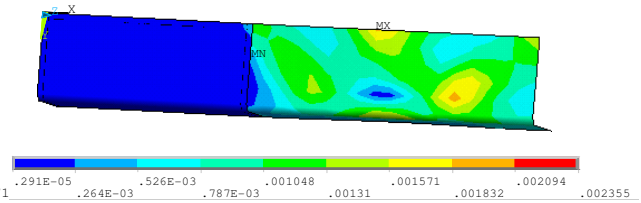


Bild A-202 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0012

$N_{TOP} = 2 \times 10^6$ Mio

Bild A-203 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

$N_{BOT} = 2 \times 10^6$ Mio

Bild A-204 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XVII,XIX mit t = 2.0

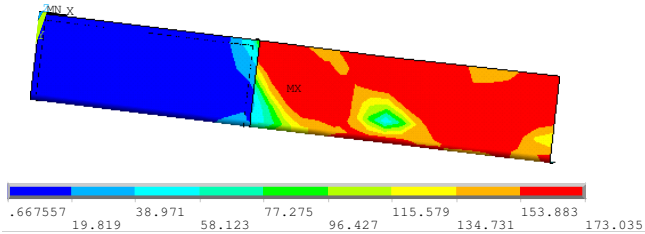


Bild A-205 σ_v

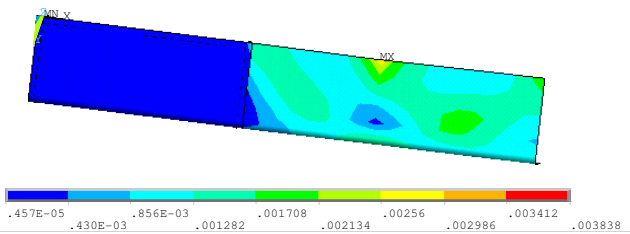


Bild A-206 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0012

$N_{TOP} = 2 \times 10^6$ Mio

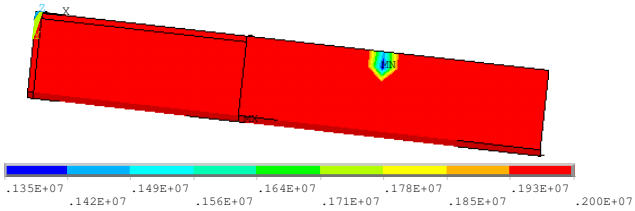


Bild A-207 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

Bild A-208 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XVII,XIX mit t = 2.5

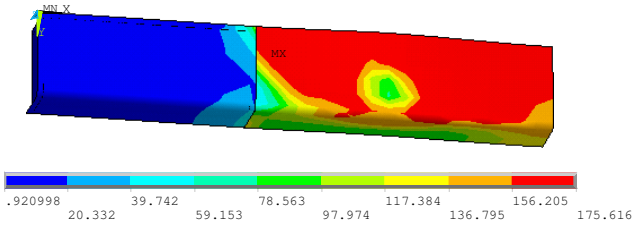


Bild A-209 σ_v

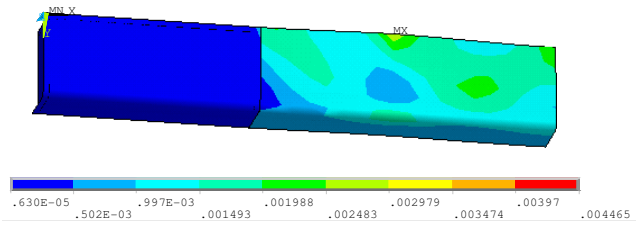


Bild A-210 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0012

$N_{TOP} = 2 \times 10^6$ Mio

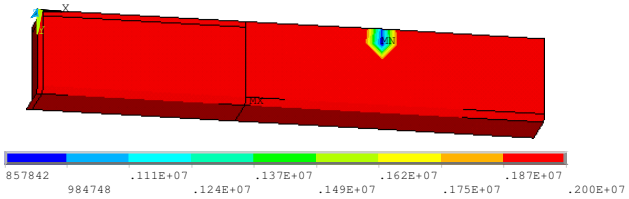


Bild A-211 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

Bild A-212 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XVII,XIX mit t = 3.0

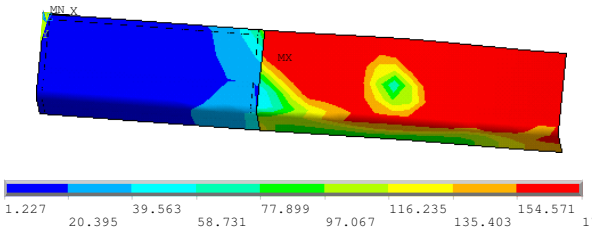


Bild A-213 σ_v

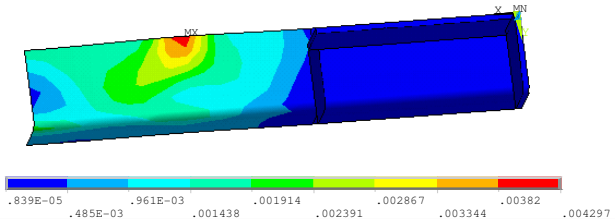


Bild A-214 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0012

$N_{TOP} = 2 \times 10^6$ Mio

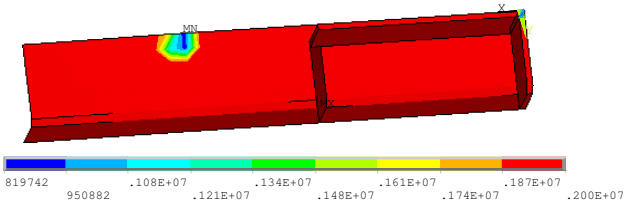


Bild A-215 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

Bild A-216 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XVII,XIX mit t = 3.5

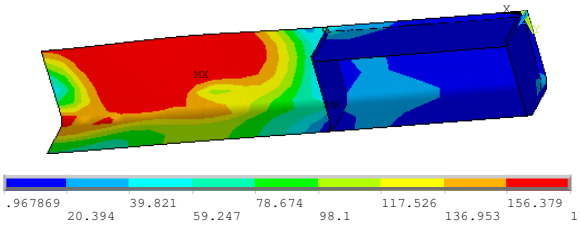


Bild A-217 σ_v

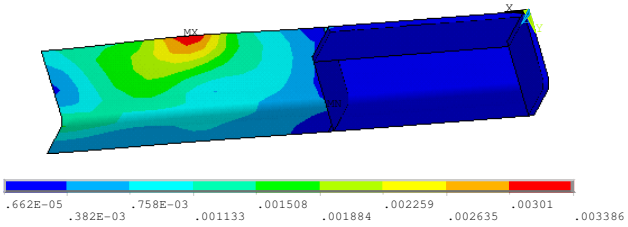


Bild A-218 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0012

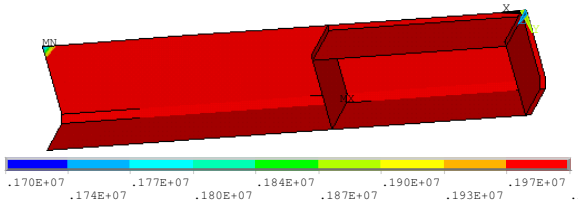


Bild A-219 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

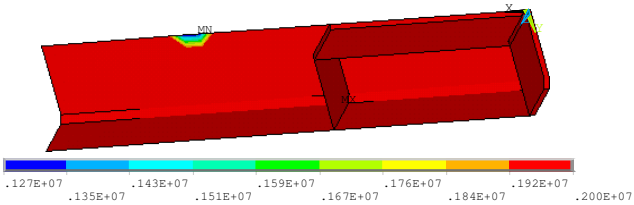
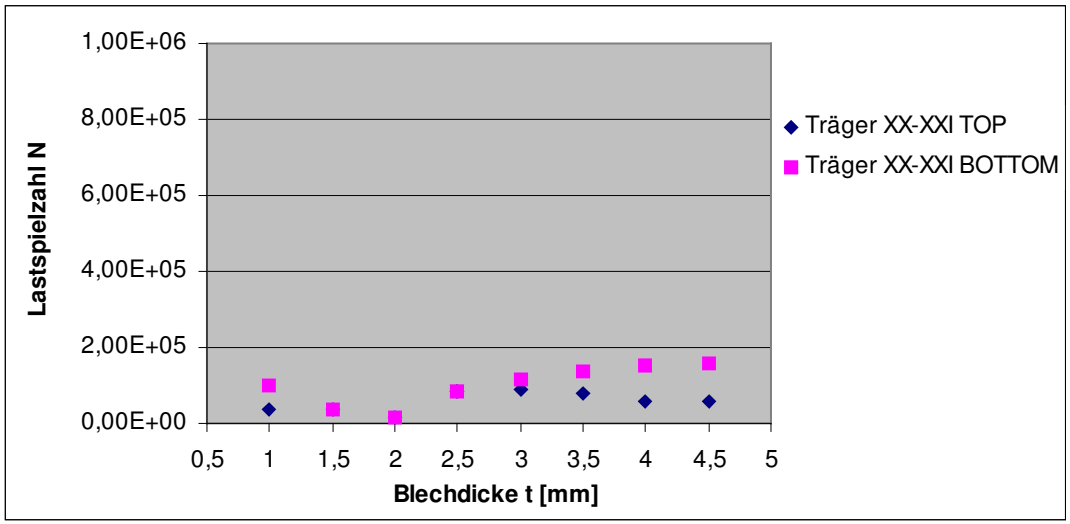


Bild A-220 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Parameteruntersuchung Träger XX- XXI (U stehend)

Blechdicke	Beullast	Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N		Einwirkung	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N	Einwirkung ab Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N
t	P_{ki}	F_u	v_u	Δ v (F=0)	TOP	BOTTOM	$0{,}7*F_u$	v ($0.7*F_u$)	Δ v (F=0)	TOP/BOT	$0{,}5*F_u$	v_u	Δ v ($0.5*F_u$)	TOP/BOT
mm	kN	kN	mm	mm			kN	mm	mm		kN	mm	mm	
1	1,64	14,79	2,3232	2,2126	38600	101172	10,35	1,1712	1,1684	662968	7,40	2,3232	1,3103	428219
1,5	5,60	28,23	2,6136	2,3812	36581	38217	19,76	1,2096	1,2070	903053	14,12	2,6136	1,3486	571959
2	13,30	43,29	2,904*	2,4905	16505	18178	30,30	1,1880	1,1857	2000000	21,65	2,904*	1,3823	225496
2,5	25,98	61,65	2,1472	2,1093	82205	84188	43,16	1,2320	1,2287	2000000	30,83	2,1472	1,2539	603983
3	44,84	83,37	2,2172	2,1779	91916	118139	58,36	1,2696	1,2664	2000000	41,69	2,2172	1,2948	811043
3,5	71,06	106,43	2,2632	2,2173	78220	138091	74,50	1,2788	1,2755	2000000	53,22	2,2632	1,2946	709316
4	105,84	132,50	2,3424	2,2836	58578	150397	92,75	1,3344	1,3311	2000000	66,25	2,3424	1,3024	541687
4,5	150,31	162,97	2,4010	2,3485	59650	157056	114,08	1,4602	1,4566	2000000	81,49	2,4010	1,2965	464131



*lange Plastizierungsphase an der Traglast

Träger XX-XXI mit t = 1.0

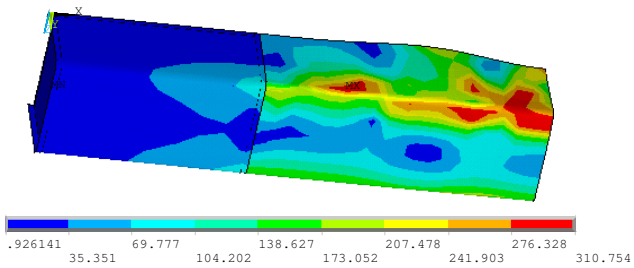


Bild A-221 σ_v

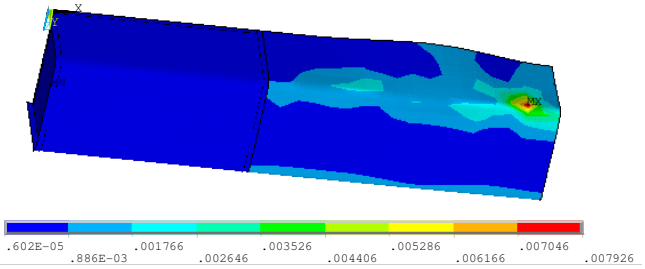


Bild A-222 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

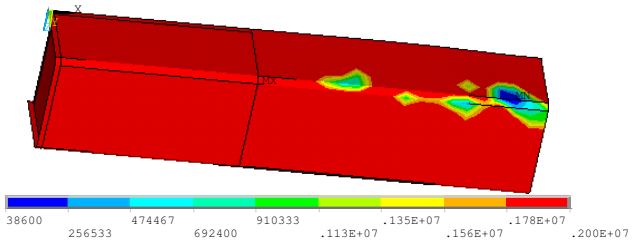


Bild A-223 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

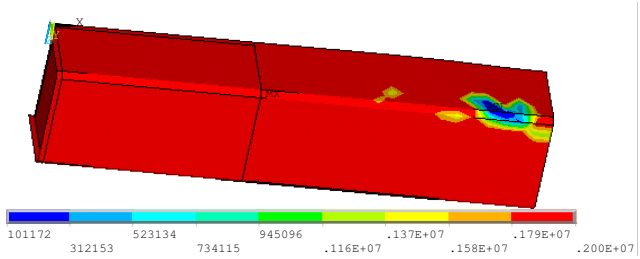


Bild A-224 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XX-XXI mit t = 1.5

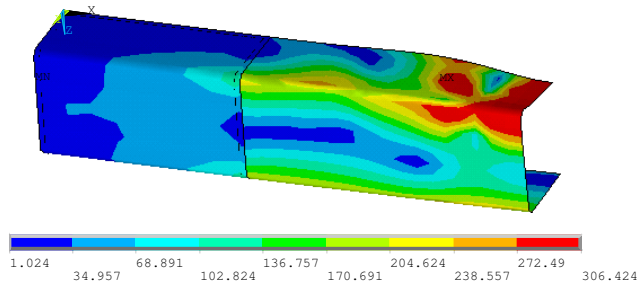


Bild A-225 σ_v

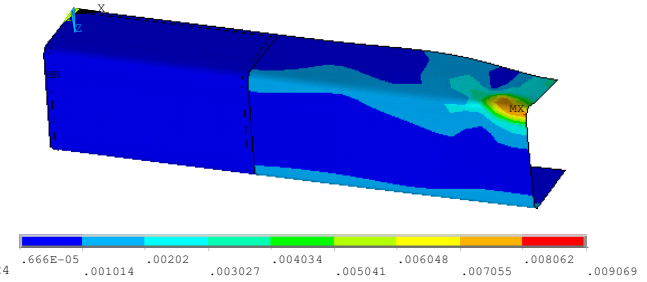


Bild A-226 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

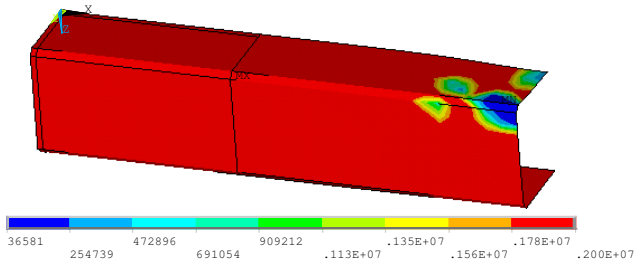


Bild A-227 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

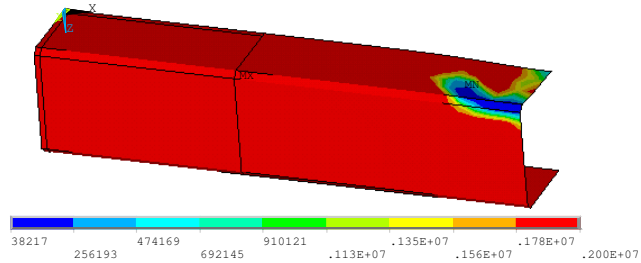


Bild A-228 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XX-XIX mit t = 2.0

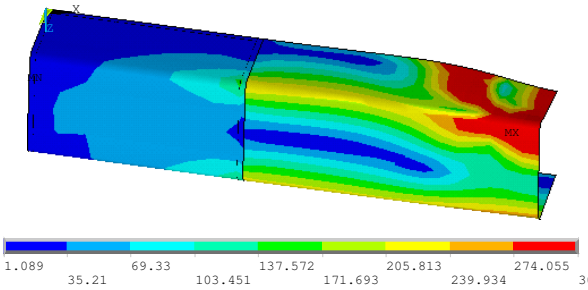


Bild A-229 σ_v

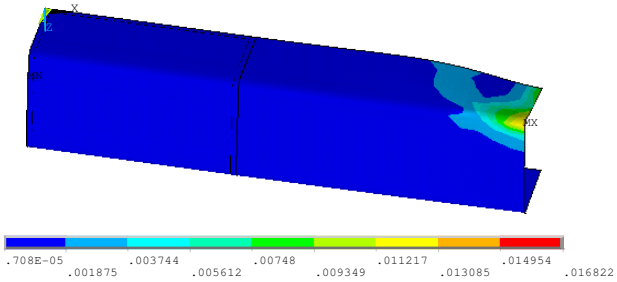


Bild A-230 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

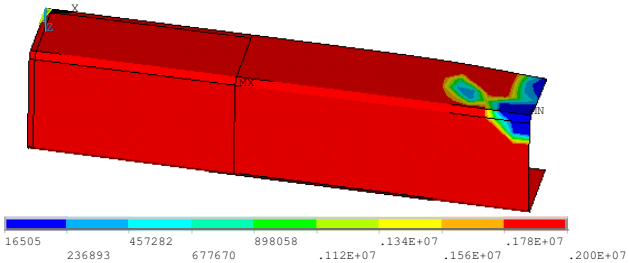


Bild A-231 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

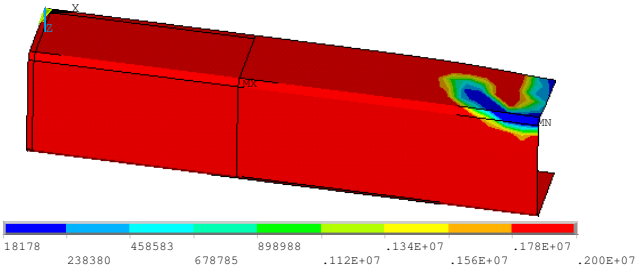


Bild A-232 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XX-XXI mit t = 2.5

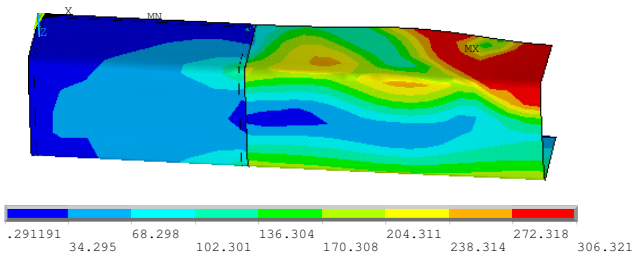


Bild A-233 σ_v

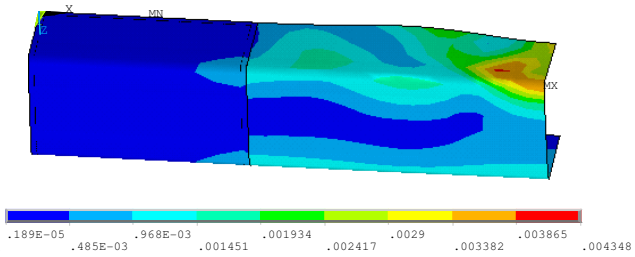


Bild A-234 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

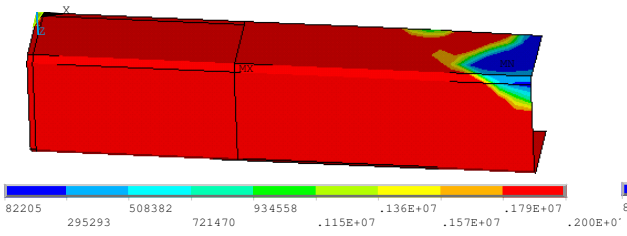


Bild A-235 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

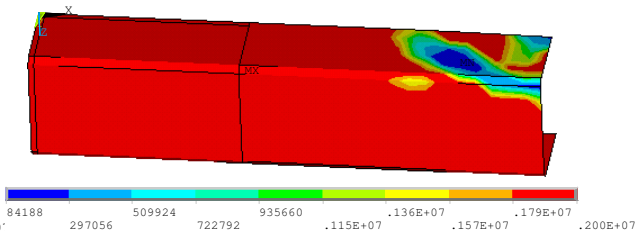


Bild A-236 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XX-XXI mit t = 3.0

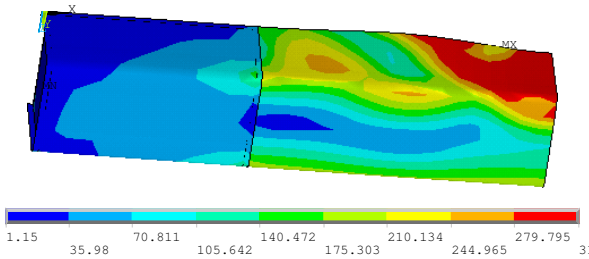


Bild A-237 σ_v

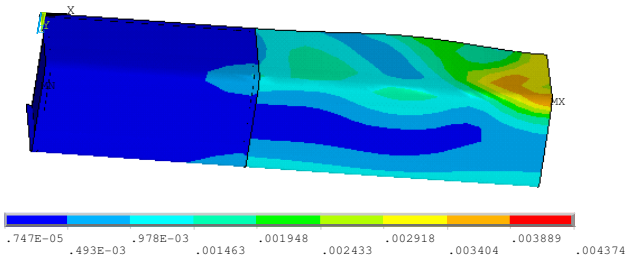


Bild A-238 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

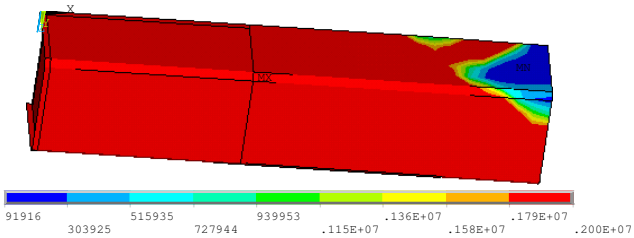


Bild A-239 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

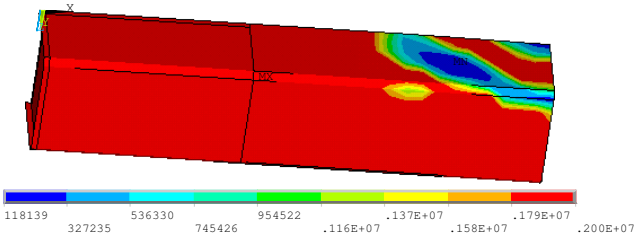


Bild A-240 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XX-XXI mit t = 3.5

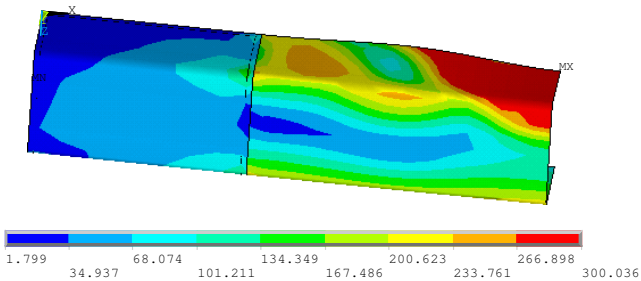


Bild A-241 σ_v

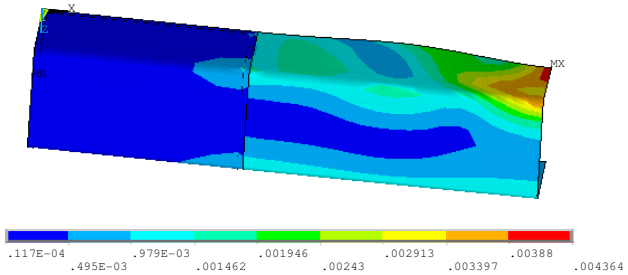


Bild A-242 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

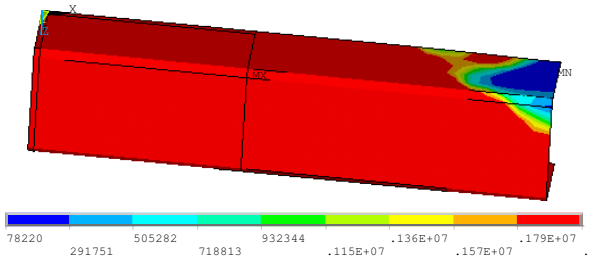


Bild A-243 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

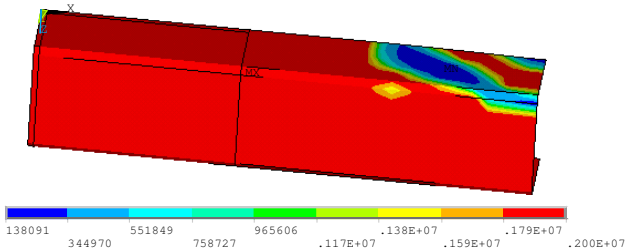


Bild A-244 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XX-XXI mit t = 4.0

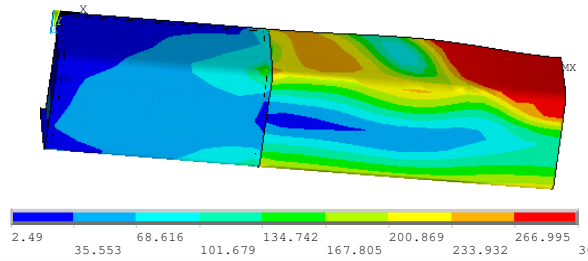


Bild A-245 σ_v

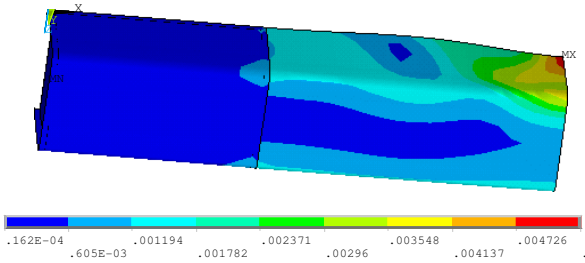


Bild A-246 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

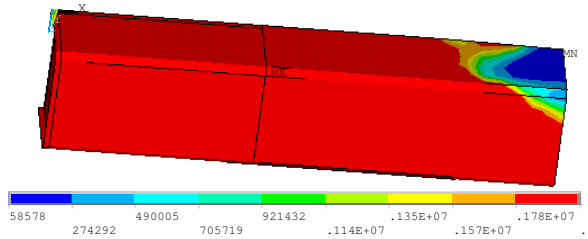


Bild A-247 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

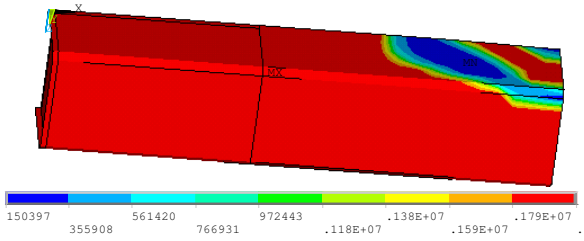


Bild A-248 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XX-XXI mit t = 4.5

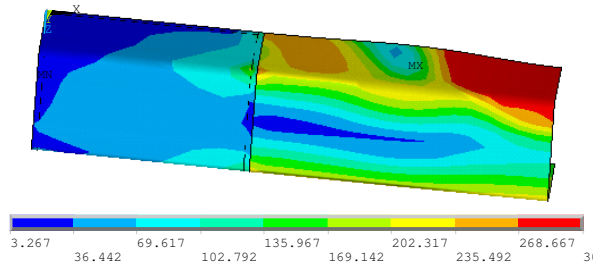


Bild A-249 σ_v

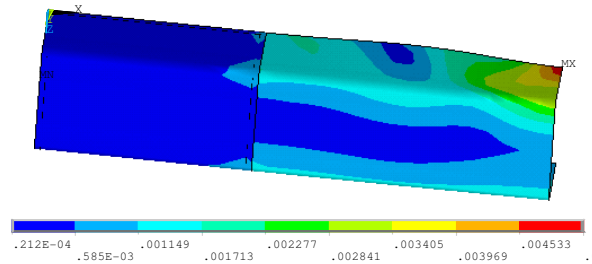


Bild A-250 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

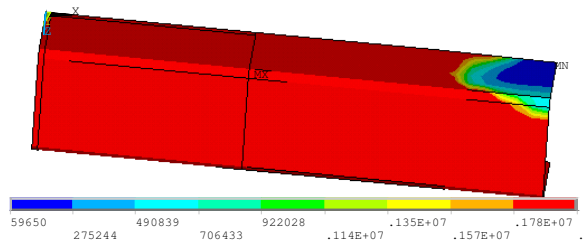


Bild A-251 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

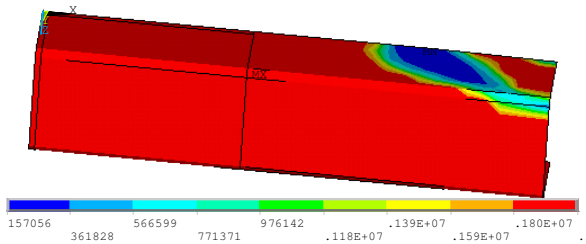
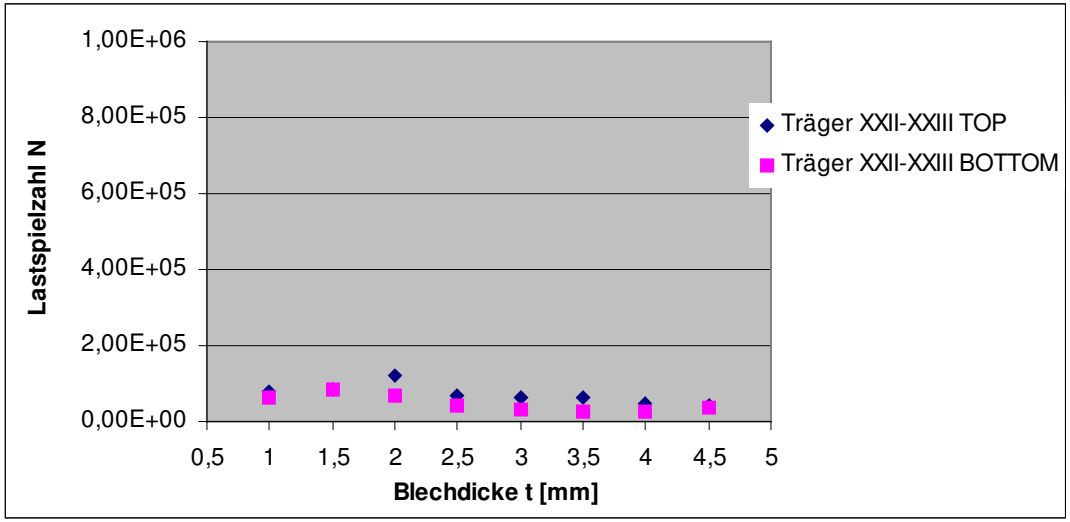


Bild A-252 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Parameteruntersuchung Träger XXII- XXIII (U liegend)

Blechdicke	Beullast	Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N		Einwirkung	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N	Einwirkung ab Traglast	Verschiebung	Verschiebungs-differenz Δ v	Lastspielzahl N
t	P_{ki}	F_u	v_u	Δ v (F=0)	TOP	BOTTOM	0,7*F_u	v (0.7*F_u)	Δ v (F=0)	TOP/BOT	0,5*F_u	v_u	Δ v (0.5*F_u)	TOP/BOT
mm	kN	kN	mm	mm			kN	mm	mm		kN	mm	mm	
1	0,69	2,57	7,3800	7,3532	77567	63229	1,80	1,7400	1,7358	2000000	1,29	7,3800	6,3173	129661
1,5	2,45	6,86	6,8880	6,8583	83270	84565	4,80	2,1560	2,1507	2000000	3,43	6,8880	5,7033	183729
2	5,94	13,51	7,0148	6,9612	120142	68429	9,46	2,3572	2,3515	2000000	6,76	7,0148	5,6679	432164
2,5	11,71	21,75	7,0148	6,8830	67384	40472	15,23	2,1016	2,0966	*1778048	10,88	7,0148	5,4996	265693
3	20,34	31,35	6,6732	6,4621	62553	31961	21,95	1,6616	1,6574	2000000	15,68	6,6732	5,0716	190497
3,5	32,37	42,69	6,5472	6,2045	60570	27636	29,88	1,4520	1,4482	2000000	21,35	6,5472	4,6616	164113
4	48,37	55,63	6,1504	5,7018	46948	28083	38,94	1,5872	1,5828	2000000	27,82	6,1504	4,1364	165630
4,5	68,87	70,79	4,6272	4,3455	43612	36634	49,55	1,8048	1,7983	2000000	35,40	4,6272	2,9429	179904

*an der Schnittkante


1,00E+06
8,00E+05
6,00E+05
4,00E+05
2,00E+05
0,00E+00
Lastspielzahl N
0,5
1
1,5
2
2,5
3
3,5
4
4,5
5
Blechdicke t [mm]
Träger XXII-XXIII TOP
Träger XXII-XXIII BOTTOM

Träger XXII-XXIII mit t = 1.0

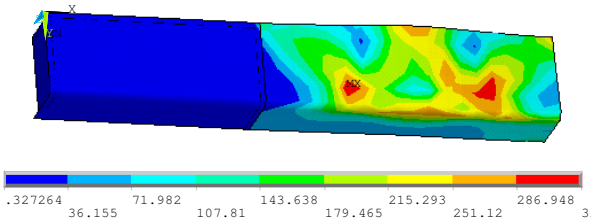


Bild A-253 σ_v

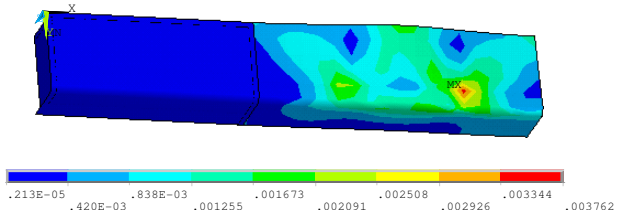


Bild A-254 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0021

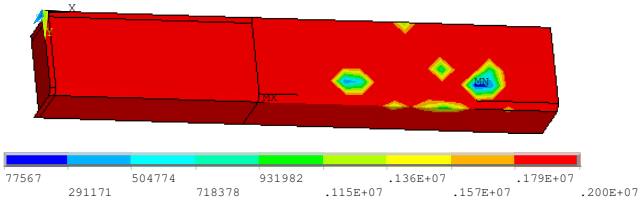


Bild A-255 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

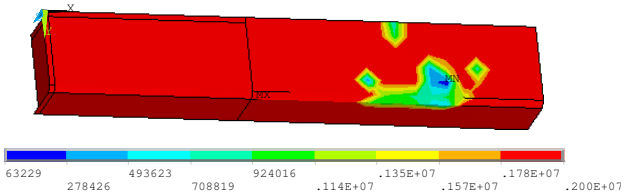


Bild A-256 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XXII-XXIII mit t = 1.5

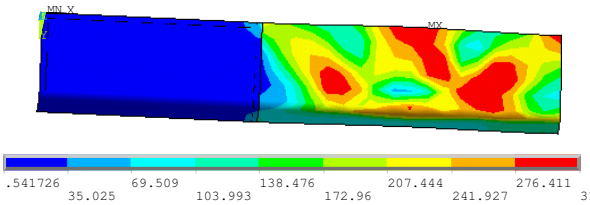


Bild A-257 σ_v

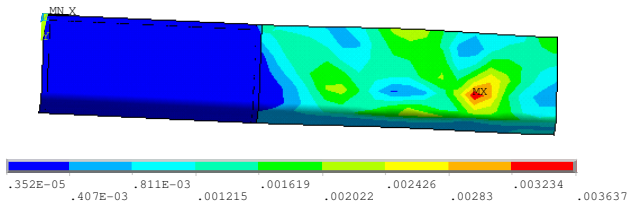


Bild A-258 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

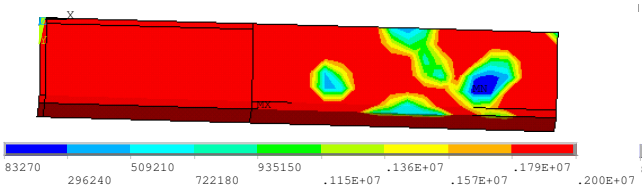


Bild A-259 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

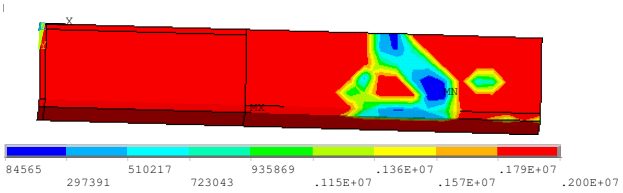


Bild A-260 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XXII-XXIII mit t = 2.0

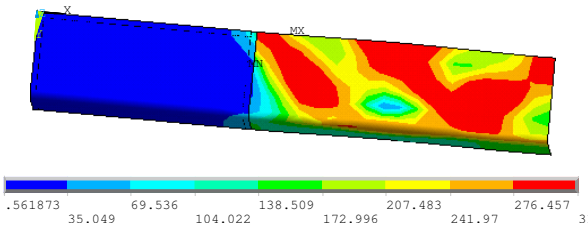


Bild A-261 σ_v

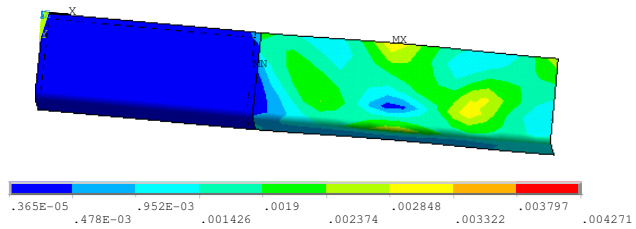


Bild A-262 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

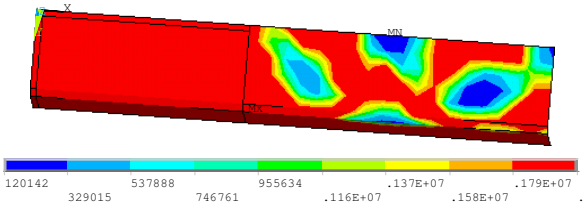


Bild A-263 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

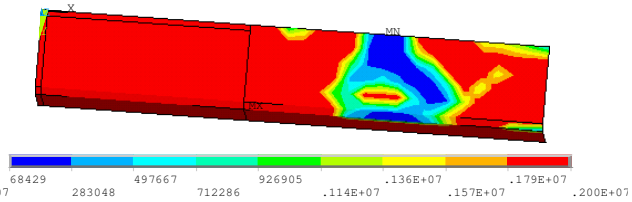


Bild A-264 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XXII-XXIII mit t = 2.5

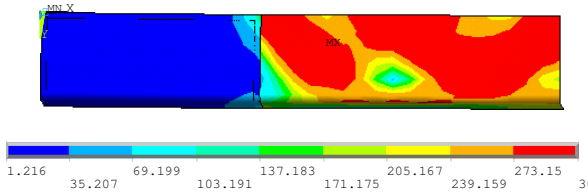


Bild A-265 σ_v

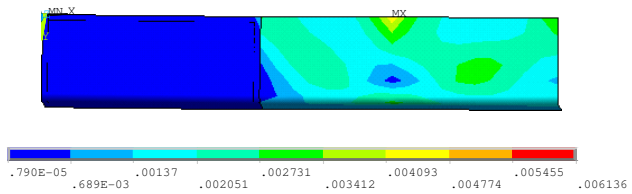


Bild A-266 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

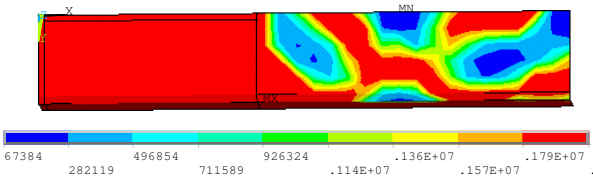


Bild A-267 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

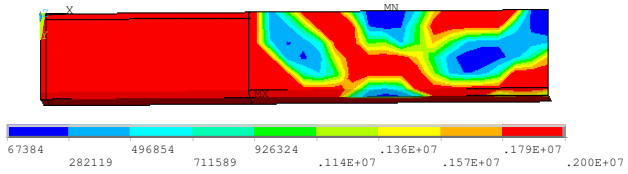


Bild A-268 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XXII-XXIII mit t = 3.0

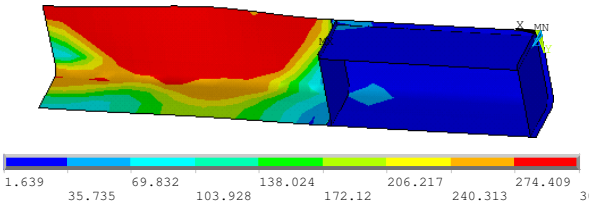


Bild A-269 σ_v

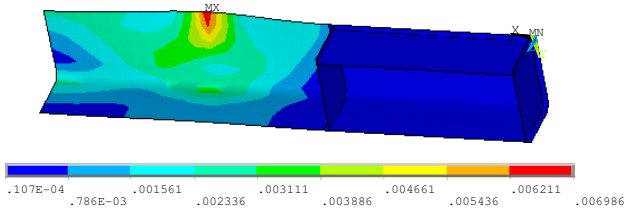


Bild A-270 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

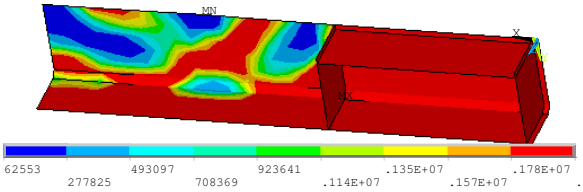


Bild A-271 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

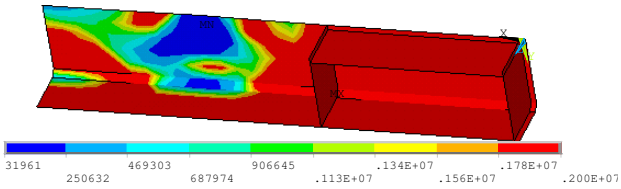


Bild A-272 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XXII-XXIII mit t = 3.5

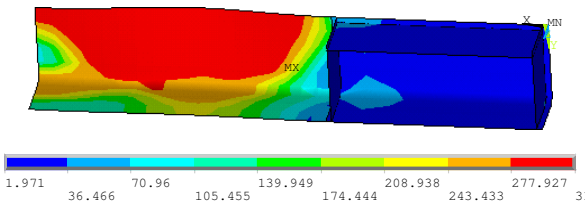


Bild A-273 σ_v

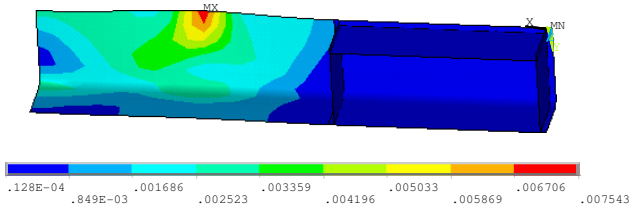


Bild A-274 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

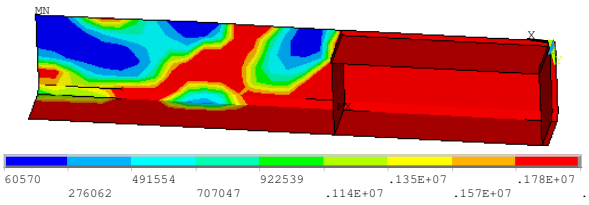


Bild A-275 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

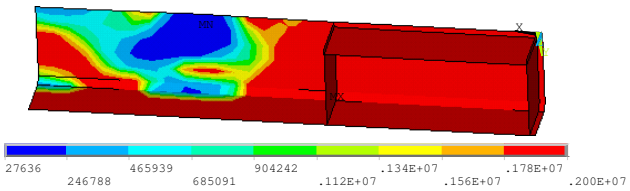


Bild A-276 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XXII-XXIII mit t = 4.0

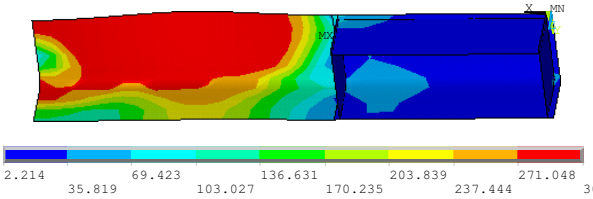


Bild A-277 σ_v

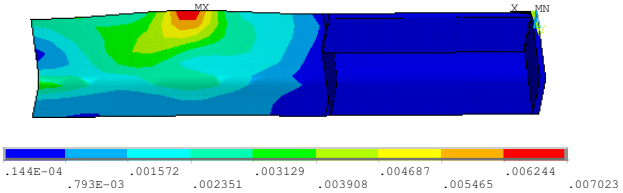


Bild A-278 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

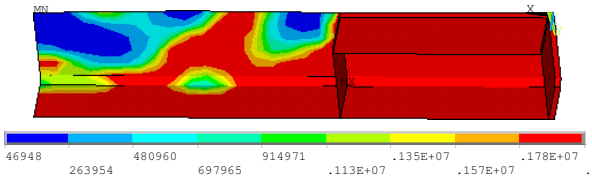


Bild A-279 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

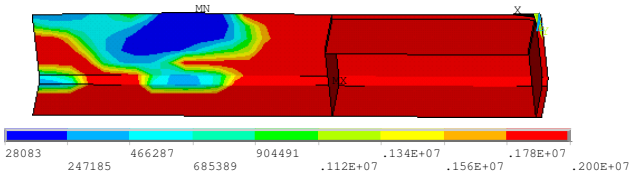


Bild A-280 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

Träger XXII-XXIII mit t = 4.5

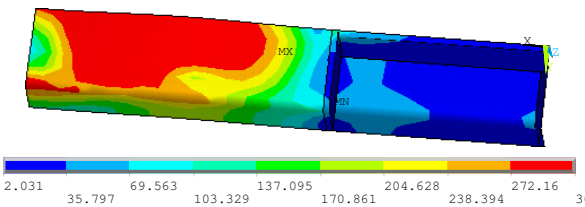


Bild A-281 σ_v

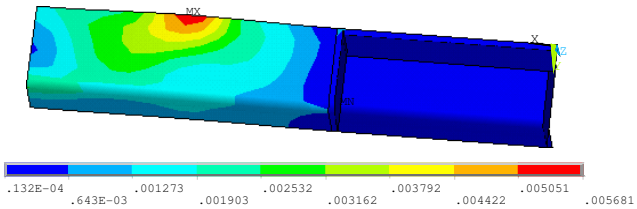


Bild A-282 $\varepsilon_v = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ mit max ε_{el} = 0,0020

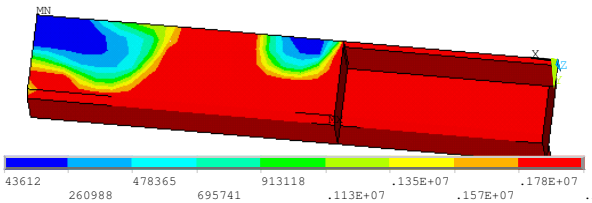


Bild A-283 Anrißlastspielzahl Oberseite N_{TOP}

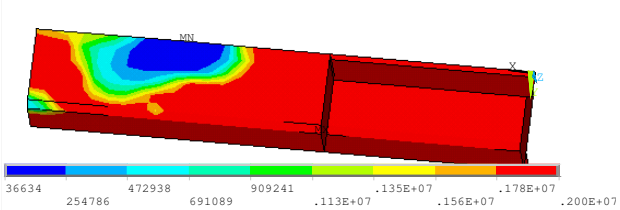


Bild A-284 Anrißlastspielzahl Unterseite N_{BOTTOM}

LEBENSLAUF

Name:	Katrin Gläßer
Geburtsdatum:	14.05.1969
Geburtsort:	Marienberg
Familienstand:	Verheiratet, 1 Kind

1975 - 1985	Besuch der Polytechnischen Oberschule in Stendal und Königs Wusterhausen
1985 - 1987	Besuch der Erweiterten Oberschule in Marienberg, Abitur im Sommer 1987
1987 - 1988	Baustellenpraktikum
1988 - 1996	Studium des Bauingenieurwesen an der TH Leipzig und der TU Berlin, Diplom im April 1996
1993 - 1995	Tutorin am Fachbereich Mathematik der TU Berlin
1995	Studentische Angestellte der IG von Halász in Berlin
1996 - 2000	Statikerin bei der Stahlbau Engineering Hannover GmbH in Hannover
2000	Ausbildung zum Schweißfachingenieur SFI, EWE
2000 - 2005	Wissenschaftliche Mitarbeiterin am Fachgebiet Stahlbau der TU Berlin
seit 2005	Freie Mitarbeiterin im Ingenieurbüro WINTER in Hülsede