

Strukturmechanische Bewertung von Rohrleitungskomponenten und -systemen in Energiewandlungsanlagen unter Berücksichtigung der realen Werkstoffcharakteristik

Von der Fakultät Energie-, Verfahrens- und Biotechnik der Universität Stuttgart zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.) genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von Dipl.-Ing. Alexander Mutz,
geboren in Böblingen, Baden-Württemberg

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. habil. Eberhard Roos, MPA Universität Stuttgart

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Eckart Laurien, IKE Universität Stuttgart

Tag der mündlichen Prüfung: 12.01.2011

2011

Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart

Danksagung

Ich danke Allen, die zum Gelingen der vorliegenden Arbeit beigetragen haben.

Herr Prof. Dr.-Ing. habil. Eberhard Roos und Herr Dr.-Ing. Karl-Heinz Herter haben mich fachlich besonders gut unterstützt. Danke.

Herrn Dr.-Ing. Günter König und der EnBW danke ich für die finanzielle und organisatorische Unterstützung.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Laurien danke ich für die Übernahme des Koreferats.

Meiner lieben Frau Birgit danke ich für die hingenommenen Entbehrungen und die treue Unterstützung.

Meiner Mutter und meinem Vater danke ich für alle Mühen.

Meinen geliebten Kindern Anton und Jannik danke ich für die Motivation.

Alexander Mutz

Abstract

The present report is a basis for the development of new methods based on the limitation of strains and contributes to the better utilization of the load carrying capacities of piping materials without loss in safety. Within this report strain limitation is understood to be the limitation of strains rather than stresses to cover design loads. The basis are results of experiments developed at the Materials Testing Institute (MPA), Universität Stuttgart.

The aim of a stress validation is the verification of the integrity of the candidate piping system. The integrity is proven for the total lifetime if the component may withstand all operational and upset loading conditions based on specified as well as monitored load cycles. Thereby the stresses and strains in a component shall be limited to values which guarantee that elastic and plastic deformations are within allowable limits. The codes and standards to calculate stresses and strains must contain tools which are appropriate for theoretical and experimental stress analysis. Considering realistic material models, elastic-plastic material characteristics can be involved in the calculation, which allows a better utilization of the material without loss in safety. The structural verification of piping systems on the basis of a concept on strain limitation is useful. However, the validation of piping systems considering strain limitations is usually not used in common calculation codes because of its time and money consuming nature.

Using a concept on strain limitation for components manufactured from ductile materials, an essential question concerns the multiaxiality of stress state. It can be used to determine the possibility of deformations on a component. If the multiaxiality of stress state exceeds a critical value, plastic deformations are restricted. The question arises which level of multiaxiality of stress state occurs and to what extent the possibility of deformation is limited.

Herein the multiaxiality of stress state is first examined in straight pipes under pure pressure and bending. Therefore pipes with different diameters and wall thicknesses were analysed using the finite element method and an elastic plastic material characteristic. For the verification of the multiaxiality of stress state, the coefficient of multiaxiality q by Clausmeyer is evaluated for highly stressed areas. In general the deformation behaviour of a component is restricted for low q values, whereas for higher q values the deformation behaviour increases. The calculated q values for the straight pipes showed acceptable values. Further investigations on pipes using finite elements with elastic plastic material characteristics were focussed on the total strains on the outer (bend) surface of the pipes. The calculated strains are plotted versus the applied bending moment, the ratio of pipe diameter as well as the bending angle. Thus it is possible to compare for defined loading conditions the calculated stresses based on an elastic material characteristic with the total strain of an elastic plastic calculation. The calculations were validated using the experiment results.

Furthermore the transferability of experiment results gained using straight pipes under bending to a piping system was examined. The results of finite element analysis of straight pipes were compared to the results of the piping system. It arises that the load carrying and the deformation behaviour of experiments with straight pipes are not directly transferable to the piping system. The reasons are different strains and deformations due to different boundary conditions for straight pipes within the experiments and the piping system. Moreover for the piping system torsional loading can be supposed, whereas the experiments performed at MPA are loaded without torsion.

The determination of allowable loads in piping systems normally is realized on the basis of a limitation of fictitious elastic stresses. A comparison of the results of a fictitious elastic calculation for the piping system with the results developed with more realistic material models was only done exemplarily. The comparison of the results of calculations based on elastic and elastic plastic material characteristics gives information about the redistribution of stresses and strains in the piping system. It shows how static loads can be assessed on the basis of a limitation of strains. Therefore the coefficient of multi-axiality q in highly stressed areas was examined with respect to the corresponding strains. As a result the strains realized in the pipe experiment cover the strains calculated for the piping system in a conservative way.

The pipe system analysis shows for the reaction moments along the pipe axis significant differences performing the calculation with an elastic material characteristic or with an elastic plastic material characteristic. The load bearing capacity comparing an elastic material characteristic with an elastic plastic material by limiting the stress to $3S_m$ reaches a value of 1.38. One allowable strain limit which corresponds to the allowable stress level D of the KTA is shown. According to the experiences and the results of the piping system examined, the strain limit is to be conservative considering an adequate coefficient of multi-axiality.

The method shown before can be transferred to piping systems with degraded sections at which fracture mechanics methods shall be implicated. As a conclusion it can be realized that the combination of allowable strains and the coefficient of multi-axiality q for different loading conditions need further basic experimental investigation for the deformation and fracture behaviour for the materials to be considered.

Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit ist eine Grundlage zur Erarbeitung neuer Berechnungsmethoden zur Dehnungsabsicherung und liefert damit einen Beitrag zur besseren Werkstoffausnutzung der in Rohrleitungen verwendeten Werkstoffe ohne Sicherheitseinbußen. Unter Dehnungsabsicherung wird in der vorliegenden Arbeit die Absicherung von Auslegungsbelastungen durch zulässige Dehnungen anstelle zulässiger Spannungen verstanden. Experimentelle Grundlage sind die an der MPA Universität Stuttgart durchgeführten experimentellen Untersuchungen.

Ziel der Bewertung auftretender Beanspruchungen muss immer die Gewährleistung der Integrität der betrachteten Rohrleitung sein. Deren Integrität ist gegeben, wenn die Abtragbarkeit aller betrieblichen Belastungen und Störfallbelastungen für die spezifizierten als auch betrieblich gemessenen Eintrittshäufigkeiten über die gesamte Lebensdauer sichergestellt ist. Dabei sind die Spannungen und Dehnungen so zu begrenzen, dass die auftretenden elastischen und plastischen Verformungen im Bauteil in zulässigen Grenzen bleiben. Das zur Bewertung der Spannungen und Dehnungen verwendete Regelwerk muss dazu ausreichend genaue theoretische und auch experimentelle Werkzeuge der Festigkeitsanalyse zur Verfügung stellen. Durch die Berücksichtigung eines realeren Werkstoffverhaltens kann die jeweilige Werkstoffcharakteristik in die Berechnung integriert und damit der Werkstoff bei gleichbleibender Sicherheit besser ausgenutzt werden. Die Nachweisführung für Rohrleitungen an Hand von zulässigen Dehnungen ist nach dem Konzept der Dehnungsabsicherung sinnvoll. Allerdings ist die Absicherung von Rohrleitungen mit Dehnungen in Regelwerken meist nicht vorgesehen, da diese Berechnungsmethoden unter Berücksichtigung des realeren (elastisch-plastischen) Werkstoffverhaltens bei der Nachweisführung aufwändig und kostenintensiv sind.

Eine entscheidende Fragestellung bei der Anwendung von Dehnungen zur Begrenzung von Belastungen bei Bauteilen, gefertigt aus verformungsfähigen Werkstoffen, ist die Spannungsmehrachsichtigkeit. Mit dieser lässt sich die Verformungsfähigkeit eines Bauteils bewerten. Überschreitet die Spannungsmehrachsichtigkeit einen kritischen Wert, sind plastische Verformungen innerhalb des Bauteils eingeschränkt. Es stellt sich also die Frage, welche Spannungsmehrachsichtigkeit in Bauteilen auftritt und in welchem Maße das plastische Verformungsvermögen innerhalb der Bauteile dadurch eingeschränkt wird.

Die Spannungsmehrachsichtigkeit wird zunächst an geraden Rohren, die einer Innendruck- und Biegebeanspruchung unterliegen, untersucht. Dazu werden Rohre mit verschiedenen Durchmesser-Verhältnissen und verschiedenen Durchmessern unter Verwendung eines elastisch-plastischen Werkstoffmodells mit der Hilfe von Finiten Elementen analysiert. Zur Bewertung der Spannungsmehrachsichtigkeit wird der Mehrachsichtigkeitsquotient q nach Clausmeyer an den höchstbeanspruchten Stellen ausgewertet. Allgemein gilt, dass ein kleiner Mehrachsichtigkeitsquotient die Verformungsfähigkeit eines Bauteils behindert, bei steigendem Mehrachsichtigkeitsquotient die Verformungsfähigkeit immer weniger eingeschränkt wird. Für die hier betrachteten Beanspruchungszustände stellt sich der berechnete q Wert als unkritisch dar. Weitere FE-Analysen ungeschädigter gerader Rohre unter Verwendung eines elastisch-plastischen Werkstoffmodells dienen der Ermittlung der maximal auftretenden elastisch-plastischen Dehnung an den Biegeaußenfasern. Die ermittelten Dehnungen werden in Abhängigkeit des Biegemomentes, des Durchmesser-Verhältnisses und des Biegewinkels als Parameterfelder dargestellt. Den mit analytischen Methoden berechneten fiktivelastischen Spannungen in Rohren können so elastisch-plastische Deh-

nungen zugewiesen werden, die als Grundlage für die Festlegung maximal zulässiger Dehnungen dienen können. Die Validierung der Berechnungen erfolgt mit Hilfe experimenteller Ergebnisse, ermittelt an geraden Rohren.

Weiter wird die Übertragbarkeit der Ergebnisse von mit geraden Rohren durchgeführten Biegeversuchen auf reale Rohrleitungssysteme untersucht. Dazu werden die Ergebnisse der FE-Analysen für die Rohrbiegeversuche mit denen eines Rohrleitungssystems verglichen. Es zeigt sich, dass das Trag- und Verformungsverhalten experimentell untersuchter integrierter gerader Rohre nicht direkt auf Rohrleitungssysteme übertragbar ist. Ursache dafür sind die aufgrund unterschiedlicher systembedingter Randbedingungen auftretenden unterschiedlichen Dehnungen und Verformungen in Rohrleitungssystemen und in den Versuchsrohren. Zudem war bei den an der MPA Universität Stuttgart durchgeführten experimentellen Rohrbiegeversuchen keine Torsion aufgebracht, wogegen bei Rohrleitungssystemen die Torsion einen Beitrag zum Beanspruchungsverhalten liefert.

Die Berechnung zulässiger Belastungen auf Rohrleitungssysteme erfolgt in der Regel über die Begrenzung fiktivelastischer Spannungen. Ein Vergleich zwischen fiktivelastischen Berechnungsergebnissen und solchen unter Anwendung realerer Werkstoffmodelle ist für integrale Rohre nur punktuell durchgeführt worden. Es bedarf also weiterer Vergleiche von Berechnungen unter Anwendung fiktivelastischer und realerer Werkstoffmodelle. Der Vergleich des Berechnungsergebnisses eines Rohrleitungssystems unter Einfluss eines elastischen Werkstoffmodells mit dem Berechnungsergebnis unter Einfluss eines elastisch-plastischen Werkstoffmodells gibt Aufschluss über die Umverteilung der Spannungen und Dehnungen innerhalb des Rohrleitungssystems und zeigt auf, wie die statische Last auf ein Rohrleitungssystem auf der Grundlage eines Dehnkriteriums beurteilt werden kann. Dazu wird der Mehrachsigenquotient q in den höchstbeanspruchten Stellen des Rohrleitungssystems ausgewertet und in Bezug zur Dehnung gesetzt. Die am geraden Rohr durchgeführten experimentellen Untersuchungen decken die im Rohrleitungssystem auftretenden Dehnungen konservativ ab.

Die Gegenüberstellung der Verläufe der Schnittmomente entlang des Rohrleitungssystems, einmal unter Beachtung des realen Werkstoffmodells und einmal unter Anwendung eines elastischen Werkstoffmodells, zeigt deutliche Unterschiede in der Reaktion auf die Belastungen. Die Laststeigerungsreserve vom realen Werkstoffmodell zum elastischen Werkstoffmodell beträgt bei Begrenzung der Spannungen auf $3 S_m$ 1,38. Die Höhe der Dehnung lag bei Anwendung des realen Werkstoffmodells unter 1,4%. Es wurde ein Vorschlag für die Höhe einer zulässigen Dehnung, die der Beanspruchungsstufe D der KTA entspricht, erarbeitet. Erfahrungsgemäß und auch im Vergleich zu den für das vorliegende Rohrleitungssystem berechneten Dehnungen ist diese, unter Beachtung eines entsprechenden Mehrachsigenquotienten q , konservativ.

Die Methodik lässt sich in gleicher Weise auch auf rissbehaftete Rohrleitungssysteme und Rohre anwenden, wobei bruchmechanische Konzepte mit in die Betrachtung einbezogen sind.

Abschließend lässt sich feststellen, dass zur Verknüpfung von zulässiger Dehnung mit dem Mehrachsigenquotienten für unterschiedliche Lastfallklassen noch grundlegende experimentelle Untersuchungen zum Verformungs- und Bruchverhalten des Werkstoffes erforderlich sind.

Inhaltsangabe

1	EINFÜHRUNG.....	15
1.1	Einleitung	15
1.2	Problemstellung	16
1.3	Zielsetzung und Vorgehensweise	17
2	FESTIGKEITSMÄßIGE AUSLEGUNG DRUCKFÜHRENDER ZYLINDRISCHER BAUTEILE IM ANLAGENBAU	18
2.1	Spannungsermittlung	18
2.2	Festigkeithypothesen bei statischer Belastung.....	19
2.3	Stützziffern	21
2.4	Spannungsmehrachsigkeit und normierte Spannungszustände.....	22
2.4.1	Mehrachsigkeit des Spannungszustandes	22
2.4.2	Spannungszustände in normierter Darstellung	24
2.5	Absicherung von Rohrleitungen über Grenzdehnungen.....	27
3	BRUCHMECHANISCHE BETRACHTUNGSWEISEN	33
3.1	Linearelastische Bruchmechanik (LEBM)	33
3.2	Elastisch-plastische Bruchmechanik (EPBM).....	35
4	BERECHNUNG UND BEWERTUNG VON BEANSPRUCHUNGEN.....	37
4.1	Schädigungsmechanismen und Spannungskategorien	37
4.2	Berechnung und Begrenzung von Spannungen.....	40
4.3	Begrenzung von Spannungen in Rohrleitungen.....	42
4.4	Bruchmechanische Näherungsverfahren zur Bestimmung der Traglast von Rohren unter Innendruck und Biegung	44
4.5	Grenzlastbetrachtungen von geraden Rohren unter Biegung	45
4.5.1	Das Fließspannungskonzept (FSK).....	45
4.5.2	Die plastische Grenzlast (PGL)	46
4.6	Leck-vor-Bruch-Verhalten von Rohrleitungen	47

5	EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN ZUM TRAG- UND VERFORMUNGSVERHALTEN VON ROHREN	49
5.1	Werkstoffcharakterisierung.....	49
5.1.1	Werkstoff X6CrNiNb18-10.....	49
5.1.2	Werkstoff X6CrNiTi18-10.....	51
5.1.3	Werkstoff 20MnMoNi5-5.....	52
5.1.4	Werkstoff 15Mo3.....	53
5.2	Ungeschädigte gerade Rohre	53
5.3	Rissbehaftete gerade Rohre.....	54
6	FE-ANALYSEN ZUM TRAG- UND VERFORMUNGSVERHALTEN VON GERADEN ROHREN	59
6.1	FE-Idealisierung und Randbedingungen	59
6.2	Bestimmung des Spannungszustandes	60
6.3	FE-Analysen ungeschädigter Rohre	63
6.4	Vergleich der Ergebnisse analytischer und numerischer Berechnungsmethoden	65
6.4.1	Nennweite 50, Werkstoff X6CrNiNb18-10.....	65
6.4.2	Nennweite 80, Werkstoff X6CrNiNb18-10.....	66
6.4.3	Nennweite 80, aus dem Werkstoff 15Mo3	66
6.4.4	Nennweite 200, Werkstoff X6CrNiTi18-10	67
6.4.5	Nennweite 300, X6CrNiTiNb18-10	68
6.4.6	Rohre der Nennweite 800.....	68
6.5	Vergleich elastischer mit elastisch-plastischen Beanspruchungen	69
6.5.1	Grenzdehnungen.....	71
6.5.2	Grenzen der Gültigkeit der Funktion zur Ableitung der Dehnungen	72
6.6	FE-Analysen rissbehafteter gerader Rohre	72
6.6.1	Nennweite 80.....	72
6.6.2	Nennweite 300.....	74
6.6.3	Bewertung der Ergebnisse	76
7	NUMERISCHE BERECHNUNG EINES ROHRLEITUNGSSYSTEMS	77
7.1	FE-Modell und Randbedingungen.....	77
7.2	Gegenüberstellung von biegebeanspruchten Geradrohren mit Geradrohren in einem Rohrleitungssystem.....	80

7.2.1	Krümmung	80
7.2.2	Vergleich der Belastungen	81
7.2.3	Vergleich der Lagerung	81
7.2.4	Dehnungen	81
7.2.5	Formänderungsenergien	82
7.2.6	Normierte Verformungsgrößen	83
7.3	Rohrleitungssystem mit verschiedenen Werkstoffmodellen	85
7.4	Rohrleitungssystem mit verschiedenen Werkstoffmodellen und Riss	88
7.5	Bewertung der Ergebnisse	92
8	LITERATURVERZEICHNIS	95
9	ANHANG	100

Abkürzungen und Formelzeichen

AD		Arbeitsgemeinschaft Druckbehälter
AtG		Atomgesetz
ANF		Anforderungswert
ASME		American Society of Mechanical Engineers
AKW		Atomkraftwerk
BGS		Beam General Section
BMU		Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit
BPVC		Boiler Pressure and Vessel Code
CT		Compact Tension Probe
DDA		Deutscher Dampfkessel Ausschuss
det		Determinante
EDZ		Ebener Dehnungszustand
EPRI		Electric Power Research Institute
ESZ		Ebener Spannungszustand
FE		Finite Elemente
FSK		Fließspannungskonzept
GE		General Electric
HDR		Heiß Dampf Reaktor
KTA		Kerntechnischer Ausschuss
LBB		Leak Before Break
MPA		Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart
NRC		Nuclear Regulatory Commission
PGL		Plastisches Grenzlastkonzept
TRD		Technische Regeln für Dampfkessel
RSK		Reaktor-Sicherheitskommission
VGB		Technische Vereinigung der Großkraftwerksbetreiber

A	mm ²	Fläche
A _f	mm ²	Rissfläche
A _q	mm ²	gesamte Querschnittsfläche der Rohrwandung
A _w	mm ²	gesamte Querschnittsfläche der Rohrströmung
B ₁ , B ₂		Spannungsbeiwerte, KTA, Stufe 0
C		Berechnungsbeiwert nach Paris
C ₁ , C ₂ , C ₃		Spannungsbeiwerte, KTA, Stufe A und Stufe B

E	MPa	Elastizitätsmodul
$E_{rt,rl}$	MPa	mittlerer E-Modul der der linken und rechten Seite einer struktur- oder materialbedingten Unstetigkeit, KTA, Stufe A und Stufe B
F	MPa	Spannungsspitze
F_N	N	Normalkraft
G	MPa	Schubmodul
I	mm^4	Flächenträgheitsmoment
$J_{1,2,3}$		Invarianten des Spannungstensors
J	N/mm	J-Integral
J_c	N/mm	kritisches J-Integral
J_R	N/mm	Risswiderstand
K_e		Plastifizierungsfaktor zur vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse nach KTA
K_I	$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$	Spannungsintensitätsfaktor im Modus 1
K_I^p, K_I^s	$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$	Spannungsintensitätsfaktor im Mode 1 hervorgerufen durch primäre und durch sekundäre Spannungen
K_r		Rissbeanspruchungsverhältnis
$K_{1,2,3}$		Spannungsbeiwerte, KTA, Stufe A und Stufe B
KV	J	Kerbschlagarbeit
L_r		Verhältnis aktueller Last zur Grenzlast
M	Nm	Moment
M_0	Nm	Moment bei Fließbeginn
M_{K0}	Nm	Kollapsmoment
M_y	Nm	Moment um die y-Achse
M_b	Nm	Biegemoment
M_z	Nm	Moment um die z-Achse
N		Lastspielzahl
N_a		Lastspielzahl bei Anriss
P	N/mm^2	Druck
P_0	N	Last bei Fließbeginn
P_m	MPa	allgemeine primäre Membranspannung
P_l	MPa	primäre lokale Membranspannung
P_b	MPa	primäre Biegespannung
Q	MPa	sekundäre Spannung
R	mm	Krümmungsradius
$R_{1,2}$	mm	Radius 1,2
R_e	MPa	Streckgrenze
R_m	MPa	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	MPa	0,2 % Dehngrenze

S		Sicherheit
S_a	MPa	zulässige Vergleichsspannungsamplitude
S_m	MPa	zulässiger Spannungsvergleichswert
S_r		Grenzlastverhältnis
T	°C	Temperatur
$T_{i,a}$	°C	Temperatur innen, außen
ΔT_{mr}	°C	Schwingbreite der mittleren Wandtemperatur an einer struktur- oder werkstoffbedingten Unstetigkeit
ΔT_{ml}	°C	Schwingbreite der mittleren Wandtemperatur an einer struktur- oder werkstoffbedingten Unstetigkeit
U	J	innere Energie
W	J/m^3	Formänderungsenergie bezogen auf das Volumen
W_B	mm^3	Widerstandsmoment gegen Biegung
a	mm	Risstiefe
Δa	mm	Risstiefenänderung
b	mm	Breite
d, d_i	mm	Innendurchmesser
d_a	mm	Außendurchmesser
d_m	mm	mittlerer Durchmesser
Δs	mm	Weginkrement s
h	mm	Höhe
p_i	MPa	Innendruck
q		Mehrachsigkeitsquotient
q_{krit}		kritischer Mehrachsigkeitsquotient
n		Stützziffer
n_{ij}		Komponenten des Normalenvektors
n_e		Stützziffer eines rechteckigen Querschnitts
n_r		Stützziffer eines runden Querschnitts
s,t	mm	Wanddicke
r_a	mm	Außenradius
r_i	mm	Innenradius
z_s	mm	Schwerpunkt auf der z-Achse
α	1/K	Wärmeausdehnungskoeffizient
$\alpha_{l,r}$	1/K	mittlerer Wärmeausdehnungskoeffizient an der Seite l, r einer werkstoffbedingten Unstetigkeit bei Raumtemperatur
α	Grad	Winkelbezeichnung
β		Berechnungsbeiwert
Δ		Differenz

ε	%	Dehnung
ε^*	%	logarithmische Formänderung
ε_v	%	Vergleichsdehnung
ε_g	%	Gleichmaßdehnung
ε_1	%	Dehnung in Richtung der ersten Hauptachse
Γ		Integrationsweg des J-Integrals
Θ		Vorfaktor zur Berechnung zulässiger Spannungen
ϕ	Grad	Biegewinkel
ρ		Korrekturfaktor
σ	MPa	Spannung
σ_B	MPa	Bruchspannung
σ_{ij}	MPa	Spannungskomponenten des Spannungstensors
σ_{lin}	MPa	linearisierte Spannung
σ_m	MPa	Hydrostatische Spannung
σ_n	MPa	Nennspannung
σ_u	MPa	Umfangsspannung
σ_T	MPa	Spannung bei Trennbruch
σ_v	MPa	Vergleichsspannung
σ_{zul}	MPa	zulässige Spannung
τ	MPa	Schubspannung
τ_r	MPa	reduzierte Schubspannung
$\tau_{r\phi}$	MPa	Schubspannung in der r, ϕ -Ebene
τ_B	MPa	bruchverursachende Schubspannung
μ		Querkontraktionszahl

Indizes

GEH	Gestaltänderungsenergiehypothese (von Mises)
SH	Schubspannungshypothese (Tresca)
max, min	maximal, minimal
a	axial
pl	plastisch
e, el	elastisch
bl	bleibend
o, u	oben, unten

F, FB	Fließbeginn
zul	zulässig
vpl	vollplastisch
x, y, z	x-Achse, y-Achse, z-Achse
RT	Raumtemperatur
r	radial
T	betrachtete Temperatur
t	tangential

1 Einführung

1.1 Einleitung

Rohrleitungssysteme, die hohen Drücken ausgesetzt sind und für Mensch und Umwelt gefährliche Stoffe transportieren, unterliegen besonders hohen Ansprüchen an die Nachweisführung zur Sicherstellung ihrer Integrität. Die Integrität ist gegeben, wenn die Abtragbarkeit aller betrieblichen Belastungen und Störfallbelastungen für die spezifizierten und gemessenen Eintrittshäufigkeiten über die gesamte Lebensdauer sichergestellt ist. Dazu müssen übermäßige Verformungen vermieden und Brüche mit hinreichender Sicherheit ausgeschlossen werden. Die Anforderungen an die Konstruktion, die verwendeten Werkstoffe, die Herstellung, die Prüfung der Qualität vor Einbau der verwendeten Komponenten, das Lebensdauermanagement und nicht zuletzt die Weiterentwicklung der Regelwerke sind dabei wesentliche Teile der sicherheitsschaffenden Maßnahmen vor und während des Betriebes solcher Rohrleitungssysteme.

Bei der Verwendung heute üblicher Regelwerke, wie den Merkblättern der Arbeitsgemeinschaft Druckbehälter (AD 2000) /1/, den Technischen Regeln für Dampfkessel (TRD) /2/ oder auch der DIN EN 13455 /3/, fließen Dehnungen in die Bewertung des Beanspruchungsverhaltens von Bauteilen direkt und indirekt mit ein. Begriffe wie Formdehngrenze /4/ und Grenzverformung sowie die Definition der Stützwirkung weniger beanspruchter Bereiche in Form der Stützziffer sind im Besonderen unter Mitwirkung der Materialprüfungsanstalt der Universität Stuttgart geschaffen worden und finden seit mehr als 50 Jahren Eingang in die tägliche Berechnungspraxis /5/. Im Bereich der kerntechnischen Anlagen findet in Deutschland das Regelwerk des kerntechnischen Ausschusses (KTA) /6/ Anwendung.

Ziel der Bewertung auftretender Beanspruchungen muss immer die Gewährleistung der Integrität der betrachteten Rohrleitungssysteme sein. Ein Teil der Integritätsbewertung bezieht sich auf Spannungen und Dehnungen. Die Spannungen und Dehnungen sind so zu begrenzen, dass das jeweilige Bauteil nicht versagt. Das zur Bewertung der Spannungen und Dehnungen verwendete Regelwerk muss dazu ausreichend genaue theoretische und auch experimentelle Werkzeuge der Festigkeitsanalyse beinhalten. Die verwendeten Regelwerke fordern von den in Rohrleitungssystemen verwendeten Stählen eine ausreichende Festigkeit und Zähigkeit. In /7/ werden diese Eigenschaften beispielhaft an geraden Rohren bestätigt. Bei der Bewertung auftretender Lasten ist eine differenziertere Betrachtung des Werkstoffverhaltens häufig notwendig, zum Beispiel über die Modellierung elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens. Durch die Berücksichtigung eines realeren Werkstoffverhaltens kann die jeweilige Werkstoffcharakteristik in die Berechnung integriert und damit der Werkstoff bei gleich bleibender Sicherheit besser ausgenutzt werden /8/. Die Nachweisführung für Rohrleitungen an Hand von Dehnungen ist dann nach dem Konzept der Dehnungsabsicherung sinnvoll /9/.

1.2 Problemstellung

Mit fortschreitender Entwicklung der Simulationstechniken auf Basis der Finiten Elemente und der Beschleunigung der Berechnungsabläufe durch verbesserte Recheneinrichtungen werden die Möglichkeiten hin zu einer realistischeren Simulation von Beanspruchungszuständen in Rohren und Rohrleitungssystemen erweitert. Insbesondere die Berücksichtigung eines realistischeren Werkstoffmodells lässt die Berechnung der wahren Beanspruchung – der Dehnung –, die auf den Werkstoff wirkt, zu. Zur Verwendung der Dehnung als Bewertungskriterium innerhalb der Festigkeitsanalysen fehlen derzeit noch allgemein anwendbare Regeln. Eine entscheidende Fragestellung bei der Anwendung von Dehnungskriterien für stark verformungsfähige Werkstoffe ist der Spannungsmehrachsigkeitsgrad. Über diesen lässt sich die Verformungsfähigkeit eines Bauteils bewerten /10/. Überschreitet der Spannungsmehrachsigkeitsgrad einen bestimmten Wert, sind plastische Verformungen innerhalb des Bauteils eingeschränkt /11, 12/. Es stellt sich also die Frage, welche Spannungsmehrachsigkeitsgrade an Bauteilen auftreten und in welchem Maße das plastische Verformungsvermögen innerhalb der Bauteile dadurch eingeschränkt wird.

Die bisherige Berechnung zulässiger Lasten in Rohrleitungssystemen erfolgt meist über die Begrenzung zulässiger, fiktivelastischer Spannungen. Ein Vergleich zwischen fiktivelastischen Berechnungsergebnissen und solchen unter Anwendung realerer Werkstoffmodelle ist für integere Rohre nur punktuell durchgeführt worden. Es bedarf also weiterer Vergleiche von Berechnungen unter Anwendung fiktivelastischer und realerer Werkstoffmodelle.

Ein Lösungsweg ist, die auf ein Rohrleitungssystem einwirkenden Belastungen auf der Grundlage allgemein anerkannter Dehnkriterien zu beurteilen.

1.3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Zielsetzung der vorliegenden Arbeit ist die Anwendung von zulässigen Dehnungen bei der Bewertung von Rohren und Rohrleitungssystemen unter Auslegungsbelastungen (Konzept der Dehnungsabsicherung). Unter Dehnungsabsicherung wird in der vorliegenden Arbeit die Absicherung von Auslegungsbelastungen durch zulässige Dehnungen anstelle zulässiger Spannungen verstanden /13/. Zur Bewertung der Dehnungen muss der Spannungszustand mit berücksichtigt werden. Dieser wird zunächst an geraden Rohren, die einer Biegebeanspruchung mit Innendruck unterliegen, untersucht. Dazu werden gerade Rohre verschiedener Durchmesser-Verhältnisse und verschiedener Durchmesser unter Verwendung eines elastisch-plastischen Werkstoffmodells mit der Hilfe von FE-Analysen bewertet. Für die Berechnungen wird der Mehrachsigenquotient nach Clausmeyer q an den höchstbeanspruchten Stellen ausgewertet. Weitere FE-Analysen ungeschädigter gerader Rohre unter Verwendung eines elastisch-plastischen Werkstoffmodells dienen der Ermittlung der maximal auftretenden elastisch-plastischen Dehnung an den Biegeaußenfasern. Die ermittelten Dehnungen werden in Abhängigkeit des Biegemomentes, des Durchmesser-Verhältnisses und des Biegewinkels als Parameterfelder dargestellt. Den mit analytischen Methoden berechneten fiktiv-elastischen Spannungen können so elastisch-plastische Dehnungen zugewiesen werden, die als Grundlage für die Festlegung maximal zulässiger Dehnungen dienen können.

Die Übertragbarkeit von an geraden Rohren durchgeführten Versuchen auf reale Rohrleitungssysteme wird untersucht. Dazu werden zu Versuchen durchgeführte FE-Analysen mit denen eines Rohrleitungssystems verglichen.

Der Vergleich des Berechnungsergebnisses eines Rohrleitungssystems unter Einfluss eines elastischen Werkstoffmodells mit dem Berechnungsergebnis unter Einfluss eines elastisch-plastischen Werkstoffmodells soll Aufschluss über die Umverteilung der Spannungen und Dehnungen innerhalb des Rohrleitungssystems geben. Der Mehrachsigenquotient q lässt Aussagen über die Verformbarkeit in den höchstbeanspruchten Stellen des Rohrleitungssystems zu.

Die vorliegende Arbeit ist eine Grundlage zur Erarbeitung neuer Berechnungsmethoden zur Dehnungsabsicherung und liefert damit einen Beitrag zur besseren Ausnutzung der in Rohrleitungen verwendeten Werkstoffe ohne Sicherheitseinbußen. Die Bewertung erfolgt auf der Grundlage an der MPA Universität Stuttgart durchgeführter experimenteller Untersuchungen.

2 Festigkeitsmäßige Auslegung druckführender zylindrischer Bauteile im Anlagenbau

Die Festigkeitsberechnung versucht dem Ingenieur Werkzeuge in die Hand zu geben, mit denen er den Beanspruchungs- und Verformungszustand von Bauteilen auf einfache Weise beurteilen kann. In Bild 2.1 ist das Schema einer Festigkeitsberechnung abgebildet. Neben der geometrischen Gestalt des zu berechnenden Bauteils sind vor allem die Kenntnis der Last und der Werkstoffeigenschaften von Bedeutung. So kann mit dem Ergebnis der Berechnungen oder aber der experimentellen Spannungsanalyse die auf das Bauteil wirkende Last so begrenzt werden, dass die im Bauteil auftretenden Beanspruchungen und Dehnungen nicht zum Versagen des Bauteils führen.

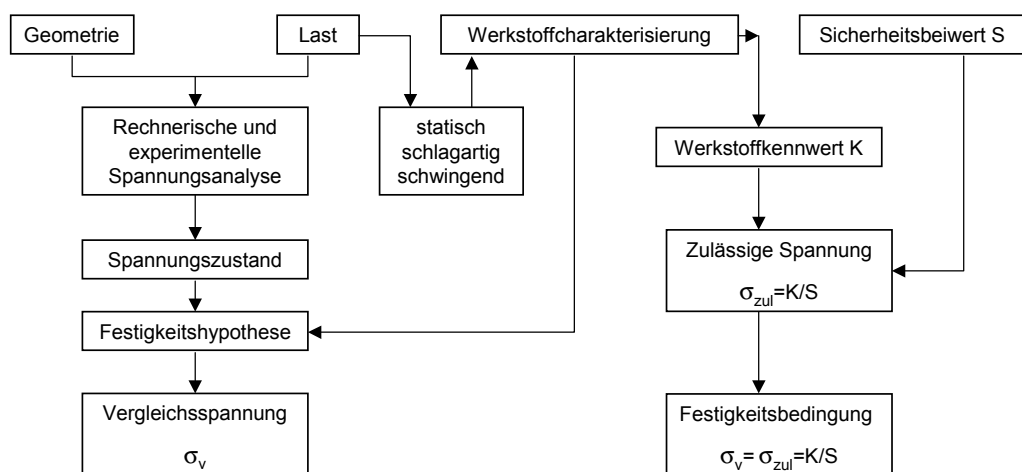


Bild 2.1: Schema einer Festigkeitsberechnung /14/

2.1 Spannungsermittlung

Der Spannungszustand eines Punktes innerhalb oder aber an der Oberfläche eines Bauteiles ist durch den Cauchyschen Spannungstensor bestimmt. Die Spannungen sind auf die betrachtete Fläche bezogene Kraftgrößen. Aufgrund des Momentengleichgewichtes am freigeschnittenen Würfелеlement, Bild 2.2, ist der Spannungstensor symmetrisch, das heißt, er besitzt maximal sechs Größen die sich unterscheiden.

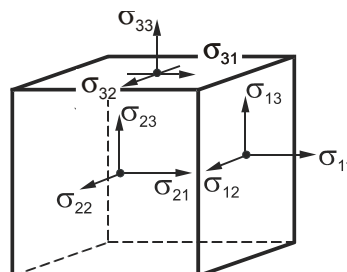


Bild 2.2: Freigeschnittenes Würfелеlement

Die Elemente oberhalb und unterhalb der Hauptdiagonalen lassen sich an dieser spiegeln ohne dabei die Eigenschaften des jeweiligen Spannungszustandes zu ändern. Der Spannungstensor kann somit immer auf die Hauptdiagonalen zusammengezogen werden. Die Elemente der Hauptdiagonalen sind in diesem Fall die Eigenwerte des Spannungstensors /15/.

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{pmatrix} \quad [2.1]$$

$$(\sigma_{ij} - \sigma_{ij} \delta_{ij}) n_{ij} = 0 \quad [2.2]$$

Bei Ausführung der Berechnung der Eigenwerte folgt

$$\sigma^3 - J_1 \sigma^2 - J_2 \sigma - J_3 = 0 \quad [2.3]$$

wobei

$$J_1 = \sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33} \quad [2.4]$$

die erste Invariante

$$J_2 = \sigma_{11} \sigma_{22} + \sigma_{11} \sigma_{33} + \sigma_{33} \sigma_{22} - (\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2 + \sigma_{23}^2) \quad [2.5]$$

die zweite Invariante und

$$J_3 = \sigma_{11} \sigma_{22} \sigma_{33} + 2 \sigma_{12} \sigma_{13} \sigma_{32} - (\sigma_{33} \sigma_{12}^2 + \sigma_{11} \sigma_{23}^2 + \sigma_{22} \sigma_{31}^2) \quad [2.6]$$

die dritte Invariante des Spannungstensors ist. Der Spannungstensor lässt sich in einen hydrostatischen und einen deviatorischen Anteil zerlegen. Der hydrostatische Anteil trägt zur Gestaltänderung eines Körpers nichts bei. Er steht in Analogie zum allseitigen Flüssigkeitsdruck und ist der Mittelwert der Hauptspannungen.

2.2 Festigkeitshypothesen bei statischer Belastung

Die Festigkeitshypothese wurde eingeführt, um einen mehrachsigen Spannungszustand auf einen einachsigen zurückzuführen und damit Vergleichswerte zwischen einem mehrachsig beanspruchten Bauteil und dem unter einachsiger Zugbeanspruchung ermittelten Festigkeitskennwert des verwendeten Werkstoffs zu erhalten. In Bild 2.3 ist die prinzipielle Funktionsweise der Festigkeitshypothese dargestellt.

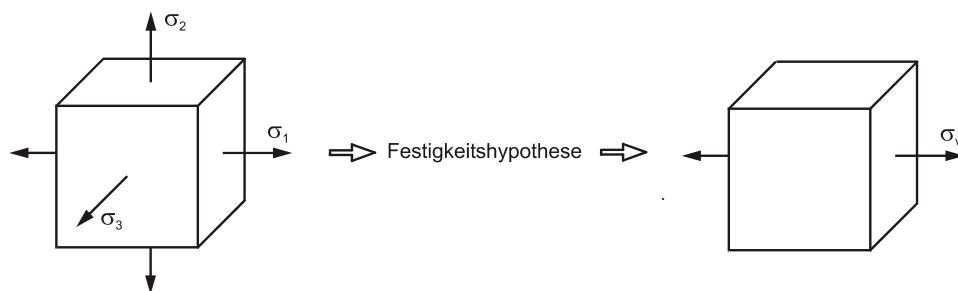


Bild 2.3: Prinzipielle Funktionsweise einer Festigkeitshypothese

Je nach Versagensmechanismus, Gleiten, Trennbruch und Zerrüttung des Werkstoffs, kommen unterschiedliche Festigkeitshypothesen zum Einsatz. Für duktile Werkstoffe haben sich zur Bildung von σ_v die größte Schubspannung $(\sigma_1 - \sigma_3)/2$ und die von Mises Vergleichsspannung vor allen anderen als Vergleichskriterien bewährt. Plastisches Fließen setzt ein, wenn die Vergleichsspannung σ_v die Streckgrenze des Werkstoffs aus dem einachsigen Zugversuch erreicht.

Die Schubspannungshypothese (SH) geht davon aus, dass die maximale Schubspannung, die in einem Winkel von 45° zu den Normalspannungen auftritt, verantwortlich ist für das postulierte Versagen des

Werkstoffes. Geometrisch lässt sie sich aus dem Mohrschen Kreis in Bild 2.4 ableiten. Die größte Schubspannung ist dabei die halbe Differenz der größten und kleinsten Hauptspannung.

$$\sigma_v = \frac{R_e}{2} = \frac{|\sigma_1 - \sigma_3|}{2} = \tau_{\max}; \quad \sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3 \quad [2.7]$$

Der Bruch erfolgt hier durch das Abscheren von Gleitebenen. Die Schubspannungshypothese oder auch Hypothese nach Tresca genannt /16/, wird bei zähen Werkstoffen zur Berechnung der Vergleichsspannung verwendet.

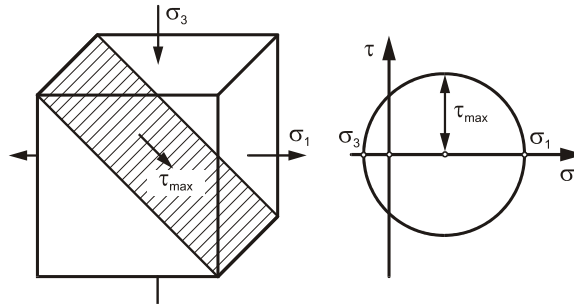


Bild 2.4: Erläuterung der Schubspannungshypothese

Neben der Schubspannungshypothese, die aufgrund der einfachen Handhabung weite Verbreitung gefunden hat, ist die Festigkeitshypothese nach von Mises, auch bekannt als Gestaltänderungsenergiehypothese, besonders geeignet zur Beschreibung des Fließbeginns zäher Werkstoffe. Sie lässt sich mit Hilfe der dem Deviator zuzuordnenden Gestaltänderungsenergie als Vergleichskriterium herleiten. Die Mises'sche Fließbedingung /17/ lautet

$$\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_3 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2] = \sigma_v^2 = R_e^2. \quad [2.8]$$

Grafisch lässt sich die Fließbedingung nach von Mises am sogenannten Fließzylinder darstellen, Bild 2.5. Die 3 Achsen in Bild 2.5 stehen für die 3 Hauptspannungen, die mit der hydrostatischen Achse alle einen Winkel von

$$\alpha = \arccos \frac{1}{\sqrt{3}} = 54,74^\circ \quad [2.9]$$

einschließen. Liegt der durch den Spannungstensor beschriebene Spannungspunkt außerhalb oder aber auf der Oberfläche des Fließzylinders, ist mit dem Fließen des Bauteils zu rechnen. Die Fließbedingung nach von Mises ist die heute wohl am häufigsten verwendete. Ihre Ergebnisse stimmen mit der Realität gut überein /18/. Momentan sind drei physikalische Interpretationen der Fließbedingung nach von Mises bekannt. Die spezifische Gestaltänderungsenergie nach Maxwell, Hencky und Huber, die Oktaederschubspannung nach Nadaj und die Schubspannungsintensität nach Novozhilov /19/. Sie wird bei zähen Werkstoffen eingesetzt.

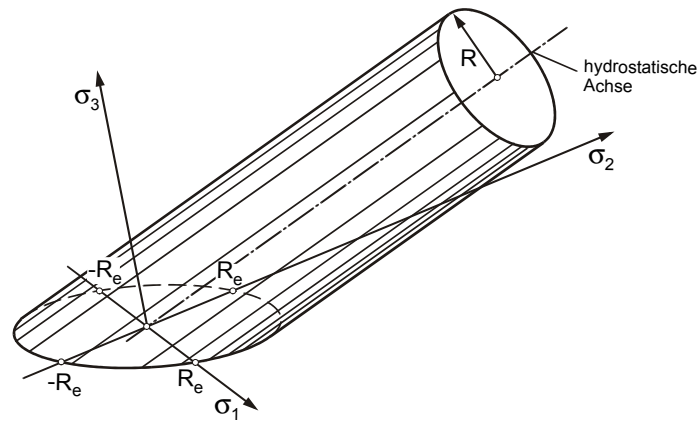


Bild 2.5: Fließzylinder nach von Mises mit hydrostatischer Achse

Außerhalb des Fließzylinders ist das Verhalten der meisten Werkstoffe nicht mehr linear. Zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens über die Streckgrenze und damit auch über den Fließzylinder hinaus werden, je nach Anforderung der zu bewertenden Bauteilsituation, verschiedene Annahmen hinsichtlich des Werkstoffverhaltens getroffen.

2.3 Stützziffern

Die Stützziffer ist der Quotient aus der Last nach Beginn des Fließens und der Belastungsgrenze. Für den doppelsymmetrischen Fall eines rechteckigen Balkens, unter reiner Biegung ohne Längskräfte, gilt für das elastische Grenzmoment

$$M_F = M\left(\frac{h}{2}\right) = \frac{1}{6} \sigma_F b h^2 \quad [2.10]$$

Bei voller Plastizierung des tragenden Querschnittes ergibt sich die Stützziffer für den rechteckigen Balken zu

$$n_{pl} = \frac{M_{pl}}{M_F} = 1,5 \quad [2.11]$$

In Bild 2.6 sind die Stützziffern für verschiedene Querschnittsformen angegeben /20, 21/. Für diese Arbeit von besonderem Interesse ist das vollplastische Moment des geraden Rohres unter Biegung. Es ergibt sich laut /20/ zu

$$M_{b,vpl} = M_F \cdot 1,7 \cdot \frac{1 - \left(\frac{r_i}{r_a}\right)^3}{1 - \left(\frac{r_i}{r_a}\right)^4} \quad [2.12]$$

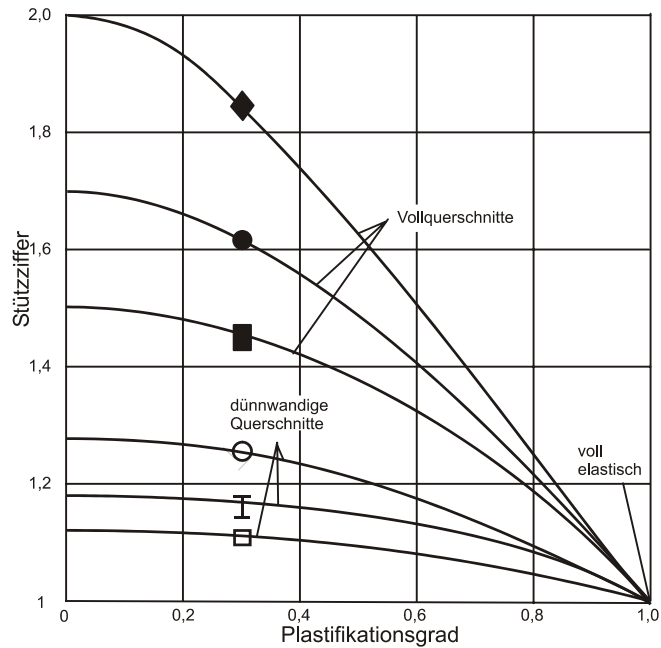


Bild 2.6: Stützziffern bei Annahme idealplastischen Werkstoffes

2.4 Spannungsmehrachsigkeit und normierte Spannungszustände

2.4.1 Mehrachsigkeit des Spannungszustandes

Die mit der Festigkeitshypothese berechneten Werte der Bauteilbeanspruchung reichen nicht aus, um das Versagen eines Werkstoffes zu beschreiben. In Bild 2.7 ist die Mohrsche Hüllparabel eingezeichnet. In Abhängigkeit der maximalen und minimalen Hauptspannungen nähert sich der Spannungszustand der Trennfestigkeit des Werkstoffes an der vertikalen Begrenzungsmarkierung in Bild 2.7 bei $q=0.27$ (Mehrachsigkeitsquotient). Bei der hohen Mehrachsigkeit von $q=0.27$ ist die Verformung eines Bauteiles nicht mehr möglich. Das Versagen eines Bauteiles ist also möglich, ohne vorher durch Verformungen sichtbar zu werden [10, 12, 22].

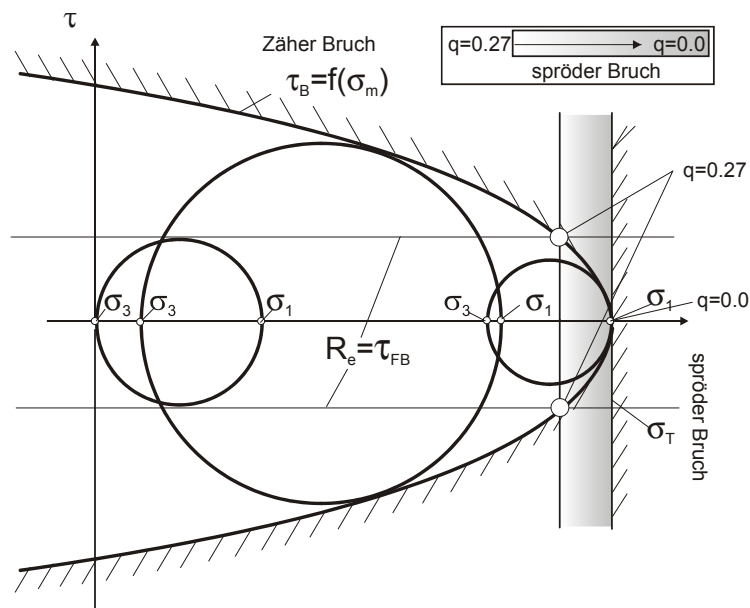


Bild 2.7: Mohrsche Hüllparabel

Je näher die beiden Hauptspannungen σ_1 und σ_3 beieinander liegen, desto weniger verformt sich der betrachtete Werkstoff plastisch. Plastische Verformungen sind Gleitvorgänge, die auf Scherungen im Gittergefüge und damit auf der Wirkung von Schubspannungen innerhalb des Werkstoffes beruhen. Werden die Schubspannungen im Verhältnis zur hydrostatischen Mittelspannung abgesenkt, nimmt der deviatorische Anteil am Spannungstensor ab. Da der deviatorische Anteil des Spannungstensors maßgeblich für die Verformung des Werkstoffes und damit für die Ausbildung von Gleitvorgängen innerhalb der Gitterstruktur ist, geht mit dessen Absenkung eine Reduzierung der Verformung des Werkstoffes einher. Überwiegt der Anteil der hydrostatischen Spannung am Spannungszustand, ist das Verformungsvermögen des Werkstoffes im Vergleich zur einachsigen Beanspruchung geringer.

Die Versagensgrenze des Fließbeginns in Kombination mit der des Spaltbruchs läuft auf eine Verknüpfung $(\tau_r, \sigma_m) = f(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ zur Charakterisierung mehrachsiger Spannungszustände hinaus /12/. Diese wurde in Bild 2.8 aus /23/ auf der Basis der Gleichung [2.13] und [2.14] vorgenommen. Jeder Spannungszustand lässt sich durch τ_r und σ_m darstellen. Dabei ist τ_r die reduzierte Schubspannung [2.13] und stellt die Wurzel aus der zweiten Invarianten des Spannungsdeviators dar, σ_m ist die mittlere Hauptnormalspannung und q ist der Mehrachsigeitsquotient /24/. Dieser bildet über (τ_r, σ_m) definierte Fahrstrahlen, die im Falle des Fließens durch den Wert $\tau_r = \tau_F$ begrenzt werden. Da τ_F unabhängig von σ_m ist, verläuft τ_F parallel zur Abszisse σ_m . An die Stelle der Fließgrenze tritt die Spaltbruchgrenze, wenn aufgrund der mittleren Hauptnormalspannung σ_m die Spaltbruchgrenze vor der Fließgrenze erreicht wird. Die Spaltbruchgrenze wird i. a. nur an örtlich eng begrenzten Stellen eines Bauteils erreicht. In diesen Bereichen kommt es zum Aufreißen eines Bauteils. Anders beanspruchte Bereiche können bei entsprechendem Mehrachsigeitsquotienten q plastische Verformungen ausbilden. Instabiler Bruch des Bauteils erfolgt nur dann, wenn große Bereiche des betrachteten Bauteils an den Bereich der Trennbruchfestigkeit heranrücken. Dazu muss ein großer Bereich eines Bauteils einen ungünstigen Spannungszustand aufweisen.

$$\tau_r^2 = \frac{(J_1^2 - 3J_2)}{3} = -J_2' \quad [2.13]$$

In [2.14] wird die reduzierte Schubspannung τ_r der hydrostatischen Spannung gegenübergestellt.

$$q = \frac{\tau_r}{\sigma_m} = \frac{\sigma_{v,GEH}}{\sqrt{3}\sigma_m} \quad [2.14]$$

Für den hydrostatischen Spannungszustand erreicht der Mehrachsigeitsquotient den kleinsten Wert.

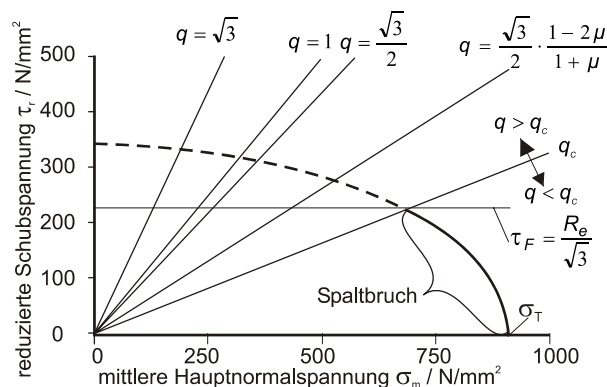


Bild 2.8: Sandelsche Bruchbedingung /25/ in Henckyscher Darstellung.

Schneiden die Geraden q in Bild 2.8 den mit Spaltbruch bezeichneten Bereich, ist die Kompensation der auftretenden Last im betrachteten Bereich über plastische Verformungen nicht mehr möglich. Auf der Grundlage einer von Sandel formulierten Bruchbedingung lässt sich die Spaltbruchabhängigkeit in der Form

$$f(\sigma_v, \sigma_m, \tau_r) = 0 \quad [2.15]$$

darstellen. Als Kriterium dient die resultierende Verzerrung eines mehrachsigen Verzerrungszustandes. Sie wird mit der des einachsigen Vergleichsspannungszustandes verglichen:

$$\sqrt{\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 + \varepsilon_3^2} = \varepsilon_v \sqrt{1+2\mu^2} \quad [2.16]$$

Unter Verwendung der Hookeschen Gleichungen und der Abkürzung

$$n = \frac{2\mu(2-\mu)}{(1+2\mu^2)} \quad [2.17]$$

sowie der Invarianten J_1 und J_2 aus [2.4] und [2.5] ergibt sich aus [2.16]

$$\sigma_v = E\varepsilon_v = \sqrt{J_1^2 - (2+n)J_2} \quad [2.18]$$

mit $n < 1$. Für $n=1$ gilt mit dem Deviator der zweiten Invariante des Spannungstensors

$$\sigma_v = \sqrt{J_1^2 - 3J_2} \rightarrow \sigma_v^2 + 3J_2 = 0 \quad [2.19]$$

Für $n=1$ enthält die Sandel-Bedingung die Mises-Bedingung als Sonderfall. Man gewinnt so ein leistungsfähiges Instrument zur einheitlichen Beschreibung von Fließ- und Bruchvorgängen. Über Umformung mit [2.13] und [2.20]

$$\sigma_m = \frac{J_1}{3} \quad [2.20]$$

lässt sich [2.18] in folgende Form bringen

$$\sigma_v(\tau_r, \sigma_m) = \sqrt{3(1-n)\sigma_m^2 + (2+n)\tau_r^2} \quad [2.21]$$

Diese Ellipsengleichung wird mittels

$$\sigma_v = \sigma_{fc} \sqrt{3(1-n)} \quad [2.22]$$

normiert und lautet dann:

$$\left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{fc}}\right)^2 + \frac{2+n}{3(1-n)} \left(\frac{\tau_r}{\sigma_{fc}}\right)^2 = 1 \quad [2.23]$$

σ_{fc} stellt die mikroskopische Spaltbruchfestigkeit im Falle $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ und $\tau_r = 0$ dar. σ_{fc} charakterisiert den Widerstand des Werkstoffes gegenüber instabiler Rissausbreitung ohne Beeinflussung durch plastische Verformungsvorgänge also unterhalb der die Schubspannungsfließgrenze kennzeichnenden Geraden

$$\tau_r = \tau_F = \frac{R_e}{\sqrt{3}} \quad [2.24]$$

2.4.2 Spannungszustände in normierter Darstellung

Werden die Hauptspannungen auf die erste Hauptspannung normiert, lassen sich dreiachsige Spannungszustände mit der Hilfe ebener Funktionen $F(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3) = 0$ darstellen. Zudem ist das Verhältnis

der Spannungen zueinander in Verbindung mit dem Mehrachsigenquotienten von besonderem Interesse. Eine Darstellung, die die normierten Spannungen und den Mehrachsigenquotienten miteinander verknüpft, ist in Bild 2.9 zu sehen.

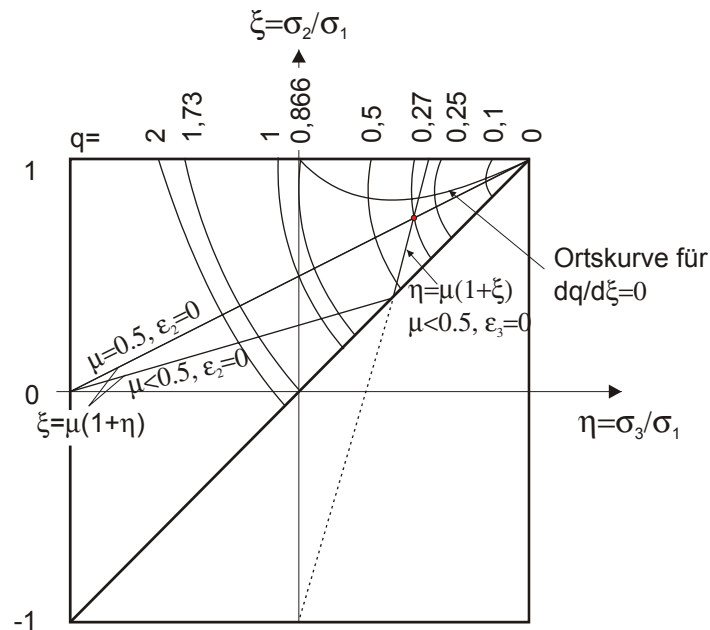


Bild 2.9: Normierte Darstellung mehrachsiger Spannungszustände

Als Grundvoraussetzung für die Darstellung in Bild 2.9 sollten die Isolinien für konstanten Mehrachsigenquotienten die Bedingung $d\eta/d\xi \neq 0$ erfüllen, weil sonst keine Eindeutigkeit hinsichtlich ξ , d. h. der mittleren Hauptnormalenspannung σ_2 , besteht. Ein Vergleich der Ortskurven, die sich aus Gründen der einfacheren zweiachsigen Darstellung auf $dF/d\xi$ beschränken, zeigt bei $dq/d\xi=0$ für $q=\text{const}$, dass im Falle von q nur ein begrenzter Ausschnitt im Wertebereich $0 \leq \eta \leq 1$ die Bedingung $dq/d\xi=0$ erfüllt, überwiegend aber $dq/d\xi \neq 0$ ist. Die Spannungsverhältnisse ξ und η in Beziehung zum konstanten Mehrachsigenquotient q geben Auskunft, ob bei vorliegendem Spannungszustand mit Spaltbruch oder mit plastischen Verformungen gerechnet werden kann. Bild 2.9 zeigt die Spannungsverhältnisse ξ und η in Beziehung zum konstanten Mehrachsigengrad. Die Gültigkeit der Ortskurven für $q=\text{const}$. ist aufgrund der Konvention $\sigma_1 < \sigma_2 < \sigma_3$ auf die Geraden $\xi=1$ und $\eta=1$ beschränkt. Praktisch bedeutsame Funktionen bei der Behandlung mehrachsiger Spannungszustände ergeben sich bei Vorlage eines linearen Dehnungszustandes für $\epsilon_2=0$ und $\epsilon_3=0$. In (η, ξ) -Koordinaten lauten sie für

$$\epsilon_2 = 0; \quad \xi - \mu(1 + \eta) = 0 \quad [2.25]$$

$$\epsilon_3 = 0; \quad \eta - \mu(1 + \xi) = 0 \quad [2.26]$$

$$\eta = \xi = \frac{\mu}{1 - \mu} \quad [2.27]$$

Der Bereich zwischen vollplastischem und elastischem Werkstoffmodell wird für $\epsilon_2=0$ in dieser Darstellung durch die Geraden $\xi=0,3(1+\eta)$ (elastisch) und $\xi=0,5(1+\eta)$ (vollplastisch) begrenzt. Dies gilt für linearelastisch-idealplastisches Werkstoffmodell. Für $\epsilon_3=0$ (elastisch) ist der geometrische Ort aller Spannungszustände die Gerade $\eta=0,3(1+\xi)$. Der Schnittpunkt der Geraden [2.25] und [2.26] in Bild 2.9

mit dem konstanten Mehrachsigenquotient von $q_{krit}=0,27$ für $\mu=0,3$ kennzeichnet den linearen Dehnungszustand. Für ξ gilt in diesem Fall $\mu=0,5$, für η $\mu=0,3$. Dieser Zustand ist physikalisch nur für benachbarte Schnittebenen im Übergang von elastischer zu plastischer Verformung begründet /12/.

Durch die μ -Abhängigkeit der aus Formschluss verursachten Spannungszustände gemäß [2.25] und [2.26] folgt für q eine Minimumbedingung, die zwar von μ nicht aber von (τ_F/σ_{fc}) abhängt, wenn aus Zwängung plastisches Fließen, also $\mu=0,5$ ausgeschlossen ist. Unbegrenzt Fließen kann nur für $\mu=0,5$ auftreten. q beträgt für $\mu=0,5$ und den zweiachsigen Spannungszustand $\sigma_1=\sigma_2$, $\sigma_3=0$ den Wert 0,87 /12, 26/.

$$q = \frac{1-2\mu}{2(1+\mu)} \sqrt{3} \quad ; \mu < 0,5 \quad [2.28]$$

Die Verwendung von [2.14] oder aber [2.28] hängt davon ab, ob Zwängungen auftreten oder nicht und ob trotz Zwängung plastische Verformungen auftreten können. Bild 2.10 zeigt, dass durch den Übergang von $\mu < 0,5$ auf $\mu=0,5$, der den Beginn des Fließens bei ideal-plastischem Werkstoffmodell zeigt, das aus $P_4P_5P_2$ gebildete Dreieck zu einem Punkt in P_2 zusammenschrumpft und die $\varepsilon_2=0$ repräsentierende Gerade P_3P_4 in die Gerade P_3P_2 übergeht.

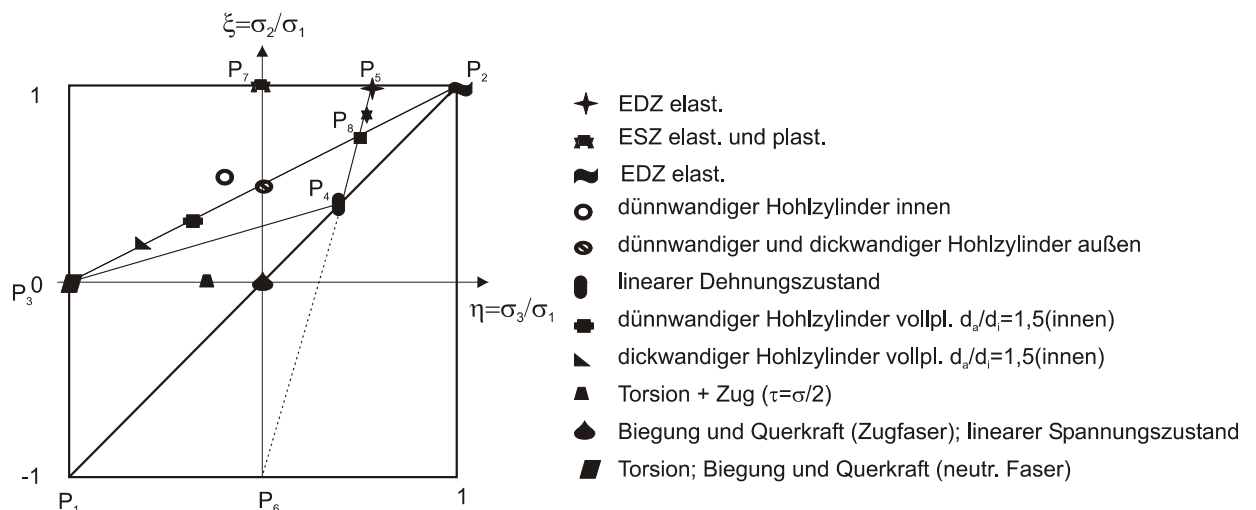


Bild 2.10: Spannungszustände von Proben und Bauteilen in normierter Darstellung

Das Fließen des Werkstoffes bei Zwängungszuständen $\varepsilon_2=0$ ist bis zu bestimmten Wertepaaren (ξ, η) nicht ausgeschlossen. Zwängungszustände $\varepsilon_3=0$ würden in dieser Darstellung das Fließen des Werkstoffes unterbinden, wenn die Spannungen sich so umlagern, dass ab einer bestimmten Beanspruchung statt ε_2 die Hauptdehnung ε_3 maßgebend wird. Aufgrund der Konvention $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ muss, im Falle dass $\sigma_3 > \sigma_2$, σ_3 in σ_2 umbenannt werden. Die Grenze ab der $\sigma_3 > \sigma_2$ gilt stellt die Gerade $\eta = \xi$ dar. Würden die Richtungen der Hauptspannungen mitbetrachtet, müssten die Kurven für den Mehrachsigenquotienten an der Geraden $\eta = \xi$ gespiegelt werden.

Bemerkenswert ist, dass alle Spannungszustände für den dickwandigen Hohlzylinder auf der Geraden P_2P_3 liegen, die für $\mu=0,5$ aus [2.25] abgeleitet wurden. Der dickwandige Hohlzylinder ist eines der wenigen Bauteile mit dreiachsigen, inhomogenem Spannungszustand, für das die Verläufe der Spannungskomponenten auch für den vollplastischen Zustand analytisch berechnet werden können /27/.

Am Beispiel des q -Faktors für den Innenrand zeigt sich hier, dass bei plastischen Fließvorgängen der Mehrachsigenquotient von 2,25 (elastisch) auf 5,29 (vollplastisch) anwächst. Fließvorgänge werden also

nicht behindert. In Bild 2.10 entspricht dies einer Verschiebung des Bildpunktes auf der Geraden P_2P_3 in Richtung P_3 . Der elastische und plastische Spannungszustand liegen also auf dieser Geraden.

2.5 Absicherung von Rohrleitungen über Grenzdehnungen

Zur Beschreibung der Grenzbelastbarkeit eines Bauteils kann es im Sinne einer Traglastreserve von Vorteil sein, Werkstoffbeanspruchungen nicht über Spannungen, sondern über Dehnungen zu begrenzen. So wird nicht eine fiktive Größe –die Spannung– zur Bewertung des Beanspruchungsverhaltens herangezogen, sondern der physikalische Wert der Beanspruchung des Werkstoffes, die Dehnung.

Bei inhomogener Beanspruchung, wie zum Beispiel im gekerbten prismatischen Stab, beginnt der Werkstoff bei Erreichen der Streckgrenze im Kerbgrund zu fließen. Der größte Teil des Querschnitts ist dann noch elastisch beansprucht. Bei duktilen Werkstoffen ist damit die Tragfähigkeit nicht ausgeschöpft. Die elastischen, dem fließenden Teil des Querschnitts benachbarten Bereiche, können zu einer weiteren Laststeigerung herangezogen werden. Über die Formzahl α_k kann die maximal auftretende Spannung unter Verwendung einer Normalspannung σ_n und der Stützziffer n_{pl} ermittelt werden. Der Quotient n_{pl}/α_k wird dabei auch als Verschwächungsbeiwert v bezeichnet /28/.

$$\sigma_{\max, \text{zul}} = \frac{n_{pl}}{\alpha_k} \cdot \frac{\sigma_n}{S} \quad [2.29]$$

S stellt hier den Sicherheitsbeiwert dar. Diese Spannung lässt eine Aussage über die zulässige Dehnung zu, wenn zusätzlich die Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Werkstoffes bekannt ist. Die Dehnung kann ermittelt werden über den von Neuber /29/ erstellten Zusammenhang [2.32] zwischen der elastischen Formzahl α_k , der Spannungsformzahl α_σ

$$\alpha_\sigma = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_n} \quad [2.30]$$

und der Dehnungsformzahl α_ϵ

$$\alpha_\epsilon = \frac{\epsilon_{\max}}{\epsilon_n} \quad [2.31]$$

$$\alpha_k^2 = \alpha_\sigma \cdot \alpha_\epsilon \quad [2.32]$$

α_σ und α_ϵ lassen sich mit einfachen grafischen Verfahren bestimmen. Damit ist dann eine Zuweisung der zulässigen Spannung zur zugehörigen elastisch-plastischen Dehnung möglich. In den Technischen Regeln für Dampfkessel /2/ werden die Bauteilbeanspruchungen indirekt über die maximal zulässige Dehnung an der höchstbeanspruchten Stelle begrenzt. Man erhält eine zulässige Vergleichsspannung in der indirekt die Formdehngrenze /4/ berücksichtigt wird. Diese wird dabei meist als Spannung bei einer gemessenen Dehnung von 0,2 % angenommen. Vorteil dieses Verfahrens ist dessen Schlichtheit zur Abschätzung von zulässigen Spannungen unter Beachtung festgesetzter Grenzdehnungen.

Es existiert eine Fülle an möglichen Dehnkriterien, deren Ursprung auf experimenteller Bestimmung beruht /10, 21, 30, 31/. Der Bedarf für die Einführung solcher Kriterien in Regelwerke schien bis vor wenigen Jahren noch gering /8/ und beschränkte sich auf die gemessenen Größen der Dehnungen. Aufgrund der gestiegenen Rechenkapazitäten treten numerische Methoden unter Einsatz realerer Werkstoffmodelle bei der Festlegung zulässiger Belastungen in den Vordergrund. Für diese Art der

Berechnung werden Dehngrenzen benötigt. Beispiele für Grenzdehnungen lassen sich zum Beispiel in diversen Normen finden.

In der DIN EN 13480 /32/ für industrielle Rohrleitungen, Anhang B, Kapitel 8, Nachweise, ist die größte zulässige Hauptstrukturdehnung unter Beachtung eines linearelastisch-idealplastischen Werkstoffmodells auf der Basis Finiten Elemente Analysen mit 5 % angegeben. In der DIN EN 13445 /3/ werden für Normalbetriebslastfälle 5 % zugelassen, für Prüflastfälle 7 %. Der Nachweis wird gegen globales plastisches Versagen auf der Basis der Trescaschen Fließbedingung geführt. Es wird ein elastisch-idealplastisches Werkstoffmodell vorausgesetzt. Die vorangegangenen Beispiele beachten den Spannungszustand jedoch nicht, Kapitel 2.4. Durch Nichtbeachtung des Spannungszustandes kann Dehnbehinderung nicht ausgeschlossen werden. Im schlechtesten Fall liegt ein hydrostatischer Spannungszustand vor. Der Werkstoff kann sich dann nicht plastisch verformen.

Zur Anwendbarkeit eines Dehnkriteriums muss die Verformbarkeit der Werkstoffe jedoch gewährleistet sein /24/. Dazu muss der Spannungszustand die Verformung auch zulassen. Die Grenzdehnung oder zulässige Dehnung steht also in enger Abhängigkeit zum Spannungszustand /12/. Die zulässige Last auf ein Bauteil ist damit abhängig von der zulässigen Dehnung, die eine Funktion der Bruchdehnung in Abhängigkeit des jeweiligen Mehrachsigenquotienten unter der Voraussetzung ausreichender Verformbarkeit des Werkstoffes ist [2.33].

$$\varepsilon_{zul} = f(\varepsilon_{Bruch}, q_{Bruch}, \text{Sicherheitsbeiwert}) \quad [2.33]$$

Wichtig bei der Einführung einer Dehnungsabsicherung und einer Bestimmung zulässiger Dehnungen ist eine allgemein anerkannte Vorgehensweise zur Bestimmung der quasistatischen und wechselnden Dehnungen, die zum Versagen eines Bauteils führen. Dieser kann auf der Basis experimenteller Befunde sowie Simulationen des Werkstoffverhaltens stattfinden. In /33/ wurden schon früh systematische Untersuchungen zur Verformbarkeit der Werkstoffe unter verschiedenen Belastungsarten und Mehrachsigengraden an unterschiedlichen Bauteilen durchgeführt. In /10, 22, 24/ werden Versuche beschrieben, die die verschiedenen Kenngrößen der Beanspruchung und der Mehrachsigen auf einfache Weise miteinander zu verknüpfen. In /34/ wurde versucht diese Grenzzustände mit Hilfe von Grenzflächen analytisch zu beschreiben und dabei die Auswirkung der Mehrachsigen des Spannungszustandes auf das Verformungsverhalten mit zu beschreiben. Eine der Schwierigkeiten besteht jedoch darin, dass das Verformungsverhalten in Abhängigkeit des Spannungszustandes von Werkstoff zu Werkstoff variiert. Jeder Werkstoff muss also gesondert betrachtet werden.

In /13/ sind Vorträge zur Dehnungsbewertung in Bezug auf Rohrleitungen zusammengefasst. In Vortrag 39 aus /13/ werden die Konsequenzen, der auf Basis der Spannungsbewertung entworfenen Halterungskonzepte erörtert. Darin wird beschrieben, dass zur Beherrschung der aus Wärmedehnungen entstehenden Lasten Rohrleitungen besonders weich verlegt werden müssen, um Zwängungsspannungen zu verhindern. Zur Beherrschung postulierter Lastfälle der Beanspruchungsstufe D innerhalb der KTA führen Berechnungsvorschriften nach rein analytischen Gleichungen auf der Basis fiktivelastischer Werkstoffmodelle nach /13/ auf relativ steife Halterungskonzepte. Eine steife Halterung führt auf hohe betriebliche Beanspruchungen. In der Vergangenheit durchgeführte Versuche zeigen aber, dass die durch zulässige Spannungen begrenzten Werte von auftretenden Lasten gegenüber den realen Lasten, die zum Versagen eines Rohrleitungssystems führen, große Unterschiede aufweisen. Ursache für diese Abweichungen sind Konservativitäten in den Berechnungsvorschriften und das reale Werkstoffverhalten, das vom linearelastischen Werkstoffmodell abweicht /13/. In /31/ wurden verschiedene Werkstoffe unter Berücksichtigung der Dehnung zyklisch geprüft. In /35/ sind zahlreiche Versuche zum Verhalten der in deutschen Kernkraftwerken verwendeten Werkstoffe unter zyklischer Beanspru-

chung durchgeführt worden. Dabei wurden auch Schweißverbindungen überprüft. Mangold führte in /36/ Versuche an bauteilähnlichen Proben unter verschiedenen Belastungen durch, um das Anrissverhalten eines Bauteils experimentell, auf der Basis von Dehnungen zu bestimmen. In /37/ wurden Versuche an Rohren der Nennweite 80 unter wechselndem Biegemoment und konstantem Innendruck durchgeführt. Die Dehnungen gingen stark in den plastischen Bereich hinein und erreichten dabei Größen um 3 % ohne zu einem Abreißen oder aber Anreißen des Rohres zu führen. In /13/ wurden Rohre kleinerer Nennweiten unter konstantem Innendruck und wechselnder Biegung mit künstlich eingebrachten Rissen untersucht. Die maximale Dehnung erreichte dabei nicht mehr als 3 %. In /38/ wurden Rohre der Nennweite 800 mm quasistatisch geprüft. Betrachteter Werkstoff war der Werkstoff 20MnMoNi5-5. In /7/ wurden quasistatische Versuche an Rohren der Nennweite 300 und 200 durchgeführt. Verwendete Werkstoffe waren hier die Werkstoffe X6CrNiNb18-10 und X6CrNiTi18-10. Auch hier wurden die Rohre mit konstantem Innendruck und einem statischen Biegemoment beaufschlagt. Durch statische Beanspruchung hervorgerufene Dehnungen waren bei den integeren Rohren nicht größer als 3,5 %. Keines der Rohre versagte durch einen Abriss oder zeigte einen Anriss. In dem Bericht mit der Bezeichnung „Lissac“ /39/ wurden die Dehnungen an Proben unterschiedlichster Geometrien mit in deutschen Kernkraftwerken verwendeten Werkstoffen quasistatisch unter Beachtung des Spannungszustandes geprüft. Obwohl darauf hingewiesen wird, dass die Versuche nicht als konservativ für alle möglichen Geometrien und Beanspruchungszustände galten, wurde in /39/ von einer allgemein anerkannten Dehnungsgrenze von 5 % gesprochen. Die Kurven der maximalen Dehnung bis zum Fehler wurden abgeleitet aus der während Versuchen gemessenen Dehnung in Kerben geometrisch unterschiedlicher Bauteile. Als allgemeine Dehngrenze für den darin untersuchten Werkstoff werden 20 % vorgeschlagen. Die Grenzdehnungen wurden als Vergleichsdehnung an gekerbten Stäben und bauteilähnlichen Proben ermittelt. Zur Bestimmung der Vergleichsdehnung wurden zwei Methoden verwendet.

Die Methode der Querschnittsreduktion wurde auf die an der Oberfläche von Zugstäben gemessenen Dehnungen angewendet. Die Vergleichsdehnung bei Versagen stellte sich als

$$\varepsilon_v = \ln \left[1 + \frac{2}{3} \left[\frac{(1 + \varepsilon_R)^3}{(1 - \varepsilon_R)^2} \right] \right] \quad [2.34]$$

dar. Die Dehnung ε_R war die radiale Dehnung im Querschnitt größter Reduktion und wurde wie folgt definiert

$$\varepsilon_R = -1 + \sqrt{1 - \delta} \quad [2.35]$$

Darin war δ die relative Querschnittsminderung im Versagensquerschnitt.

Die Methode der stärksten Wanddickenreduktion wurde auf flache oder schalenartige Bauteile angewendet. Die charakteristische Deformation wurde an den gebrochenen Proben bestimmt, indem die Ausgangswandstärke mit der reduzierten Wandstärke im Versagensquerschnitt verglichen wurde. Die Vergleichsdehnung wurde dann bestimmt über

$$\varepsilon_v = \ln \left[1 + \frac{2}{3} \sqrt{\frac{1}{1 + \delta} - (1 + \delta)} \right] \quad [2.36]$$

Die so, anhand experimenteller Untersuchungen, ermittelten Vergleichsdehnungen führten in Bild 2.11 zu einem Vorschlag für Grenzdehnungen in Abhängigkeit verschieden großer Löcher und Kerbradien in Bauteilen unterschiedlicher Größe unter Berücksichtigung von Größeneffekten. Der Nachteil des Vorschlags in Bild 2.11 ergibt sich aus der Nichtbeachtung des Spannungszustandes. Dies kann zu einer

Überschätzung der Verformungsfähigkeit eines Bauteils führen. Spannungsumlagerungen durch plastische Deformationen könnten behindert sein.

Die Versuche in /39/ wurden begleitet von numerischen Analysen auf der Basis schädigungsmechanischer Modelle, die Hohlraumwachstum und andere werkstofftechnische Zusammenhänge berücksichtigen. Ausgehend von numerischen Modellen des Hohlraumwachstums in metallischen Werkstoffen wurde in /40/ ein Bruchkriterium aufgestellt, dass die zur Rissinitiation führende Kombination von der darin abgeleiteten lokalen plastischen Vergleichsdehnung ϵ_v^p aus /41/ und der Spannungsmehrrachsichtigkeit σ_m/σ_v zeigt.

$$\epsilon_v^p = \Omega \cdot \exp\left(-\frac{3}{2} \cdot \frac{\sigma_m}{\sigma_v}\right) + \epsilon_n \quad [2.37]$$

Mit [2.14] wird aus ϵ_v^p

$$\epsilon_v^p = \Omega \cdot \exp\left(-\frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \frac{1}{q}\right) + \epsilon_n \quad [2.38]$$

Ω ist hierin eine Werkstoffkonstante. Zum Versagen des jeweils betrachteten Werkstoffes musste diese Dehnung jedoch über einen definierten Teil des Werkstoffes auftreten /40, 42/. Die Abhängigkeit dieser plastischen Vergleichsdehnung ϵ_v^p vom Mehrachsichtigkeitsgrad wurde dann in Schädigungskurven wie in Bild 2.12 für Längs- und Senkrechtpföben des hochfesten Stahls HY130 /42/ zusammengefasst.

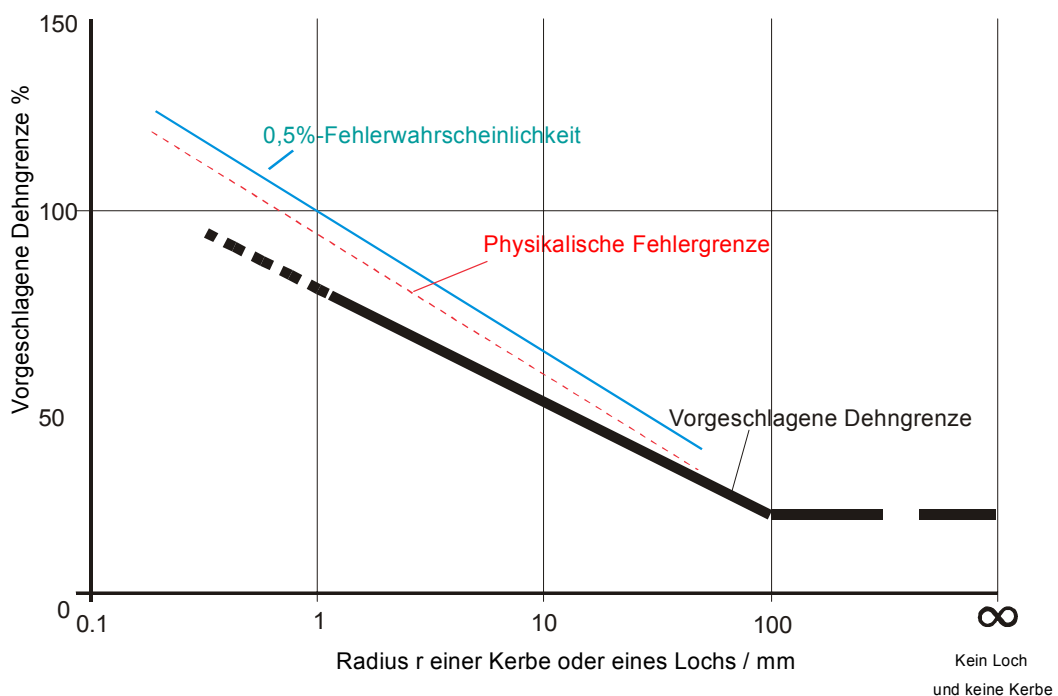


Bild 2.11: Versagensdehnungen nach der Methode der Wanddickenreduktion und der Querschnittsminderung der Proben aus /39/

Die dort verwendete plastische Vergleichsdehnung nahm mit abnehmender Mehrachsichtigkeit der Spannungen zu. Die Kurven wurden mit Hilfe gekerbter Rundzugproben ermittelt. Versagen trat bei allen Proben in der Mitte auf. Bei der Ermittlung des jeweiligen Spannungszustandes während des Versagens können bei dieser Bruchform keine Messungen der Spannungen am Versagensort durchgeführt werden. Zur Bestimmung des Spannungszustandes werden FE-Analysen durchgeführt /43, 44/. Nachteil dieser Vorgehensweise ist die Komplexität der damit verbundenen Untersuchungen zur

Erstellung der Schädigungskurven, die dann in einfachen, elastisch-plastischen FE-Analysen zur Anwendung kommen können. Demgegenüber steht die durch die Mehrachsigkeit uneingeschränkte Verformbarkeit bei der Annahme eines elastisch-idealplastischen Werkstoffmodells und einem Mehrachsigkeitsquotienten größer 0,87 /26/. Dieser Mehrachsigkeitsquotient wird in der vorliegenden Arbeit als Wert betrachtet, ab dem mit einer Einschränkung des Verformungsvermögens nicht gerechnet werden muss.

Momentan werden plastische Dehnungen in der KTA auch indirekt zugelassen. So wird zum Beispiel bei der Beanspruchungsstufe D, innerhalb der KTA, die Spannungsgrenze soweit nach oben gesetzt, dass ein gewisses Plastizieren des Werkstoffes zulässig ist. Eine direkte Zuordnung von Dehnungen zu den berechneten linear-elastischen Spannungen ist aber nur unter erhöhtem Aufwand möglich, siehe Kapitel 6.3. Um bisherige Berechnungsverfahren unter Anwendung fiktivelastischer Werkstoffmodelle mit der Dehnungsabsicherung zu vergleichen, bedarf es aber einer Zuordnung von elastischen Spannungen zu elastisch-plastischen Dehnungen. Eine direkte Zuordnung der in herkömmlichen linear-elastischen Verfahren berechneten Spannungen zu real im Bauteil auftretenden Dehnungen wurde in /39/ gemacht, Tabelle 2.1.

Während wie im Bericht „Lissac“ /39/ die Grenzdehnungen mit 20 % angegeben werden, werden in Tabelle 2.1 den Beanspruchungen aus Schadensfällen Dehnungen von ungefähr 2 % zugeordnet. Die 2 % wurden anhand von Messungen am Heißdampfreaktor (HDR) als konservativ bestätigt /45/. Dabei wurden Sicherheitsreserven von Rohrleitungen bei gezielt ungedämpfter Ventilschließcharakteristik und damit verbundenen hohen Rohrleitungsbeanspruchungen aufgezeigt. Das untersuchte Rohrleitungssystem hatte die Nennweite 400. Das Grundkonzept bei der Rohrleitungsauslegung war, eine flexible Rohrleitungsführung zu realisieren, die im wesentlichen einer Speisewasserleitung eines Siedewasserreaktors entsprach /46/. Bei den drei Blowdown-Versuchen war die Integrität des Rohrleitungssystems nie gefährdet.

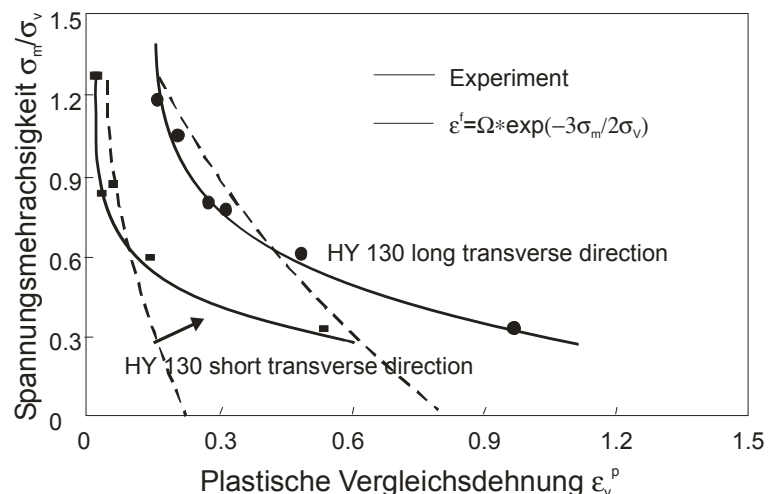


Bild 2.12: Schädigungskurve von Hancock und Mackenzie /40/

Aufgrund der Berechnungen der Kapitel 6 und 7 zeigt sich, dass die in Tabelle 2.1 vorgeschlagene plastische Vergleichsdehnung von 2 % für Schadensfälle konservativ ist. Unter Bezug auf „Lissac“ /39/ wird in der vorliegenden Arbeit auch aufgrund der vorliegenden Berechnungen der Kapitel 6 und 7 von einer elastisch-plastischen Vergleichsdehnung von 4 % als Grenzdehnung für die Beanspruchungsstufe D ausgegangen. Allerdings wird immer ein Mehrachsigkeitsquotient gefordert, der oberhalb von 0,27 /26/ liegt. Die Grenzdehnungen sind in der vorliegenden Arbeit lokale Dehnungen. In Kapitel 7 wird die lokal ermittelte Dehnung der gesamten über den jeweils betrachteten Querschnitt gemittelten Dehnung

gegenübergestellt. So lässt sich Ansatzweise ermitteln inwieweit das Verformungsvermögen des gesamten betrachteten Querschnitts ausgenutzt ist.

Tabelle 2.1: Zulässige Werte für Vergleichsspannungen und Vergleichsspannungsschwingbreiten aus den Spannungskategorien und zugeordnete Dehnungen bei Durchführung einer linear-elastischen Analyse des mechanischen Verhaltens bei Verwendung von ferritischen Stählen außer Stahlguss /47/

Lastfallklassen	primäre Spannungen			Q	F	ϵ_{pl}
	P_m	P_b	P_l			
Auslegungsfälle	$S_m = \min. \left\{ \begin{array}{l} \frac{R_{p0,2T}}{1,5} \\ R_{m,RT} \\ \frac{3 R_{mT}}{2,7} \end{array} \right\}$					
			$1,5S_m$			
	$1,5S_m$					
		$1,5S_m$				
Bestimmungsgemäßer Betrieb	$3S_m$					$\leftarrow \epsilon_{pl} \approx 0,3 \%$
	$2S_a (D \leq 1)$					
Notfälle	$\sigma_{zul} = R_{p0,2T}$					
			$\sigma_{zul} = 1,5R_{p0,2T}$			$\left. \begin{array}{l} \leftarrow \\ \leftarrow \\ \leftarrow \end{array} \right\} \epsilon_{pl} \approx 0,5 \%$
	$\sigma_{zul} = 1,5R_{p0,2T}$					
		$\sigma_{zul} = 1,5R_{p0,2T}$				
Schadensfälle	$\sigma_{zul} = 0,7R_{mT}$					$\leftarrow \epsilon_{pl} \approx 0,2 \%$
			$\sigma_{zul} = 0,7R_{mT}$			$\left. \begin{array}{l} \leftarrow \\ \leftarrow \\ \leftarrow \end{array} \right\} \epsilon_{pl} \approx 2 \%$
	$\sigma_{zul} = 0,7R_{mT}$					
		$\sigma_{zul} = 0,7R_{mT}$				

3 Bruchmechanische Betrachtungsweisen

Die Bruchmechanik gibt Auskunft über das Verhalten von rissbehafteten Strukturen /48, 49/. Die Bruchmechanik wird dabei im Wesentlichen unterteilt in linearelastische und in elastisch-plastische Bruchmechanik.

3.1 Linearelastische Bruchmechanik (LEBM)

Plastische Verformung ist bei Anwendung der LEBM nur bedingt zulässig. Sie eignet sich daher für die Beschreibung von spröden Brüchen. Dabei wird ein Riss je nach Belastungsart in verschiedene Modi eingeteilt. In Bild 3.1 sind die verschiedenen Rissöffnungsmodi aufgezeigt. In den folgenden Absätzen soll es dabei nur um Rissöffnungen im Modus 1 gehen. Die LEBM greift auf das K-Konzept zurück /50, 51/. Hintergrund des K-Konzeptes ist die Hypothese, dass der Zustand in der Prozesszone an der Risspitze direkt durch K_I charakterisiert wird. Der Spannungsintensitätsfaktor K_I kann so als Bruchkriterium definiert werden. Es kommt zum Bruch nach dem Erreichen eines kritischen Wertes K_{Ic} , der experimentell anhand von z. B. CT-Proben abgeleitet wird /12, 15/. Daraus folgt als Versagenskriterium

$$K_I = K_{Ic} \quad [3.1]$$

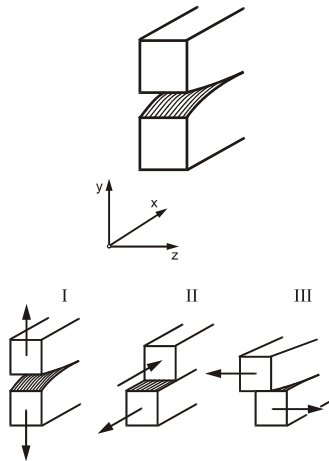


Bild 3.1: Rissöffnungsmodi

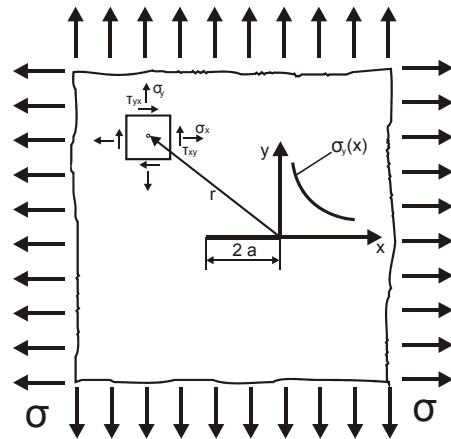


Bild 3.2: Darstellung des Rissspitzenfeldes bei einem Riss in einer Scheibe

Die Beschreibung des Rissspitzenfeldes mittels kartesischen Koordinaten in einer unendlich ausgedehnten Scheibe /52/ Bild 3.2 ist gegeben durch die Formeln [3.2].

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) \begin{Bmatrix} 1 - \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cos\left(\frac{3\varphi}{2}\right) \\ 1 + \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cos\left(\frac{3\varphi}{2}\right) \\ \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cos\left(\frac{3\varphi}{2}\right) \end{Bmatrix} \quad [3.2]$$

Die Hauptspannungen in der x-y-Ebene errechnen sich zu

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) \begin{Bmatrix} 1 + \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \\ 1 - \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \end{Bmatrix}, \quad [3.3]$$

Für den ebenen Spannungszustand gilt

$$\sigma_z = 0; \varepsilon_z = \frac{-\mu}{E} \cdot (\sigma_x + \sigma_y) \quad [3.4]$$

und für den ebenen Dehnungszustand

$$\varepsilon_z = 0; \sigma_z = \mu \cdot (\sigma_x + \sigma_y) \quad [3.5]$$

Die CT-Probe (Compact Tension Probe) ist eine häufig verwendete Probenform zur Ermittlung von bruchmechanischen Kennwerten. Innerhalb einer CT-Probe stellt sich der Spannungszustand wie in Bild 3.3 dar. In der Mitte des Bauteils wird von einem ebenen Dehnungszustand ausgegangen, da durch die Ausdehnung der Probe in die Breite eine Dehnungsbehinderung in Dickenrichtung angenommen wird.

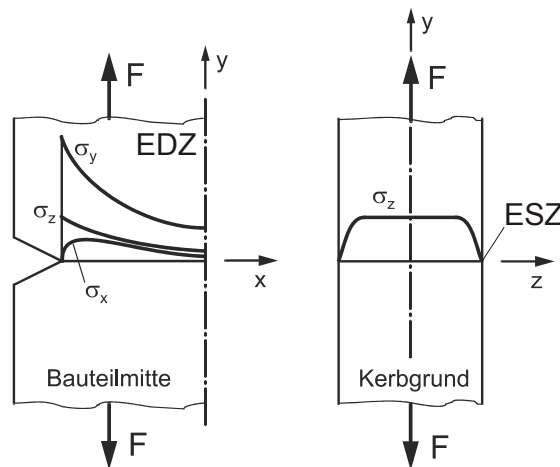


Bild 3.3: Ebener Verformungs- und ebener Dehnungszustand am Beispiel einer CT-Probe

Die CT-Probe ist abgeleitet aus /53/. Die Abmessungen der Probe sind auf die Probendicke B bezogen, d. h. alle Proben sind geometrisch ähnlich. Um einen scharfen Anriss zu erzeugen, wird die Probe vor dem Versuch angeschwungen, d. h. im Schwingversuch belastet, bis ein definierter Anriss entsteht. Zur Gültigkeit des Versuchs ist die Risslänge a dabei nach ASTM durch bestimmte Grenzen festgelegt. Dabei ist W zweimal die Probendicke und a die Länge von der Lasteinleitung bis zum Riss.

$$0,45 \leq \frac{a}{W} \leq 0,55 \quad [3.6]$$

Neben dem K-Konzept besteht im linearelastischen Bereich der Bruchmechanik noch die Bewertung der Risspitzenbeanspruchung mit Hilfe der Energiefreisetzungsrate /54/ und die Bewertung mit Hilfe von Oberflächenintegralen /50/.

3.2 Elastisch-plastische Bruchmechanik (EPBM)

Bei größeren plastischen Verformungen ist der Spannungsintensitätsfaktor nicht mehr kennzeichnend für das Bruchverhalten. Während der Sprödbrech durch spontanen instabilen Rissfortschritt ohne makroskopische Verformungen zum Versagen führt, lässt sich das Versagen durch Zähbruch in folgende nacheinander ablaufende Stadien unterteilen:

- Plastifizierung und Abstumpfung der Risspitze, bewirkt eine Änderung der Kerbschärfe und damit der Geometrie
- Risseinleitung, Beginn des stabilen Rissfortschritts
- Stabiles Risswachstum
- Instabilität, instabiler Rissfortschritt.

Die Risseinleitung dient zur Bestimmung der Rissinitiiierungswerte. Der stabile Rissfortschritt dient dem Nachweis der Möglichkeit zum zähen Weiterreißen eines Werkstoffes. Die EPBM findet bei Versagen eines Bauteils durch Verformungsbruch Anwendung. Das am häufigsten angewandte Konzept in der EPBM basiert auf dem J-Integral. Das J-Integral ist im Falle des ebenen Dehnungszustandes ein wegunabhängiges Konturintegral, mit dessen Hilfe die Umgebung einer Risspitze, nicht aber der Zustand in der Risspitze selbst beschrieben wird. Eine genaue Kenntnis des Rissspitzenspannungsfeldes ist deshalb nicht nötig /50/. Das J-Integral, Bild 3.4 dient der Abschätzung der Rissinitiiierung innerhalb Rissbehafteter Bauteile sowohl für elastische als auch für elastisch-plastische Werkstoffmodelle. Verschiedene Methoden zur experimentellen und rechnerischen Bestimmung der J-Werte sind in /49/ zu finden.

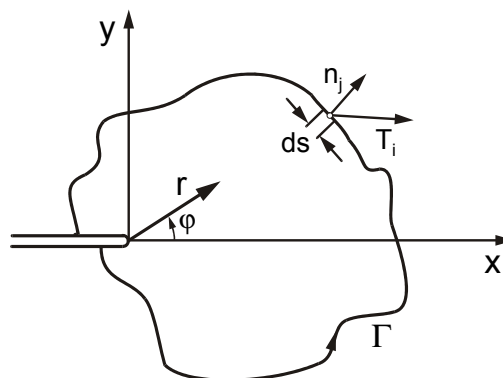


Bild 3.4: Ermittlung des J-Integrals nach Rice /50/

Darin werden verschiedene geometrische und werkstofftechnische Einflüsse bei der Bestimmung von Rissinitiiierungswerten auf Basis des J-Integrals diskutiert. Voraussetzung für die Anwendung des J-Integrals ist, dass keine Entlastungen auftreten und der plastische Dehnungsanteil auf mäßige Verformungen beschränkt bleibt.

$$J = \oint_{\Gamma} (Wdy - T_i \frac{\partial U_i}{\partial x}) ds \quad [3.7]$$

Für die experimentelle Ermittlung von J-Werten bietet sich die Interpretation von J als Energiefreisetzungsrates an [51]. Die Änderung der Energie U über der Rissfläche A [3.8] kann experimentell leicht bestimmt werden.

$$J = -\frac{\partial U}{\partial A} = G \quad [3.8]$$

4 Berechnung und Bewertung von Beanspruchungen

Zur Bewertung der in kerntechnischen Komponenten auftretenden Beanspruchungen ist in Deutschland das Regelwerk des kerntechnischen Ausschusses (KTA) anzuwenden. Die Grundlagen zur Bewertung von Beanspruchungen innerhalb von Rohrleitungskomponenten und Rohrleitungssystemen sollen im Folgenden kurz vorgestellt werden.

4.1 Schädigungsmechanismen und Spannungskategorien

Die innerhalb der KTA 3201.2 /6/ verwendeten Berechnungsmethoden dienen dazu, unzulässige Verzerrungen und plastische Verformungen mit genügender Sicherheit so zu begrenzen, dass Versagen von Bauteilen verhindert wird und Grenzzustände eingehalten werden können. Eine Übersicht über alle Lastfallklassen sowie die betrachteten Spannungskategorien und die durch deren Begrenzung erfassten Schädigungsmechanismen sind in Tabelle 4.1 zu sehen.

Tabelle 4.1: Durch Begrenzung der Spannungen erfasste Schädigungsmechanismen innerhalb der KTA.

LASTFALL-KLASSEN	BEAN-SPRUCHUNGS-STUFEN	ERFASSTE SCHÄDIGUNGSMECHANISMEN	BETRACHTETE SPANNUNGSKATEGORIE
AUSLEGUNGS-FÄLLE (AF)	0	<ul style="list-style-type: none"> • Übermäßige Deformation • Instabilität 	Primäre Spannungen
NORMALE BETRIEBSFÄLLE (NB)	A	<ul style="list-style-type: none"> • Fortschreitende Deformation • Ermüdung 	Primäre plus Sekundäre Spannungen Primäre plus Sekundäre Spannungen plus Spannungsspitzen
ANORMALE BETRIEBSFÄLLE (AB)	A	<ul style="list-style-type: none"> • Übermäßige Deformation • Instabilität 	Primäre Spannungen
	B	<ul style="list-style-type: none"> • Fortschreitende Deformation • Ermüdung 	Primäre plus Sekundäre Spannungen Primäre plus Sekundäre Spannungen plus Spannungsspitzen
NOTFÄLLE (NF)	C	<ul style="list-style-type: none"> • Übermäßige Deformation • Instabilität 	Primäre Spannungen
SCHADENSFÄLLE (SF)	D	<ul style="list-style-type: none"> • Instabilität 	Primäre Spannungen
PRÜFFÄLLE (PF)	P	<ul style="list-style-type: none"> • Übermäßige Deformation 	Primäre Spannungen

Abzudeckende Schädigungsmechanismen sind:

- Große, plastische Deformationen, zum Beispiel bei der Ausbildung eines Fließgelenks innerhalb einer Rohrleitung
- Ermüdung, wie zum Beispiel bei ständigem Wechseln der thermischen Belastungen
- Instabilität eines Bauteils
- Thermisch fortschreitende Deformation, wie zum Beispiel bei wechselnder Beanspruchung unter Mittelspannung wie in Rohrleitungen unter Innendruck und äußerer Belastung

Den in der KTA verwendeten analytischen Methoden zur Berechnung der Beanspruchungen liegt meist ein fiktivelastisches Werkstoffmodell zugrunde. Aussagen über das real auftretende Werkstoffverhalten und damit die realen Beanspruchungen können dadurch nicht getätigt werden. Allerdings sind diese Berechnungsmethoden an Versuchen validiert worden /55/. Die Sicherheiten dieser Berechnungs-

methoden sind so groß, dass diese die auftretenden Belastungen konservativ bewerten. Eine aufwändige elastisch-plastische FE-Analyse unter der Annahme realerer Werkstoffmodelle kann so meist vernachlässigt werden. Eine genaue Bewertung realer Beanspruchungen, der Dehnungen, ist mit diesen Methoden nicht möglich. Die Anwendung analytischer Berechnungsmethoden unter zur Hilfenahme eines fiktivelastischen Werkstoffmodells wird in der KTA sowie in anderen Normen, den harmonisierten DIN EN 13455 beziehungsweise DIN EN 13480 /32/ oder dem ASME Code /56/ konsequent verfolgt. Je nach Auswirkung der jeweiligen Spannung und der Bedeutung für das Verformungsverhalten des Bauteils werden die fiktivelastischen Spannungen wie in /57/ beschrieben kategorisiert. Der Kategorisierung der verschiedenen Spannungen liegen dabei deren Entstehungsursachen zugrunde. Zu Beginn wird in „Primäre“ und „Sekundäre“ Spannungen eingeteilt.

Ein wesentliches Merkmal globaler, primärer Spannungen ist ihre statische Bestimmtheit. In /6/ heißt es „Primäre Spannungen P sind solche Spannungen, die das Gleichgewicht mit äußeren Kraftgrößen herstellen. Hinsichtlich des Festigkeitsverhaltens ist ihr wesentliches Merkmal, dass bei einer (unzulässig großen) Steigerung der äußeren Lasten die Verformungen nach vollständiger Plastifizierung des Querschnitts wesentlich zunehmen, ohne sich hierbei selbst zu begrenzen. Die primären Membranspannungen sind gesondert nach ihrer Verteilung über dem für das Tragverhalten zugrunde zu legenden Querschnitt als Membranspannung (P_m , P_i) und als Biegespannung (P_b) zu unterscheiden. Hierbei sind die Membranspannungen definiert als Mittelwert der jeweiligen Spannungskomponente über dem für das Tragverhalten zugrunde zu legenden Querschnitt, bei Flächentragwerken jeweils als Mittelwert der Spannungskomponente über der Wanddicke. Die Biegespannungen sind definiert als die über dem Wandquerschnitt.“

Die Einführung allgemeiner primärer Spannungen hängt eng mit der unbegrenzten Verformung bei einsetzendem Fließen unter Anwendung eines elastisch-idealplastischen Werkstoffmodells zusammen. Legt man bei der Berechnung eines geraden Rohres unter Innendruck und äußerem Biegemoment M_b ein elastisch-idealplastisches Werkstoffmodell zu Grunde und gibt die zum Fließen des Bauteils führende Belastungskombination an, erhält man in Anlehnung an einen geraden Stab wie in /58/ die Interaktionsgleichung [4.1]:

$$\frac{P}{P_0} + \frac{M}{M_0} = 1 \quad [4.1]$$

wobei P_0 für den Innendruck, der zum Fließen führt, und M_0 für das Biegemoment, das zum erstmaligen Fließen führt, steht. Dies sind die maximalen elastischen Einzellasten. Die aus dem Innendruck in Längsrichtung resultierende Axialspannung ist eine allgemeine primäre Membranspannung P_m . Das heißt, dass bei Erreichen der Fließspannung unter Verwendung elastisch-idealplastischen Werkstoffes eine unbegrenzte Verformung einsetzt, wenn die Beanspruchung nur aus P_m besteht. Die aus dem Biegemoment resultierende Biegespannung ist eine primäre Biegespannung P_b . Bei Steigerung der Biegebeanspruchungen innerhalb eines Rohres über den elastischen Bereich hinaus folgt für das gerade Rohr unter Innendruck und Biegung:

$$\frac{1 - \left(\frac{r_i}{r_a}\right)^4}{1,7 \left[1 - \left(\frac{r_i}{r_a}\right)^3\right]} \frac{M}{M_0} = 1 - \left(\frac{P}{P_0}\right)^2 \quad [4.2]$$

Der Term vor dem Quotienten aus aktuellem Biegemoment und Biegemoment bei Fließbeginn M_0 stellt dabei die Stützziffer bei Biegung dar.

Bild 4.1 zeigt die elastische Grenzlast mit ihrer Sicherheit gegen Überschreitung der Ersatzstreckgrenze $R_{p0,2T}$ durch primäre Membranspannungen definiert durch $R_{p0,2T}/1,5$. Die Lastreserve in Bild 4.1 gilt für elastisch-idealplastisches Verhalten eines Werkstoffes. Darin ist das Verfestigungsvermögen eines Werkstoffes nicht berücksichtigt. Dies schafft zusätzliche Sicherheiten.

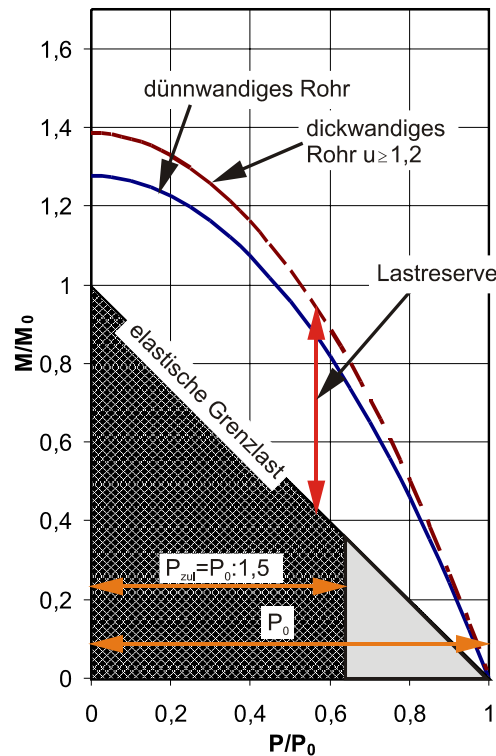


Bild 4.1: Grafische Darstellung der Formel [4.2]

Gleichungen wie [4.2], die unter Berücksichtigung elastisch-idealplastischen Werkstoffes maximal zulässige Lasten berechnen, sind in der Literatur oft als Grenzlastgleichungen aufgeführt. In /58/ sind einige Interaktionsgleichungen zu verschiedenen Geometrien und Belastungsarten als elastische Grenzlastgleichungen angegeben. Beispiele für Grenzlastgleichungen sind in /59-61/ besprochen.

Sekundären Spannungen (Q) sind solche Spannungen, die durch geometrische Unstetigkeiten, bei Verwendung von Werkstoffen unterschiedlichen E-Moduls, unter äußeren Lasten und infolge unterschiedlicher Wärmedehnungen entstehen. Hinsichtlich des Festigkeitsverhaltens ist ihr wesentliches Merkmal, dass sie auch im Falle des Überschreitens der Streckgrenze beim Ausgleich der Verformungsdifferenzen plastische Verformungen bewirken, die sich selbst begrenzen.

Im Rahmen einer FE-Analyse ist die Kategorisierung der Spannungen schwierig, da oft nicht klar ist, wie primäre und sekundäre Spannungen über den betrachteten Querschnitt differenziert werden können /57/. In /57/ werden die Beanspruchungen in Balken über die gesamte Höhe eines Balkens kategorisiert. Bei Flächentragwerken erfolgt die Kategorisierung über der der Bewertung zu Grunde zu legenden Wanddicke. Meist gelingt es nicht sekundäre von primären Spannungen zu trennen.

Spannungsspitzen (F) sind Spannungen, die sich nicht über die gesamte Wanddicke eines Bauteils erstrecken und in Kerben sowie Unstetigkeitsstellen entstehen. Sie bewirken bei Überschreiten der Streckgrenze geringe Verformungen. Bedeutung erlangen sie bei der Bewertung der Ermüdung. In Bild 4.2 werden sie auf die fiktiv-elastische Spannungs-Dehnungs-Amplitude übertragen. Daraus errechnet sich die Ermüdung des betrachteten Bauteils.

Die den Berechnungen zu Grunde liegenden S_m -Werte verfolgen alle den Ansatz eines linearelastisch-idealplastischen Werkstoffmodells. Da die Werkstoffe aber alle ein unterschiedliches Verformungsverhalten zeigen, ist eine Vereinheitlichung der Werte auf Grund der Erfahrung aus Betrieb und Versuchen schwierig.

Tabelle 4.2: Herleitung der S_m –Werte

Norm	KTA			ASME BPVC Section III		EN13445 EN13480
	KTA 3201.2 (06/96)	KTA 3211.2 (06.96)		Klasse 1 Komponenten *)	Klasse 2 Komponenten *)	
Material		Klasse 1	Klasse 2/3			
Ferrit	$R_{mRT}/3$ $R_{mT}/2,7$ $R_{p0,2T}/1,5$	$R_{mRT}/3$ $R_{mT}/2,7$ $R_{p0,2T}/1,5$	$R_{mRT}/4$ $R_{p0,2T}/1,6$ $R_{p0,2RT}/1,6$	ferritische und nicht ferritische Walz- und Schmiedestähle $S_T/3$ $1,1S_T R_T/3$ $S_y/1,5$ $R_y S_y/1,5$ oder $0,9xR_y S_y$ geschweißte Rohre, ferritisch und nicht ferritisch $0,85xS_T/3$ $1,1x0,85xS_T R_T/3$ $0,85xS_y/1,5$ $0,85xR_y S_y/1,5$ oder $0,9x0,85R_y S_y$	ferritische und nicht ferritische Walz- und Schmiedestähle $S_T/3,5$ $1,1xS_T R_T/3,5$ $S_y/1,5$ $R_y S_y/1,5$ oder $0,9xR_y S_y$ geschweißte Rohre, ferritisch und nicht ferritisch $0,85xS_T/3,5$ $1,1x0,85xS_T R_T/3,5$ $0,85xS_y/1,5$ $0,85xR_y S_y/1,5$ oder $0,9x0,85xR_y S_y$	$R_{mRT}/2,4$ $R_{p0,2T}/1,5$ $R_{eHT}/1,5$
Austenit	$R_{mRT}/3$ $R_{mT}/2,7$ $R_{p0,2RT}/1,5$ $R_{p0,2T}/1,1$	$R_{mRT}/3$ $R_{mT}/2,7$ $R_{p0,2RT}/1,5$ $R_{p0,2T}/1,1$	$R_{mRT}/4$ $R_{p0,2T}/1,1$ $R_{p0,2RT}/1,6$			$R_{p1,0T}/1,5$ oder $R_{mRT}/3$ $R_{p1,0T}/1,2$
Schmiedestahl	$R_{mRT}/4$ $R_{mT}/3,6$ $R_{p0,2T}/2$	$R_{mRT}/4$ $R_{mT}/3,6$ $R_{p0,2T}/2$	$R_{mRT}/4$ $R_{mT}/3,6$ $R_{p0,2T}/2,5$			$R_{mRT}/3$ $R_{p0,2T}/1,9$
Schrauben und Bolzen	$R_{p0,2T}/3$	$R_{p0,2T}/3$	$R_{p0,2T}/3$	$S_y/3$ $R_y S_y/3$	$S_y/1,5$; $R_y S_y/1,5$ $S_T/4$; $1,1xR_T S_T/4$	

*) ASME_BPVC Section II Materials, Part D, Appendix 1 and 2 (2001)
 S_T = spezifizierte minimale Zugfestigkeit bei Raumtemperatur
 R_T = Verhältnis der temperaturabhängigen Zugfestigkeitswerte zur spezifizierten Zugfestigkeit bei Raumtemperatur
 S_y = spezifizierte minimale Fließgrenze bei Raumtemperatur
 R_y = Verhältnis der temperaturabhängigen Zugfestigkeitswerte zur spezifizierten Zugfestigkeit bei Raumtemperatur

Während Tabelle 4.2 die Herleitung des S_m -Wertes in verschiedenen Regelwerken zeigt, sind in Tabelle 4.3 verschiedene Beanspruchungsstufen mit den jeweiligen Spannungskategorien und zugehörigen zulässigen Spannungen verknüpft. So soll die Sicherheit gegen Fließen mit dem ersten S_m -Wert Auslegungsstufe, (Level 0), bei primären Membranspannungen 1,5, bei primären Biege- plus Membranspannungen 1 betragen. Der Begrenzung der primären plus sekundären Spannungen liegt der Wert $3S_m$ zugrunde. $3S_m$ entspricht hier der doppelten Streckgrenze $R_{p0,2T}$. So werden Wechselplastifizierungen des Werkstoffes verhindert und elastisches Einspielen (Shake Down) erreicht. Ratcheting ist damit ausgeschlossen.

Durch die Annahme elastisch-idealplastischen Werkstoffverhaltens ist eine Sicherheit vorhanden, die durch den Bezug der zulässigen Spannungswerte in KTA 3201.2, Tabellen 7.7-2–7.7-7 und den darin enthaltenen zulässigen Spannungen auf rechteckige Querschnitte die Tragfähigkeitsreserven innerhalb eines runden Querschnittes nicht berücksichtigt. Eventuelle zusätzliche Tragfähigkeitsreserven oder aber deren Überschreitung hängen ab vom Durchmesser Verhältnis und vom Außendurchmesser des betrachteten Rohres. Tabelle 4.3 zeigt die verschiedenen Beschränkungen für primäre und sekundäre Spannungen bei Verwendung von ferritischem Stahlguss unter der Annahme, die Beanspruchung fände in einem rechteckigen Querschnitt statt /6/. Primäre Biege- und Membranbeanspruchungen werden in der Beanspruchungsstufe C, die Beanspruchungsstufe C begrenzt dabei die Beanspruchungen bei Schadensfällen, mit $1,5R_{p0,2}$ abgesichert. Dies entspricht der Stützziffer eines rechteckigen Balkens bei Annahme eines elastisch-idealplastischen Werkstoffes und berücksichtigt somit nicht die Stützwirkung eines Rohres unter Innendruck, das auf Biegung beansprucht wird. Für jeden Querschnitt eines Rohres muss die Stützziffer separat berechnet und auf die Begrenzungstabellen der KTA umgerechnet werden. Die Tabellen erfahren dann leichte Veränderungen ihrer Werte. Beispielhaft sei hier für die Begrenzung

der Beanspruchungsstufe C für ferritische Werkstoffe außer Stahlguss eine Rechnung für die Änderung der Begrenzung von eckigen zu runden Querschnitten gezeigt.

Die beispielhafte Stützziffer für einen Stab mit Kreisquerschnitt wird zu



$$n_{pl,r} = 1,7 \quad [4.5]$$

berechnet. Die Stützziffer für einen Balken mit eckigem Querschnitt wird bei gleichem Plastifikationsgrad zu



$$n_{pl,e} = 1,5 \quad [4.6]$$

berechnet, Bild 2.6. Damit erhöht sich die Stützziffer in Beanspruchungsstufe C, P_m+P_b oder P_I+P_b für den Stab mit Kreisquerschnitt um einen Faktor von

$$\frac{n_{pl,r}}{n_{pl,e}} = \frac{1,7}{1,5} = 1,13 \quad [4.7]$$

Mit der Hilfe des Faktors $n_{pl,r}/n_{pl,e}$ können die Stützziffern des eckigen Vollquerschnittes auf das jeweilige Profil angepasst werden.

Tabelle 4.3: Zulässige Werte für Vergleichsspannungen und Vergleichsspannungsschwingbreiten bei Verwendung von ferritischen Stählen außer Stahlguss /6/

Spannungskategorie	Lastfälle	Auslegung Stufe 0	Betriebsstufen				
			Stufe A	Stufe B	Stufe P ²⁾	Stufe C ⁴⁾	Stufe D
primäre Spannungen	P_m	S_m	-	$1.1S_m$	$0.9R_{p0.2RT}$	$R_{p0.2RT}$ ³⁾	$0.7R_{mT}$
	P_I	$1.5S_m$	-	$1.65S_m$	$1.35R_{p0.2RT}$	$1.5R_{p0.2RT}$ ³⁾	R_{mT}
	P_m+P_b oder P_I+P_b	$1.5S_m$	-	$1.65S_m$	$1.35R_{p0.2RT}$	$1.5R_{p0.2RT}$ ³⁾	R_{mT}
primäre und sekundäre Spannungen	P_e	-	$3S_m$ ¹⁾	$3S_m$ ¹⁾⁵⁾	-	-	-
	$P_m+P_b+P_e+Q$ oder $P_I+P_b+P_e+Q$	-	$3S_m$ ¹⁾		-	-	-
				$3S_m$ ¹⁾⁵⁾	-	-	-
primäre, sekundäre und Spannungsspitzen	$P_m+P_b+P_e+Q+F$ oder $P_I+P_b+P_e+Q+F$	-	$D \leq 1.0; 2S_a$	$D \leq 1.0; 2S_a$ ⁶⁾	-	-	-

Die gezeigten Materialdaten sind minimal geforderte Werte

1) Überschreitet die Spannung $3S_m$ muss eine elastisch-plastische oder aber vereinfachte elastisch-plastische Analyse durchgeführt werden

2) Wenn die erlaubte Anzahl an Zyklen überschritten wird, müssen alle darauffolgenden Zyklen in der Ermüdungsanalyse berücksichtigt werden

3) nicht mehr als 90% der Stufe D

4) Wenn die erlaubte Anzahl an Zyklen von 25 überschritten ist, müssen alle darauffolgenden Zyklen in der Ermüdungsanalyse berücksichtigt werden

5) eine Verifikation ist nicht gefordert für die Fälle, in denen die Belastungen aus den Lastfällen D und C in diese Stufe aus Gründen der Funktionalität oder aus anderen Gründen eingruppiert wurden

6) Eine Ermüdungsanalyse ist nicht nötig für die Fälle, für die die Lasten aus Stufe D und C in diese Stufe eingruppiert wurden und diese Lastefälle zu der Gruppe mit den 25 Zyklen gehören für die keine Ermüdungsanalyse notwendig ist

4.3 Begrenzung von Spannungen in Rohrleitungen

Die aus den primären, sekundären und Spannungsspitzen resultierende Vergleichsspannung oder aber Vergleichsspannungsschwingbreite wird im komponentenspezifischen Fall mit Hilfe der KTA 3201.2, Gleichung 8.4-1–8.4-7 ermittelt. Als Begrenzungskriterium für die Beanspruchungsstufe D, das ist die Begrenzung der Spannungen für Notfälle, gilt jetzt der kleinere der beiden Werte $3S_m$ bzw. $2R_{p0.2T}$, Bild 4.2. Das verwendete Werkstoffmodell ist fiktivelastisch. Gleichung [4.8] begrenzt nur primäre Spannungen.

$$\sigma_I = B_1 \frac{d_a}{2s_c} p + B_2 \frac{d_a}{2l} M_{iL} \leq \Theta S_m \quad [4.8]$$

- mit $B_1=0,5$ entspricht der Spannung aus dem Innendruck für gerade Rohre
- mit $B_2=1$ für gerade Rohre unter Innendruck und Biegung

Gleichung [4.9] begrenzt sekundäre und primäre Spannungen.

$$\sigma_{II} = C_1 \frac{d_a}{2s_c} p + C_2 \frac{d_a}{2l} M_{III} + C_3 E_{rt} |\alpha_r \Delta T_{mr} - \alpha_l \Delta T_{ml}| \leq \Theta S_m \quad [4.9]$$

- mit $C_1=0,5$ entspricht der Spannung aus dem Innendruck für gerade Rohre
- mit $C_2=1$ entspricht der Spannung aus der Momentenbelastung
- mit $C_3=1$ entspricht der Spannung aus der Temperaturbelastung

Gleichung [4.10] begrenzt primäre, sekundäre und Spitzenspannungen.

$$\begin{aligned} \sigma_{III} = & K_1 C_1 \frac{d_a}{2s_c} p + K_2 C_2 \frac{d_a}{2l} M_{III} + \frac{1}{2(1-\mu)} K_3 E \alpha |\Delta T_1| \\ & + K_3 C_3 E_{rt} |\alpha_r \Delta T_{mr} - \alpha_l \Delta T_{ml}| + \frac{1}{(1-\mu)} E \alpha |\Delta T_2| \leq \Theta S_m \end{aligned} \quad [4.10]$$

- Entspricht mit $K_1=1$ der Wärmespannung in einem dünnwandigen Hohlzylinder bei linearer Temperaturverteilung über die Wanddicke und bei freien Rohrenden (an der Oberfläche)
- Entspricht mit $C_3=K_3=1$ der Wärmespannung durch die Temperaturerhöhung ΔT_m bei vollständiger Unterdrückung und einachsigem Spannungszustand an einer geometrischen oder Werkstoffbedingten Unstetigkeit
- Entspricht der Wärmespannung an der Oberfläche durch die Temperaturerhöhung des nichtlinearen Anteils ΔT_2 für den zweiachsigen Spannungszustand bei voller Dehnungsbehinderung

Die Gleichungen [4.8]–[4.10] werden also unter zur Hilfenahme der vorliegenden Spannungsvergleichswerte S_m und der zugehörigen Vorfaktoren Θ , beziehungsweise dem angegebenen Druck, nach dem Moment M_{iL} aufgelöst. Das Moment M_{iL} ist eine Summe aller auf das Rohr wirkenden Momente. Torsion wird also nicht direkt berücksichtigt, sondern dem vorhandenen Biegemoment hinzuaddiert. In /60/ werden Gleichungen für kinematisch zulässige Beanspruchungszustände in Rohren unter Biege- und Torsionsmoment angegeben. Grundlage ist dabei wieder ein elastisch-idealplastisches Werkstoffmodell. Eine Beschreibung der Interaktion von Biegung und Torsion wäre anhand dieser Gleichungen möglich. Gegenwärtige Berechnungscodes sind aber meist validiert an Versuchen an Rohrleitungskomponenten, die im Allgemeinen auf Biegung, Innendruck oder aber Längskraft belastet wurden. Die Werte Θ in Formel [4.8] lassen sich recht anschaulich anhand der Stützziffern eines Rechteckquerschnittes unter Biegung erklären. Es sei nochmals auf Bild 2.6 verwiesen, in dem die verschiedenen Stützziffern für verschiedene Querschnitte dargestellt sind. Für den Rechteckquerschnitt gilt eine maximale Stützziffer von 1,5. Bei der Betrachtung der primären Spannungen in der Auslegungsstufe lässt sich der Vorfaktor Θ für S_m aus der Definition von S_m ableiten. S_m ist aber kleiner oder gleich zwei Drittel der Streckgrenze. Im schlechtest möglichen Falle wird also bei der Multiplikation

von S_m mit einem Faktor von $\Theta=1,5$ die Streckgrenze im Balken gerade erreicht. Für die Stufe D, bei einer Multiplikation von S_m mit $\Theta=3$ ist im schlechtesten möglichen Falle die Traglast eines ferritischen Balkens unter Biegebelastung mit Vollquerschnitt erreicht /57/. Der zulässige Grenzwert der Spannung beträgt dann den zweifachen Wert der Streckgrenze. Die Gleichung [4.8] ist abgeleitet aus /56/ und mit der Hilfe der Grenzlastgleichung aus /61/ in /55/ verifiziert.

4.4 Bruchmechanische Näherungsverfahren zur Bestimmung der Traglast von Rohren unter Innendruck und Biegung

Zu den bruchmechanischen Näherungsverfahren gehören GE/EPRI /63/, LBB/NRC /64/, R6-Methode /65/, SC.ENG-Methode /66/ und die Vorgehensweise nach dem Zählbruchhandbuch gemäß /67/. Besondere Bedeutung hat die R₆-Methode erlangt.

R₆ beruht auf der Beurteilung der plastischen Grenzlast F_y gegenüber der aktuellen Last F und dem Verhältnis von berechnetem K_r -Wert zum ermittelten Rissinitiierungswert. Grundlage hierfür lieferte das Dugdale-Modell /68/. Risswachstum kann mitbewertet werden. Eine weiterführende Erläuterung zur Vorgehensweise bei der R₆-Methode findet sich in /69/. Zur Verdeutlichung ist in Bild 4.3 die R₆-Methode vereinfacht dargestellt. Liegt das durch eine beliebige Belastung hervorgerufene Wertepaar aus K_r und L_r innerhalb des von der R₆-Kurve und den Achsen eingeschlossenen Gebietes, so ist das Bauteil sicher. Das R₆-Verfahren wurde von Central Electricity Generating Board (CEGB) entwickelt und ist im ganzen Zähigkeitsbereich von Bauteilen anwendbar /70/. Je nach Anforderung an die Genauigkeit des Ergebnisses und der Verfügbarkeit von Werkstoffkennwerten, bietet die R₆-Methode verschiedene Abstufungen in der Qualität der Nachweisführung. In der vierten, überarbeiteten Auflage des Verfahrens werden 3 verschiedene Optionen angeboten. Hier soll nur die erste Option kurz erläutert werden. Die Initiierungswerte des Werkstoffes werden mit der Hilfe der wahren geometrischen Verhältnisse des zu bewertenden Bauteils nachgebildeter Versuche ermittelt. Die R₆-Kurve in Bild 4.3 wird durch Gleichung [4.11] gebildet.

$$K_r \leq f_{r6} = (1 - 0,14L_r^2)[0,2 + 0,7 \exp(-0,65L_r^6)] \quad [4.11]$$

L_r beschreibt das Verhältnis der auftretenden Spannung zur Fließspannung, wobei ein idealelastisch-idealplastisches Werkstoffmodell verwendet wird.

$$L_{r,max} = \frac{\sigma}{\sigma_f} \quad [4.12]$$

σ_f ist die einachsige Fließspannung des Werkstoffes. Sie wird ermittelt mit der Hilfe von [4.13].

$$\sigma_f = \begin{cases} 2,4S_m & \text{Für ferritische nukleare Komponenten} \\ 3S_m & \text{Für austenitische nukleare Komponenten} \\ (\sigma_y + \sigma_u)/2 & \text{Für alle anderen Fälle} \end{cases} \quad [4.13]$$

Die Bildung der S_m -Werte kann dabei dem jeweilig zu Grunde gelegten Regelwerk entnommen werden. Im Gegensatz zur Vorgehensweise nach KTA werden der hier beschriebenen Vorgehensweise entsprechend S_m -Werte auf folgende Weise bestimmt /69/.

$$S_m = \min \left\{ \frac{R_{mRT}}{3}, \frac{R_{p0,2T}}{1,5}, \frac{R_{p0,2T}}{1,5}, \frac{R_{mT}}{3} \right\}, \text{ ferritische Werkstoffe} \quad [4.14]$$

$$S_m = \min \left\{ \frac{R_{mRT}}{3}; \frac{R_{p0,2T}}{1,5}; 0,9R_{p0,2T}; \frac{R_{mT}}{3} \right\}, \text{ austenitische Werkstoffe} \quad [4.15]$$

Zur Berechnung des Vergleichswertes, des momentan auf das betrachtete Bauteil wirkenden Spannungsintensitätswertes, wird ein Vergleichswert aus durch primäre und sekundäre Spannungen hervorgerufenen Spannungsintensitätswerten sowie dem Initiierungswert gebildet. Um plastische Effekte zu berücksichtigen wird ein Korrekturfaktor ρ eingeführt. In Gleichung [4.16] ist die Berechnung des Faktors K_r dargestellt.

$$K_r = \frac{K_I^P + K_I^S}{K_{cr}} + \rho \quad [4.16]$$

Es bleibt anzumerken, dass die Vertikale am Ende der R_6 -Kurve in Näherung an den jeweils betrachteten Werkstoff abgeändert und damit dem jeweiligen Verhalten des Werkstoffs angepasst wird.

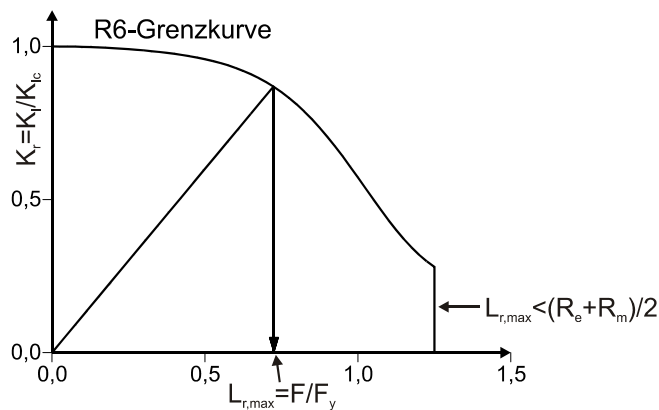


Bild 4.3: Schematische Darstellung der R_6 -Methode

4.5 Grenzlastbetrachtungen von geraden Rohren unter Biegung

Das Fließspannungskonzept und die plastische Grenzlast sind Verfahren zur Bestimmung einer maximal zulässigen Last unter zur Hilfenahme einer fiktiven Fließspannung für integere und geschwächte Querschnitte von geraden Rohren. Die Bildung der Fließspannung ist maßgeblich für die Höhe des errechneten Momentes M_{k0} und wurde mit Hilfe von Versuchen abgeleitet /37, 45, 71, 72/ in denen gerade Rohre unter Einbringung von verschiedenen Fehlerzuständen auf ihre Tragfähigkeit hin überprüft wurden.

4.5.1 Das Fließspannungskonzept (FSK)

$$\sigma_f = \frac{R_m + R_{p0,2}}{2} \quad \text{bzw.} \quad \sigma_f = R_m \quad [4.17]$$

Das Fließspannungskonzept /71, 73/ beruht auf der klassischen Biegetheorie, wobei das Flächenträgheitsmoment des rissbehafteten Rohrquerschnitts unter Berücksichtigung der Verschiebung der neutralen Faser bestimmt wird. Versagen wird unterstellt, wenn die durch die äußeren Belastungen Innendruck p_i und Biegemoment M_b hervorgerufenen effektiven Spannungen an der höchstbeanspruchten Stelle die Fließspannung σ_f erreichen. Um dem Verfestigungsvermögen des Werkstoffes Rechnung zu tragen wird die Fließspannung mit Formel [4.17] bestimmt. Der Quotient in Formel [4.17] wird unterschiedlich verwendet und ist durch Versuchsergebnisse verifiziert. Das maximal

ertragbare Moment errechnet sich für Rohre mit Teilumfangsrissen nach der Beziehung [4.18] gemäß der Methode der MPA.

$$M_{K0} = \frac{I_{\hat{x}}}{a} \left[\sigma_f - \frac{A_w}{A_q - A_f} p_i \right] - (\hat{y} - b) A_w \cdot p_i \quad [4.18]$$

In Bild 4.4 sind die Spannungsverteilungen für das FSK und das plastische Grenzlastkonzept abgebildet.

4.5.2 Die plastische Grenzlast (PGL)

Dem plastischen Grenzlastkonzept liegt die Modellvorstellung zugrunde, dass sich über den gesamten rissbehafteten Querschnitt eine konstante Spannungsverteilung einstellt, die der äußeren Belastung das Gleichgewicht hält. Dabei wird ein idealelastisch-idealplastisches Werkstoffmodell vorausgesetzt /63/. Um dem Verfestigungsvermögen des Werkstoffes Rechnung zu tragen, wird die Fließspannung mit $\sigma_{F \geq R_{p0,2}}$ bestimmt. Im Falle des austenitischen Werkstoffes mit der Werkstoffnummer X6CrNiNb18-10 hat sich bei Bauteilversuchen in /7/ gezeigt, dass die experimentell ermittelten Versagemomente M_{K0} unter der Annahme

$$\sigma_f = \frac{R_{p0,2} + R_m}{2,4} \quad \text{bzw.} \quad \sigma_f = R_{p0,2} \quad [4.19]$$

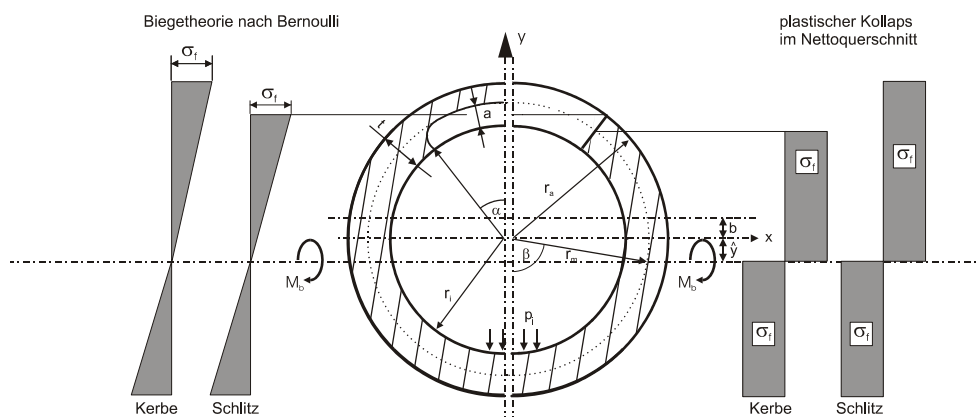


Bild 4.4: Versagemomente nach PGL und FSK und Spannungsverteilung

mit den nach dem plastischen Grenzlastkonzept nach Gleichung [4.20] meist gut übereinstimmen. Der Wert 2 zeigte die besten Übereinstimmungen mit Ergebnissen aus Experimenten in /74/. Mitunter werden auch andere Werte verwendet /75/

$$M_{K0} = 2\sigma_f \cdot r_m^2 \cdot t \left(2\sin\beta - \frac{a}{t} \sin\alpha \right) \quad [4.20]$$

4.6 Leck-vor-Bruch-Verhalten von Rohrleitungen

Zur Erfüllung der Erfordernisse zur Gewährleistung der Integrität der DFU von Dampfkraftwerken wurden die Auswirkungen von Störfällen auf das Verhalten von Rohrleitungen untersucht. Brüche und Folgeschäden dürfen auf Basis postulierter Annahmen nicht zu kritischen Unfallabläufen führen /75-77/.

Zur experimentellen Bestimmung des Leck-vor-Bruch-Verhaltens von Rohrleitungen wurden zahlreiche Untersuchungen zum Verhalten von Rohren mit Schlitzen und Oberflächenfehlern durchgeführt /38, 63, 71, 73, 77/. Davon abgeleitete Leck-vor-Bruch-Kurven bezogenen sich auf gerade Rohre mit Umfangsfehlern unter Innendruck und Biegung und auf gerade Rohre mit Längsfehlern unter reinem Innendruck. Eine Leck-vor-Bruch-Kurve für gerade Rohre mit Umfangsfehlern ist in Bild 4.5 zu sehen. Die Kennlinie für das Versagensverhalten bei einem konstanten Verhältnis Fehlertiefe zu Wanddicke t/s ist gekennzeichnet durch die aufgebrachte Belastung, Innendruck und Umfangsspannung bei Längsfehlern bzw. Innendruck und äußerem Biegemoment bei Umfangsfehlern sowie der Fehlerlänge und Fehlertiefe. Abhängig von der Fehlerlänge und Belastung geht die Versagensart von kleiner Leckage über eng begrenzten Bruch nach Erreichen einer bestimmten kritischen Kerblänge in großen Bruch über.

In Bild 4.6 ist ein schematisches L-v-B-Diagramm zu sehen anhand dessen die Vorgehensweise zur Bestimmung des L-v-B-Verhaltens erläutert werden kann. Ziel der Leck-vor-Bruch-Untersuchungen ist es, nachzuweisen, dass ein in einer Rohrleitung postulierter oder aufgefundener Fehler für den ungünstigsten Beanspruchungszustand nicht zu einem Bruch der Leitung führt. Das Diagramm wird durch die kritische Risslänge in 2 Bereiche unterteilt. In den Leck-vor-Bruch-Bereich und den Bruchbereich. Die Kurven mit der Bezeichnung 1) und 2) sind jeweils unterkritisch. Kurve 3) führt zu einem Bruch /47/. Die Punkte A und B sind für die Auswertung der Risse von besonderer Bedeutung.

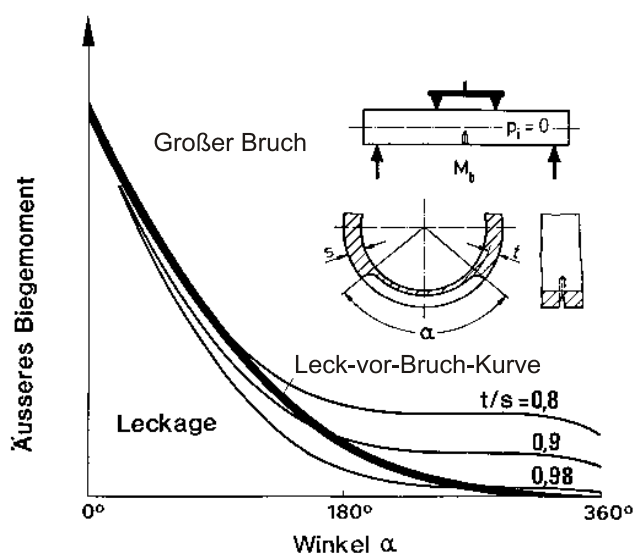


Bild 4.5: Leck-vor-Bruch-Kurve für Rohr mit Umfangsfehler /38/

Vereinfachte Verfahren zur Berechnung der Grenzlaster von geschädigten Rohrleitungen sind das FSK und das PGL, die in den Kapiteln 4.5.1 und 4.5.2 beschrieben sind. Die Rechenverfahren wurden mit Hilfe verschiedener Versuche an die Verhältnisse in den Rohrleitungen angepasst und validiert.

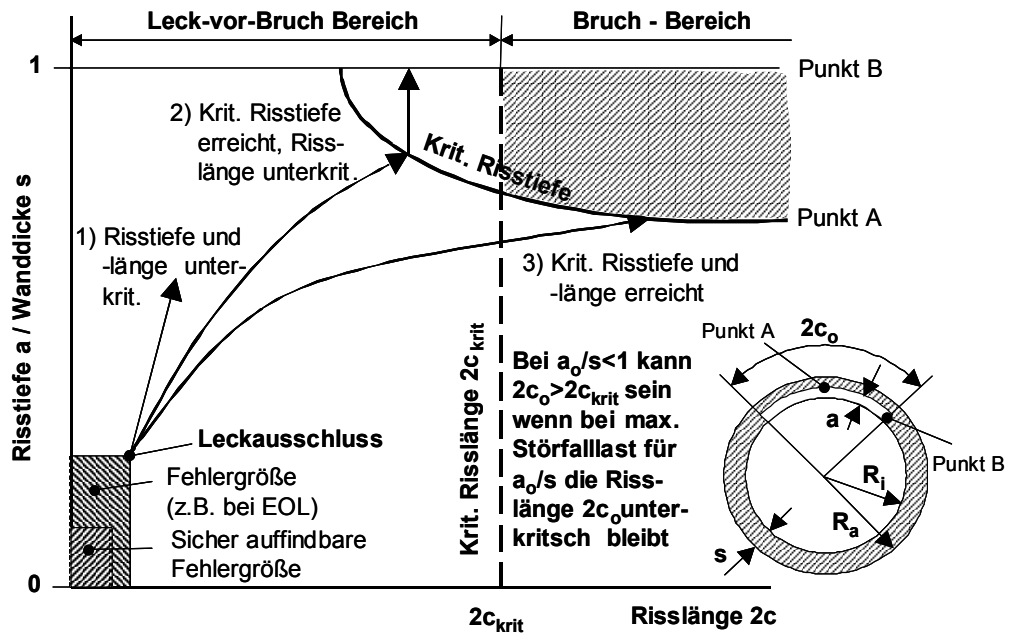


Bild 4.6: Leck-vor-Bruch-Diagramm für Rohre mit Umfangsfehler schematisch dargestellt /77/.

Der wesentliche Nutzen eines Leck-vor-Bruch-Nachweises ist die Inanspruchnahme reduzierter Leckannahmen für sicherheitstechnisch wichtige Rohrleitungen, d.h. entweder eine pauschale Verwendung des Postulats 0,1 F gemäß RSK-LL (DWR) oder kleinerer Leckgrößen /47/. Dabei beruht die Anwendung des Bruchausschlusskonzeptes auf den Grundanforderungen der nachgewiesenen Basissicherheitsmerkmale /78/.

5 Experimentelle Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von Rohren

Zum Trag- und Verformungsverhalten von Rohrleitungen und Rohrleitungssystemen wurden zahlreiche Untersuchungen an der MPA Universität Stuttgart durchgeführt. Die Ergebnisse der Untersuchungen dienen dem besseren Verständnis der Versagensmechanismen, der Überprüfung und der Anpassung von verschiedenen Berechnungsmethoden wie dem FSK und dem PGL. Im Folgenden werden einige dieser experimentellen Untersuchungen vorgestellt.

5.1 Werkstoffcharakterisierung

Verwendet wurden Werkstoffdaten aus /7/, sowie die Gewährleistungswerte in /6/. Für die in dieser Arbeit durchgeführten FE-Analysen, Kapitel 6 und 7, wurden wahre Werkstofffließkurven verwendet. Wahr bedeutet, dass die belastende Kraft im Zugversuch auf die reale Querschnittsfläche bezogen wird /18/. Die FE-Analysen erfolgten für alle Rohre bei Raumtemperatur und 300°C. Die Herleitung der verschiedenen wahren Werkstofffließkurven erfolgte einerseits auf Basis experimentell ermittelter technischer Fließkurven in /7/ und /37/, andererseits standen zur Berechnung der Rohre bei erhöhter Temperatur und im Hinblick auf die in den Normen minimal geforderten Werkstoffkennwerte keine vollständigen Werkstofffließkurven zur Verfügung. Bei der Anpassung der verschiedenen Fließkurven für die in den Normen geforderten Werkstoffkennwerte wurden die Fließkurven verändert, indem sie mit einem Faktor multipliziert wurden. Dieser Faktor entsprach dem Verhältnis der Streckgrenzen bei unterschiedlichen Temperaturen. Die verschiedenen Werkstofffließkurven wurden von der Gleichmaßdehnung ausgehend bis zur Bruchdehnung linear extrapoliert. Die lineare Extrapolation der Kurven im Bereich nach der Gleichmaßdehnung führt hier zu unwesentlichen Abweichungen im Tragverhalten der berechneten Strukturen. Beispiele für den Einfluss der unterschiedlichen Anpassungsarten der Fließkurven im Bereich nach der Gleichmaßdehnung und deren Auswirkung auf das Tragverhalten lassen sich in /39/ finden.

5.1.1 Werkstoff X6CrNiNb18-10

Das Verhältnis der 0,2 % Dehngrenze $R_{p0,2,RT}$ zur Zugfestigkeit $R_{m,RT}$ ist mit 0,5 klein. Der Werkstoff zeigt eine große Gleichmaßdehnung. Bild 5.1 zeigt die Gegenüberstellung der wahren und der technischen Werkstofffließkurve. Dieser Werkstoff zählt aufgrund der vorliegenden Daten zu den zähen Werkstoffen.

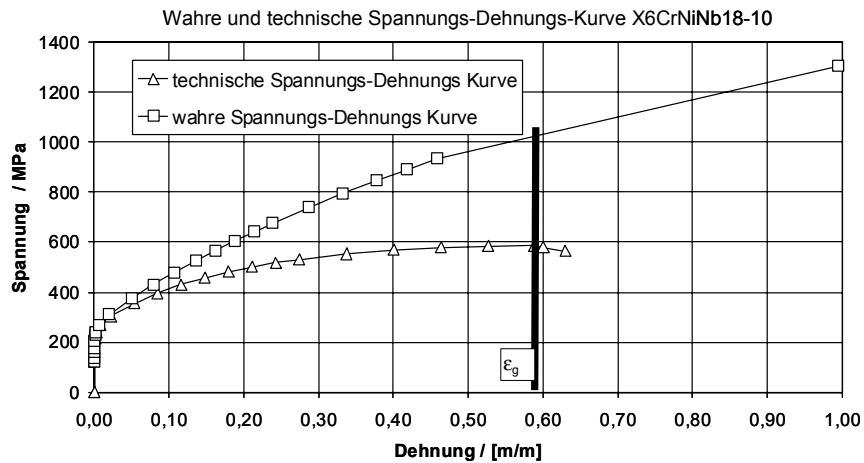


Bild 5.1: Fließkurven des Werkstoffs X6CrNiNb18-10 /7/, Raumtemperatur

Im Temperaturbereich von 0°C bis 100°C zeigt der Werkstoff X6CrNiNb18-10 ein deutliches Übergangsverhalten in der Kerbschlagarbeit auf hohem Niveau, Bild 5.2. Die Entnahmerichtungen für die einzelnen Proben zur Bestimmung der Kerbschlagarbeiten und zur Bestimmung der Risswiderstandskurven können Bild 5.2 entnommen werden. Bild 5.3 zeigt die verschiedenen, mit Hilfe von CT-Proben und Biegeproben ermittelten, Risswiderstandskurven des Werkstoffs in Abhängigkeit verschiedener Entnahmerichtungen.

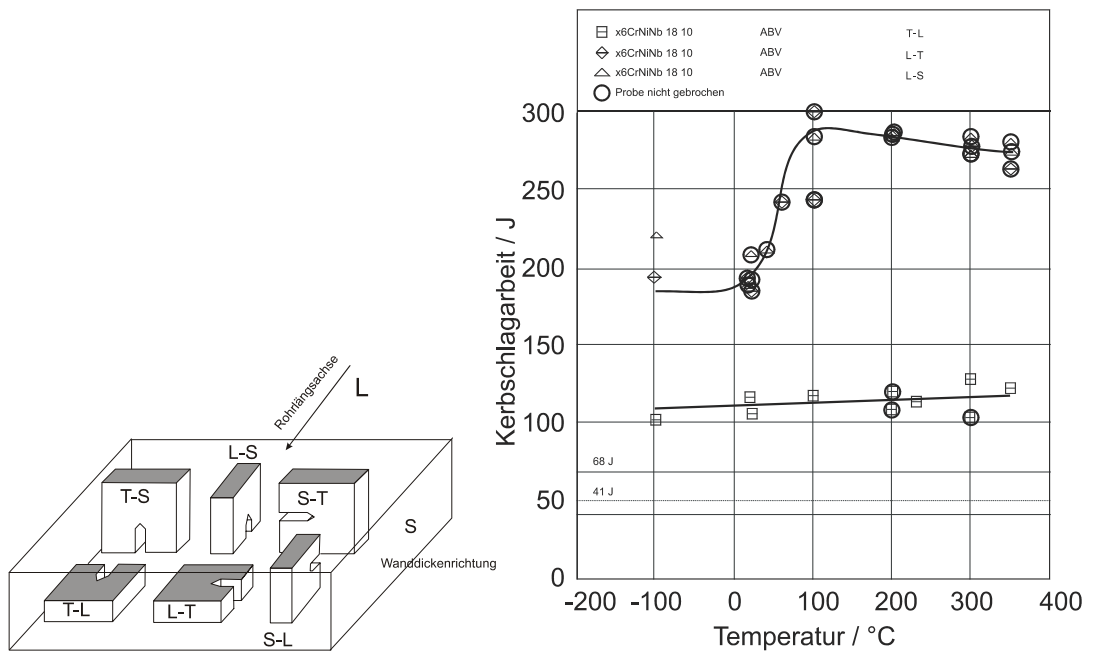


Bild 5.2: links: Probenentnahmerichtung für die durchgeführten Untersuchungen, rechts: Kerbschlagarbeit-Temperatur-Kurven des Werkstoffs X6CrNiNb18-10, /7/

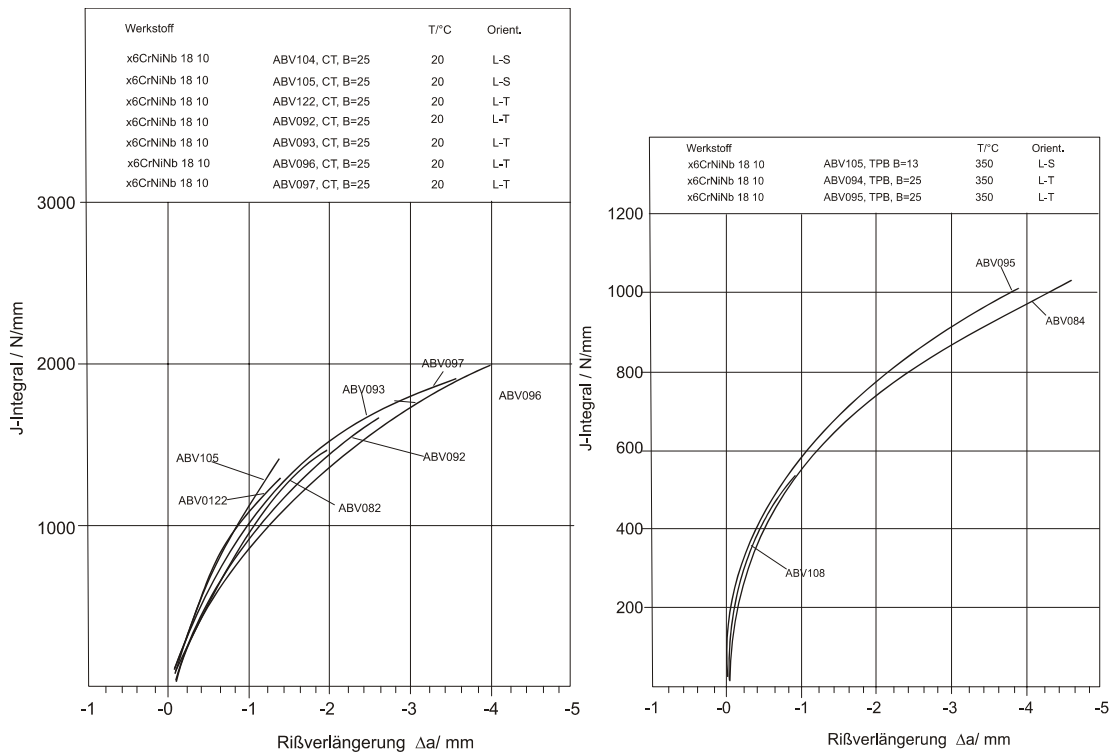


Bild 5.3: links: Risswiderstandskurven bei RT /7/ rechts: Risswiderstandskurven /7/ bei 350°C

Darin sind die J-Integrale über der jeweiligen Rissverlängerung aufgetragen. Weitere Einzelheiten können /7/ entnommen werden. Die Vorgehensweise zur Ermittlung der J-R-Kurven entsprach ASTM E 813-98.

5.1.2 Werkstoff X6CrNiTi18-10

Dieser Werkstoff verhält sich ähnlich wie der Werkstoff X6CrNiNb18-10. Einziger Unterschied besteht in seiner chemischen Zusammensetzung. Daten zur chemischen Zusammensetzung stehen im Anhang, Tabelle 9.4.

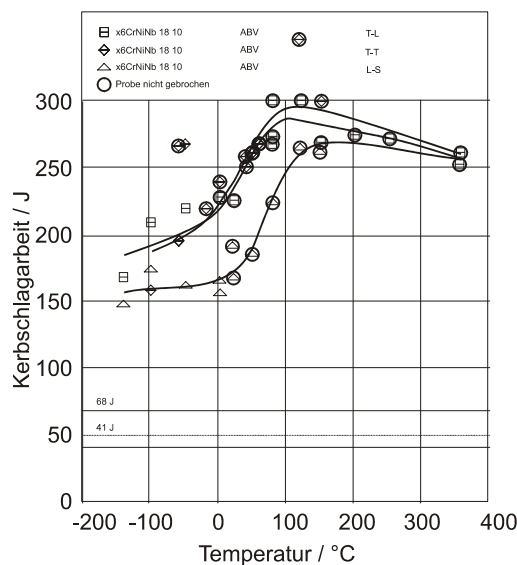


Bild 5.4: Kerbschlagarbeit-Temperatur-Kurven des Werkstoffs X6CrNiTi18-10 /7/

Niob wird durch Titan ersetzt, was eine höhere Zeitstandfestigkeit bewirkt /7/. In Bild 5.4 sind Kerbschlagarbeitswerte des Werkstoffs bei verschiedenen Temperaturen dargestellt. Die Fließkurven des Werkstoffs sind annähernd dieselben wie in Bild 5.1. Deshalb wird hier auf eine Darstellung verzichtet.

5.1.3 Werkstoff 20MnMoNi5-5

Der ferritische Feinkornbaustahl 20MnMoNi5-5 kam an der MPA Universität Stuttgart in zahlreichen Bauteilversuchen zum Einsatz /38/. Er besitzt eine Kerbschlagarbeitshochlage zwischen 150 und 200 J. In Bild 5.5 ist die technische und wahre Werkstofffließkurve bei Raumtemperatur und 300°C zu sehen. In Bild 5.6 sind die Kerbschlagarbeitskurven des Werkstoffs 20MnMoNi5-5 zu sehen. Hauptkühlmittelleitungen deutscher Kernkraftwerke wurden aus diesem Werkstoff gefertigt.

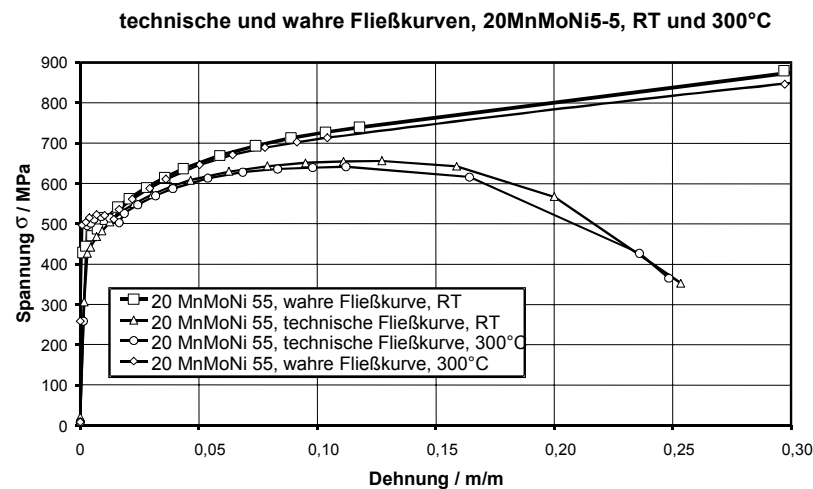


Bild 5.5: Fließkurven des Werkstoffs 20MnMoNi5-5, technische Fließkurven aus /38/

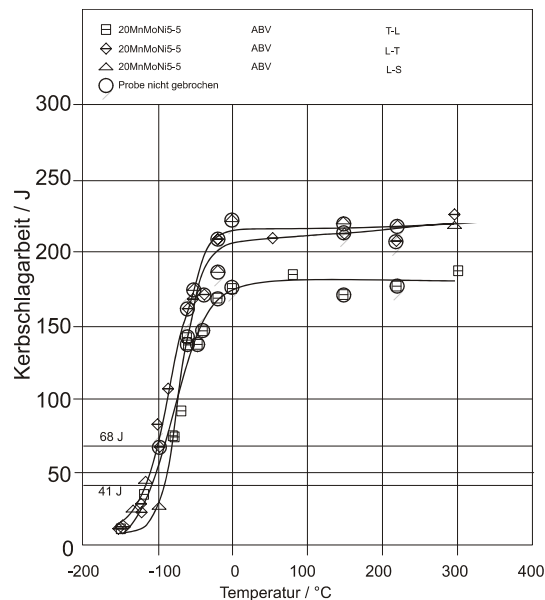


Bild 5.6: Kerbschlagarbeit-Temperatur-Kurven des Werkstoffs 20MnMoNi5-5 aus /7/ nach /79/

5.1.4 Werkstoff 15Mo3

Die technischen und wahren Fließkurven des ferritischen Werkstoffs 15Mo3 bei Raumtemperatur und 300°C sind in Bild 5.7 zu sehen. In Bild 5.8 ist die Kerbschlagarbeit-Temperatur-Kurve des Werkstoffs abgebildet. Die Werte in der Hochlage der Kerbschlagarbeit-Temperatur-Kurve liegen über 100 J. Im Bereich von -100°C bis 100°C zeigt der Werkstoff einen starken Anstieg in der Kerbschlagarbeit.

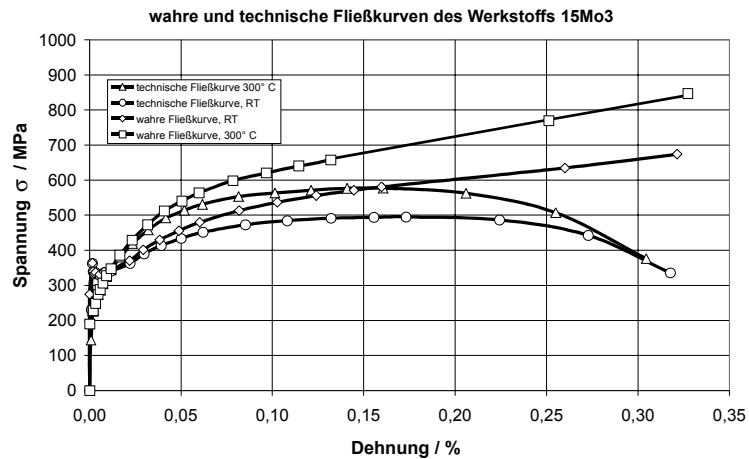


Bild 5.7: technische Fließkurven des Werkstoffs 15Mo3 aus /37/

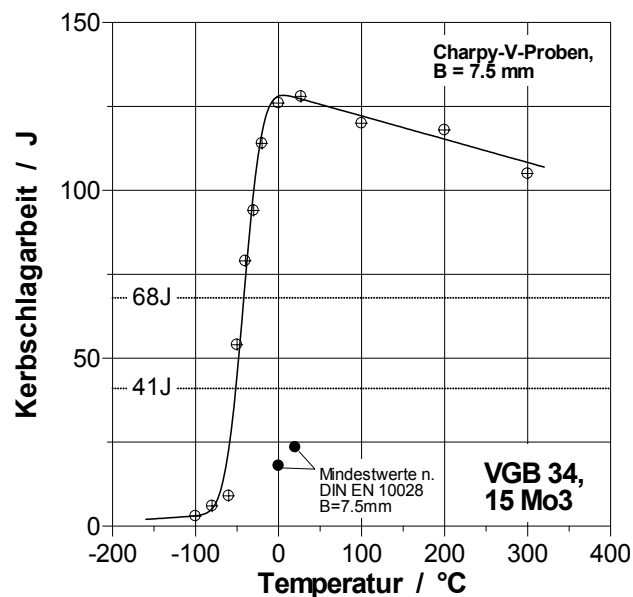


Bild 5.8: Kerbschlagarbeit-Temperatur-Kurven des Werkstoffs 15Mo3 /37/, L-T-Lage (Kerbe in Rohrumfangsrichtung)

5.2 Ungeschädigte gerade Rohre

Zur Vertiefung der Kenntnisse im Bereich des Verformungsverhaltens von Anlagenkomponenten wurden an der MPA Stuttgart verschiedene experimentelle Untersuchungen an integren Rohrleitungs-komponenten durchgeführt /7, 35, 37, 38, 74, 80/. Ein Beispiel für einen der durchgeführten Versuche

ist in /7/ zu sehen. Dabei wurde ein integeres gerades Rohr mit einem über die gesamte Rohrlänge konstanten Moment beaufschlagt und bis zum durch die Biegevorrichtung beschränkten Biegewinkel durchgebogen. In Bild 5.10 ist neben den Traglastkurven rissbehafteter Rohre auch die Traglastkurve des integeren Rohres dargestellt, ABV305. Tabelle 5.1 zeigt Daten verschiedener anderer experimentell untersuchter integerer gerader Rohre.

Die verwendeten geraden Rohre bestehen aus Werkstoffen, die ein hohes Verformungsvermögen aufweisen. In keinem der Versuche an integeren Rohren kam es zu einem Anreißen oder zu einem Abreißen der Rohre. Die Rohre blieben in jedem Fall frei von Rissen. Das Verhalten geschädigter Rohre stellt sich anders dar.

Komponente	D_a	D_i	t	Werkstoff	Literaturverzeichnis
Nennweite 50	60,3	42,7	8,8	15Mo3	/72/
Nennweite 80	88,9	71,3	8,8	15Mo3	/37/
Nennweite 80	88,9	72,9	8,0	X6CrNiNb18-10	/72/
Nennweite 200	219,02	189,1	18,6	X6CrNiTi18-10	/7/
Nennweite 300	3311	267	32	X6CrNiNb18-10	/7/
Nennweite 400	457	427	15	15NiCuMoNb 5	/35/
Nennweite 800	793	698	47,2	20MnMoNi5-5	/38/

Tabelle 5.1: Daten und Literaturhinweise zu experimentell und numerisch untersuchten Rohren

5.3 Rissbehaftete gerade Rohre

Die Mehrzahl der an der MPA Universität Stuttgart durchgeführten Versuche wurden mit rissbehafteten Rohren durchgeführt. In Tabelle 5.2 sind verschiedene Rissgeometrien, sowie die verwendeten Werkstoffe der Versuche aufgelistet. Für die vorliegende Arbeit von besonderem Interesse waren die Versuche innerhalb der Vorhaben /7, 35, 37, 38/. Dies waren Versuche an Geradrohren mit den Nennweiten 50, 80, 200, 300, 400. In Bild 5.9 ist die 2MNm-Biegevorrichtung der MPA zu sehen. Mit Hilfe dieser Vorrichtung wurden zahlreiche Versuche an geraden Rohren durchgeführt /7/.

Tabelle 5.2: An der MPA Universität Stuttgart durchgeführte Untersuchungen zum Tragverhalten von geraden Rohren

Komponente	Fehler-typ	Durchmesser d _s [mm]	Wanddicke s [mm]	Werkstoff	Belastung	Anzahl der Versuche	Literatur / Unterlagen		
Geradrohr	Längsfehler	Innendruck bis zum Versagen	...	Wellinger/Sturm		
		139,7	12,5	St 35		5	BV I		
		101,6	10,0			11			
		139,7	12,5			11			
		101,6	10,0			18			
	325,8	12,3	17 MnMoV 6 4	2	VGB 17.1				
	Umfangsfehler	800	47	20MnMoNi5-5	Konstanter Innendruck und überlagertes äußeres Biegemoment	8	BV I		
				NiMoCr Schmelze		4			
				20MnMoNi5-5		2			
				NiMoCr Schmelze		1			
				20MnMoNi5-5		9			
		459	16	15 NiCuMoNb 5	5	BV II			
					25	AIB			
		218,5	14,6	8,8	Schweißung artgleich X 10 CrNiTi 18 9	Konstanter Innendruck und überlagertes äußeres Biegemoment	7	BMBF	
					X 10 CrNiTi 18 9		9		
							4		
							5		
							3		VGB 6.1
							3		BMU/GKN/MPA (SR 2064)
							2		
							2		VGB 6.6
					1				
	60,3						Schweißung artgleich X 10 CrNiNb 18		1
	Umfangsfehler	457	16	20MnMoNi5-5	Konstanter Innendruck und überlagertes äußeres Biegemoment	3	HDR (E21, E31, T20)		
				430		16,4		15 NiCuMoNb 5	1
				368		11		17 MnMoV 6 4	2
				133		14,2		X 10 CrNiNb 18 9	5
				Nennweite 400		20-40		Schleuderguss GGG 40.3	7
		Nennweite 100	6-10	5,6	St 35.8	Äußeres Biegemoment	12	AIF / VGB	
					Schweißung GGG 40.3		24		
Schweißung GGG 40.3 / St 35.8					90				
					45				
Umfangsfehler	140	12,5	St 35	Äußeres wechselndes Biegemoment	10	BV III			
			20MnMoNi5-5		5				
	226	20	MnMoNiV Schmelze	Konstanter Innendruck und überlagertes wechselndes äußeres Biegemoment	3				
			20MnMoNi5-5		5				
	800	47	20MnMoNi5-5	11					
	88,9	11	20MnMoNi5-5 / Mischschweißnaht X 10 CrNiTi 18 9	Konstanter Innendruck und überlagertes äußeres Biegemoment	6	VGB 3.8			
			15Mo3		4				
	88,9	8	Schweißung artgleich 15Mo3	2	VGB 3.4				
	Rohrbogen	Umfangsfehler	108,5	12,8	X 10 CrNiTi 18 9	Konstanter Innendruck und überlagertes äußeres Biegemoment	2	VGB / PE	
							1		HDR (E22)
Längsfehler		800	47	168,3	8	17 MnMoV 6 4	1	HDR (Ju)	
				219,1	8		1	HDR / PE	
				108,5	12,8	X 10 CrNiTi 18 9	2	VGB / PE	
				88,9	5,6	X 10 CrNiMoTi 17 12 2	1	HDR (E22)	
				452	26	15 NiCuMoNb 5	1	HDR (T20)	
				482,5	28,7	20MnMoNi5-5	1	HDR (E21)	
				234,5	19	15 MnNi 6 3	1	HDR (E32)	
						20MnMoNi5-5	4	BV IV	
		NiMoCr Schmelze	3						
Ab-zweige	Stutzen-kanten-fehler	Grundrohr: 800 x 47 Abzweig: Nennweite 200 / Nennweite 300	NiMoCr Schmelze	Konstanter Innendruck und überlagertes äußeres Biegemoment	3	BV IV			
				Σ der Versuche an der MPA Stuttgart		> 390			



Bild 5.9: Versuch der Nennweite 300 in 2MNm-Biegevorrichtung, ABV301 aus /7/,

Die Daten der Fehler können Bild 5.10 entnommen werden. Die Traglastkurve des integeren Rohres mit der Bezeichnung ABV305 in Bild 5.10 erreichte nicht das Maximum der möglichen Traglast. Eine Steigerung des maximalen Biegemomentes ist aufgrund der experimentellen Einrichtung nicht möglich gewesen, da diese einen Biegewinkel größer 30° nicht überschreiten kann. Das Traglastverhalten des rissbehafteten Rohres mit der Bezeichnung ABV304 zeigte trotz eines Fehlers mit einer Umfangserstreckung von 60° und einem Risstiefenverhältnis von 0,5 bis zu einem Biegewinkel von 24° nahezu dasselbe Tragverhalten wie das integere Rohr. Ein Rohr mit einem Umfangsschlitz von 120° zeigte noch eine Tragfähigkeit von über 350 kNm. In Bild 5.11 sind Leck-vor-Bruch-Kurven für 2 verschiedene Risstiefenverhältnisse, erstellt nach dem Fließspannungskonzept, dargestellt. Gezeigt wird das Biegemoment über der Umfangserstreckung eines Fehlers. Die durchgeführten experimentellen Untersuchungen an Rohren der Nennweite 300 in Bild 5.11 werden in ihrem Tragverhalten hier von der verwendeten Methode leicht unterschätzt, obwohl als fiktive Fließspannung 588 MPa eingesetzt wurde. Durch die Anwendung des FSK oder PGL würde die Tragfähigkeit der in Bild 5.11 geprüften Rohre in diesem Fall stark unterschätzt. Bei keinem der untersuchten umfangsrissbehafteten Rohre des Vorhabens /7/ trat Versagen in Form eines Bruches ein, obwohl bei manchen ausgedehntes stabiles Risswachstum bei Maximallast auftrat. Das heißt, dass bei allen rissbehafteten Versuchen Leck-vor-Bruch-Verhalten vorhanden war. Zwischen Rissinitiierungs- und Maximallast war ein merklicher Sicherheitsabstand vorhanden. Dieses Verhalten wurde auch an zahlreichen anderen geraden Rohren beobachtet.

Die Bewertung der Versuche erfolgte mit Hilfe von Grenzlastbetrachtungen, bruchmechanischen Näherungsverfahren und FE-Analysen. Für die Anwendung der verschiedenen Verfahren zur

Berechnung und Beurteilung des Komponentenverhaltens wurden $R_{p0,2T}$, R_{mT} , A_v , die elastisch-plastischen Werkstofffließkurven und J_R -Kurven ermittelt.

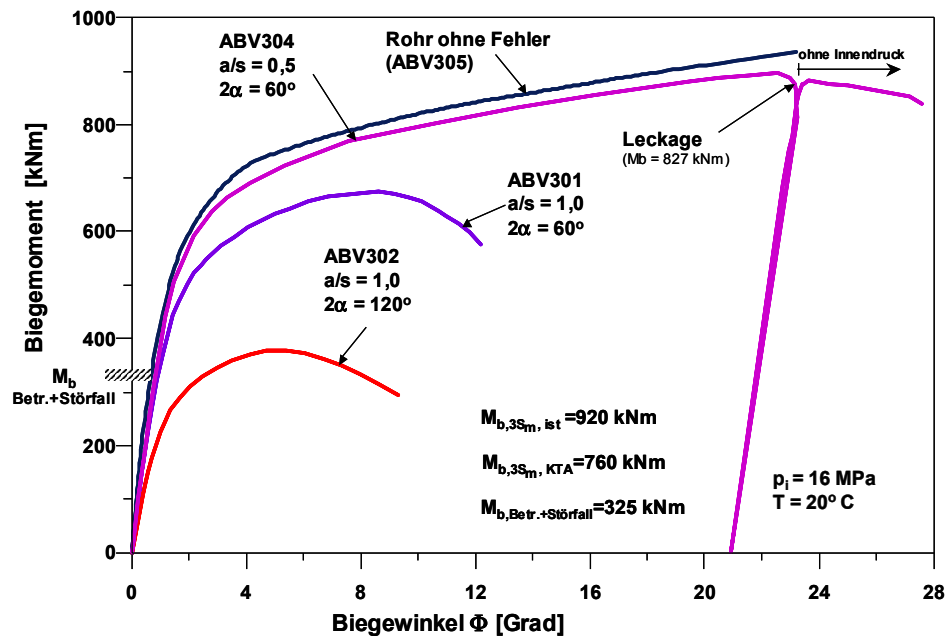


Bild 5.10: Traglastkurven rissbehafteter Röhre der Nennweite 300 mit unterschiedlichen Umfangsfehlerwinkeln in Gegenüberstellung zur Traglastkurve eines integren Rohres der Nennweite 300 /7/

Anhand der Versuche wurde die jeweilige Fließspannung für die Grenzlastbetrachtungen abgeleitet. Die bruchmechanischen Näherungsverfahren aus Kapitel 4 dienten unter zur Hilfenahme der ermittelten Werkstoffdaten und unter Berücksichtigung der maximalen Momente und des Innendrucks zur Aussage über die Rissinitiierung.

In Bild 5.12 wurde die nach dem FSK berechneten maximal ertragbaren Momente mit Hilfe der experimentell ermittelten maximalen Momente normiert. Für jede Versuchsbezeichnung wurden zwei Berechnungen mit je unterschiedlicher Fließspannung durchgeführt. Einmal wurde die Fließspannung aus dem arithmetischen Mittel der zugehörigen Streckgrenze und der Zugfestigkeit gebildet. Ein anderes Mal wurde die Zugfestigkeit als Fließgrenze verwendet. Es zeigt sich in Bild 5.12, dass die erstgenannte Methode zur Bildung der Fließspannung hier konservativ war.

Die experimentellen Untersuchungen dienten nicht nur dem Entwurf und der Verifikation verschiedener Berechnungsmethoden, sondern können auch zur Verifikation von mit Hilfe der Finiten Elemente durchgeführten Berechnungen verwendet werden. Die Berechnungsergebnisse und die Gegenüberstellung mit experimentellen Ergebnissen folgen unmittelbar in Kapitel 6.

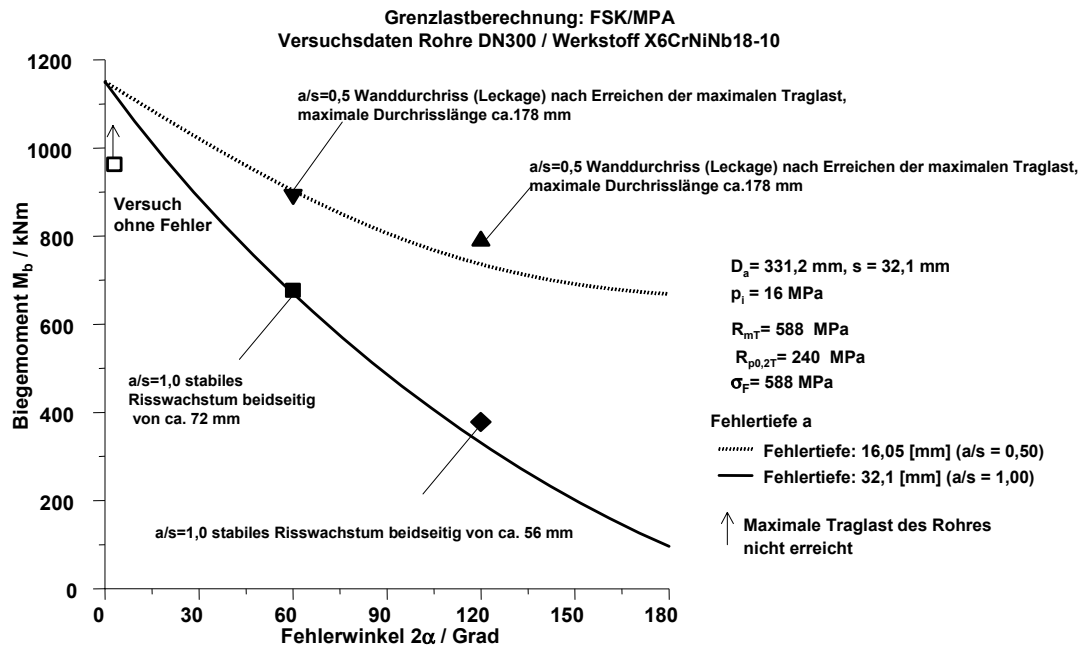


Bild 5.11: Versagenskurven von Rohren der Nennweite 300 in Gegenüberstellung zu Grenzlasterbetrachtungen nach dem Fließspannungskonzept, Bruchausschluss für Rohrleitungen, /7/

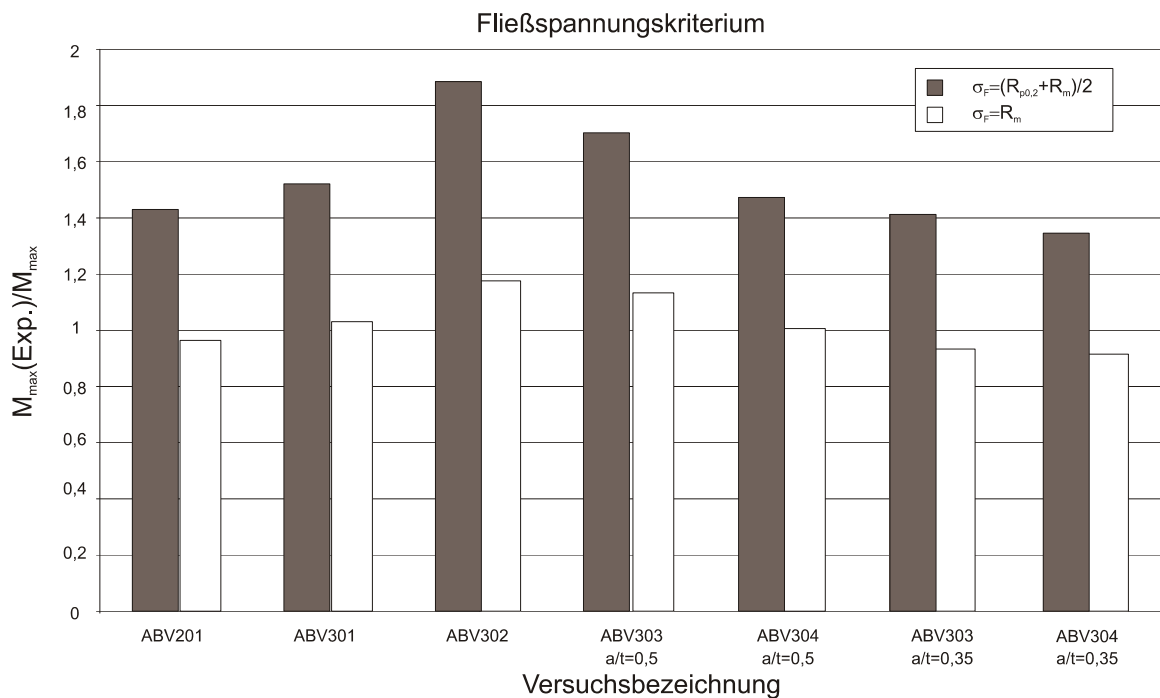


Bild 5.12: Vergleich von Berechnungen nach FSK mit experimentellen Ergebnissen unter Anwendung unterschiedlicher Fließspannungen /7/

6 FE-Analysen zum Trag- und Verformungsverhalten von geraden Rohren

6.1 FE-Idealisierung und Randbedingungen

Verwendet wurden die im FE-Programm ABAQUS implementierten Elemente mit der Bezeichnung C3D8 /81/. Dies sind Hexaederelemente mit linearer Interpolationsfunktion zur Bestimmung der Feldgrößen – Spannung und Dehnung – innerhalb eines Elementes. Die Rohre wurden der Länge nach mit 50 Elementen und der Wanddicke entlang mit 4 Elementen diskretisiert. Beim Vergleich der linearen Interpolationsfunktion mit der quadratischen Interpolationsfunktion konnten keine oder vernachlässigbar geringe Unterschiede in der Ermittlung der Spannungen und Dehnungen festgestellt werden. Somit war die Wahl der Hexaederelemente mit linearer Interpolation zur Bestimmung der Spannung und Dehnung ausreichend.

Für die FE-Analysen wurden wahre Werkstofffließkurven eingesetzt. Verwendet wurden Werkstoffdaten aus /7/, sowie die in /6/ geforderten Gewährleistungswerte. Ihre Charakterisierung erfolgte in Kapitel 5.1. Die FE-Analysen erfolgten für alle Rohre bei Raumtemperatur und 300°C.

Um eine Vergleichbarkeit zwischen Versuchen und Berechnungen herbeizuführen, wurden die Randbedingungen der Berechnungen denen der verschiedenen, an der MPA Universität Stuttgart durchgeführten, Versuche angepasst. Zur Einleitung der Rotation wurde mit der in ABAQUS implementierten Option Kinematic Coupling gearbeitet. Ein Referenzknoten diente zur Einleitung der Last am jeweiligen Ende des geraden Rohres. In Bild 6.1 auf der linken Seite ist die Funktionsweise der Kopplung über einen Referenzknoten gezeigt. Auf der rechten Seite sind die Randbedingungen abgebildet.

Belastungen waren Biegemoment und Innendruck. Der Innendruck wurde über die in ABAQUS vorhandene Option DLOAD direkt auf die Innenoberflächen der Elemente aufgebracht. In Abhängigkeit der verschiedenen Rohrgeometrien wurde der jeweils zugehörige Innendruck eingegeben. Die Rotation wurde am vorderen als auch am hinteren Ende des Rohres, einmal in positiver und einmal in entgegengesetzter Richtung angesetzt.

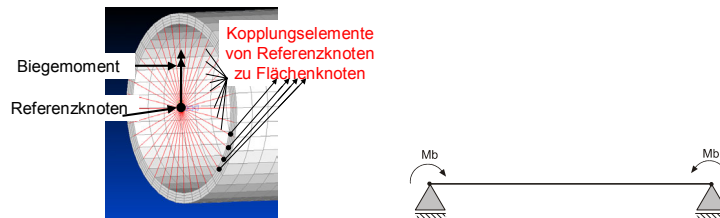


Bild 6.1: linkes Bild: Beschreibung von Kinematic Coupling,
rechtes Bild: Lagerungsbedingungen

Bei der Betrachtung biegebeanspruchter, innendruckbeaufschlagter gerader Rohre verschiedener Wanddicken kam es bei der Anwendung der realen Werkstoffcharakteristiken im Vergleich zur Anwendung von idealplastischen Werkstoffmodellen zu großen Abweichungen im Tragverhalten. In Bild

6.2 sind analytisch ermittelte Stützziffern numerisch mit Hilfe der FE-Methode ermittelten gegenübergestellt. Die numerischen Stützziffern wurden unter Anwendung elastisch-plastischen wie auch elastisch-idealplastischen Werkstoffmodellen ermittelt. Die Verwendung elastisch-idealplastischen Werkstoffmodells führte auf die theoretischen Stützziffern nach Dietmann /20/ bei vollplastischer Verformung.

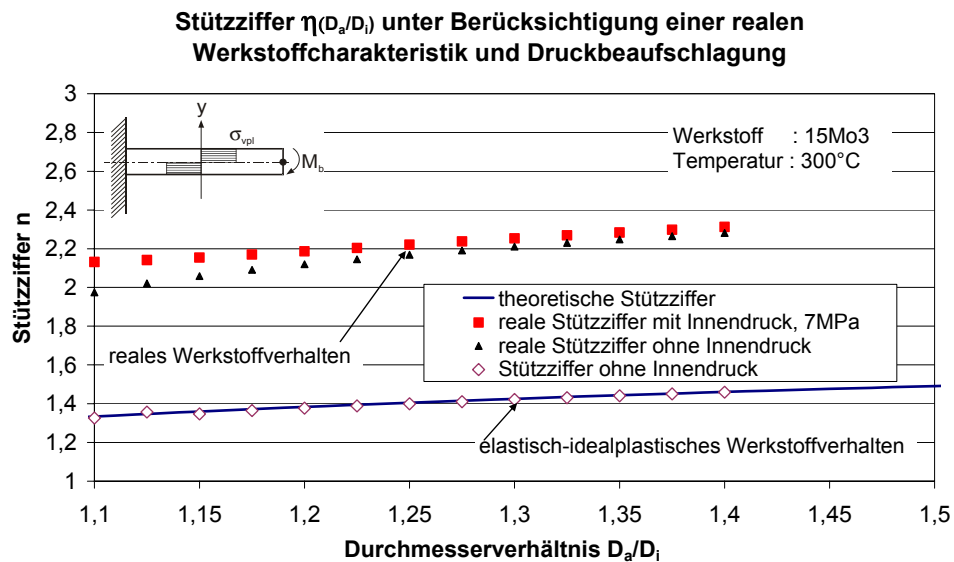


Bild 6.2: Gegenüberstellung theoretischer und realer Stützziffern nach Dietmann

Der Unterschied der Stützziffern zwischen druckbeaufschlagten Rohren, die einem Moment unterliegen und solchen, die einem reinen Biegemoment unterliegen, war dabei in Abhängigkeit der Höhe des Druckes von 7 MPa, was in etwa dem Betriebsdruck eines deutschen Siedewasserreaktors entspricht, gering und wirkte sich nur für kleine Durchmesserverhältnisse in einer Steigerung der Tragfähigkeit aus, Bild 6.2. Die Abhängigkeit vom in der Berechnung verwendeten Werkstoffmodell von elastisch-idealplastischer zu realer Werkstoffcharakteristik dagegen war groß. Die allgemeine Formulierung zur Bestimmung maximaler Stützziffern an beliebigen Bauteilen, wie im vorigen Beispiel des geraden Balkens unter Biegung, lassen sich in den allgemein anerkannten Traglastsätzen /20/ zusammenfassen.

6.2 Bestimmung des Spannungszustandes

Für die folgenden Parameterstudien an Geradrohren aus dem Werkstoff X6CrNiNb18-10 waren die Mehrachsigenquotienten nach Clausmeyer q , siehe Kapitel 2.4, hoch. Bild 6.3, Bild 6.4 und Bild 6.5 zeigen q -Werte in Abhängigkeit des Durchmessers und Durchmesserverhältnisses. Die Belastungen waren Innendruck und Biegemoment in Abhängigkeit des Biegewinkels. Die Werte des Mehrachsigenquotienten lagen alle weit über dem Wert von $q_{krit}=0,27$ /26/ sowohl für Auswertungen an der Innenoberfläche, als auch an der Außenoberfläche der betrachteten geraden Rohre. Plastische Verformungen waren somit möglich. Bild 6.4 zeigt die maximal auftretenden elastisch-plastischen Vergleichsdehnungen nach von Mises in Abhängigkeit des Mehrachsigenquotienten q . Mit zunehmendem Durchmesserverhältnis nahm auch der Mehrachsigenquotient zu.

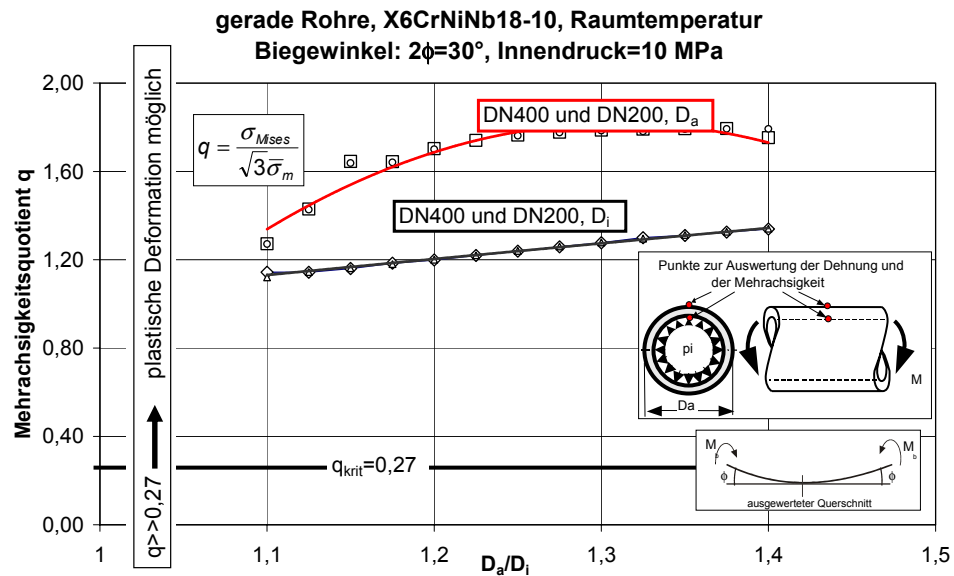


Bild 6.3: q-Werte bei geraden Rohren aus dem Werkstoff X6CrNiNb18-10

Die Mehrachsigsquotienten q waren an der Innenoberfläche der betrachteten Rohre kleiner als an der Außenoberfläche, da auf der Innenoberfläche noch zusätzlich zur Biegung der Druck wirkte und der Spannungszustand dadurch dreiachsig war. An der Außenoberfläche war er nur zweiachsig. Die Dehnungen lagen alle unterhalb von 5 %.

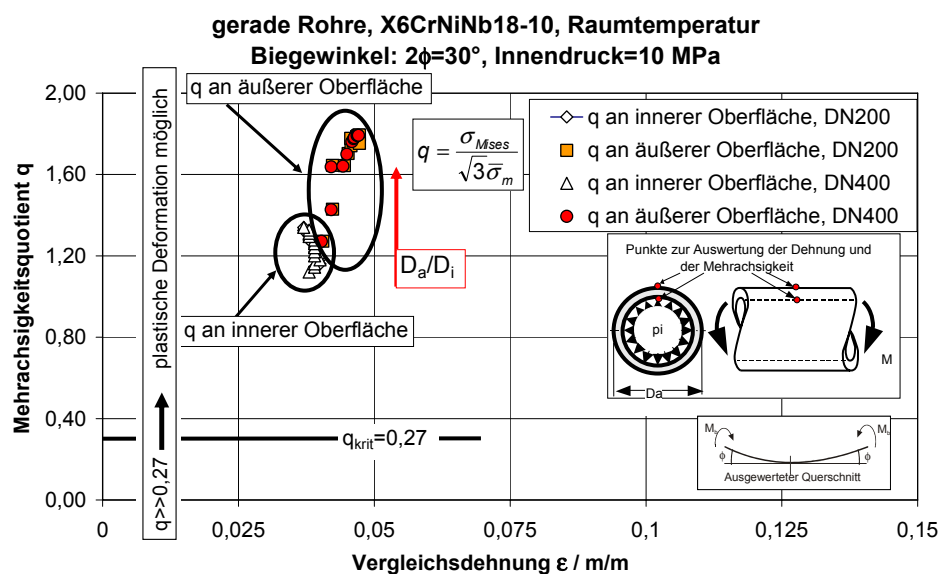


Bild 6.4: q-Werte bei geraden Rohren aus dem Werkstoff X6CrNiNb18-10

Die Kombination aus hohem Mehrachsigsquotienten $q > 0.27$ und einer Dehnung von nahezu 5 % ließ weitere Verformungen zu, ohne zu Dehnungsbehinderungen zu führen. Die gezeigten Spannungszustände, unmittelbar unterhalb der Biegeaußenfaser bei einem Biegewinkel=45°, lagen alle in unmittelbarer Umgebung der Isolinien von hohen q -Werten, Bild 6.5. Damit ist für den vorliegenden Beanspruchungsfall nicht mit einem spontanen oder spröden Bruch des Bauteils bei erhöhter Beanspruchung zu rechnen.

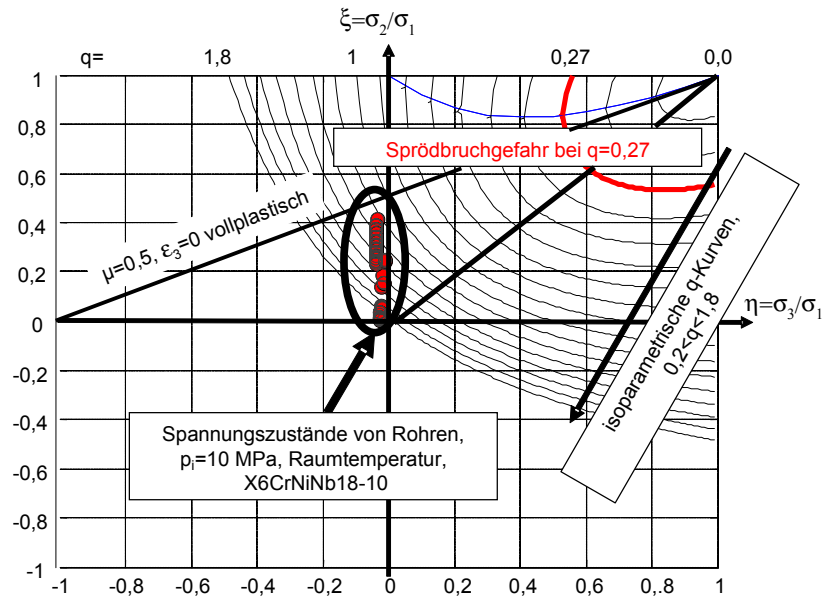


Bild 6.5: Normierte Darstellung der Spannungszustände in geraden Rohren

Die Darstellung des Mehrachsigenquotienten q und der elastisch-plastischen Vergleichsdehnung nach von Mises über der Wanddicke in Bild 6.6 und Bild 6.7 zeigen, dass die Beanspruchungen innerhalb der geraden Rohre unter Berücksichtigung des Mehrachsigengrades und der Werkstoffdaten aus Zugversuchen [7], mit Sicherheit ertragen werden können. Der ausgewertete Versuch wurde aus [7] entnommen, Nennweite war 300.

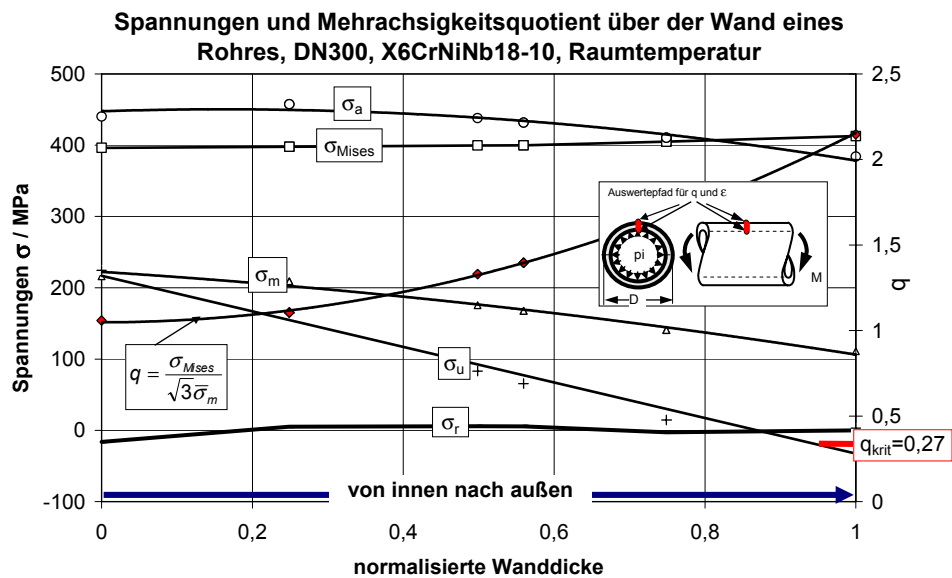


Bild 6.6: Spannungen und Mehrachsigenquotient, Biegewinkel=45°; Innendruck, $p_i=10\text{MPa}$

Für die folgenden FE-Analysen an integeren geraden Rohren sind die Mehrachsigengrade somit nicht problematisch und führen zu keiner nennenswerten Dehnungsbehinderung und damit nicht zum Sprödbruch oder zu spontanen Anrissen ohne vorherige Verformungen.

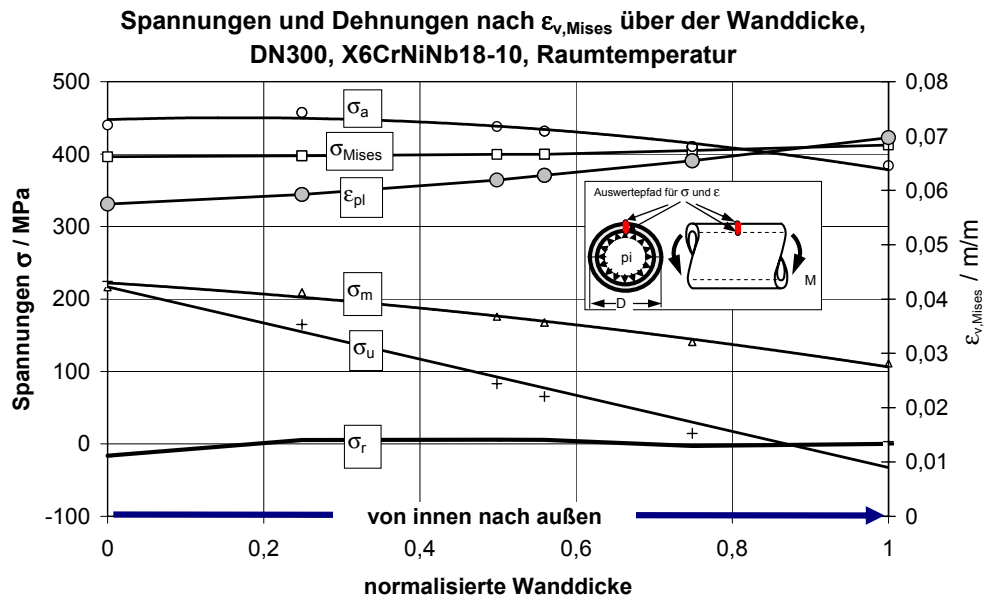


Bild 6.7: Spannungen und Dehnung in einem Rohr über der Wanddicke, Biegewinkel=45°; Innendruck, $p_i=10\text{MPa}$

6.3 FE-Analysen ungeschädigter Rohre

Die Ergebnisse der Parameterstudien dienen zur Erstellung einer Datenbasis, um Dehnungen unter verschiedenen Belastungen besser beurteilen und quantifizieren zu können. Berechnet wurden alle in Tabelle 6.1 aufgeführten Geometrien mit den zugehörigen Werkstofffließkurven.

Tabelle 6.1: Geometrie mit zugehörigem Werkstoff

Nennweite	Nennweite 50	Nennweite 80	Nennweite 80	Nennweite 200	Nennweite 300	Nennweite 400	Nennweite 800
Werkstoff	X6CrNiNb18-10	15Mo3	X6CrNiNb18-10	X6CrNiTi18-10	X6CrNiNb18-10	15NiCuMoNb5	20MnMoNi5-5

Die Ergebnisse wurden als Momente über dem Biegewinkel dargestellt. Zusätzlich erfolgte eine Darstellung der verschiedenen Momentenverläufe über der jeweiligen elastisch-plastischen Vergleichsdehnung nach von Mises.

Validierung der Berechnungsmodelle

Die Validierung der Berechnungen erfolgte für die geraden Rohre mit den Bezeichnungen Nennweite 300, Nennweite 200 und Nennweite 80. Die Gegenüberstellung von Versuch und Berechnung ist in Bild 6.8, Bild 6.9 und Bild 6.10 zu sehen. Die mittels FE-Analyse berechnete Traglastkurve in Bild 6.8 zeigt eine nahezu exakte Übereinstimmung mit der experimentell ermittelten. Die Daten der experimentellen Kurve sind [7] entnommen. Der Schnittpunkt der beiden Kurven mit dem in der KTA ertragbaren Biegemoment für die Beanspruchungsstufe D wurde bei einem Biegewinkel von 9° erreicht. Die technische Spannung betrug dann 480 MPa.

Bei Vergleichen der elastisch-plastischen Vergleichsdehnung nach von Mises und der Gesamtdehnung in Längsrichtung von den vorliegenden FE-Analysen stellte sich ein geringer Unterschied ein. Die in [7] ermittelten Längsdehnungen entsprachen den berechneten Dehnungen nach von Mises. So konnte an der Biegeaußenfaser der geraden integeren Rohre die von Mises Dehnung mit der Längshauptdehnung gleichgesetzt werden.

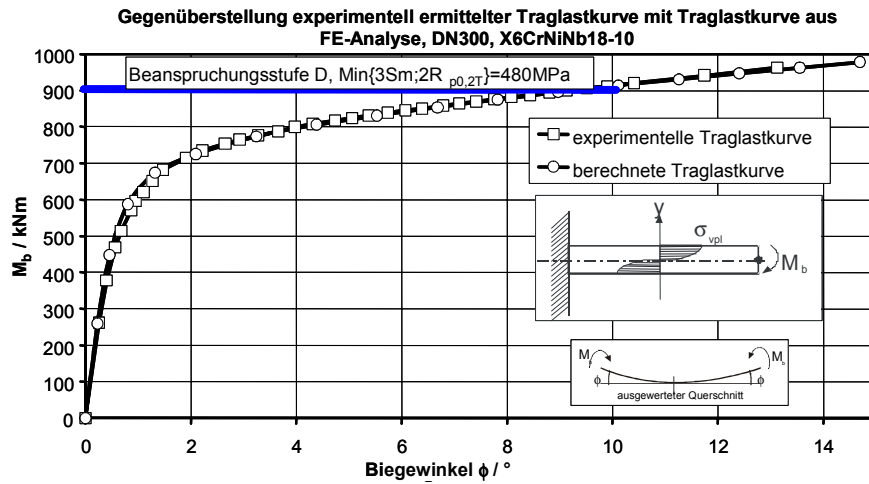


Bild 6.8: Gegenüberstellung von Traglastkurven, RT, Fließkurve aus 5.1.1

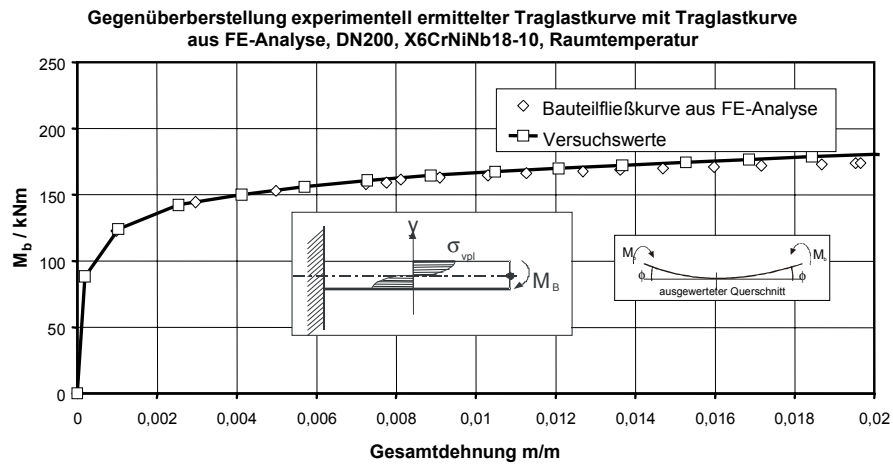


Bild 6.9: Gegenüberstellung von Traglastkurven, RT, Fließkurve aus 5.1.1

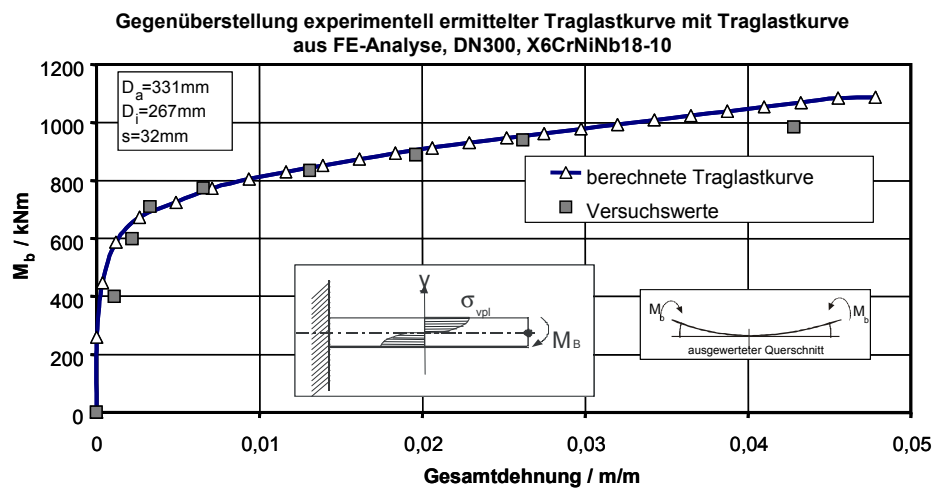


Bild 6.10: Gegenüberstellung von Traglastkurven, RT, Fließkurve aus 5.1.1

6.4 Vergleich der Ergebnisse analytischer und numerischer Berechnungsmethoden

Im Folgenden werden Biegemomente gegenübergestellt. Die Biegemomente wurden analytisch über den komponentenspezifischen Nachweis und mittels FE-Analysen berechnet. Einmal bei RT und einmal bei 300°C. Die Begrenzung der Spannung erfolgte einmal mit Hilfe der Spannungen, die komponentenspezifisch, Beanspruchungsstufe D, zugelassen werden. Ein anderes Mal wurde die nach dem allgemeinen Bauteilnachweis zulässige Spannung verwendet, um das Biegemoment zu berechnen. Diese vier Biegemomente, zwei unterschiedliche Temperaturen und zwei unterschiedliche zulässige Spannungen, wurden den mit Hilfe der FE-Analyse berechneten ertragbaren Momenten gegenübergestellt. Die FE-Analysen erfolgten einmal bei Raumtemperatur und 300°C, mit wahrer Werkstofffließkurve und elastisch-idealplastisch. Der Biegewinkel gab die an den Enden der Rohre eingeleitete Rotation an. Die rechts stehenden Bilder verwenden im Folgenden die Anforderungswerte der KTA. Dort kommt noch zusätzlich das mittels der Grenztragfähigkeit mit Hilfe der FE-Analyse berechnete ertragbare Biegemoment hinzu.

Jeder Wert ist mit seiner Berechnungsmethode bezeichnet. Analytisch und FEA, Finite Elemente Analyse. Bei den Analytischen Methoden ist jeweils der zulässige Spannungswert angegeben. Bei FEA ist angegeben, ob die wahre Werkstofffließkurve verwendet oder aber elastisch-idealplastisch gerechnet wurde. Beim Grenztragfähigkeitsnachweis wird die Fließspannung, mit der die FE-Analyse durchgeführt wurde, angegeben.

6.4.1 Nennweite 50, Werkstoff X6CrNiNb18-10

Auf der linken Seite von Bild 6.11 wurden die mit Hilfe der KTA berechneten zulässigen Biegemomente von links, blau, lila braun, grüner Balken, den mit der Hilfe von FE-Analysen auf der Basis eines elastisch-plastischen Werkstoffmodells berechneten Biegemomenten gegenübergestellt. Sowohl für Raumtemperatur als auch für 300°C liegen die ertragbaren mit Hilfe FE-Analysen ermittelten Biegemomente, von rechts, hellblau, orange, dunkelblau und hellblau in der Höhe der zulässigen Biegemomente. Die Ergebnisse bei Anwendung der Gewährleistungswerte nach KTA sind auf der rechten Seite von Bild 6.11 zu sehen. In diesem Fall liegen die ertragbaren Momente über den zulässigen.

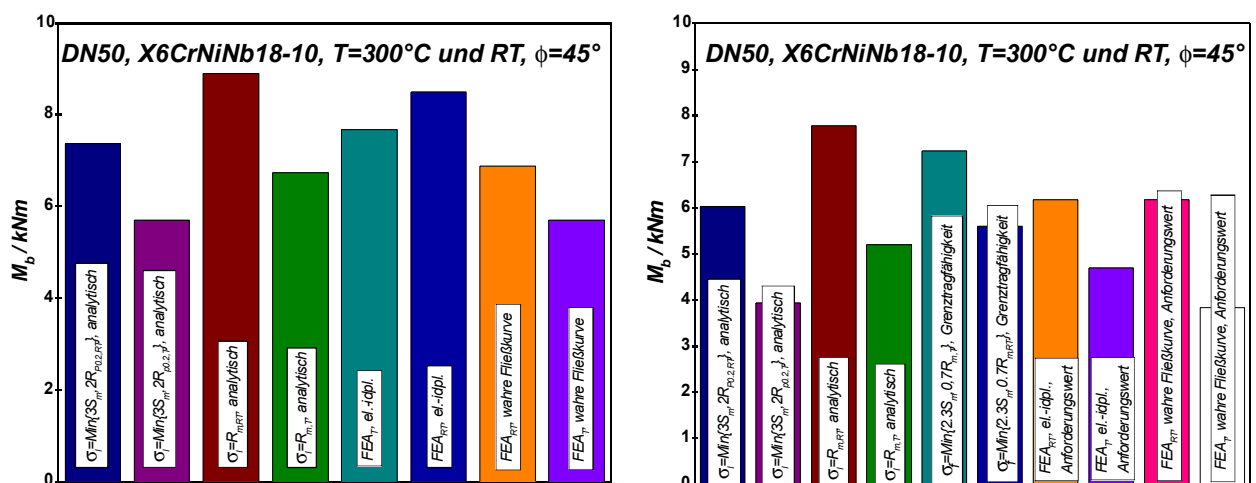


Bild 6.11: links: reale Werkstoffdaten, rechts: geforderte Werkstoffdaten

6.4.2 Nennweite 80, Werkstoff X6CrNiNb18-10

Die linke Seite von Bild 6.12 zeigt, dass der komponentenspezifische Nachweis zulässige Werte berechnet, die eine Sicherheit garantieren. Bei Anwendung der allgemeinen mechanischen Analyse wird die Tragfähigkeit der Komponente leicht überschätzt. Bei Anwendung der geforderten Werkstoffdaten wird das Tragverhalten der Komponente für Raumtemperatur von der komponentenspezifischen Analyse und von der Grenzlastbetrachtung gut eingeschätzt.

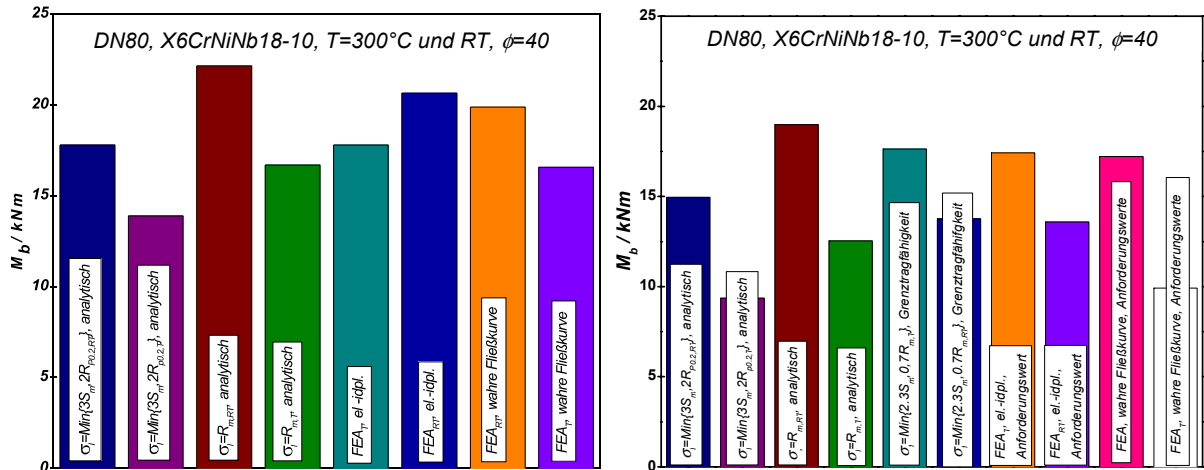


Bild 6.12: links: reale Werkstoffdaten, rechts: geforderte Werkstoffdaten

Bei 300°C überschätzen alle Verfahren, bis auf das der komponentenspezifischen Analyse, die Tragfähigkeit des geraden Rohres. Lediglich die komponentenspezifische Analyse ist in der Lage, das Tragverhalten des Bauteils konservativ abzuschätzen.

6.4.3 Nennweite 80, aus dem Werkstoff 15Mo3

Die linke Seite von Bild 6.13 zeigt, dass alle Berechnungsmethoden der KTA die mittels FE-Analysen berechneten ertragbaren Momente konservativ abschätzen. Die Werte der ertragbaren Momente liegen über denen der zulässigen. Bei Anwendung der geforderten Werkstoffdaten auf der rechten Seite von Bild 6.13 liegen alle zulässigen Momente über den maximalen ertragbaren. Ursache dafür war die Instabilität der FE-Analyse aufgrund der Ausbildung plastischer Gelenke an den Stellen der Einleitung der Momente an beiden Enden der Rohre. Damit war das auf die Komponente aufgebrauchte Moment der Länge nach nicht mehr konstant. Die Berechnung gibt in diesem Fall keine Auskunft über das Tragvermögen unter Beaufschlagung eines über die gesamte Länge des Rohres konstanten Biegemomentes. Trotz des geringen Anteils des Rohres, der plastische Zonen ausbildet, liegt die ertragbare Last relativ nahe bei den analytisch vorausgesagten zulässigen Lasten. Mit dem Hinweis auf die ertragbare Last unter Beachtung der realen Werkstoffdaten ist die Auslegung nach KTA sicher. Bei einem direkten Vergleich der geforderten minimalen Momente auf der rechten Seite von Bild 6.13 mit den ertragbaren auf der linken Seite ist Sicherheit vorhanden. Sie beträgt nahezu 1,3.

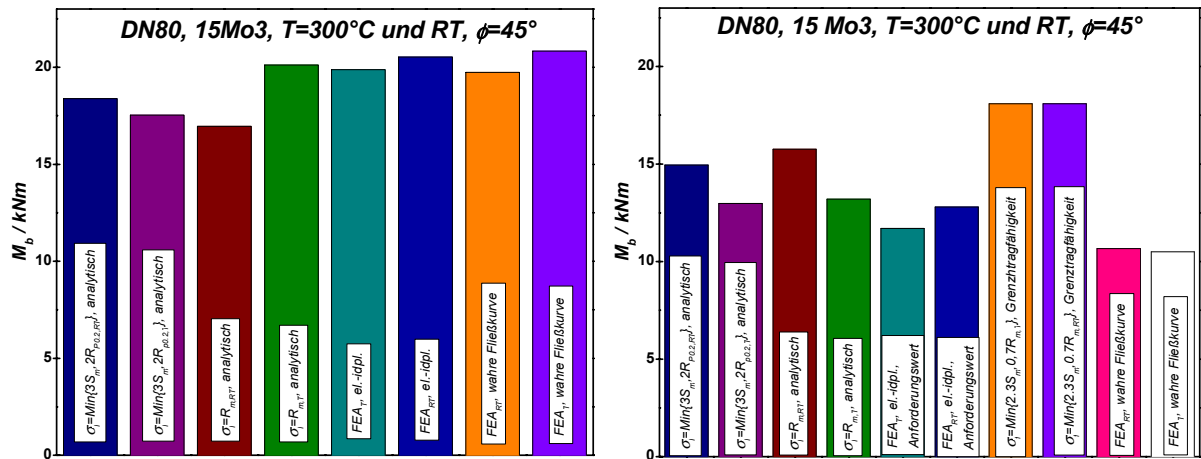


Bild 6.13: links: reale Werkstoffdaten, rechts: geforderte Werkstoffdaten

6.4.4 Nennweite 200, Werkstoff X6CrNiTi18-10

Die an der MPA Universität Stuttgart durchgeführten Untersuchungen an integeren Geradrohren der Nennweite 200 bestanden aus dem Komponentenwerkstoff mit der Bezeichnung X6CrNiTi18-10. Die Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse mit den Berechnungsmethoden der KTA ist in /7/ für Raumtemperatur beschrieben. Die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen unter Berücksichtigung des realeren Werkstoffmodells sind in Bild 6.14 zu sehen. Unter Verwendung der experimentell ermittelten Werkstoffdaten auf der linken Seite, sind die nach der komponentenspezifischen Methode berechneten zulässigen Momente, um 3 Prozent kleiner als die nach der FE-Analyse ermittelten ertragbaren Momente. Bei einem direkten Vergleich der geforderten minimalen Momente auf der rechten Seite von Bild 6.13 mit den ertragbaren auf der linken Seite ist Sicherheit vorhanden.

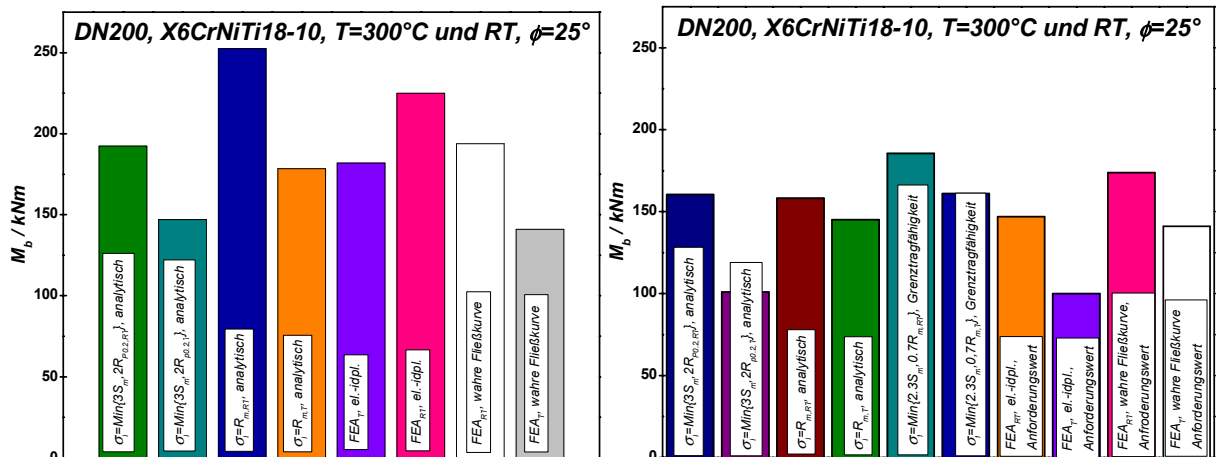


Bild 6.14: links: reale Werkstoffdaten, rechts: geforderte Werkstoffdaten

Bei Verwendung der in der KTA geforderten Werkstoffdaten auf der rechten Seite von Bild 6.14 ist die einzige Methode zur Berechnung der zulässigen Momente, die unbefriedigende Ergebnisse liefert, die Grenztragfähigkeitsmethode. Wieder wird für diese Methode die in der KTA geforderte Fließspannung als Grenzspannung eingesetzt. Beim Vergleich der geforderten Momente auf der rechten Seite von Bild 6.14 mit den maximal nach der FE-Analyse ertragbaren Momente auf der linken Seite zeigt sich, dass für 300°C die nach KTA berechneten zulässigen Momente unterhalb der nach FE-Analyse berechneten ertragbaren Momente liegen. Bei einem direkten Vergleich der geforderten minimalen Momente auf der rechten Seite von Bild 6.13 mit den ertragbaren auf der linken Seite ist Sicherheit vorhanden.

6.4.5 Nennweite 300, X6CrNiTiNb18-10

Die auf der linken Seite von Bild 6.15 gezeigten zulässigen Momente wurden mit der komponentenspezifischen und der allgemeinen Analyse des mechanischen Verhaltens berechnet. Zur Ermittlung der begrenzenden Spannungen wurden wieder reale Werkstoffdaten verwendet. Die Momente liegen unterhalb der mit Hilfe der FE-Analyse berechneten ertragbaren Momente. Lediglich der Grenztragfähigkeitsnachweis auf Basis der FE-Analyse lässt höhere Momente zu. Die auf der rechten Seite von Bild 6.15 gezeigten zulässigen Momente liegen im Verhältnis zu den nach FE-Analysen berechneten Momenten alle auf der unsicheren Seite. Beim Vergleich der realen ertragbaren Momente nach FE-Analyse auf der linken Seite von Bild 6.15 mit den zulässigen Momenten unter Anwendung der geforderten Werkstoffdaten liegen alle ertragbaren Momente oberhalb der zulässigen und somit auf der sicheren Seite.

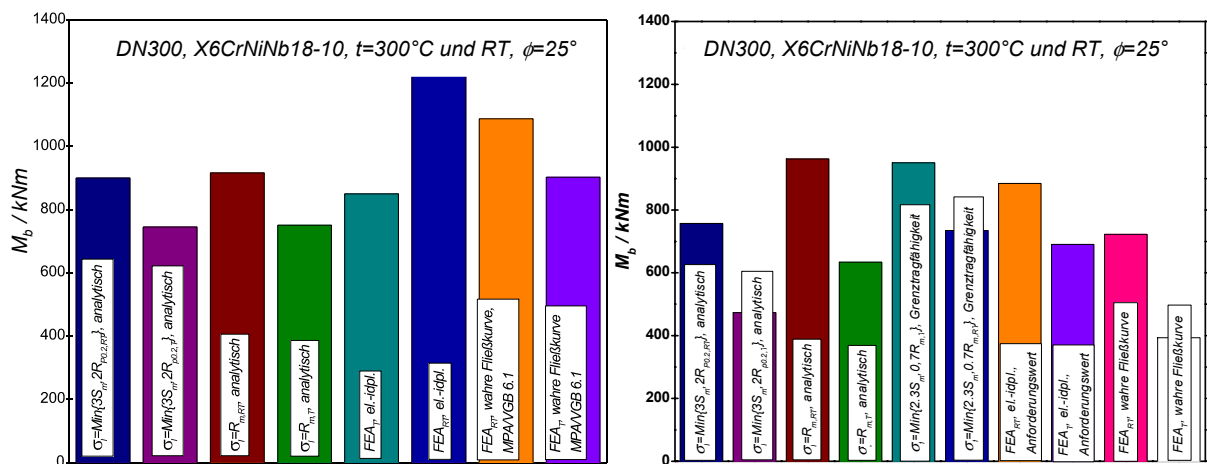


Bild 6.15: links: reale Werkstoffdaten, rechts: geforderte Werkstoffdaten

6.4.6 Rohre der Nennweite 800

Die ertragbaren Momente sind größer als die zulässigen. Das gilt sowohl für Raumtemperatur als auch für 300°C. Verwendete Werkstoffdaten sind die des Werkstoffs 20MnMoNi55. Die Sicherheit ist mit einem Faktor von 1,5 für Schadensfälle groß.

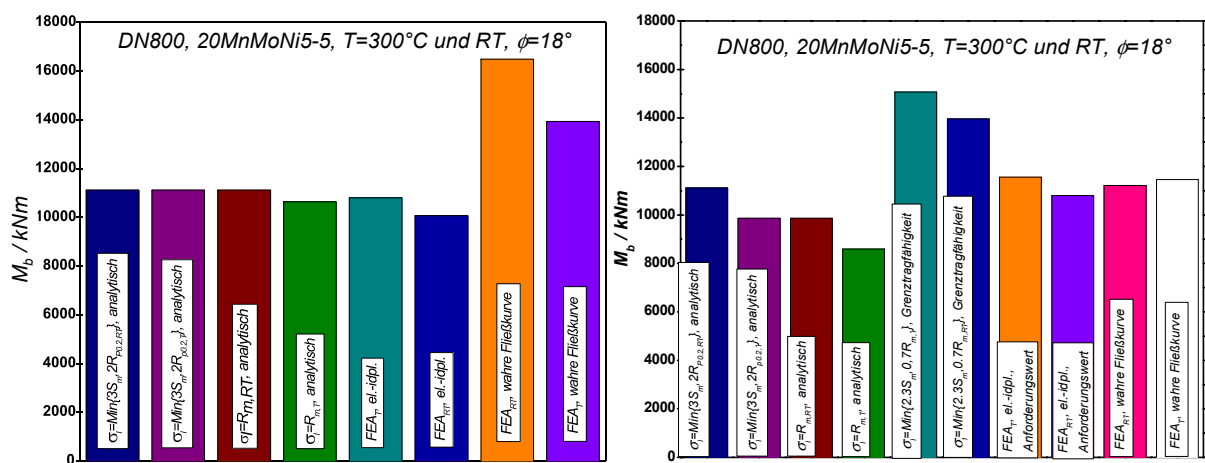


Bild 6.16: links: reale Werkstoffdaten, rechts: geforderte Werkstoffdaten

6.5 Vergleich elastischer mit elastisch-plastischen Beanspruchungen

Zur Bestimmung der Dehnungen an den Biegeaußenfasern von geraden Rohren wurden hier Parameterstudien an geraden Rohren durchgeführt. Die mit Hilfe der FE-Analysen ermittelten Dehnungen an den Biegeaußenfasern der Rohre wurden für aufsteigende Biegewinkel zusammengefasst und in Parameterfeldern in Abhängigkeit des Biegemomentes, des Außendurchmessers und des Durchmesserhältnisses der verschiedenen Rohre dargestellt. Die Parameterfelder dienen der Ermittlung der Dehnungen an der Biegeaußenfaser eines geraden Rohres unter Beachtung der wahren Werkstofffließkurve, des Nenndurchmessers und des Durchmesserhältnisses in Abhängigkeit des wirkenden Biegemomentes. Daraus ließen sich neben den Dehnungen Krümmungen gewinnen. Werkstoffcharakterisierung, Randbedingungen und Belastungen entsprachen den vorangegangenen Berechnungen an geraden Rohren. Die Außendurchmesser reichten von 50 mm bis zu 400 mm. Die Schrittweite zwischen den einzelnen Außendurchmessern betrug 25 mm. Für jeden Außendurchmesser wurden die Durchmesserhältnisse von 1,1 bis 1,4 in Schrittweiten von 0,025 berechnet. Die Auswertung der Dehnungen erfolgte immer an der Außenseite der Rohre. Die Formel [6.2] für die Krümmung zeigt unter Verwendung eines elastischen Werkstoffmodells eine geringe Abhängigkeit vom Durchmesserhältnis des betrachteten Rohres. Die Krümmung gilt daher als globaler Verformungsparameter bei Rohren unter reiner Biegung.

Rohrelementen kann so über die vorliegenden Kurven unter den gegebenen Voraussetzungen direkt das Momenten-Krümmungs-Verhalten vorgeschrieben werden. Diese Vorgehensweise bei der Berechnung von geraden Rohren erspart Rechenzeit und damit Kosten für elastisch-plastische Berechnungen. Die durchgeführten Untersuchungen zu geraden Rohren unter Biegung und Innendruck zeigen den immensen Aufwand der hinter einer allgemeinen Beurteilung der Beanspruchungen unter Verwendung der realen Werkstoffcharakteristik steht. Die Möglichkeit einer ingenieurmäßigen Abschätzung der Beanspruchungen und deren Begrenzung unter Beachtung der realen Werkstoffcharakteristik sind wünschenswert. Im Folgenden werden Parameterstudien an geraden Rohren verschiedener Durchmesser und Durchmesserhältnisse vorgestellt. Anhand dieser Ergebnisse wurden Funktionen abgeleitet, mit deren Hilfe die maximal ertragbaren Momente und die maximal auftretenden Dehnungen auf einfache Weise berechnet werden konnten. Bild 6.17 zeigt die Berechnungsergebnisse von 195 FE-Analysen. Jeder Datenpunkt stellt den Höchstlastwert einer FE-Analyse eines geraden Rohres unter Biegung dar. Die drei eingezeichneten Kurven sind Isolinien in Bezug auf den Außendurchmesser der Rohre. In Richtung des Pfeils nimmt der Außendurchmesser der Rohre zu. Die erste Linie zu Beginn des Pfeils besteht aus Berechnungsergebnissen von Rohren mit einem Außendurchmesser von 50 mm. Die letzte Isolinie verbindet die Berechnungsergebnisse der Rohre mit Nenndurchmesser 400 mm. Mit zunehmendem Durchmesserhältnis nimmt die Dehnung an der Biegeaußenfaser der Isolinien ebenso wie das wirkende Biegemoment zu. In Richtung größer werdender Durchmesser nehmen die Biegemomente bei nahezu gleich bleibender Dehnung zu. Es zeigt sich hier deutlich die Möglichkeit, den unter der Annahme eines elastischen Werkstoffgesetzes angegebenen Momenten, plastische Dehnungen zuzuordnen. Der Vorschlag eines Dehnungskriteriums für Biege- plus Membranspannungen ließe sich auf diese Weise verwirklichen. Indem man also den nach dem Primärspannungsnachweis berechneten Spannungen die zugehörigen Dehnungen zuweisen kann, ist es möglich die Berechnungen in Zukunft auf die eigentlichen werkstoffmechanischen Größen zu beziehen, nämlich die Dehnung.

Eine Funktion zur direkten Berechnung der Dehnungen an der Biegeaußenfaser erstellt mit Hilfe von Matlab /82/ kann aus den Werten in Bild 6.17 abgeleitet werden [6.1]:

$$f(\varphi = 45^\circ, D, d, M) = -0,9528 - 5,8888e - 11 \cdot M_b + e^{-0,0035586 \frac{D}{d}} \quad [6.1]$$

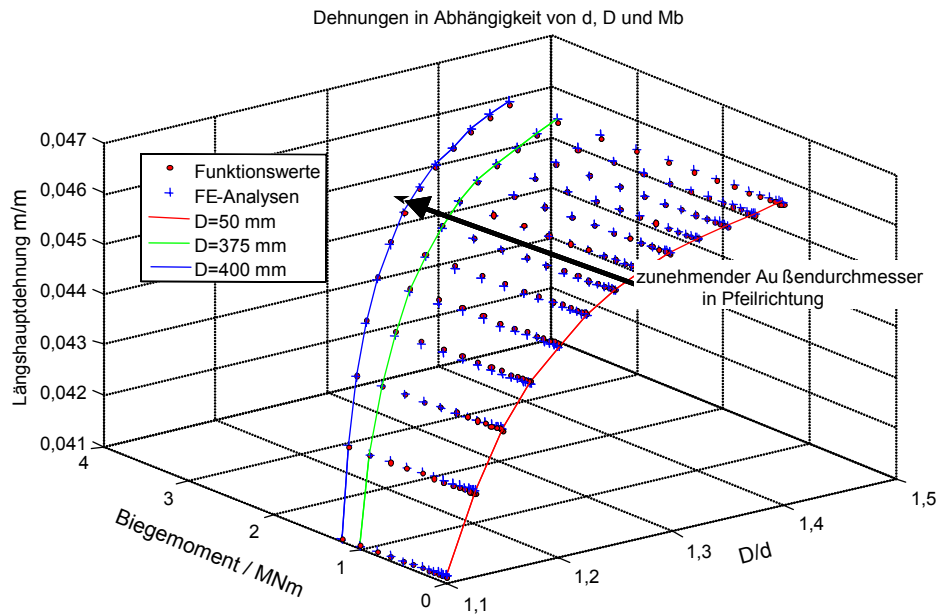


Bild 6.17: Längsdehnungen der FE-Analysen, konstanter Biegewinkel von 45° , Werkstoff: 15Mo3, 300°C

Der Biegewinkel war eine feste Größe. Bei Variation der Biegewinkel ließ sich die Flächenfunktion [6.3] auf eine Hyperfläche erweitern, deren Ergebnis auch in Abhängigkeit verschiedener Biegewinkel der Längshauptdehnung entsprach. Eine Methode zur Ableitung der Krümmung aus den berechneten Ergebnissen ist in Bild 6.18 anhand eines Rohres mit Nenndurchmesser 125 für die verschiedenen Durchmessererhältnisse gezeigt.

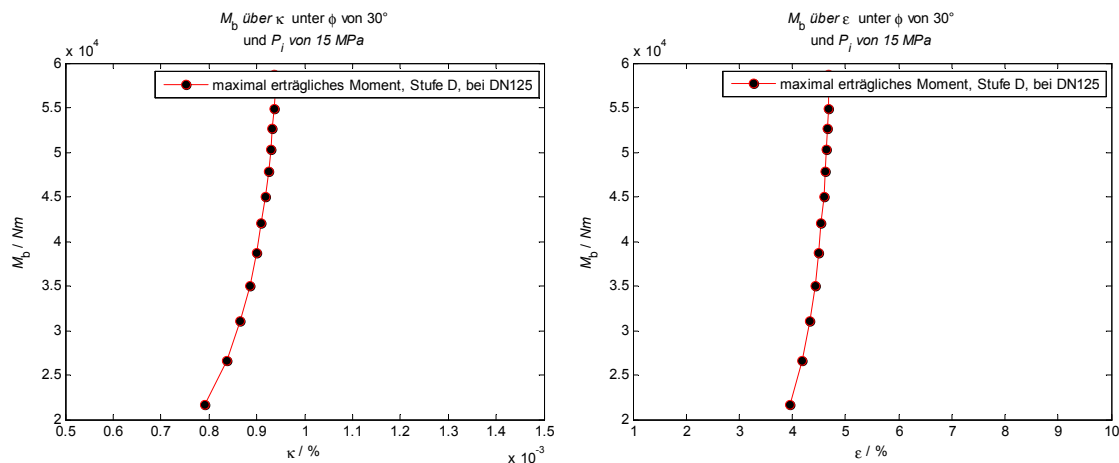


Bild 6.18: Momentenverlauf über der Krümmung

Da die Dehnung gegeben ist, lässt sich die Krümmung vereinfacht aus der Angabe des Außendurchmessers und der Dehnung berechnen, [6.2]. Dabei ist κ die Krümmung und Y die Laufvariable von der neutralen Faser des betrachteten Rohres zum Außendurchmesser.

$$\varepsilon = Y \cdot \kappa \quad [6.2]$$

Die Erweiterung der Funktion zur Ermittlung von Dehnungen und Krümmungen an der Biegeaußenfaser von Geradrohren erfolgte für unterschiedliche Biegewinkel. Ein Beispiel einer Funktion ist in Formel [6.3] zu sehen. Die der Funktion zuzuordnenden Koeffizienten gelten für den Werkstoff X6CrNiNb18-10 bei Raumtemperatur. Umgekehrt ist es möglich gemäß den Vergleichsspannungen nach Formel [4.8] die entsprechende Dehnung zu zuweisen, insofern das berechnete Moment vom vorliegenden Parameterfeld abgedeckt wird. Bild 6.19 zeigt, wie die elastisch-plastischen Vergleichsdehnungen nach von Mises in Abhängigkeit vom Durchmesser Verhältnis, dem Biegewinkel und dem Biegemoment ansteigen. Berechnete Winkel waren 5, 10, 20 und 25°. Maximal berechnete Dehnung war 5 %.

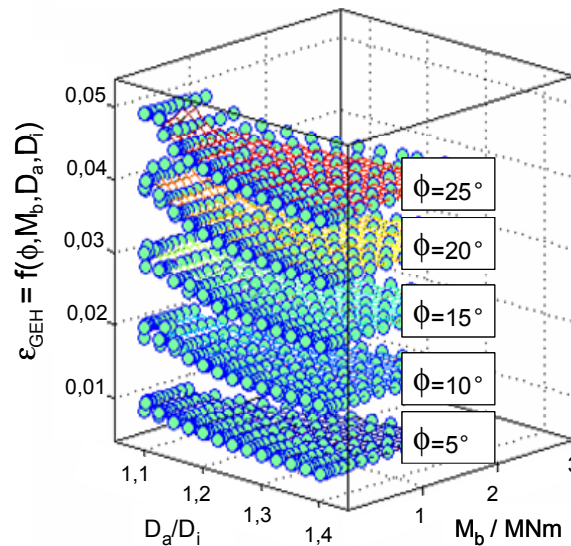


Bild 6.19: Biegemomente in Gegenüberstellung zur Regressionsanalyse /83/ mit [6.3]

$$f(\varphi, M_b, \frac{D}{d}, D) = \alpha_1 * M_b - \alpha_2 * \frac{D}{d * 1000} + \alpha_3 * \varphi + \alpha_4 * D ; \begin{matrix} \alpha_1 = -0,00000013 \\ \alpha_2 = 15,1687 \\ \alpha_3 = 0,0018032 \\ \alpha_4 = 0,0028143 \end{matrix} \quad [6.3]$$

Gelingt es die Funktion [6.3] so zu vereinfachen, dass sie vom Winkel unabhängig wird, so kann dem, mit Hilfe der Formel [4.8] berechneten, fiktiv-elastischen Moment die entsprechende elastisch-plastische Dehnung zugewiesen werden.

6.5.1 Grenzdehnungen

Um Anhaltspunkte und die Zuordnung elastisch-plastischer Vergleichsdehnungen zu berechneten ertragbaren Momenten zu liefern, wurden für die Biegewinkel 5, 10, 15, 20 und 25° Funktionen generiert, mit deren Hilfe die verschiedenen Dehnungen für Rohre verschiedener Außendurchmesser und Durchmesser Verhältnisse ermittelt werden können. Die in Bild 2.11 vorgeschlagenen Werte für Grenzdehnungen sind abgeleitet aus einer großen Anzahl an Versuchen, an mit Kerben versehenen Bauteilen. Bei milder werdenden Kerben streben die Werte der Grenzdehnungen gegen 20 %. Ein Zugstab aus dem in /39/ gegebenen Werten hat damit eine primäre Grenzdehnung von 20 %. Das heißt, dass bei Erreichen einer Dehnung von 20 % das Bauteil, der Zugstab, versagt. Da die Gleichmaßdehnung des Zugstabes aus austenitischem Werkstoff X6CrNiNb18-10 in /7/ aber mit bis zu 65 % angegeben wird, beinhaltet die in Lissac vorgegebene Grenzdehnung eine Sicherheit von 3 gegenüber der Gleichmaßdehnung, die im Zugstab während des Zugversuchs auftritt. Die Sicherheit

gegenüber dem Wert einer Dehnung von 5 % ist 12. Theoretisch kann diese Sicherheit nicht ausreichend sein, nämlich in dem Falle, da ein hydrostatischer Spannungszustand auftritt und kein Fließen des Werkstoffes stattfinden kann. In Kapitel 6.2 wurde nachgewiesen, dass die Spannungszustände mit den hier vorliegenden geometrischen Randbedingungen und dem Werkstoff X6CrNiNb18-10 eine Verformung des Werkstoffes zulassen.

Bei den Werkstoffen X6CrNiTi18-10, 15Mo3 und 20MnMoNi5-5 ist mit ähnlichen Spannungszuständen in der Rohrwandung zu rechnen.

6.5.2 Grenzen der Gültigkeit der Funktion zur Ableitung der Dehnungen

Das numerisch untersuchte Durchmesser Verhältnis erstreckte sich von 1,1 bis 1,4. Der Durchmesser erstreckte sich von 50 mm bis 400 mm. Die Vergleichsdehnung wurde bestimmt für die Biegeaußenfaser. Die Dehnung wird berechnet nach der Formel [7.1]. Mit experimenteller Untermauerung durch [7/ und [13, 84/ können die ermittelten Werte zur Bestimmung der maximal zulässigen Dehnungen unter einem Biegewinkel von nicht mehr als 25° dienen weil die Parameterstudien nur bis zu diesem Winkel durchgeführt wurden. Das heißt, dass alle unterhalb der von den einzelnen Punkten aufgespannten Fläche in Bild 6.19 möglichen Kombinationen für positive Dehnungen konservativ sind, insofern die Randbedingungen des zu bewertenden Bauteiles denen in Kapitel 6.1 gleichen. Argumentation ist dabei Kapitel 7.13.3 der KTA 3201.2 nach der die akkumulierte plastische Dehnung 5 % nicht überschreiten darf. Die Dehnungen aller Rohre befinden sich unterhalb 5 % plastischer Dehnung. Es bleibt anzumerken, dass die Dehnung in Kapitel 7.13.3 der KTA 3201.2 thermisch bedingt ist.

6.6 FE-Analysen rissbehafteter gerader Rohre

Im Gegensatz zu integeren geraden Rohren können rissbehaftete Komponenten nicht auf der Basis von Dehnungen und Spannungen alleine bewertet werden. Zur Beurteilung des Tragverhaltens von rissbehafteten geraden Rohren werden bruchmechanische Ansätze verwendet.

6.6.1 Nennweite 80

In Bild 6.20 ist das FE-Modell eines geraden Rohres mit Oberflächenfehler abgebildet. In Bild 6.21 ist die Vernetzung eines Umfangsfehlers dargestellt. Die Initiierungsmomente wurden mit der Hilfe von Zahoor [67/ berechnet. Die J-Integrale mit Hilfe des Programms X-Pipe und mit Hilfe der FE-Analyse. In Bild 6.22 ist der aus einer FE-Analyse ermittelte Verlauf des J-Integrals über dem Verlauf des Biegemoments der Berechnung aus X-Pipe gegenübergestellt. Die Geometriedaten des Fehlers sind [37/ entnommen. Auch in Bild 6.23 sind die Verläufe des J-Integrals aus X-Pipe und FE-Analyse gegenübergestellt. Die Verläufe der J-Integrale beider FE-Analysen weisen niedrige Werte im Verhältnis zu den mit X-Pipe berechneten auf. Die mit der Hilfe von X-Pipe ermittelten Werte hängen von den Werten der verwendeten Fließkurve ab. In X-Pipe wird als Fließkurve eine Näherung mittels Ramberg-Osgood [85/ verwendet. Je nachdem welcher Bereich der wahren Fließkurve mit Hilfe der Ramberg-Osgood-Näherung getroffen wird, werden die Werte der Approximation des J-Integrals in der horizontalen Richtung entweder nach links oder nach rechts verschoben.

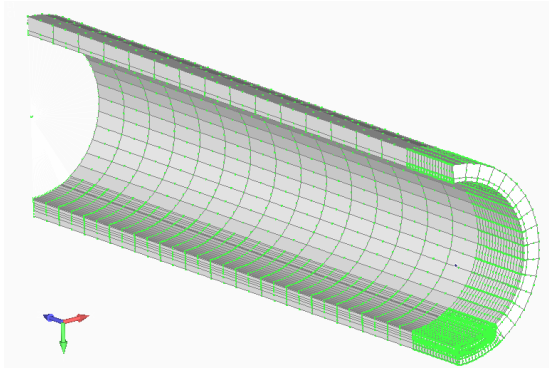


Bild 6.20: Modell des Versuchs FBV 81 /37/

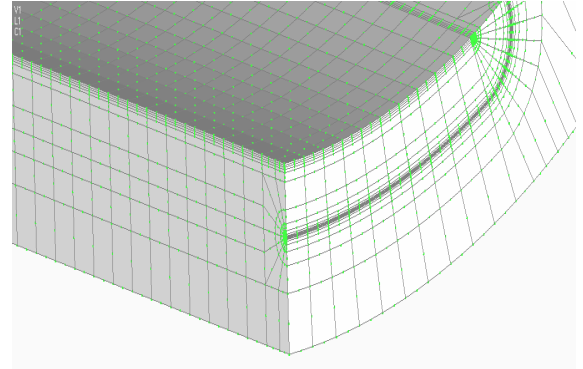


Bild 6.21: Modell des Versuchs FBV 81 /37/

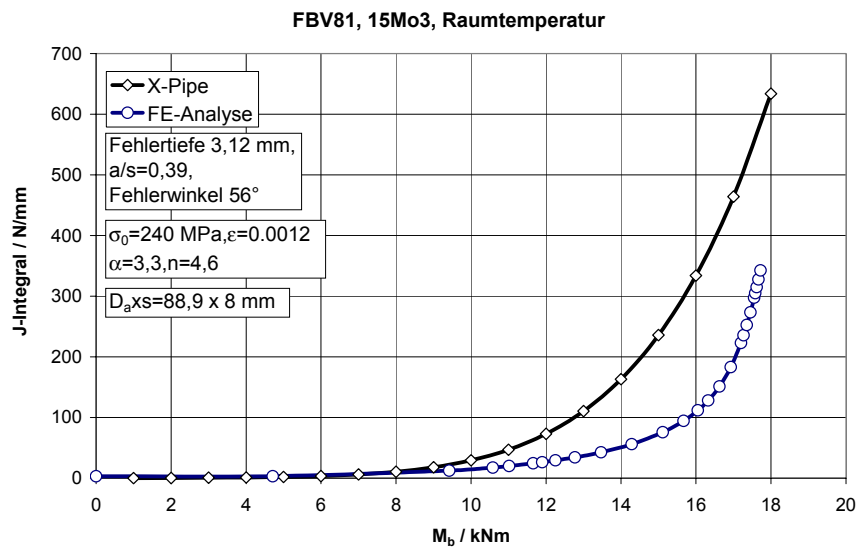


Bild 6.22: Vergleich der Verläufe des J-Integrals über dem Biegemoment

Beim Vergleich der experimentellen Traglastkurve in Bild 6.24 mit der Traglastkurve, berechnet mittels FE-Analyse in Bild 6.24 zeigt sich eine gute Übereinstimmung der Tragfähigkeit vor allem bei höheren Werten der Momente. Ein Grund der unterschiedlichen Steifigkeiten kann in der Geometrie gefunden werden. Die experimentellen Kurven wurden an Proben mit angeschweißten ferritischen Rohrstücken durchgeführt. Die Verlängerung der Probe mittels der ferritischen Anschuhenden diente der Einpassung der Probe in die Versuchseinrichtung. Ein weiterer Grund für die unterschiedliche Steifigkeit zu Beginn der Kurven in Bild 6.24 kann im Unterschied der Risskonfiguration von Versuch zu Berechnung liegen. Kleinste Unterschiede in der Nachbildung des Risses führen schon zu unterschiedlichen Ergebnissen.

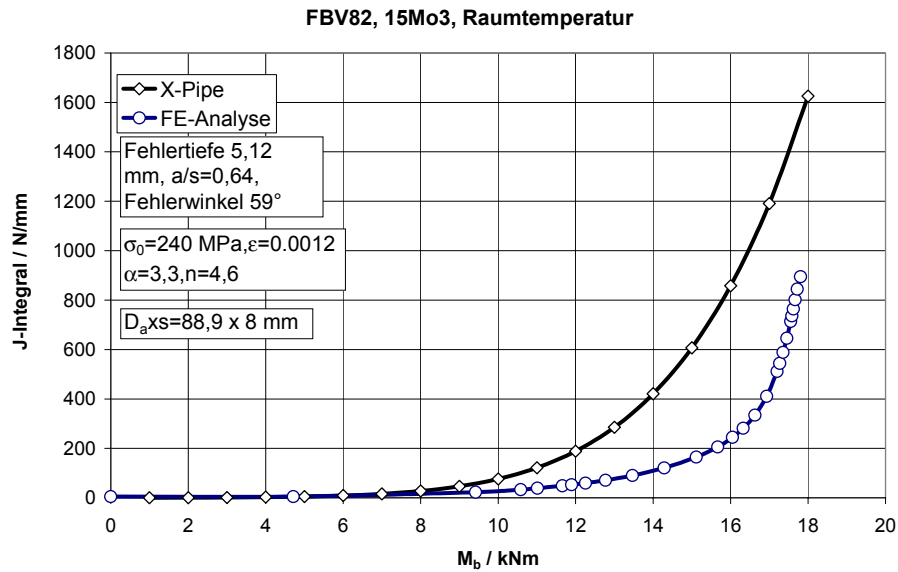


Bild 6.23: Vergleich der J- M_b Kurven

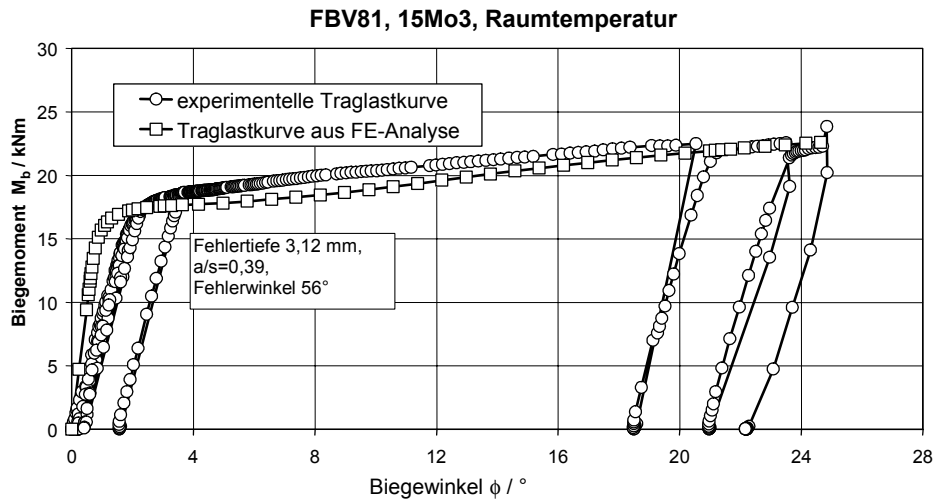


Bild 6.24: Vergleich der aus dem Versuch und aus der FE-Analyse ermittelten Traglastkurve

6.6.2 Nennweite 300

In Bild 6.25 wurde das J-Integral eines Rohres mit Nennweite 300 berechnet und Initiierungswerten aus CT-Proben gegenübergestellt. Die Initiierungswerte der zwei CT-Proben wurden in Bild 6.25 eingetragen. Durch den Schnittpunkt der Initiierungswerte mit der Kurve in Bild 6.25 wurden die Biegemomente bei Initiierung des Risses im Rohr ermittelt. Einmal für eine CT-Probe mit Entnahmerichtung L-S und ein anderes mal für L-T, Bild 5.2. Die bei den CT-Proben zur Initiierung führenden J-Integralwerte sind in Bild 6.25 angegeben. Die Anisotropie, die Richtungsabhängigkeit der J-Werte von der Entnahmerichtung der CT-Proben ist in diesem Fall bei Betrachtung der Biegemomente nicht ausgeprägt und das Moment vor einsetzendem Rissfortschritt bei der berechneten Probe beträgt 550 kNm.

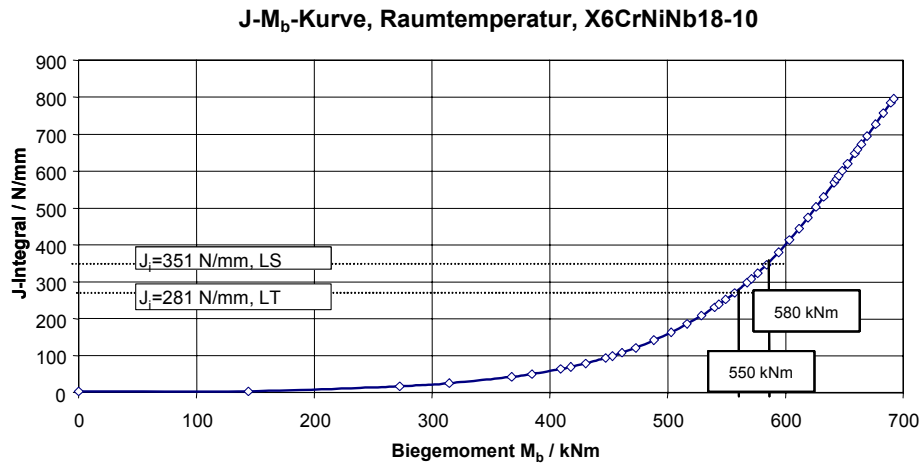


Bild 6.25: J-Integral aus FE-Analyse, $a/t=0,5$, $2\alpha=120$, ABV303 aus /7/

In Bild 6.26 sind die Randbedingungen des FE-Modells zur Abbildung des Versuchs ABV302 gezeigt. Bild 6.27 und Bild 6.28 zeigen die Mehrachsigequotienten bei Initiierung in Bild 6.28 als Pfadplot über die Risstiefe. Die Mehrachsigequotienten im vorderen Rissbereich reichen an den theoretisch kritischen Wert von 0,27 / 26/, Kapitel 2.4.1. Die Vernetzung im Bereich des Risses war extrem fein.

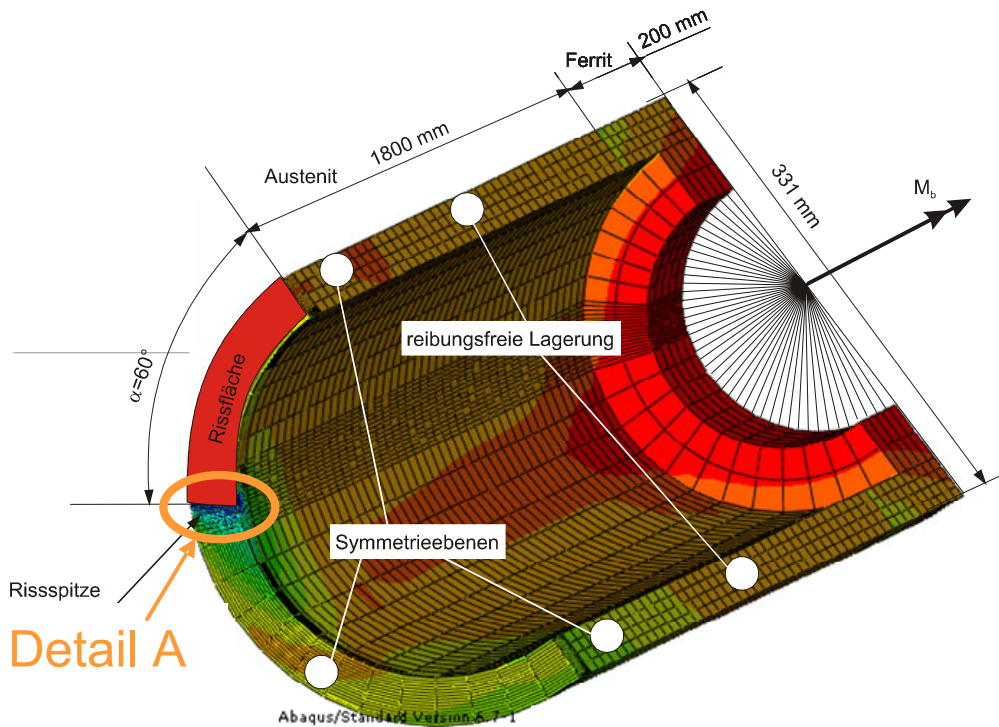


Bild 6.26: FE-Analyse, $a/t=1$, $2\alpha=120$

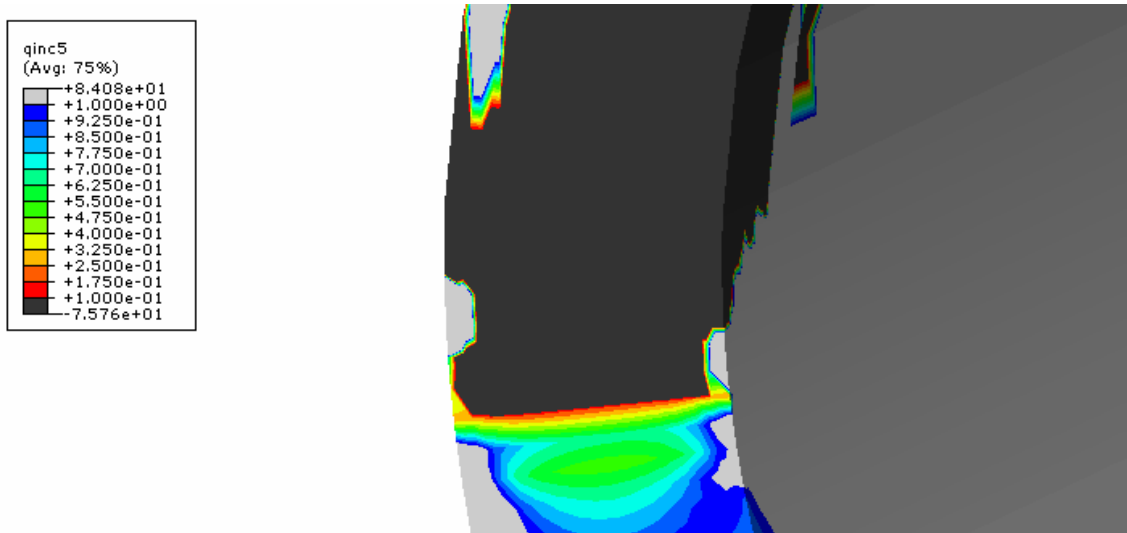


Bild 6.27: FE-Analyse, $a/t=1$, $2\alpha=120$, Detail A aus Bild 6.26, Mehrachsigsigquotienten bei Initiierung

Mit einsetzendem Rissfortschritt ergeben sich Unterschiede zwischen Berechnung und Experiment, da die Berechnung keinen Rissfortschritt berücksichtigt.

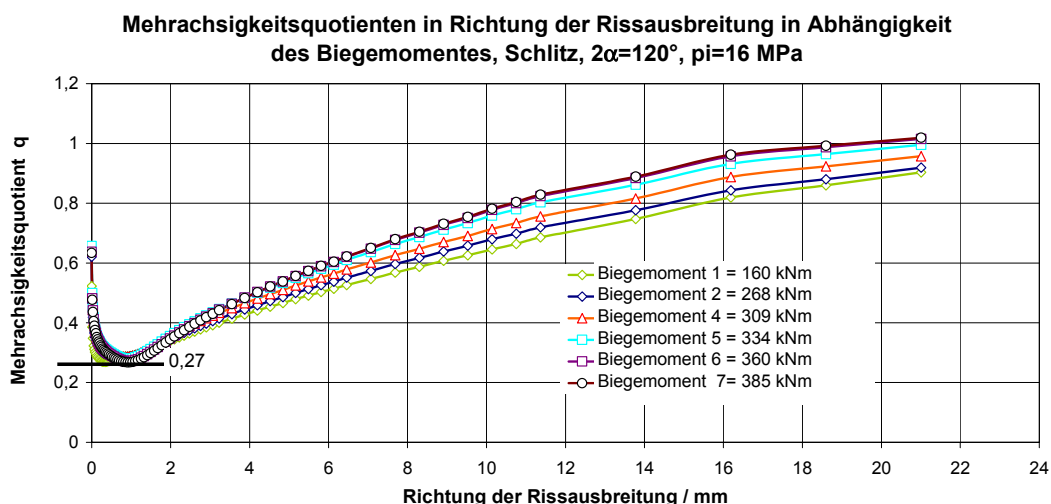


Bild 6.28: FE-Analyse, $a/t=1$, $2\alpha=120$, Verlauf von q in Richtung der Rissausbreitung, ABV302, /7/

6.6.3 Bewertung der Ergebnisse

Insgesamt zeigen die Ergebnisse der Berechnungen mit Hilfe der Finiten Elemente Übereinstimmung mit denen der Versuche /7/, so dass die Berechnungsmethode im vorliegenden Fall gute Ergebnisse erzielt. Große Unterschiede in den Traglastkurven in der Gegenüberstellung von Versuch und FE-Analyse bei geraden Rohren mit Fehler resultieren aus einsetzendem Rissfortschritt, der in den Berechnungen nicht berücksichtigt wurde. Die Mehrachsigsigquotienten im Bereich der Rissspitzen, beziehungsweise in unmittelbarer Nähe, reichen an den theoretischen Wert, der beim Reißen erreicht sein muss Bild 6.28.

7 Numerische Berechnung eines Rohrleitungssystems

Im Folgenden werden Berechnungen eines Rohrleitungssystems unter verschiedenen Randbedingungen erörtert. Ziel ist die Bewertung des Tragverhaltens unter Anwendung von Dehnungen und nicht Spannungen. Die Übertragbarkeit von Versuchen auf ein reales Rohrleitungssystem wird untersucht. Tabelle 7.1 gibt eine Übersicht über die durchgeführten Berechnungen.

Tabelle 7.1: Übersicht über durchgeführte FE-Analysen

Rohrleitungssystem	Werkstoffmodell	Lagerung	Geometrie
	Ideal-elastisch	Bild 7.1	Einfach
	Wahre Werkstofffließkurve	Bild 7.1	Einfach
	Wahre Werkstofffließkurve	Bild 7.1	Riss in Geradrohrabschnitt
	Wahre Werkstofffließkurve	Bild 7.17	Riss in Geradrohrabschnitt

7.1 FE-Modell und Randbedingungen

Im vorliegenden Fall wird die Volumenausgleichsleitung (VAL) eines Druckwasserreaktors betrachtet. Die Berechnung der VAL erfolgte mit fiktivelastischem als auch mit elastisch-plastischem Werkstoffmodell.

Randbedingungen und Belastungen

Die Systemgeometrie wurde mit dem Preprocessor Femap 9.1 erstellt, Bild 7.1. Die verwendeten Randbedingungen sind in Bild 7.1 abgebildet. Der Werkstoff 20MnMoNi5-5 ist darin gelb gekennzeichnet, X6CrNiNb18-10 rot, NiCr70Nb blau. Der gezeigte Teil des Druckhalters kann sich frei in Richtung des Behälterradius bewegen, eine Bewegung des Randes in Tangentialrichtung ist nicht zulässig. So kann sich der Behälter aufweiten ohne sich dabei zu drehen. Der untere Rand wird in Z- und in Tangentialrichtung festgehalten, auf den oberen Rand wird die durch den Innendruck hervorgerufene Kraft in Z-Richtung aufgebracht. Die HKL wird am jeweiligen Ende mit PIPE-Elementen durch die in ABAQUS implementierte Option Kinematic Coupling verbunden. Die anderen Enden der PIPE-Elemente werden jeweils in alle Richtungen festgehalten. Die auf die VAL wirkenden Belastungen werden solange erhöht, bis die Beanspruchungen unter Anwendung eines fiktivelastischen Werkstoffmodells die Grenzen, die durch die jeweiligen Kriterien gesetzt werden, überschreiten. Im vorliegenden Fall ist das die Beanspruchungsstufe D der KTA 3201.2 überschreitende Beanspruchung $3S_m$. Dies entspricht der Summe aus primären und sekundären Spannungen. Die Auswertung der Beanspruchung erfolgte am höchstbeanspruchten Querschnitt des Rohrleitungssystems über mehrere Pfade entlang des Umfangs über die gesamte Wandstärke. Belastungen waren eine Last in Höhe von 40kN, eingeleitet am einzigen Hänger des Systems, Innendruck und das Eigengewicht mit Wasserfüllung der VAL. Das Eigengewicht der Wasserfüllung wurde über eine Umrechnung der Dichte des Werkstoffs der VAL hinzugefügt.

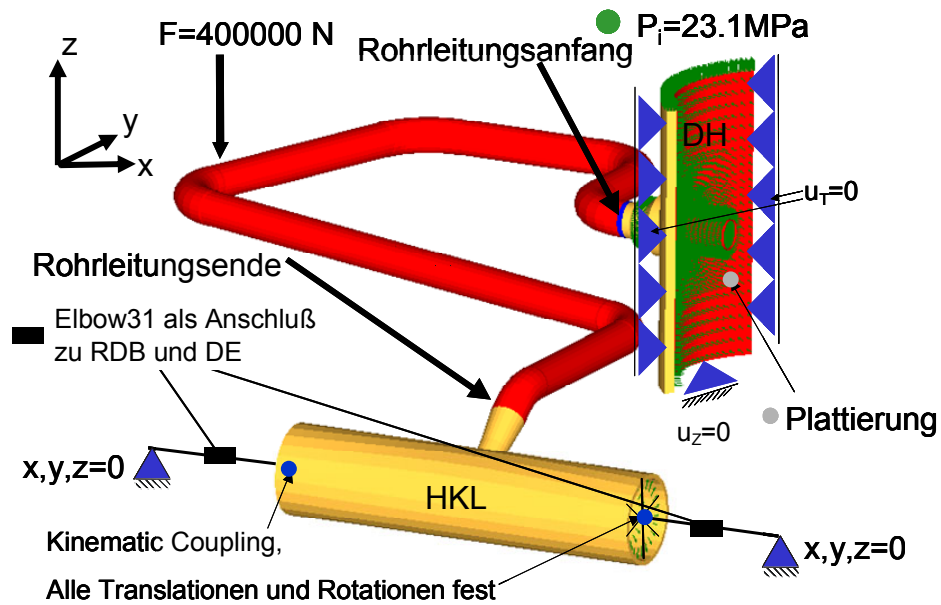


Bild 7.1: Volumenausgleichsleitung mit den Anschlüssen an den Druckhalter (DH), und dem Anschluss an die Hauptkühlmittelleitung (HKL),

Netzgenerierung

Die Netzerstellung erfolgte mit den Elementen des Gleichungslösers ABAQUS, die die Bezeichnung DC3D20RT und C3D20R tragen /81/. Vorteil dieser Elemente ist der triquadratische Ansatz der Spannungsfunktionen innerhalb der Elemente /86/. Die Anschlussbedingungen der Elemente an ihre jeweiligen Nachbarn erfolgen daher nicht so sprunghaft wie bei Elementen, die einen linearen Ansatz beinhalten. Die volle Dreidimensionalität des Modells ist durch diese Elemente gesichert und unterliegt nur der Beschränkung durch die Anzahl der Elemente. Durch die feine Vernetzung mit den beschriebenen Elementen ist eine ausreichende Genauigkeit der Berechnung gewährleistet. Ein Bild der vernetzten Geometrie ist in Bild 7.2 zu sehen.

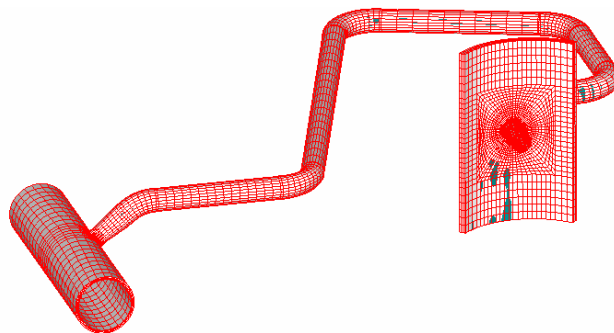


Bild 7.2: Vernetzte Geometrie, VAL

Im oben abgebildeten Netz wurde besonderer Wert auf die Vernetzung der verschiedenen Rohrbögen gelegt. Die Anzahl der Elemente über die Wandstärke beträgt vier. Wesentlich feiner wurde der Anschlussstutzen an den Druckhalter vernetzt. Dort und am Übergang zwischen HKL und VAL wurden schon in vorangehenden Untersuchungen, die höchsten Beanspruchungen ermittelt /87/.

Werkstoff

Die verwendeten Werkstoffdaten entsprechen denen, die in den Versuchen für Rohre mit einem Durchmesser Nennweite 300 beschrieben, Kapitel 5.1. Die HKL besteht aus 20MnMoNi5-5, die VAL besteht aus X6CrNiNb10-18 S. Die Werkstoffdaten werden für eine Temperatur von 300°C eingesetzt. Die Plattierung an der Innenseite des Druckhalters besteht ebenfalls aus Austenit, während der Druckhalter selbst aus 11-5-MnNiMoV 5 3 (AL THERM NiMoV) besteht.

Schnittmomente, integrale und lokale elastisch-plastische Dehnungen

Die analytische Berechnung des Systems, durchgeführt unter Anwendung des fiktiv-elastischen Werkstoffmodells, beruht auf der Betrachtung des resultierenden Schnittmomentes /6/. In ABAQUS werden die Schnittlasten über den Befehl Section Print, oder Section File ausgegeben. Im Vorfeld müssen die untersuchten Querschnitte als Flächen auf der Basis von Elementen definiert werden. Die Flächenschwerpunkte sind die sogenannten Ankerpunkte. Sie werden im weiteren Verlauf der Berechnungen als Referenzen für die Beschreibung der globalen Verschiebungen des Rohrleitungssystems gelten. Im Hinblick auf die Möglichkeit der Umverteilung von Schnittlasten entlang der Rohrlängsachse des Systems wurden in der vorliegenden Arbeit Querschnittsflächen entlang der gesamten Rohrachse erstellt, Bild 7.3. In Anlehnung an /13/ wird die plastische Vergleichsdehnung nach von Mises im jeweils betrachteten Querschnitt als integrale Größe über der Länge des Rohrleitungssystems dargestellt. Dem werden die Spitzendehnungen nach von Mises im betrachteten Querschnitt gegenübergestellt. In Bild 7.3 sind die Querschnitte gezeigt, über die eine Auswertung der integralen und lokalen elastisch-plastischen Vergleichsdehnungen nach von Mises erfolgt. Der blau eingefärbte Querschnitt ist der Querschnitt mit der Bezeichnung GR14. GR steht für Geradrohr. 1 für die Nummer des Rohres, 4 für den Querschnitt im betrachteten Geradrohr.

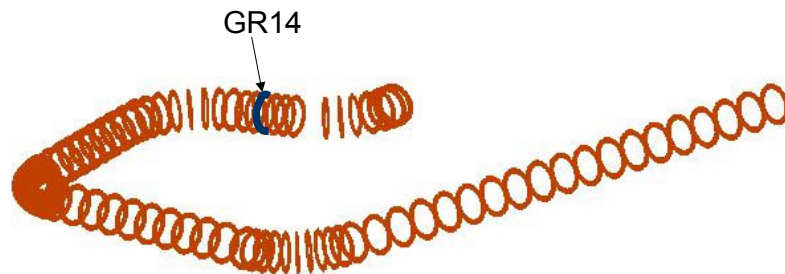




Bild 7.3: Querschnitte zur Auswertung integraler und lokaler elastisch-plastischer Schnittmomente

Im Folgenden handelt es sich immer um elastisch-plastische Vergleichsdehnungen nach von Mises. Die Auswertung der ermittelten Dehnungen erfolgt über den gesamten Querschnitt. Beispielhaft ist in Bild 7.4 die Auswertung der elastisch-plastischen Dehnungen über dem Querschnitt eines Rohrsegmentes dargestellt. Die Ausgabe der elastisch-plastischen Dehnungen über ein Element erfolgt Centroid, also gemittelt über alle Integrationspunkte eines Elementes. Im Anschluss werden die plastischen Dehnungen aller Elemente eines Querschnittes addiert und durch deren Anzahl dividiert. Dies stellt im Folgenden die über dem Querschnitt als Integral angenommene plastische Dehnung dar. Zusätzlich wird die lokale Dehnungsspitze im betrachteten Querschnitt mit angegeben.

t=Wanddicke
lokale plastische Dehnung 
integrale plastische Dehnung, gemittelt 

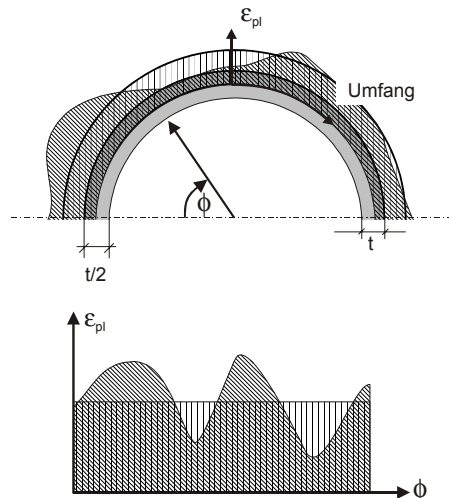


Bild 7.4: Vergleichsdehnungen nach von Mises Umfang und deren arithmetische Mittelung

7.2 Gegenüberstellung von biegebeanspruchten Geradrohren mit Geradrohren in einem Rohrleitungssystem

7.2.1 Krümmung

Um auf die langwierige elastisch-plastische Analyse eines Rohrleitungssystems zu verzichten und direkt aus dem Momenten-Krümmungsverhalten auf die Dehnungen und Spannungen im betrachteten Querschnitt zugreifen zu können, muss das Krümmungsverhalten des jeweiligen Rohrsegmentes in Abhängigkeit vom Moment bekannt sein. Die Rechenzeit kann so verkürzt werden. Die Krümmung ist dazu besonders geeignet, da diese ein globaler Parameter ist, über den sich die Dehnung in jedem Querschnitt des Rohres und dort jeweils über dem gesamten Querschnitt darstellen lässt. In Bild 7.5 ist die Momenten-Krümmungskurve eines geraden Rohres dargestellt. Das Rohr hat eine Nennweite von 300 und stimmt mit dem Außendurchmesser und Durchmesser Verhältnis des untersuchten Rohrleitungssystems überein. Eine Momenten-Kümmungskurve aus dem Rohrleitungssystem mit der Bezeichnung VAL abzuleiten, die der Kurve in Bild 7.5 ähnelt, ist hier nicht gelungen. Ein direkter Vergleich zwischen Versuch und VAL ist damit nicht möglich.

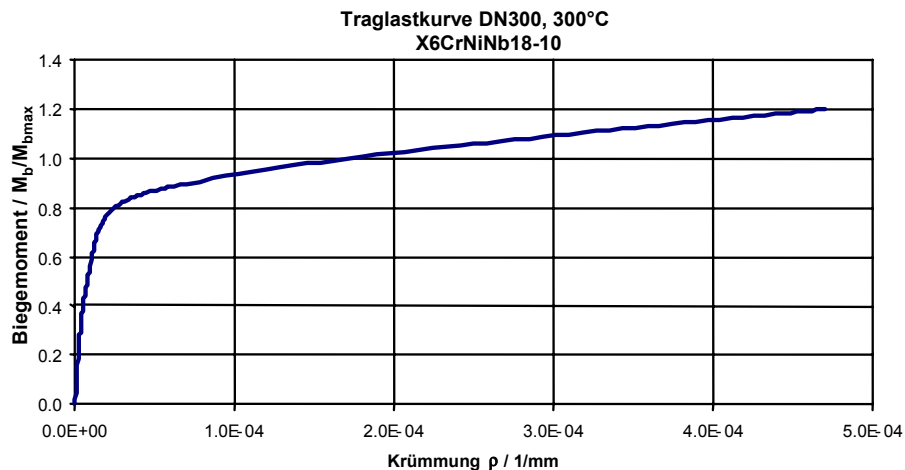


Bild 7.5: Momenten-Krümmungskurve

7.2.2 Vergleich der Belastungen

Die Belastungen in den verschiedenen, an der MPA Universität Stuttgart durchgeführten Versuchen, beschränkten sich auf Innendruck und Biegung /38, 78, 80, 88/. Im realen Rohrleitungssystem wird das Torsionsmoment zum Biegemoment hinzuaddiert. Diese Vorgehensweise gilt als konservativ in Bezug auf die Festigkeit. Grund dafür ist der Bezug der Summe aller Momente auf das Widerstandsmoment innerhalb der Gleichung [4.8]. Die Torsion aber beeinflusst auch das Krümmungsverhalten und damit das globale Verformungsverhalten eines Rohrleitungssystems. Somit ist die Übertragbarkeit der Krümmungen auf das System bei Auftreten von Torsion schlecht möglich. Die Erfahrung zeigt jedoch, dass Vereinfachungen im allgemeinen auch zu sinnvollen Ergebnissen führen können, wie Dietmann in /20/ durch Bezug auf kleine Verformungen zeigte. Torsion ist bei den experimentell untersuchten geraden Rohren nicht untersucht worden.

7.2.3 Vergleich der Lagerung

Während die an der MPA Universität Stuttgart durchgeführten Untersuchungen einfach statisch unbestimmt waren, sind die Bedingungen in realen Systemen im Allgemeinen mehrfach statisch unbestimmt. Eine hoch beanspruchte Stelle im System zu finden, die dieselben Krümmungen aufweist, wie sie in den Berechnungen der Versuchsgeometrien ermittelt wurden, ist schwierig. Während im Versuch jeder Querschnitt über die gesamte Länge gleichmäßig zum Tragen der Belastung in Anspruch genommen wird, unterliegt das System in allen Querschnitten ungleichmäßigen Spannungsverteilungen. Die stark inhomogene Beanspruchung entlang der VAL zeigt, dass die Schnittkräfte oder aber Schnittmomente nicht im Querschnittsschwerpunkt angreifen was ein weiterer Punkt gegen die mögliche Anwendung der Biegetheorie ist.

Aufgrund der Einschränkungen der einfachen Biegetheorie ist die Übertragbarkeit des Krümmungsverhaltens von Versuch zu Rohrleitungssystem hier nicht möglich.

7.2.4 Dehnungen

Die Dehnungsverteilung in einem beliebigen Querschnitt des Versuches entsteht unter einer klar definierten Biegebeanspruchung. Die entstehende Verteilung der Spannungen entspricht nahezu der theoretischen Verteilung des geraden Stabes unter Biegung. Im betrachteten Rohrleitungssystem ist

dies nicht der Fall. In Bild 7.6 sind die höchsten Vergleichsdehnungen nach von Mises aus der FE-Analyse des Versuchs ABV305 der höchsten plastischen Vergleichsdehnung nach von Mises im System im Querschnitt GR14, Bild 7.14, gegenübergestellt. Die plastische Vergleichsdehnung wird für jedes Inkrement nach Formel [7.1] berechnet und je Inkrement aufsummiert.

$$\varepsilon_{vMises} = \frac{1}{\sqrt{2(1+\mu)}} \cdot \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_2)^2} \quad [7.1]$$

Im Vergleich der Kurven in Bild 7.6 wird durch die unterschiedliche Höhe der plastischen Vergleichsdehnungen nach von Mises offensichtlich, dass der im Versuch betrachtete Querschnitt gleichmäßiger zum Tragen herangezogen wird. Zudem kommt beim hier betrachteten Rohrleitungssystem eine zusätzliche, durch Torsion verursachte Dehnung zur plastischen Vergleichsdehnung hinzu.

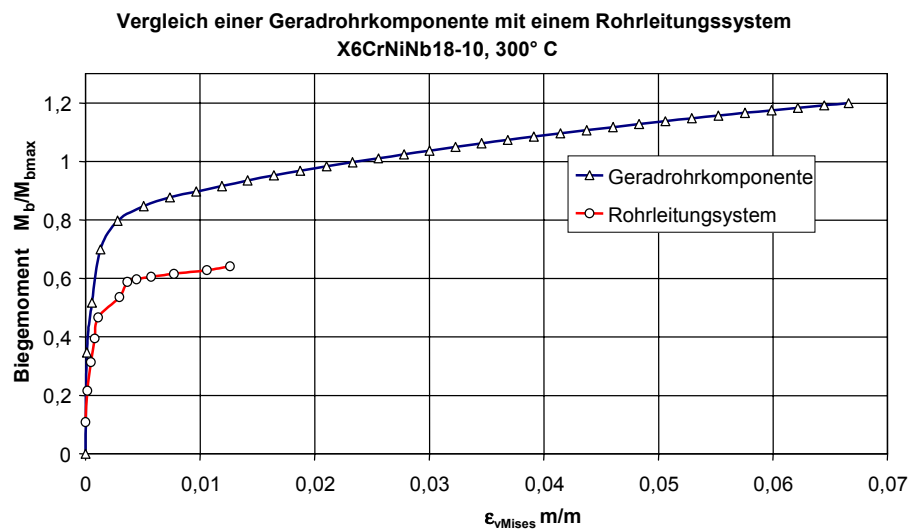


Bild 7.6: Vergleich der plastischen Dehnungen des Rohrleitungssystems VAL mit einem Geradrohr

7.2.5 Formänderungsenergien

Während der Versuch in allen Querschnitten entlang seiner Längsachse gleichmäßig fließt, bildet das Rohrleitungssystem nur vereinzelt Fließzonen aus. Je nach Art der Lagerung bilden sich unterschiedliche Fließmechanismen, die schließlich zum Versagen führen. Der das Versagen bestimmende Querschnitt ist unabhängig von dieser energetischen Betrachtungsweise.

In Bild 7.7 sind die zur Verformung des Systems und der Versuchsgeometrie aufgenommenen Energien mittels FE-Analyse berechnet, gezeigt. Die normierten Verformungsgrößen stellen dabei einmal die Absenkung des Systems im Kräfteinleitungspunkt und einmal den Biegewinkel der in der FE-Analyse berechneten Versuchsgeometrie ABV305 dar. Beide Größen sind bezogen auf den jeweils größten Wert. Die maximale Absenkung des Kräfteinleitungspunktes in Richtung der Z-Achse betrug 1250 mm. Der maximale Biegewinkel 2Φ betrug $22,93^\circ$. Daraus geht hervor, dass das gerade Rohr des Versuchs trotz geringeren Volumenanteils des Werkstoffs mehr Energie aufnimmt als das System. Die jeweilige aufgenommene Gesamtenergie der betrachteten Geometrien kann also nicht als Kriterium der Konservativität des Versuchs gegenüber dem System dienen. Einzig die Behinderung der globalen Verschiebungen oder aber Dehnungen ist dazu in der Lage.

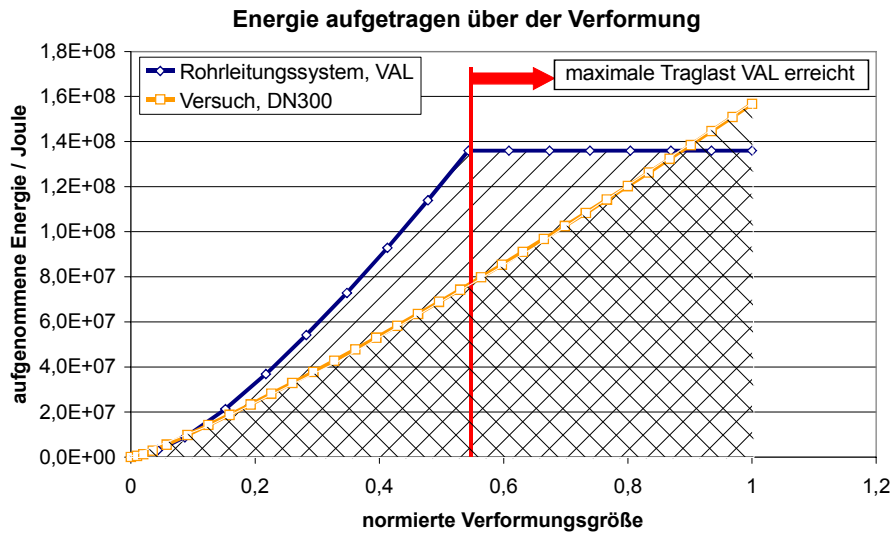


Bild 7.7: Vergleich der zur Verformung aufgewendeten Energien

Der Knick der blauen Kurve in Bild 7.7 kennzeichnet die Ausbildung eines Fließmechanismus in der VAL. Bis dorthin war die Energieaufnahme der VAL größer als die des Versuchs. Das System begann einen Fließmechanismus auszubilden bei einer Verschiebung des Kraftangriffspunktes um 500 mm in vertikale Richtung, Bild 7.7. Eine Begrenzung der Last kann daher durch eine zulässige Verschiebung des Kraftangriffspunktes von 500 mm erfolgen.

7.2.6 Normierte Verformungsgrößen

In Bild 7.8 ist das auf das Moment zum Erreichen der Beanspruchung S_m bezogene Biegemoment einmal für elastisches als auch für das elastisch-plastische Werkstoffmodell dargestellt. Wie zu erwarten, ist die Verformung unter Annahme eines elastischen Werkstoffmodells geringer als bei Verwendung eines elastisch-plastischen Werkstoffmodells. Hierbei interessiert aber vor allem das Verhältnis der Verformungsgrößen. Es beträgt im vorliegenden Fall 20. Wie in Kapitel 7.2.5 beträgt der maximale Biegewinkel 22.93° .

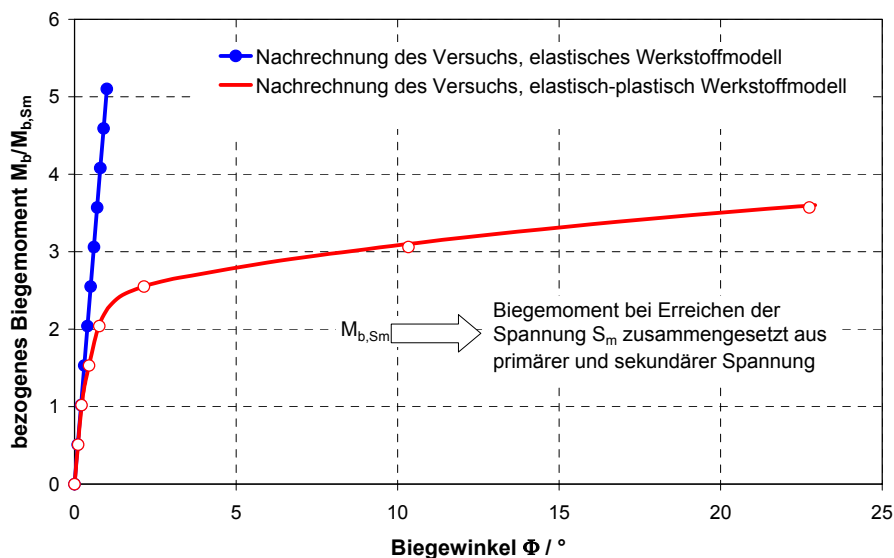


Bild 7.8: Darstellung des bezogenen Biegemomentes in Abhängigkeit des Winkels

Die Gegenüberstellung der Verformungen der VAL unter der Annahme eines elastischen und elastisch-plastischen Werkstoffmodells ist in Bild 7.9 zu sehen. Das Verhältnis der Verformungsgrößen ist hier mit 2.3 wesentlich geringer. Das heißt, dass die Ausnutzung des plastischen Verformungsvermögens hier wesentlich schlechter ist wie in den Berechnungen des Versuchs, Bild 7.9.

Das Verhältnis der elastischen zur plastischen Verformungsgröße lässt sich als normierte Kurve über der normierten Last auftragen. Bild 7.10 zeigt die normierte Verschiebung des Kraftangriffspunktes innerhalb des Systems im Vergleich zur normierten maximalen Durchbiegung des Versuchs, die auf halber Strecke der Rohrlänge gemessen wurde. Dabei sind die Verhältnisse unabhängig von den jeweiligen Last- und Verformungsarten. Die den Versuch beschreibende Kurve befindet sich immer unterhalb der das System beschreibenden Kurve. Während der Versuch eine definierte Verformung unter definierter Last erfährt, ist das bei einem realen Rohrleitungssystem nicht der Fall. Die Ausnutzung des plastischen Verformungsvermögens ist im Versuch im Verhältnis zum Volumen größer als im realen Rohrleitungssystem. Denn dort bilden sich definierte Stellen des Versagens aus, die keine Tragfähigkeitsreserven mehr beinhalten. Somit wird nicht die ganze Leitung sondern nur ein Teil plastisch verformt, während das restliche Rohrleitungssystem immer noch elastisch beansprucht ist.

Im Gegensatz dazu wird der Versuch in jedem Querschnitt plastisch beansprucht. Während das Verformungsvermögen des Werkstoffs im Versuch konsequent über die gesamte Länge ausgenutzt wird, ist das im System nicht der Fall. Der überwiegende Teil des Systems erfährt geringe Beanspruchungen. Dies wird bestätigt über das Bild 7.15 in dem die lokalen und globalen Dehnungen entlang des Systems gezeigt werden. Eine Umlagerung von Spannungen kann von niedrig beanspruchten Bereichen des Systems ohne Probleme ertragen werden.

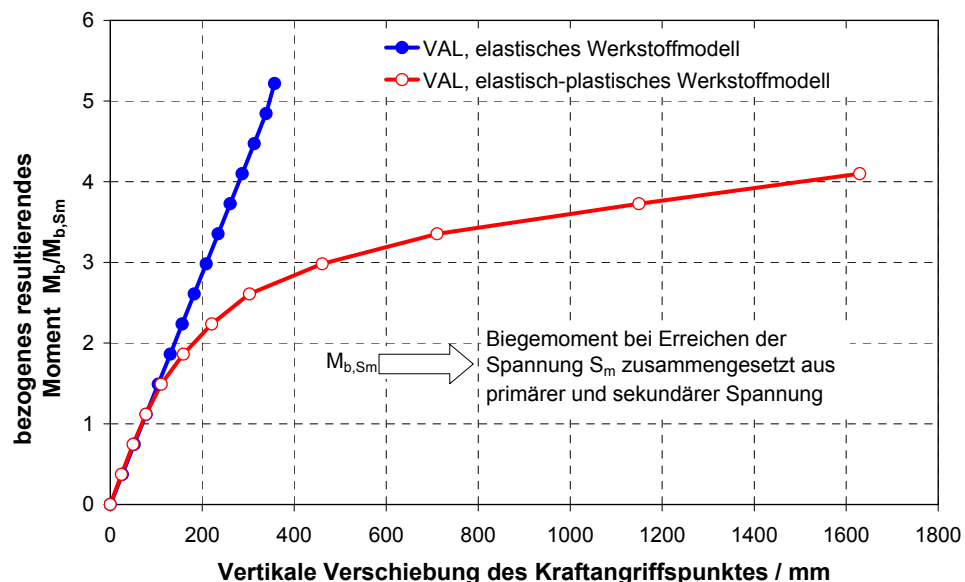


Bild 7.9: Gegenüberstellung der Verformung, VAL, Querschnitt GR38

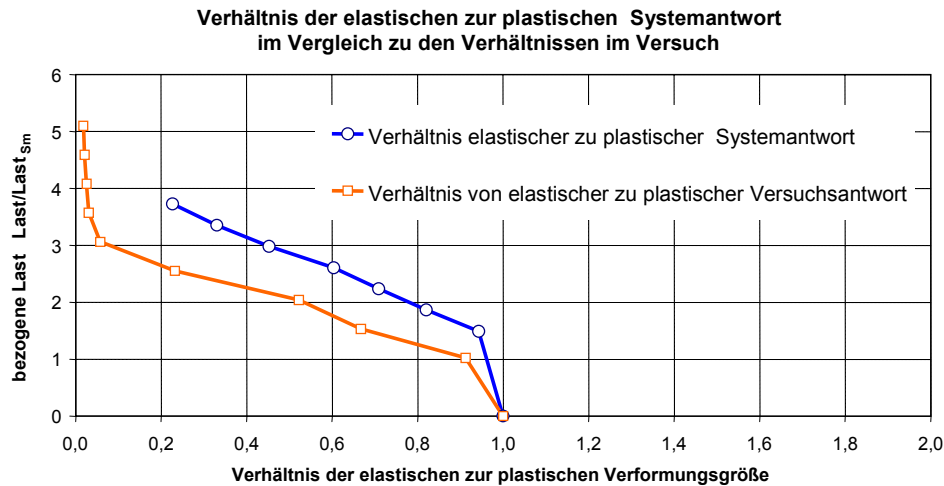


Bild 7.10: Vergleich der Verhältnisse der Verformungsgrößen von Versuch (ABV305) zu Rohrleitungssystemsystem (VAL)

7.3 Rohrleitungssystem mit verschiedenen Werkstoffmodellen

Die Gegenüberstellung der Schnittlasten lässt einen Vergleich der elastischen mit der elastisch-plastischen Reaktion des Systems auf die Last bei und nach Erreichen der die Lasten begrenzenden Kriterien zu. Im vorliegenden Fall ist das die Beanspruchungsstufe D der KTA 3201.2. In Bild 7.11 ist ein Vergleich der resultierenden Schnittmomente über der Abwicklung des Systems gezeigt. Die Schnittmomente sind auf die jeweilige Fläche im jeweiligen Querschnitt bezogen, Bild 7.3. Die Beanspruchungsstufe D wird beim vierten Inkrement der Berechnung unter Berücksichtigung eines elastischen Werkstoffmodells erreicht. Die eingeleitete Kraft ist unter Berücksichtigung beider Werkstoffmodelle gleich groß in Bild 7.11. Bei Erreichen der höchsten elastischen Spannungen während des Zeitinkrementes 13 ist die elastisch-plastische Reaktion der Spannungen und Schnittmomente im Verhältnis zur elastischen niedriger, siehe Bild 7.12. Die eingeleitete Kraft ist wieder gleich groß. Es findet eine Umverteilung der Schnittmomente im plastischen gegenüber dem elastischen Zustand statt. Die Umverteilung lässt sich auf Fließerscheinungen des Werkstoffs zurückführen. Das heißt, dass im vorliegenden Fall mit Hilfe der fiktivelastischen Berechnungsmethodik Schnittmomente erreicht werden, die in der Realität in dieser Höhe nicht auftreten. Im Gegensatz zur Berechnung der Schnittmomente unter Anwendung des elastisch-plastischen Werkstoffmodells treten unter Anwendung des fiktivelastischen Werkstoffmodells bei Erreichen der Beanspruchungsstufe D um 38% höhere Schnittmomente auf.

Bei weiterer Steigerung der Last wird das noch vorhandene Verformungsvermögen des Werkstoffs weiter ausgenutzt. Die Steigerung der Last geht mit der Umverteilung der Beanspruchungen und einer Änderung der geometrischen Konfiguration des Rohrleitungssystems einher. In Bild 7.13 ist die Absenkung der Rohrleitung unter Anwendung des fiktivelastischen zum elastisch-plastischen Werkstoffmodell gezeigt. Die Differenz beträgt 150 mm. Bei kompletter Lastaufnahme beträgt die Tragfähigkeitsreserve von der Anwendung der fiktivelastischen zur elastisch-plastischen Werkstoffmodellierung nahezu 2. Dies kann aus Bild 7.12 abgeleitet werden.

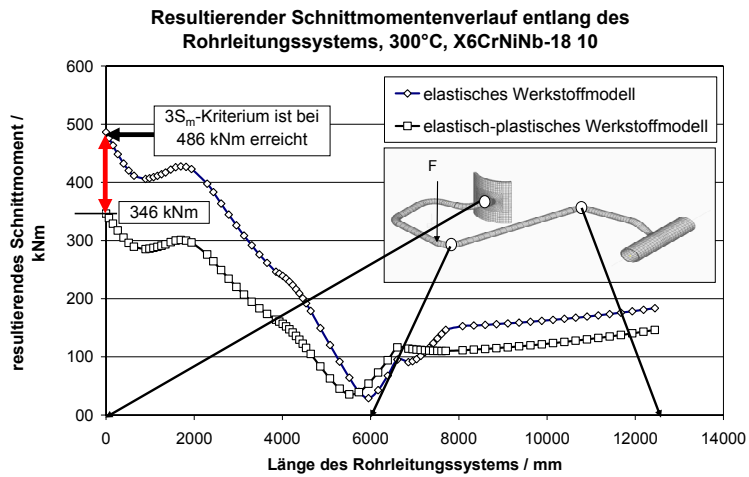


Bild 7.11: Vergleich der Schnittmomente über der Rohrlänge

Im weiteren Verlauf der Arbeit wird versucht diese Tragfähigkeitsreserve mit Hilfe anderer Betrachtungsweisen genauer zu definieren. Besonders auffällig ist, dass Schnittmomente ähnlicher Höhe verschiedene integrale plastische Dehnungen aufweisen, was an der unterschiedlichen Art der Beanspruchung, beziehungsweise den unterschiedlichen Beanspruchungsarten und deren Überlagerungen liegen kann (Bild 7.14). Bild 7.15 stellt die integralen plastischen Dehnungen den maximalen in den 3 höchstbeanspruchten Stellen gegenüber.

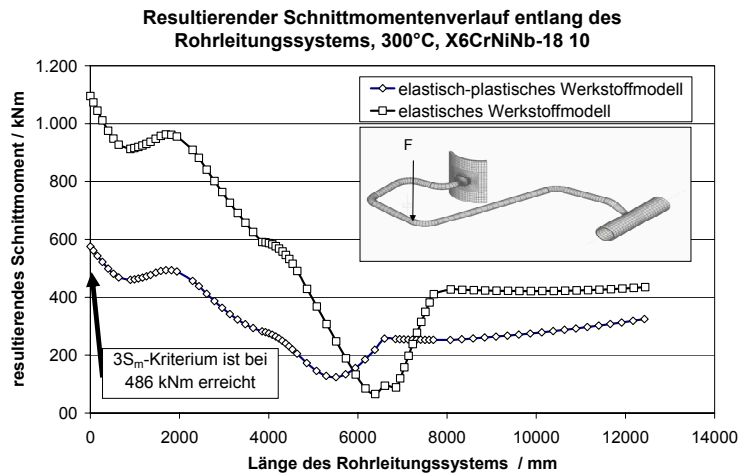


Bild 7.12: Gegenüberstellung der ermittelten Schnittmomente bei maximaler Belastung

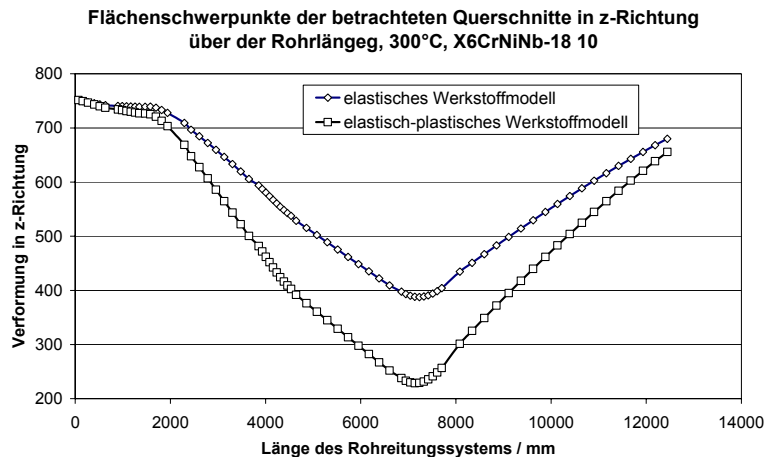


Bild 7.13: Gegenüberstellung der ermittelten Flächenschwerpunkte

Trotz Überschreitung der zulässigen Spannungen der Beanspruchungsstufe D unter Annahme eines elastischen Werkstoffgesetzes sind die maximal in der Rohrleitung auftretenden plastischen Vergleichsdehnungen nach von Mises bei Anwendung eines elastisch-plastischen Werkstoffmodells nicht größer als 1,4 % und dazu sind diese noch lokal beschränkt /12/. Bei einem ungünstigen Spannungszustand beziehungsweise kleinen Werten des Mehrachsigenquotienten q , ist es möglich, dass es Bereiche innerhalb der Rohrleitung gibt, die hohe Beanspruchungen und kleine Verformungen aufweisen. Im vorliegenden Fall entstehen solche Dehnungsbehinderungen aufgrund der hohen Werte der Mehrachsigenquotienten in den höchstbeanspruchten Stellen nicht. Bild 7.16 zeigt die Verläufe der Mehrachsigen beziehungsweise der Mehrachsigenquotienten entlang der Wanddicke an den Positionen der höchsten auftretenden Dehnungen und Spannungen im Rohrleitungssystem. Die Werte liegen alle oberhalb von 1. Die maximale Dehnung von 1,4 % kann folglich ohne Probleme ertragen werden.

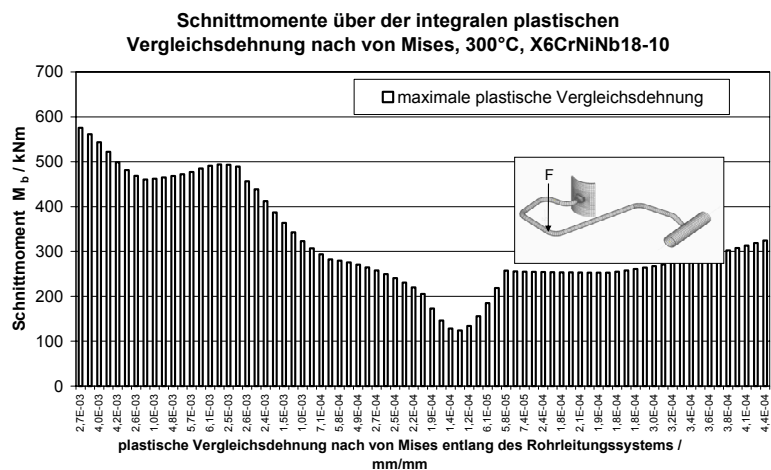


Bild 7.14: Zuweisung der in der Rohrleitung auftretenden integralen Dehnungen nach von Mises zu den Schnittmomenten im jeweiligen Querschnitt entlang der Rohrleitung

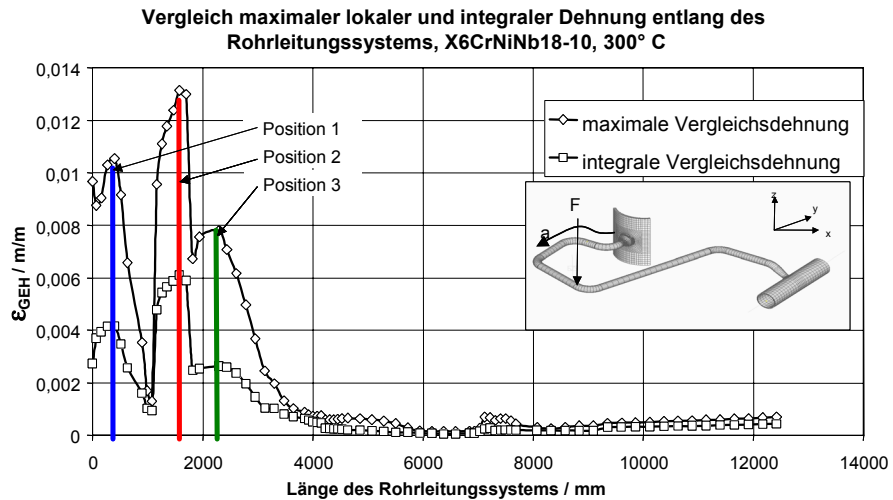


Bild 7.15: Gegenüberstellung der integralen und maximalen Vergleichsdehnungen nach von Mises entlang der Rohrleitung

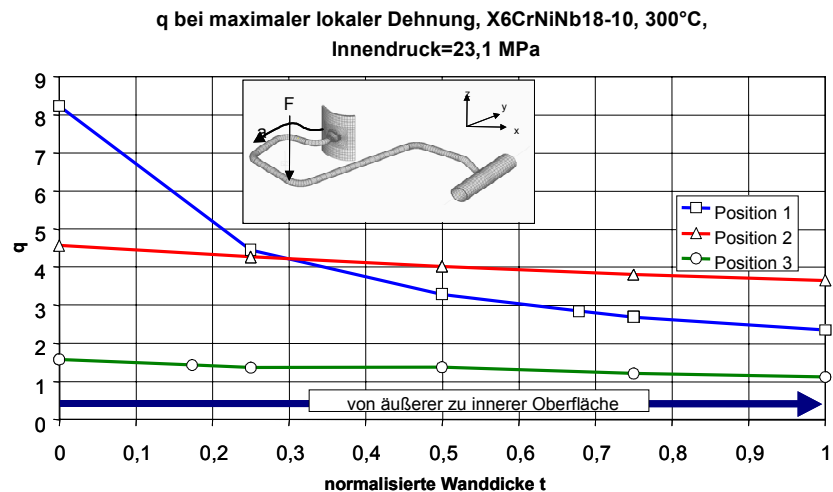


Bild 7.16: Gegenüberstellung der Mehrachsigsigntquotienten q in den Positionen 1–3 aus Bild 7.15

7.4 Rohrleitungssystem mit verschiedenen Werkstoffmodellen und Riss

Es erfolgt der Vergleich des Tragverhaltens der rissbehafteten VAL und eines rissbehafteten geraden Rohres ähnlich wie in /75/. Ebenso werden die unter rein elastischen Bedingungen berechneten Verläufe der Schnittmomente mit denen unter Einsatz des realeren Werkstoffmodells verglichen. Das geometrische Modell der VAL mit Riss ist in Bild 7.17 zu sehen.

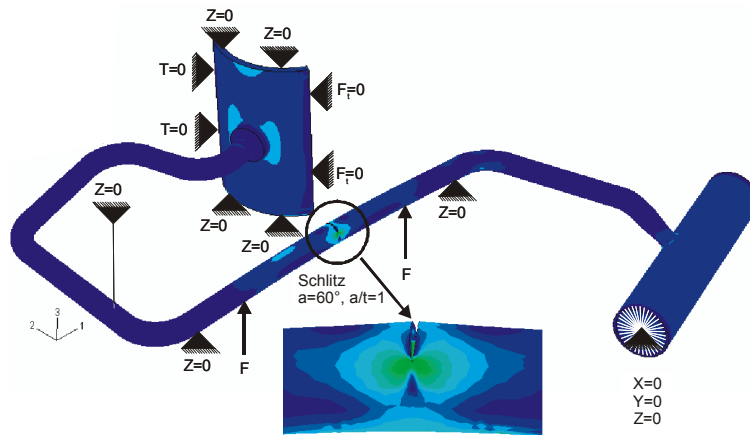


Bild 7.17: Modell des untersuchten Rohrleitungssystems mit Schlitz

Das Bild 7.17 zeigt qualitativ die Spannungen nach von Mises. Neben den Risspitzen treten hohe Beanspruchungen zusätzlich an den beiden Stützen des Rohrleitungssystems auf. Verwendete Werkstoffkennwerte sind die, die auch zur Berechnung des integeren Rohrleitungssystems verwendet wurden. Lediglich die Einspannbedingungen des rissbehafteten Geradrohrabschnittes wurden den Verhältnissen des Versuchs ABV302 aus /7/ angepasst, um dem Versuch ähnliche Beanspruchungszustände zu erzeugen. Der betrachtete Belastungszustand erzeugt ein nahezu konstantes Moment über die Länge des betrachteten Geradrohrabschnittes. Die daraus resultierenden Spannungen und J-Integralverläufe sollen Aufschluss über die Vergleichbarkeit von Versuch, ABV302, und Rohrleitungssystem, VAL geben.

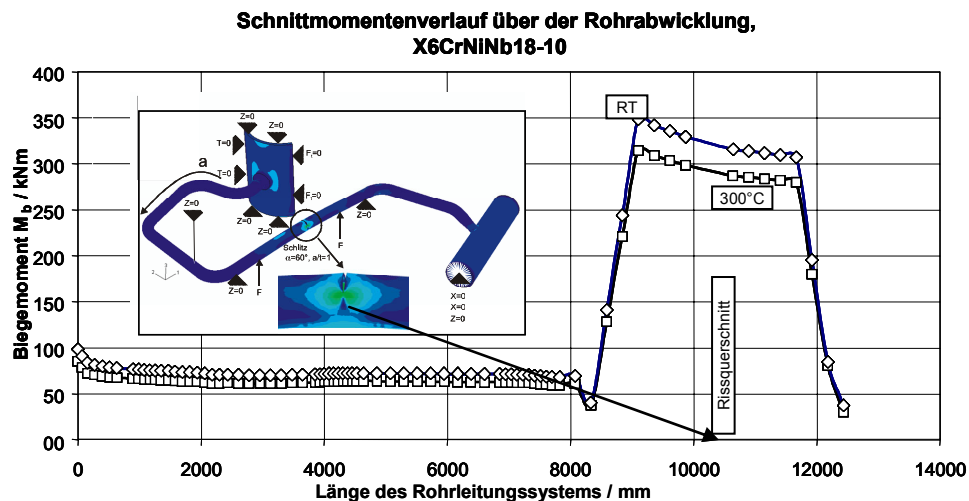


Bild 7.18: Biegemoment entlang des Rohrleitungssystems

In Bild 7.18 ist das resultierende Schnittmoment entlang des Rohrleitungssystems aufgetragen. Im hinteren Teil ist, wie bei vorliegender Lagerung zu erwarten, das Schnittmoment nahezu konstant über dem betrachteten Rohrleitungsquerschnitt. Die Berechnung wurde einmal für Raumtemperatur und einmal für 300°C durchgeführt.

In Bild 7.19 werden die Risswiderstandskurven verschiedener, an geraden Rohren durchgeführter Versuche gezeigt. Aus den Risswiderstandskurven für den Versuch mit der Bezeichnung ABV302 geht hervor /7/, dass auch bei Überschreitung des Initiierungswertes des J-Integrale in Bild 7.20 von 281 N/mm der Werkstoff den angreifenden Belastungen genügend Widerstand entgegengesetzt, so dass

ein spontanes Abreißen des Bauteiles unter den Bedingungen, unter denen der Versuch durchgeführt wurde, nicht stattfindet. Die Initiierungswerte wurden innerhalb /7/ nach ASTM E 813-89 /89/ ermittelt. In Bild 7.20 sind die J-Integralwerte des Versuchs ABV302 und die im Riss der VAL gegenübergestellt. Die J-Integralwerte der VAL sind bei vergleichbarem Biegemoment kleiner als die des Versuchs. Das heißt, unter Bezug auf die vorliegenden Werte ist das Rohrleitungssystem gegenüber dem Versuch ABV302 in der Lage eine höhere Beanspruchung im betrachteten Schlitz zu ertragen bevor Rissfortschritt einsetzt. Die mit Hilfe des Programms X-Pipe berechneten Werte sind stark konservativ. X-Pipe berechnet analytische Werte nach Zahoor /67/. Die Risswiderstandskurven für den Versuch mit der Bezeichnung ABV302 wurde mit Hilfe der Compliancetechnik ermittelt, /7/.

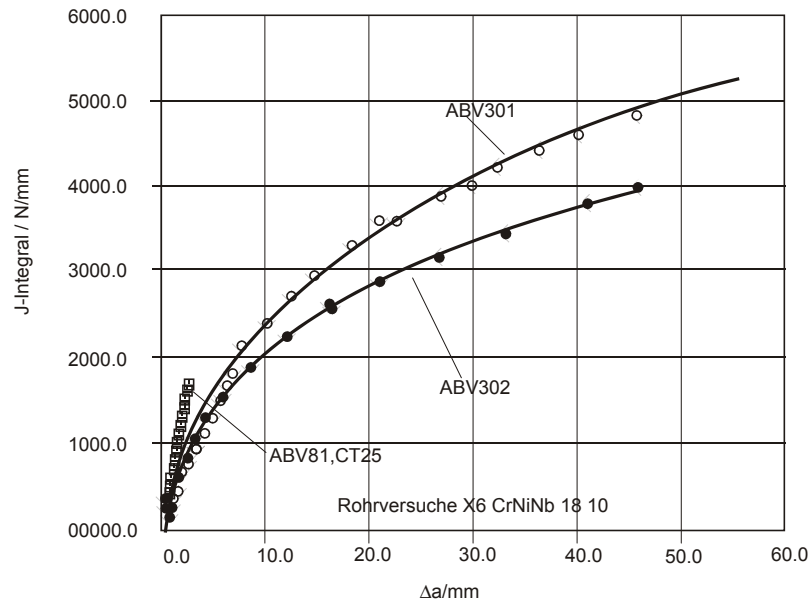


Bild 7.19: Risswiderstandskurven entnommen aus /7/

Die Mehrachsigkeit spielt nach Bild 7.21 im vorliegenden Riss bei 300°C eine untergeordnete Rolle. Werte von q um 0,8 zeigen, dass eine Verformung des Werkstoffs möglich ist. Für Raumtemperatur ist der Spannungszustand ungünstig, /12/, und liegt unterhalb von 0,27. Dies aber ist der kritische Spannungszustand für den mit Dehnungsbehinderung gerechnet werden muss, Kapitel 2.4.2. Das heißt, für den betrachteten Bereich des Bauteils, in dem $q=0,27$ erreicht ist, muss mit sprödebruchartigem Versagen gerechnet werden.

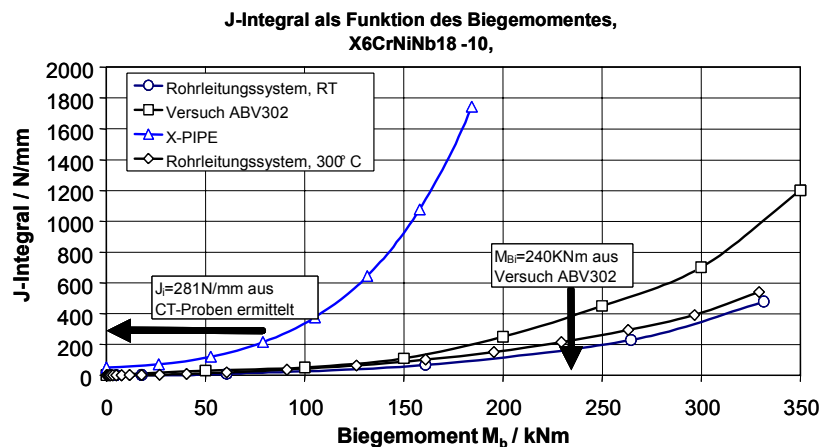


Bild 7.20: Vergleich der J-Integralwerte als Funktion vom Biegemoment

Bei Betrachtung des Mehrachsigsigkeitsquotienten in Bild 7.21 wird klar, dass das Bauteil noch über große Bereiche verfügt, in denen der Mehrachsigsigkeitsquotient nicht kritisch ist und ein sprödebrüchiges Versagen über große Bereiche des Bauteils so verhindert wird.

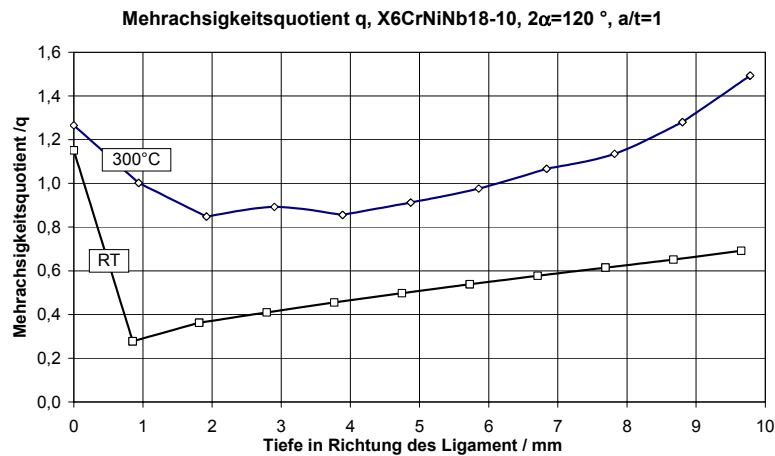


Bild 7.21: Verlauf der Mehrachsigsigkeit im höher beanspruchten Teil des Schlitzes

In Bild 7.22 ist das Rohrleitungssystem für die Berechnung ohne zusätzliche Lager dargestellt. Die Lagerungsbedingungen entsprechen denen der ersten Lagerungskonfiguration für das integere Rohrleitungssystem. Der Schlitz erstreckt sich 60° über den Umfang.

In Bild 7.23 sind verschiedene Verläufe von Schnittmomenten einander gegenübergestellt. Im Gegensatz zur integren Struktur zeigt die rissbehaftete Rohrleitung ein ansteigendes Moment zu Beginn der Rohrleitung. Durch die geringere Tragfähigkeit im hinteren Teil der Rohrleitung, an der der Riss eingebracht wurde, findet eine Umverteilung der Beanspruchungen hin zum Druckhalterstutzen statt. Das äußert sich in einer höheren Schnittlast.

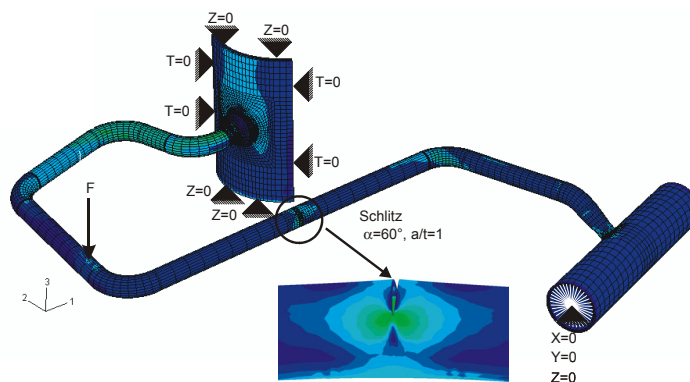


Bild 7.22: Randbedingungen des Rohrleitungssystems unter Fehlereinfluss ohne Unterstützung des angerissenen Abschnittes

In Bild 7.24 sind die verschiedenen Schwerpunkte der Querschnittsflächen des Rohrleitungssystems unter Anwendung verschiedener Werkstoffmodelle und unter dem Einfluss des Risses sichtbar. Die unterschiedlichen Werte der Verschiebungen der ungeschädigten Geometrien sind Folge der unterschiedlichen Werkstoffmodelle, von elastischem zu elastisch-plastischem Werkstoffmodell. Der Unterschied in diesen Verschiebungen ist groß. Die Unterschiede in den Verschiebungen von elastisch berechneter Rohrleitung zur Rohrleitung unter Fehlereinfluss und elastisch-plastischem Werkstoffmodell

sind aber weitaus geringer. Der Einfluss des Fehlers bewirkt eine Änderung der geometrischen Konfiguration, so dass die Unterschiede in den Verschiebungen weitaus geringer als angenommen ausfallen Bild 7.24.

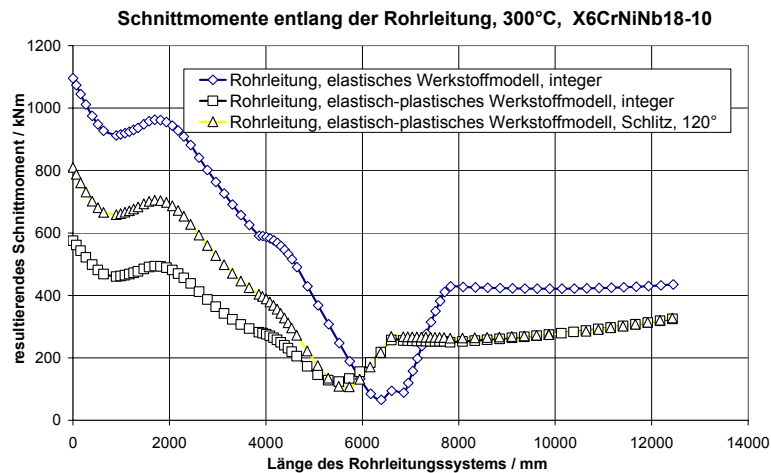


Bild 7.23: Gegenüberstellung von Schnittmomenten verschiedener Systemkonfigurationen

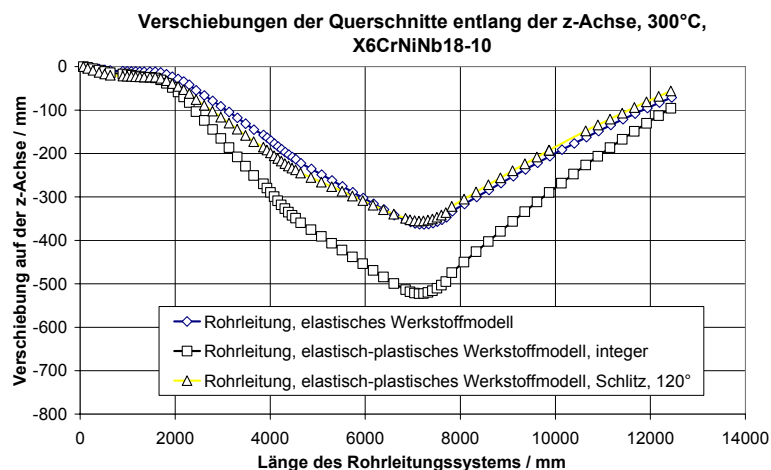


Bild 7.24: Darstellung der Flächenschwerpunkte in z-Richtung

Der Vergleich der Reaktion auf die Belastungen von rein elastisch berechnetem Rohrleitungssystem ohne Fehlereinfluss zur Rohrleitung in der plastische Deformationen und ein Fehler berücksichtigt werden zeigt, dass die Verformungen in Richtung der Kraft im Kraftangriffspunkt von gleichem Betrag sind. Die Belastung führt unter Fehlereinfluss zu einer kaum merklichen geometrischen Neukonfiguration der Rohrleitung.

7.5 Bewertung der Ergebnisse

Das Verhalten experimentell untersuchter, integrier gerader Rohre lässt sich nicht ohne weiteres auf Rohrleitungssysteme übertragen. Ursache dafür sind die aufgrund unterschiedlicher systembedingter Randbedingungen auftretenden unterschiedlichen Dehnungen und Verformungen in Rohrleitungssystemen und Rohrproben. So kommt es, dass bei entsprechenden Rohrleitungssystemen die Torsion

einen dominanten Beitrag zum Beanspruchungsverhalten beiträgt. In den an der MPA Universität Stuttgart durchgeführten experimentellen Untersuchungen wurde keine Torsion aufgebracht.

Bei Betrachtung der Reaktionskräfte und Reaktionsmomente entlang des Rohrleitungssystems sind diese bei elastischer FE-Analyse deutlich höher als bei elastisch-plastischer FE-Analyse. Die maximale Vergleichsdehnung nach von Mises unter Berücksichtigung elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens führt im Rohrleitungssystem zu höheren Dehnungen als im Rohrversuch. Die absolute Höhe der experimentell ermittelten Dehnungen liegt mit maximal 4,5% beim Versuch aber weitaus höher als die berechneten Werte innerhalb des Rohrleitungssystems. Die am geraden Rohr mit der Bezeichnung ABV305 durchgeführten experimentellen Untersuchungen decken die im Rohrleitungssystem auftretenden Dehnungen damit konservativ ab.

Die Gegenüberstellung der Verläufe der Schnittmomente entlang des Rohrleitungssystems, einmal unter Beachtung des realen Werkstoffmodells und einmal unter Anwendung eines elastischen Werkstoffmodells, zeigt deutliche Unterschiede in der Reaktion auf die Belastungen. Die Laststeigerungsreserve nimmt selbst bei Auftreten eines Schlitzes in der Rohrleitung noch einen Wert von 1,5 an. Die Laststeigerungsreserven gründen auf der Möglichkeit des Werkstoffs plastische Verformungen ausbilden zu können. Diese können ausgenutzt und durch Dehnungen begrenzt werden. Als Vorschlag für die Höhe von zulässigen Dehnungen, die den verschiedenen begrenzenden Beanspruchungsstufen des KTA entsprechen, werden die Werte aus Tabelle 7.2 herangezogen.

Tabelle 7.2: zulässige Dehnungen

Lastfallklassen	primäre Spannungen			Q	F	ϵ_{pl}
	P_m	P_b	P_l			
Auslegungsfälle	$S_m = \min. \left\{ \begin{array}{l} \frac{R_{p0,2T}}{1,5} \\ R_{m,RT} \\ \frac{3 R_{mT}}{2,7} \end{array} \right\}$					
			$1,5S_m$			
	$1,5S_m$					
		$1,5S_m$				
Bestimmungsgemäßer Betrieb	$3S_m$					
	$S_a (D \leq 1)$					
Notfälle	$\sigma_{zul} = 1,2S_m$					
			$\sigma_{zul} = 1,8S_m$			
	$\sigma_{zul} = 1,8S_m$					
		$\sigma_{zul} = 1,8S_m$				
Schadensfälle	$\sigma_{zul} = 0,7R_{mT}$					
			$\sigma_{zul} = R_{mT}$			$\left. \begin{array}{l} \leftarrow \\ \leftarrow \\ \leftarrow \end{array} \right\} \epsilon_{pl} = 4 \% ; \quad q > 0,27$
	$\sigma_{zul} = R_{mT}$					
		$\sigma_{zul} = R_{mT}$				

Sie beinhaltet einen Vorschlag für zulässige Dehnungen zugewiesen zu den zulässigen Spannungen bei Verwendung von austenitischen Stählen außer Stahlguss unter Berücksichtigung des Spannungszustandes. Erfahrungsgemäß und auch im Vergleich zu den im vorliegenden Rohrleitungssystem berechneten Dehnungen für die Beanspruchungsstufe D sind diese, unter Beachtung eines entsprechenden Mehrachsigenquotienten q, konservativ.

Die Methodik lässt sich in gleicher Weise auf rissbehaftete Rohrleitungssysteme und Rohre anwenden, wobei bruchmechanische Konzepte mit in die Betrachtung einbezogen werden müssen.

Grundlegende experimentelle Untersuchungen zum Bruchverhalten des Werkstoffes sind erforderlich, um eine Verknüpfung der zulässigen Dehnung mit dem Mehrachsigenquotienten des Spannungszustandes für unterschiedliche Lastfallklassen herzustellen.

8 Literaturverzeichnis

1. Arbeitsgemeinschaft Druckbehälter: AD 2000 Regelwerk, Carl Heymans Verlag KG, Köln, 2007.
2. Deutscher Dampfkesselausschuß, (DDA): Technische Regeln für Dampfkessel, Reihe 100 und Reihe 300, Carl Heymanns Verlag KG, 6/1998.
3. Deutsches Institut für Normung, e.V.: DIN EN 13455, unbefeuerte Druckbehälter, 2002.
4. Siebel, E., S. Schwaigerer: Das Rechnen mit Formdehngrenzen, VDI-Zeitschrift, Bd. 90, Nr.11, S. 335-341, 1946.
5. Schwaigerer, S.: Festigkeitsberechnung im Dampfkessel-, Behälter- und Rohrleitungsbau, Berlin, Heidelberg, New York Springer Verlag, 1987.
6. Sicherheitstechnische Regeln des kerntechnischen Ausschusses (KTA): Komponenten des Primärkreislaufes von Leichtwasserreaktoren, Teil 1: Werkstoffe und Erzeugnisformen, 3201.1. 8/98, 3201.2: Auslegung, Konstruktion, Berechnung, 3201.2,6/96.
7. Diem, H.: MPA/VGB Forschungsvorhaben 6.1, Bauteilversuche Austenit mit Analytik, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, Juli 1997.
8. Herter, K.-H.: BMU-Vorhaben SR 357, Gesichtspunkte zur Weiterentwicklung des Konzeptes zur Dehnungsabsicherung für Kraftwerkskomponenten mit dem Ziel der Ergänzung der "Sicherheitstechnischen Regeln des KTA", Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, 1987.
9. Herter, K.-H.: Der Einfluß unterschiedlicher Systemsteifigkeiten und Werkstoffcharakteristik auf das Tragverhalten von Rohrleitungen und Rohrleitungssystemen im Anlagenbau, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, Diss., 1993.
10. Dietmann, H.: Spannungszustand und Festigkeitsverhalten, 1. Teil: Statische Beanspruchung, Techn.-wiss. Bericht, Heft 68-04, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, 1968.
11. Roos, E.: Erweiterte experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Quantifizierung des Zähbruchverhaltens am Beispiel des 20MnMoNi5-5, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, Diss., 1982.
12. Roos, E.: Grundlagen und notwendige Voraussetzungen zur Anwendung der Risswiderstandskurve in der Sicherheitsanalyse angerissener Bauteile, VDI Fortschrittsberichte, Reihe 18: Mechanik/Bruchmechanik Nr. 122, Düsseldorf, VDI-Verlag, 1993.
13. Vorträge Dehnungsabsicherung im Rahmen des 11. MPA Seminars "Sicherheit und Verfügbarkeit in der Anlagentechnik" mit dem Schwerpunkt „Transiente Vorgänge in der Kerntechnik“, MPA Seminar, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, 10.-11. Oktober 1985, ebenso: Nuclear Engineering and Design (NED) 96 (1986), No. 2 and 3.
14. Roos, E.: Festigkeitslehre 1, Vorlesungsmanuskript, Universität Stuttgart, 2008.
15. Gross, D.: Bruchmechanik, Berlin, Heidelberg, New York, , Springer-Verlag, TH Darmstadt, 1996.
16. Tresca, H.: Mémoire sur l'écoulement des corps solides soumis des fortes pressions, 59, Paris, C. R. Acad. Sci, 1864.
17. Mises, R. v.: Die Mechanik der festen Körper im plastisch deformablen Zustand, Nachr. K. Gesell. Wiss. Göttingen, S. 582-595, 1913.
18. Rösler, J., M. Bäker: Mechanisches Verhalten der Werkstoffe, Wiesbaden, B. G. Teubner Verlag/GWV Fachbuchverlag GmbH, 2003.
19. Novozhilov, V.: Theory of Elasticity, Oxford, London, New York, Paris, Pergamon Press, 1961.
20. Dietmann, H.: Berechnung der Fließkurven von Bauelementen bei kleinen Verformungen, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, Diss., 1969.

21. Krägeloh, E., H. Dietmann, H. J. Fahrenwaldt: Festigkeitsberechnung mit plastischer Grenzverformung, Sonderheft der Staatlichen Materialprüfungsanstalt Stuttgart zum 60. Geburtstag des Direktors Prof. Dr.-Ing. habil. K. Wellinger, Stuttgart, S. 31-44, 1964.
22. Clausmeyer, H.: Einfluß von Kerspannungszuständen auf die Versprödung von Stahl - Zähigkeit und Trennbruchsicherheit, Konstruktion im Maschinen- Apparate- und Gerätebau, Heft 6, Springer-Verlag, 1969.
23. Hencky, H.: Ermüdung, Bruch und Plastizität, Der Stahlbau, Vol. 23, p. 95-97, 1943.
24. Clausmeyer, H., K. Kussmaul, E. Roos: Der Einfluß des Spannungszustandes auf den Versagensablauf angerissener Bauteile aus Stahl, Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Vol. 20, S. 101-117, 1989.
25. Sandel, G. D.: Die Anstrengungsfrage, Schweiz Bauztg, Vol. 95, 335-8, 1930.
26. Stumpfrock, L., E. Roos, X. Schuler, U. Eisele: Fracture mechanics safety analysis of components based on fracture mechanics characteristics combined with multiaxiality of the stress state, International Journal of Pressure Vessel and Piping, 82, p. 355-362, 2005.
27. Szabo, I.: Höhere Technische Mechanik, Springer Verlag, 1972.
28. Dietmann, H., K. Kußmaul: Spannungen in unrunderen Hohlzylindern unter Innendruck und insbesondere an Ausschnitträndern, Mitt. VGB, Heft 90, S. 218-223, 1964.
29. Neuber, H.: Kerbspannungslehre, Auflage 3, Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo, 1985.
30. Siebel, E., K. Rühl: Ermittlung von Formdehngrenzen für die Festigkeitsberechnung bei zügiger Beanspruchung, Die Technik, Bd.3, Nr.5, S. 218-223, 1948.
31. Wellinger, K., K. Kußmaul: Festigkeitsverhalten von Stählen bei wechselnder überelastischer Beanspruchung, Techn.-wiss. Bericht, Heft 64-11, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, 1964.
32. Deutsches Institut für Normung, e.V: DIN EN 13480-2, Metallische industrielle Rohrleitungen, Teil 2, 2002.
33. Ros, M., und A. Eichinger: Die Bruchgefahr fester Körper bei ruhender-statischer Beanspruchung. Diskussionsber. Nr. 172 der Eidg. Material-Prüfungsanstalt Zürich, Zürich/Schweiz (1949).
34. Torre, C.: Die Grenzzustände statisch beanspruchter Stoffe, Schweizer Archiv 15, S. 116-121, 1949.
35. Absicherungsprogramm zum Integritätsnachweis von Bauteilen (AIB). Zusammenfassender Bericht mit Bewertung, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, 02/1989.
36. Mangold, M.: Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten des austenitischen Werkstoffs 1.4550 bei thermischer und mechanischer Wechselbelastung, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, Diss., 2000.
37. Herter, K-H.: MPA/VGB Forschungsvorhaben 3.4: "Untersuchungen zum Tragverhalten von ferritischen Rohren kleinerer Nennweite", Abschlussbericht, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, 10/2002.
38. Sturm, D. et altera: "Forschungsprogramm phänomenologische Behälterberstversuche", Bericht 150279, Abschlußbericht Phase 1, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, Juli, 1985.
39. Krieg, R., M. Seidenfuß: Limit Strains for Severe Accident Conditions (LISSAC), 5th Euratom Framework Programme Key Action : Nuclear Fission, European Commission, 1998-2002.
40. Hancock, J. W., A. C. Mackenzie: On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states, Journal of Mech. Phys. Solids, Vol. 24, p. 47-160, 1976.
41. Rice, J. R., D. M. Tracey: On the ductile enlargement of voids on the triaxial stress fields, Journal of Mech. Phys. Solids, Vol. 17, p. 201-217, 1966.
42. Mackenzie, A. C., J. W. Hancock, D. K. Brown: On the influence of stress state on ductile failure initiation in high strength steels, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 9, p. 167-188, 1977.
43. Sprock, A.: Numerische Unteruchungen lokaler und globaler Kriterien für die Initiierung von duktilen Bruchvorgängen, RWTH Aachen, Diss., 1995.

44. Schlüter, N.: Einfluß der Beanspruchung und des Gefüges auf die lokale Schädigung beim Gleitbruch von Baustählen, Berichte aus dem Institut für Eisenhüttenkunde, Aachen, IEHK RWTH, Aachen, 1997.
45. Diem, H. und H. Hunger: Überelastische Rohrverformung unter scharfer Drucklast bei Blowdown mit ungedämpftem Ventilschließen, ASME Pressure Vessel and Piping Conference, San Diego Ca., June 28-Juli 2, 1987
46. Kerkhof, K.: Schwingungsverhalten und Tragreserven von Rohrleitungssystemen, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, Diss., 1999.
47. Kußmaul, K.: Festigkeitslehre 1 (Vorlesungsmanuskript): Lehrstuhl für Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre, Universität Stuttgart.
48. Griffith, A.: The Phenomena of Rupture and Flow in Solids, Phil. Trans. Roy. Soc. London A221, 1921.
49. Hahn, H., G.: Bruchmechanik- Einführung in die theoretischen Grundlagen, Teubner Studienbücher Mechanik, 1976.
50. Rice, J. R. : A Path Independent Integral and the approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks, Journal of Applied Mechanics, Vol. 35, p. 376-386, 1968.
51. Irwin, G. R. : Analysis of stress and strains near the end of a crack traversing a plate, Journal of Applied Mechanics, Vol. 24, p. 229-260, 1957.
52. Sneddon, N.: The Distribution of Stress in the Neighbourhood of a Crack in an Elastic Solid, Pro. Roy. Soc. A 187, p. 229-260, 1946.
53. ASTM, E 399-90: Standard Test Methods for Plane-Strain Toughness of Metallic Materials, Annual Books of ASTM Standards, Section 3, Vol. 3.01, 1995.
54. Rice, J. R.: Mathematical Analysis in the Mechanics of Fracture, Edited by H. Liebowitz, Academic Press New York, San Francisco, London, 1968.
55. Rodabaugh, E. C, S. E. Moore: Evaluation of the plastic characteristics of piping products in relation to ASME Code Criteria, Ohio, Batelle Columbus Laboratories, 7/78.
56. ASME Boiler and Pressure Vessel Code - an American National Standard, Section III, Nuclear Power Plant Components, Subsection, NB-3000, Design, 2007.
57. Hollinger, G., J. Hechner: Three-Dimensional Stress Criteria - Summary of the PVRC Project, Journal of Pressure Vessel technology, Vol. 128, p. 105-110, February 2006.
58. Burgreen, D.: Design Methods for Power Plant Structures, 80-60 190th St., Jamaica, N.Y. 11423, C.P. Press,.
59. Ozkan, I. F. , M. Magdi: Testing of Steel Pipes Under Bending, Twist, and Shear © ASCE, Journal of Structural Engineering, Vol. 135, p. 187-197, October 2003
60. Magdi, M.: Plastic Resistance of Pipe Sections, Upper Bound Solution, Journal of structural engineering, Vol. 129, p. 41-48, January 2003.
61. Larson, L. D., W. F. Stokey and J. E. Panarelli: "Limit Load of a thin walled Tube under internal Pressure, Bending Moment and Axial Force and Torsion", ASME Trans., Journal of Applied Mechanics, p. 831-832, Sept. 1974.
62. Gerry C., J. Slagis: ASME Section III Design-by-Analysis Criteria Concepts and Stress Limits, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 128, p. 25-33, February 2006.
63. Kanninen, M. F. et al.: Instability Prediction for Circumferentially Cracked Type 304 Stainless Steel Pipes under Dynamic Loading, EPRI, NP-2347, April 1982.
64. Wilkowski, G.: Leak Before Break, What does it really mean?, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 122, p. 267-272, August 2000.
65. Milne, I., R. A. Ainsworth, A. R. Dowling and A. T. Stewart: Assessment of the integrity of structures containing defects, The International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 54, p. 3-104, 1988.
66. Schwalbe, K.-H., U. Zerbst, Y.-J. Kim, W. Brock, A. Cornec, J. Heerens, H. Amstutz: EFAM ETM 97- the ETM method for assessing the significance of crack-like defects in engineering structures, comprising the versions ETM 97/1 and ETM 97/2, Geesthacht, GKSS-Forschungszentrum, 1988.

67. Zahoor, A.: Ductile Fracture Handbook. Volume 1, Circumferential Throughwall Cracks, EPRI NP-6301-D, N14-1, Research Project 1757-69, June 1989.
68. Dugdale, D. S. : Yielding of Steel Containing Slits, Jour. Mech. Phys. Solids, 18, p. 100-104, 1960.
69. Andersson, P., M. Bergmann, B. Brickstad, L. Dahlberg, F. Nilsson and I. Sattari-Far: A Procedure for Safety Assessment of Components With Cracks-Handbook, 3rd revised edition, SAQ/FoU-Report 96/08, Stockholm, SAQ Knotroll Ab, Sweden.
70. Aurich, D., W. Baer, R. Häcker, D. Klingbeil, K. Ohm: Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte fortgeschrittener zähbruchmechanischer Konzepte, Bruchübergang, Berlin, Bundesanstalt für Materialforschung und –prüfung (BAM), 1999.
71. Kastner, W., E. Rörich, W. Schmitt, W. Steinbuch: Critical Crack Sizes in Ductile Piping, International Journal of Pressure Vessel and Piping, Vol. 9, p. 197-219, 1981.
72. Hermann, T., K.-H. Herter, H. Silcher: MPA/VGB Forschungsvorhaben 6.6, „Untersuchungen zum Tragverhalten von Rohren kleinerer Nennweiten DN50/60“, Abschlussbericht, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, 1998.
73. Julisch, P., W. Stoppler, D. Sturm: Exclusion of Rupture for Safety relevant Piping Sytems by Component Tests and a simple Calculation, SMiRT-8 Conference, Brussels, August 1985
74. Uhlmann, D.: MPA/VGB Forschungsvorhaben 5.6, Erstellung eines Nachweisverfahrens für die Bewertung der Integrität von druckführenden Rohrleitungen, Abschlußbericht, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, 12/1998.
75. Kobes, E.: Einfluß von Lagerung und Steifigkeit auf das Leck-vor-Bruch-Verhalten von Rohrleitungen, Techn.-wiss. Bericht, Heft 99-01, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, 1999.
76. Roos, E., F. Otremba, K.-H. Herter, W. Stadtmüller: Leck-vor-Bruchkonzept auf der Basis von Versuchen an austenitischen und ferritischen Rohren, Kompetenzverbund Kerntechnik, Komponentensicherheit und Integritätsbewertung, Köln, 2002.
77. Kußmaul, K., D. Blind, E. Roos und D. Sturm: Leck-vor-Bruch-Verhalten von Rohrleitungen, Vergleich von Experiment und Berechnung, VGB Kraftwerkstechnik, Heft 7, S. 553-565, Juli 1990.
78. Kußmaul, K.: Die Gewährleistung der Umschließung, Grundlagen und Nachweis der Basissicherheit von Reaktordruckbehältern für LWR-Kernkraftwerke, Atomwirtschaft-Atomtechnik, Vol. 7/8, p. 354-361, 1978.
79. ASTM, E 616-89 Standard Terminology Relating Fracture, A2. Designation Codes for Specimen Configuration, Applied Loading and Crack or Notch Orientation, 1995 Annual Book of ASTM Standards, ASTM, Vol. 03.01, Philadelphia, 1995.
80. Herter, K-H., W. Stoppler, X. Schuler, T. Schwarz: Forschungsvorhaben 1500 801, „Festigkeits- und Bruchverhalten von Abzweigen und Rohrbogen bei Innendruckbelastung und überlagertem Biegemoment, Abschlussbericht, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, 03/1993.
81. Inc., Abaqus: Abaqus Analysis User's Manual, Abaqus Online Documentation.
82. Yang, W. Y. , T. Chung and John Morris: Applied Numerical Methods Using MATLAB, John Wiley & Sons, 2005.
83. Biran, A., Moshe Breiner: Matlab for Engineers, Addison- Wesley Publishers Ltd, 1995.
84. Bieselt, R., W. Stumpf, D. Blind, E. Krägeloh: Spannungs-/Dehnungsabsicherung und qualitätssichernde Maßnahmen am Beispiel einer Speisewasserleitung, Jahrestagung Kerntechnik, Düsseldorf, 24.-26. März, 1981
85. Ramberg, W., Osgood, R.: Description of Stress-Strain Curves by three parameters, Technical Notes, National Advisory Committee for Aeronautics, 1943.
86. Bathe, K.-J.: Finite-Elemente-Methoden, Prentice Hill, England, 1995.
87. Schöckle-amtec: GKN I, Druckhalter YP10B001, Spannungsanalyse der druckführenden Umschließung, unveröffentlicht, Neckarwestheim, 30.09.03,.

88. Scheffold, A.: Experimentelle und numerische Untersuchungen zum zyklischen, inelastischen Verformungsverhalten austenitischer Stähle, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, Diss., 1997.
89. ASTM, E 813-89: Standard Test Method for J_{IC} , a Measure of Racture Toughness, 1995 Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01, Philadelphia, ASTM, 1995.
90. Forschungsvorhaben „Phänomenologische Behälterberstversuche“ zum Traglast- und Bruchverhalten von Rohren mit Umfangsfehlern. Förderkennzeichen 150 279, Phase II, Forschungsbericht, Dezember 1987, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart.
91. Deutsches Institut für Normung, e.V.: DIN EN 10002-1 und -5, Metallische Werkstoffe, Zugversuch, 2002.

9 Anhang

Tabelle 9.1: Auflistung der verschiedenen Werkstofffließkurven

Werkstoffbez.	Temp / °C	Fließkurve	Literatur
20MnMoNi5-5	RT	Experimentell	/90/
20MnMoNi5-5	RT	Multiplikation mit R_{mANF}/R_{mRT}	Bezug auf KTA 3201.1
20MnMoNi5-5	RT	Multiplikation mit $R_{p0,2ANFT}/R_{p0,2RT}$	Bezug auf KTA 3201.1
20MnMoNi5-5	300	Experimentell	/90/
20MnMoNi5-5	300	Multiplikation mit R_{mANF}/R_{mRT}	Bezug auf KTA 3201.1
20MnMoNi5-5	300	Multiplikation mit $R_{p0,2ANFT}/R_{p0,2T}$	Bezug auf KTA 3201.1
20MnMoNi5-5	350	Experimentell	Bezug auf KTA 3201.1
20MnMoNi5-5	350	Multiplikation mit R_{mANF}/R_{mRT}	Bezug auf KTA 3201.1
20MnMoNi5-5	350	Multiplikation mit $R_{p0,2ANFT}/R_{p0,2T}$	Bezug auf KTA 3201.1
X6CrNiNb18 10	RT	Experimentell	/7/
X6CrNiNb18 10	RT	Multiplikation mit R_{mANF}/R_{mRT}	Bezug auf KTA 3201.1
X6CrNiNb18 10	RT	Multiplikation mit $R_{p0,2ANFT}/R_{p0,2RT}$	Bezug auf KTA 3201.1
X6CrNiNb18 10	350	Experimentell	/7/
X6CrNiNb18 10	350	Multiplikation mit R_{mANF}/R_{mRT}	Bezug auf KTA 3201.1
X6CrNiNb18 10	350	Multiplikation mit $R_{p0,2ANFT}/R_{p0,2T}$	Bezug auf KTA 3201.1
X6CrNiTi18-10	RT	Experimentell	/7/
X6CrNiTi18-10	RT	Multiplikation mit R_{mANF}/R_{mRT}	Bezug auf KTA 3201.1
X6CrNiTi18-10	RT	Multiplikation mit $R_{p0,2ANFT}/R_{p0,2RT}$	Bezug auf KTA 3201.1
X6CrNiTi18-10	300	Experimentell	/7/
X6CrNiTi18-10	300	Multiplikation mit R_{mANF}/R_{mRT}	Bezug auf KTA 3201.1
X6CrNiTi18-10	300	Multiplikation mit $R_{p0,2ANFT}/R_{p0,2T}$	Bezug auf KTA 3201.1
15Mo3	RT	Experimentell	/37/
15Mo3	RT	Multiplikation mit R_{mANF}/R_{mRT}	Bezug auf DINEN 10028-2
15Mo3	RT	Multiplikation mit $R_{p0,2ANFT}/R_{p0,2RT}$	Bezug auf DINEN 10028-2
15Mo3	300	Multiplikation mit $R_{p0,2T}/R_{p0,2RT}$	Bezug auf DINEN 10028-2
15Mo3	300	Multiplikation mit R_{mANF}/R_{mRT}	Bezug auf DINEN 10028-2
15Mo3	300	Multiplikation mit $R_{p0,2ANFT}/R_{p0,2T}$	Bezug auf DINEN 10028-2
15 NiCuMoNb 5	RT	Experimentell	/35/
15 NiCuMoNb 5	RT	Multiplikation mit R_{mANF}/R_{mRT}	Bezug auf KTA 3201.1
15 NiCuMoNb 5	RT	Multiplikation mit $R_{p0,2ANFT}/R_{p0,2RT}$	Bezug auf KTA 3201.1
15 NiCuMoNb 5	300	Experimentell	Bezug auf KTA 3201.1
15 NiCuMoNb 5	300	Multiplikation mit R_{mANF}/R_{mRT}	Bezug auf KTA 3201.1
15 NiCuMoNb 5	300	Multiplikation mit $R_{p0,2ANFT}/R_{p0,2T}$	Bezug auf KTA 3201.1

Tabelle 9.2: Werkstoffdaten, X6CrNiNb18-10 aus /7/ ermittelt nach /91/

Probe	Temp / C°	Probenrichtung	R _{p0,2} MPa	R _{p1,0} MPa	R _m MPa	E-Modul MPa	A ₅ %	Z %	A _g %
ABV045	21	T	245	277	591	-	63.6	67.1	53.9
ABV046	21	T	247	280	587	-	63.5	63.6	52.2
ABV047	100	T	224	254	478	194100	46.6	67.7	34.1
ABV048	230	T	206	232	417	179400	37.0	63.6	28.7
ABV049	230	T	211	239	414	179300	37.4	62.4	27.4
ABV050	300	T	202	233	410	179600	36.1	59.9	25.9
ABV051	350	T	189	222	413	170300	28.3	50.5	23.8
ABV052	350	T	188	219	416	167600	36.1	60.5	26.2
ABV053	350	T	189	220	417	174400	35.2	61.2	-
ABV055	21	L	240	278	588	-	68.1	73.9	58.5
ABV056	21	L	247	288	584	-	67.6	77.3	53.3
ABV057	21	L	265	-	562	-	53.0	72.0	-
ABV059	21	L	252	287	591	-	66.4	76.6	51.8
ABV159	100	L	236	264	472	189700	50.2	77.7	35.7
ABV060	230	L	202	233	415	178500	39.4	74.7	28.1
ABV061	230	L	206	236	414	168700	39.0	75.7	27.6
ABV158	300	L	202	228	405	174100	36.2	75.3	25.6
ABV063	350	L	196	225	406	-	36.6	69.4	25.0
ABV064	350	L	197	227	407	168500	38.5	73.2	27.0
ABV065	350	L	198	229	404	169400	33.2	57.3	26.1

Tabelle 9.3: Chemische Zusammensetzung, X6CrNiNb18-10 aus /7/, Massenanteile in %

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	V	Al	Cu	Sn	Co	As	Nb	W	Ti
Schmelzenanalyse	0.045	.3	1.89	0.28	.004	17.6	10.6	.28	-	-	-	-	-	-	.45	-	-
Stückanalyse	.05	.3	1.88	.028	.006	17.6	10.8	.30	.05	<.01	.20	<.01	.11	.01	.54	.04	<.01
Mannesmann Edelstahlrohr GmbH, Abnahmeprüfzeugnis Nr. 4883																	

Tabelle 9.4: Chemische Zusammensetzung, X6CrNiTi18-10 /7/, Massenanteile in %

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	V	Al	Cu	Sn	Co	As	Nb	W	Ti
Schmelzenanalyse	.04	.56	1.74	0.27	.007	17.6	10.9	-	-	-	-	-	-	-	-	-	27
Stückanalyse	.04	.56	1.92	.03	.004	17.7	10.6	.46	.06	.03	.10	<.01	.19	.02	.02	.04	.23
Mannesmann Röhrenwerke Ag, Werkabnahmezeugnis Nr.1, Werksauftrag-Nr. 8/37/2094, Juni 1975, Abnahmeprüfzeugnis Nr. 4883																	

Tabelle 9.5: Werkstoffdaten, 20MnMoNi5-5, entnommen aus /7/

Einzelproben und statistische Größen	Temp / °C	Probenrichtung	R _{p0,2} MPa	R _m MPa	E-Modul MPa	A ₅ %	Z %	A _g %
Einzelprobe	Raumtemperatur	-	450	590-730	211000	18	45	-
-	300	Längs	392	530	192000	-	-	-
-	Raumtemperatur	Längs	518	636	204600	26	73	-
-	300	Längs	429	613	187600	23	71	-
-	Raumtemperatur	Quer	508	637	204400	24	73	-
-	300	Quer	426	598	187800	22	66	-
Mittelwert X*	Raumtemperatur	-	513	636	204500	25	73	-
Mittelwert	300	-	428	605	187700	22	68	-
Standardabweichung	Raumtemperatur	-	15	9	3100	1	3	-
Vertrauensbereich Von X	Raumtemperatur	-	±5	±3	±1200	±1	±1	-
Standardabweichung	300	-	10	17	2600	1	4	-
Vertrauensbereich von X	300	-	±3	±5	±1000	±1	±1	-