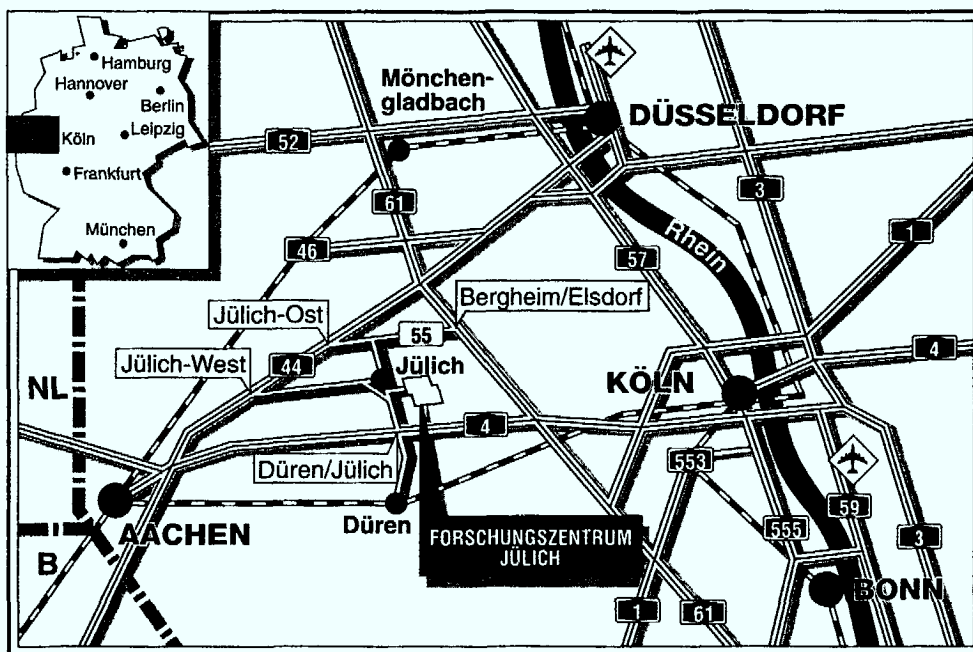


Institut für Werkstoffe der Energietechnik

**Untersuchungen zum Ratcheting
von Segmenten der „Ersten Wand“
zukünftiger Fusionsreaktoren unter
zyklischer thermischer und
mechanischer Belastung**

J. Wolters

G. Breitbach M. Rödiger F. Schubert H. Nickel



Berichte des Forschungszentrums Jülich ; 3250

ISSN 0944-2952

Institut für Werkstoffe der Energietechnik Jül-3250

D82 (Diss. RWTH Aachen)

Zu beziehen durch: Forschungszentrum Jülich GmbH · Zentralbibliothek

D-52425 Jülich · Bundesrepublik Deutschland

Telefon: 02461/61-61 02 · Telefax: 02461/61-61 03 · Telex: 833 556-70 kfa d

Jül-3250

Juli 1996

ISSN 0944-2952

Untersuchungen zum Ratcheting von Segmenten der „Ersten Wand“ zukünftiger Fusionsreaktoren unter zyklischer thermischer und mechanischer Belastung

J. Wolters*

G. Breitbach M. Rödiger F. Schubert H. Nickel

*Dissertation

Investigation on the Ratcheting-Effect of fusion reactor first wall under cyclic thermal and mechanical loading

by

J. Wolters *

G. Breitbach

M. Rödiger

F. Schubert

H. Nickel

Abstract:

During the operation of a fusion reactor, the first wall elements are heated from the plasma-faced side and cooled from the blanket side. This leads to thermal stresses due to inhomogeneous temperature fields. Because of the pulsed operation of a tokamak these stresses are of cyclic nature. During disruptions or vertical plasma movements additional mechanical stresses occur in the first wall, caused by the interaction of the induced currents and the magnetic fields. These electromagnetic stresses may lie above the yield stress of the structural material. From the interaction of thermal and mechanical forces, a complex stress state is achieved which under certain circumstances may lead to premature failure or to progressive plastic deformation (ratcheting).

In order to study the boundary conditions for the occurrence of ratcheting, a testing rig has been erected at KFA. In this rig small scale mock ups of the first wall, concerning the design of ITER-CDA stage, have been tested under conditions similar to those expected during the operation of ITER.

In addition to the experimental work, theoretical analysis of the ratcheting phenomenon was carried out. Using simplified beam models, so-called BREE diagrams were developed to characterise the structural behaviour as a function of the applied primary and secondary stresses. The results were compared to existing design tools and the special features of ratcheting under bending conditions were discussed. In addition numerical calculations, using the finite element program ABAQUS, were carried out. In these calculations the temperature and stress fields in the mock-ups were investigated and the influence of the material behaviour on the ratcheting-effect was studied.

Due to the fact that a decision about the design of the first wall is not yet made and the ratcheting-effect is strongly dependent on the exact design, the investigations in this work shall give a common access to the problem of ratcheting of first wall segments for dominating bending loading.

* Dissertation

Untersuchungen zum Ratcheting von Segmenten der „Ersten Wand“ zukünftiger Fusionsreaktoren unter zyklischer thermischer und mechanischer Belastung

von

J. Wolters *

G. Breitbach

M. Rödiger

F. Schubert

H. Nickel

Kurzfassung

Die Erste Wand von Fusionsreaktoren erfährt an der dem Plasma zugewandten Seite im Betrieb eine Aufheizung, die Rückseite der Ersten Wand wird aktiv gekühlt. Die daraus resultierende inhomogene Temperaturverteilung führt zu hohen Thermospannungen. Aufgrund des gepulsten Betriebes von Fusionsreaktoren nach dem Tokamak-Prinzip treten diese Thermospannungen zyklisch auf. Während einer Disruption oder vertikaler Instabilitäten des Plasmas werden Wirbelströme in der Ersten Wand induziert, die aufgrund der Wechselwirkung mit den magnetischen Feldern zu zusätzlichen mechanischen Spannungen führen. Diese mechanischen Spannungen können oberhalb der Streckgrenze des Strukturmaterials liegen. Aus dem Zusammenspiel der thermischen und mechanischen Belastung resultiert ein komplexer Spannungszustand, der unter Umständen zum vorzeitigen Versagen oder zu progressiver plastischer Verformung (Ratcheting) führen kann.

Für die Untersuchung der Belastungsbedingungen, die zum Ratcheting führen, wurde ein Versuchsstand in der KFA errichtet. In diesem Versuchsstand wurden kleinere Testsegmente der Ersten Wand nach dem Design der ITER-CDA Phase unter Belastungsbedingungen, wie sie für den Betrieb von ITER erwartet werden, getestet.

Zusätzlich zu den experimentellen Arbeiten wurden theoretische Untersuchungen zum Ratcheting-Phänomen durchgeführt. Unter Verwendung einfacher Balkenmodelle wurden sogenannte Bree-Diagramme entwickelt, mit denen das strukturelle Verhalten als Funktion der Primär- und Sekundärbelastung charakterisiert werden kann. Die Ergebnisse wurden mit den existierenden Auslegungsregeln verglichen, wobei die Besonderheiten, die sich hinsichtlich des Ratcheting-Effektes unter Biegemomentbelastung ergaben, herausgestellt wurden. Die begleitenden numerische Berechnungen erfolgten mittels des FE-Programmes ABAQUS. In diesen Rechnungen wurde das Temperatur- und Spannungsfeld der Testsegmente und der Einfluß des Materialverhaltens auf den Ratcheting-Effekt untersucht.

Aufgrund der Tatsache, daß bezüglich des Designs der Ersten Wand für ITER noch keine endgültige Entscheidung erfolgte, und der Ratcheting-Effekt stark vom Design der Ersten Wand abhängt, soll mit dieser Arbeit ein allgemeiner Zugang zur Ratcheting-Problematik der ersten Wand geben werden.

* Dissertation

1 Einleitung	7
2 Schrifttumsauswertung zur Ersten Wand zukünftiger Fusionsreaktoren	10
2.1 Belastung der 'Ersten Wand'	10
2.1.1 Thermische Belastung	10
2.1.2 Neutronenstrahlung	11
2.1.3 Mechanische Belastung	12
2.2 Versagensformen der Ersten Wand	13
2.3 Erste Wand Design	13
2.4 Strukturwerkstoff AISI 316L	16
3 Schrifttumsauswertung zum Ratcheting-Effekt	22
3.1 Untersuchungen zum Ratcheting-Effekt	22
3.2 Vergleich der unterschiedlichen Auslegungsregeln zur Vermeidung von Ratcheting	24
3.2.1 KTA-Regel / ASME Sektion III	25
3.2.2 Efficiency Diagram Regel (RCC-MR)	26
3.2.3 Das 3 Sm Kriterium	28
4 Modelle zur Beschreibung von Ratcheting in der 'Ersten Wand'	29
4.1 Beidseitig eingespannter Balken	29
4.1.1 Theoretische Ableitungen	30
4.1.2 Bree-Diagramm	35
4.1.3 Validierung der erzielten Ergebnisse anhand von Finite Elemente Rechnungen	41
4.1.4 Diskussion	41
4.2 Modell eines frei aufliegenden Biegebalkens mit bilinearer Temperaturverteilung	44
4.2.1 Theoretische Ableitungen	44
4.2.2 Konstante Membranspannung, symmetrische Anordnung ($\chi=1, \beta_{th}=0$)	49
4.2.3 Konstante Membranspannung, unsymmetrische Anordnung ($\chi=1, \beta_{th}=0,25$)	50
4.2.4 Konstante Biegespannung, unsymmetrische Anordnung ($\chi=0, \beta_{th}=0,25$)	51
4.2.5 Konstante kombinierte Membran- und Biegespannung, unsymmetrische Anordnung ($\chi=0,5; \beta_{th}=0,25$)	53
4.2.6 Zyklische Biegebeanspruchung, unsymmetrische Anordnung ($\chi=0;$	54
4.2.6 $\beta_{th}=0,25$)	54
4.2.7 Einfluß der Kühlkanäle auf das Rechenergebnis	55
4.2.8 Beschreibung der Ratcheting-Mechanismen	56
4.2.9 Diskussion	60

5 Experimente	64
5.1 Experimentelle Voraussetzungen	64
5.1.1 Proben	64
5.1.2 Versuchsstand	65
5.2 Experimentelle Arbeiten	75
5.2.1 Untersuchungen zur Balkendynamik bei konstanter Temperatur	75
5.2.2 Versuche unter zyklischer thermischer Belastung	81
5.2.3 Vergleich der Ergebnisse unterschiedlicher Versuchszyklen	82
6 Berechnungen mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente	86
6.1 Berechnung der Temperaturverteilung im Segmentquerschnitt	87
6.2 Berechnung der Verformung im Bauteil	92
6.3 Berechnungen zum Ratcheting-Effekt	95
6.3.1 Konstante mechanische und zyklische thermische Belastung	96
6.3.2 Zyklische mechanische und zyklische thermische Belastung	98
7 Zusammenfassung und abschließende Diskussion	103
8 Literaturverzeichnis	110
 Anhang	
Anhang A: Verwendete Formelsymbole	124
Anhang B: Fehlerabschätzung	127
Anhang C: Lösung der Schwingungsdifferentialgleichung eines Balkens	131

1 Einleitung

Die Extrapolation des momentanen Trends im Energieverbrauch auf die kommenden Jahrzehnte ist alarmierend. Es ist abzusehen, daß sich eine Knappheit in der Verfügbarkeit fossiler Energiere Ressourcen einstellen wird /1/. Zudem steht der Bereitstellung elektrischer Energie mit Hilfe fossil gefeuerter Kraftwerke eine zunehmende Kritik gegenüber. Dies gilt insbesondere aufgrund der deutlicher gewordenen Gefahr nicht tolerierbarer Klimaveränderungen infolge der Freisetzung von Treibhausgasen.

Neben den regenerativen Energien und der Kernspaltung stellt die kontrollierte Kernfusion aus heutiger Sicht ein riesiges Potential für die langfristige Sicherung des Energiebedarfs dar. Zwar werden bei der Kernfusion die Strukturmaterialien im Reaktor durch Neutronenbestrahlung aktiviert, jedoch stellen diese weder bei der Entsorgung noch bei einem Störfall ein kritisches biologisches Gefährdungspotential dar /2/. Auch die Gefahr einer Tritiumfreisetzung während eines Störfalles läßt sich durch konstruktive Maßnahmen derart beschränken, daß keine gravierenden gesundheitlichen Schäden für die Bevölkerung zu erwarten sind.

Beim Fusionsprozeß werden leichte Atomkerne bei hohen Temperaturen verschmolzen, wobei der für die nächste Generation von Fusionsreaktoren relevante Prozeß die Verschmelzung von Deuterium und Tritium ist (vgl. Gleichung 1.1). Der größte Teil der bei der Verschmelzung freiwerdenden Energie wird von einem schnellen Neutron aufgenommen (14,1 MeV), der verbleibende Teil von dem Alpha-Teilchen (3,52 MeV) /3/.



Da Tritium nicht in unbegrenzten Mengen vorhanden ist, wurde für die Bereitstellung ein Konzept entwickelt, das die Erzeugung von Tritium aus Lithium im Brutmantel vorsieht:



Eines der bislang größten Projekte im Rahmen der Fusionsenergie war die Planung des Fusionsreaktors NET¹ /4/. Dieses Projekt wurde in das später folgende internationale Projekt ITER² /5/ mit integriert, an dem die USA, Japan, Rußland und Europa beteiligt sind. Die Planungsphase von ITER soll 1998 beendet werden und der Bauanfang ist für die Jahrhundertwende vorgesehen /6/. ITER wird ca. 2,5 mal so groß sein und das zwanzigfache des Plasmavolumens haben /7/ wie die große

¹Next European Torus

²International Thermonuclear Experimental Reactor

Versuchsanlage JET /8/, mit der man sich im Rahmen des europäischen Fusionsprogramms /9/ schon bis auf eine Größenordnung an die Plasmabrennbedingungen angenähert hat /10/. Das Ziel von ITER ist die Demonstration der wissenschaftlichen und technischen Durchführbarkeit der Fusionsenergienutzung für wirtschaftliche Energiegewinnung /11/. Hierbei soll vor allem die kontrollierte Zündung des D-T Plasmas mit Brenndauern von 1000 s und einer Fusionsleistung von ca. 1500 MW erreicht werden /12,13/ und wesentliche Erfahrungen zum Bau eines nachfolgenden Demonstrations-Leistungsreaktors (DEMO) /14/ gesammelt werden.

Das etwa 100 Millionen Grad heiße Plasma wird durch starke magnetische Felder im Vakuum eingeschlossen /15/. ITER benutzt dabei die „Tokamak“ Konfiguration /5,16/, bei der das Plasma in einer ringförmigen Vakuumkammer erzeugt wird (vgl. Abbildung 1). Die um den Torus herum angeordneten Elektromagnete erzeugen ein ringförmiges (toroidales) Magnetfeld entlang der kreisförmigen Torus-Achse, das den Druck im Plasma aufrecht erhält und das einen Kontakt des Plasmas mit der Wandung verhindert. Zusätzlich wird über Elektromagnete in der Mitte des Torus ein Strom von ca. 24 MA im Plasma induziert, dessen Magnetfeld kreisförmig um den Torus verläuft (poloidal). Dieses Eigenmagnetfeld verhindert das Austreten von Plasmateilchen aus der magnetischen Einschlußzone und stabilisiert zusammen mit den äußeren Spulen die Lage des Plasmas.

Eines der größten Probleme zukünftiger Fusionsreaktoren stellt bislang die hohe Belastung der dem Plasma zugewandten Komponenten des Reaktors dar. Neben der Belastung durch Neutronen muß im Normalbetrieb ein hoher Wärmestrom aufgenommen werden. Aufgrund des gepulsten Betriebes der Fusionsreaktoren nach dem Tokamak-Prinzip werden die thermische Belastung und die dadurch bedingten Sekundärspannungen zyklisch auftreten. Zusätzlich zu der thermischen Belastung kann es durch Instabilitäten des Plasmas, sogenannten Disruptionen, oder vertikalen Plasmaverschiebungen zu hohen elektromagnetischen Kräften in den das Plasma umgebenden Wänden kommen. Das Zusammenspiel dieser mechanischen Belastung, der mechanischen Belastung durch den Kühlmitteldruck und der zyklischen thermischen Belastung kann - neben der Gefahr von Materialermüdung - unter Umständen zu progressiver plastischer Verformung (Ratcheting) führen. Dies birgt die Gefahr in sich, daß zum einen die Komponente versagen kann, zum anderen sie durch eine zu große plastische Verformung funktionsuntüchtig wird. Da bei einem zukünftigen D-T Betrieb des Reaktors die Plasmakammer verstrahlt ist, und somit eine fernbediente Handhabung der Segmente erforderlich ist, könnte eine starke Verformung der ersten Wand mit Problemen beim Austausch einzelner Segmente verbunden sein /17,18/.

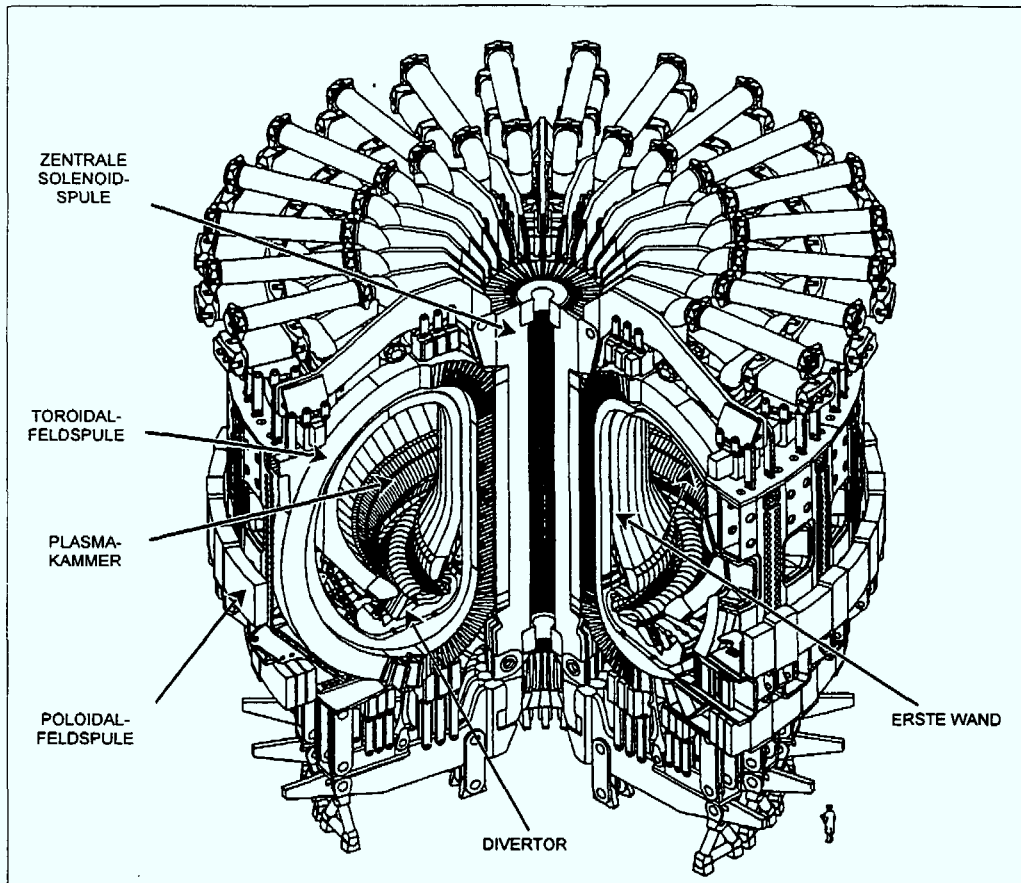


Abbildung 1: Schematischer Aufbau des Fusionsreaktors ITER [7]

Zielsetzung der Arbeit

Schwerpunkt dieser Arbeit ist es, das thermo-mechanische Verhalten von Segmenten der Ersten Wand hinsichtlich Ratcheting zu untersuchen. Neben der Abhängigkeit des Ratcheting-Effektes von der Größe der zu erwartenden thermischen und mechanischen Belastungen soll unter anderem auch der Einfluß des Belastungszyklus herausgestellt werden. Dies ist insofern wichtig, als die herkömmlichen Auslegungsregeln zur Vermeidung von Ratcheting in der Regel von einer konstanten Primärbelastung ausgehen, die Primärbelastung der Ersten Wand aufgrund einer Disruption jedoch stoßartig stattfindet. Sowohl in den experimentellen als auch in den theoretischen Untersuchungen ist daher zwischen folgenden Belastungszyklen zu unterscheiden:

- zyklische thermische und konstante mechanische Belastung,
- zyklische thermische und zyklische quasistatische mechanische Belastung,
- zyklische thermische und stoßartige mechanische Belastung.

Die Verifikation der experimentellen Ergebnisse soll unter Verwendung einfacher Modelle und der Methode der Finiten Elemente erfolgen.

2 Schrifttumsauswertung zur Ersten Wand zukünftiger Fusionsreaktoren

Die dem Plasma zugewandten Komponenten in Tokamaks der nächsten Generation (ITER/NET) werden großen und in ihren Auswirkungen noch nicht vollständig untersuchten Belastungen ausgesetzt sein. Daher ist gerade das Design und die Auslegung dieser Komponenten von entscheidender Bedeutung für die Verfügbarkeit und Sicherheit der Anlage.

2.1 Belastung der 'Ersten Wand'

Charakteristisch für die Belastung, die sich bezüglich der dem Plasma zugewandten Komponenten von Fusionsreaktoren ergibt, ist das Zusammenspiel der folgenden Belastungskategorien /19/:

- thermische Belastung,
- Neutronenstrahlung und
- mechanische Belastung durch elektromagnetische Kräfte und je nach Design durch den Kühlmitteldruck.

Da die Größe der Belastung für die Erste Wand des Fusionsreaktors ITER nicht genau vorhergesagt werden kann, werden konservative Extrapolationen aus den bisherigen Erfahrungen mit den in Betrieb befindlichen großen Tokamaks (JET³, TFTR⁴ und JT-60⁵) herangezogen /16/.

2.1.1 Thermische Belastung

Bei der thermischen Belastung der Ersten Wand kann zwischen der Oberflächen- und der volumetrischen Belastung unterschieden werden. Die thermische Oberflächenbelastung rührt von elektromagnetischer Strahlung des Plasmas und von energetischen Ionen (insbesondere α -Teilchen) her und wird im Mittel bei ca. 0,15 MW/m² liegen. Lokal werden jedoch Spitzenbelastungen von bis zu 0,5 MW/m² /20/ erwartet. Die volumetrische Aufheizung der Ersten Wand wird durch 14 MeV Neutronen verursacht und ist vom verwendeten Material der Ersten Wand abhängig. Für Stahl wird ein maximaler Wert von bis zu 21 MW/m³ angenommen.

Da die Fusionsreaktoren nach dem Tokamak-Prinzip im gepulsten Betrieb gefahren werden, tritt die thermische Belastung zyklisch auf. Hierbei liegt die Dauer der Brennphase für ITER bei ca. 1000 sec /12,16,21/. Die zwischen den Brennphasen

³ Joint European Torus

⁴ Tokamak Fusion Test Reactor

⁵ JAERI Tokamak

liegende Unterbrechung wird eine Dauer von 100 sec /11/ bis hin zu 1000 sec haben /7,22/.

Neben der thermischen Belastung im Normalbetrieb können hohe, aber sehr kurzzeitige thermische Belastungen durch Plasmainstabilitäten auftreten. Während einer Disruption wird ca. 80% der thermischen Energie des Plasmas auf der Ersten Wand und dem Divertor (vgl. /23,24/) deponiert, und dies in sehr kurzen Zeiträumen von nur 0,1 bis 3 ms ('thermal quench') /25/. An den höchstbelasteten Stellen müssen Energien von ca. 2 MJ/m² (Innenwand) bzw. 0,8 MJ/m² (Außenwand) von der Ersten Wand aufgenommen werden /26/. Im nachfolgenden 'current quench', der sich in Zeiträumen von 5 bis 300 ms /19/ (in /25/ wird von 28 ms ausgegangen) abspielt, wird in etwa 75% der im Magnetfeld gespeicherten Energie auf die Erste Wand abgestrahlt /26/. Hierbei können Werte von 3 MJ/m² für die Innenwand und 1,5 MJ/m² für die Außenwand erreicht werden. Außerdem werden bei dem Zusammenbruch des poloidalen Magnetfeldes während einer Disruption sogenannte 'run away' Elektronen auf die Erste Wand treffen, die lokal zu einer zusätzlichen Belastung von bis zu 30 MJ/m² führen können.

Bei Verwendung eines Neutralteilchenstrahls zur Aufheizung des Plasmas ist außerdem zu berücksichtigen, daß dieser Strahl unter Umständen das Plasma durchdringen und auf die Erste Wand treffen kann /4/.

2.1.2 Neutronenstrahlung

Neben der hohen thermischen Belastung stellt die Neutronenbestrahlung der Ersten Wand ein zusätzliches Problem dar. Erwartet werden für ITER Werte um 1 MW/m² /16,27/ (in /21/ ist ein Wert von 1,2 MW/m² angegeben). Am Ende der Stufe des grundlegenden Betriebes (Basic Performance Phase - BBP), die eine Dauer von 2500 Betriebsstunden haben soll, wird eine Neutronenfluenz von 0,3 bis 0,36 MW a/m² erreicht werden /12,22/. Am Ende der erweiterten Betriebsstufe (Extended Performance Phase - EPP), in der auch das Erbrüten von Tritium erfolgen soll, werden Fluenzen größer als 1 MW a/m² erreicht werden (in /12/ wird ein Wert von 3,0 bis 3,6 MW a/m² angegeben). Die Schäden, die aufgrund der Bestrahlung im Strukturmaterial Stahl auftreten, sind für eine Fluenz von 1 MW a/m² wie folgt /26,28/:

- Umlagerungen im atomaren Bereich: 11 dpa
- Gasentwicklung im Material: 147 appm He
569 appm H

Welche Auswirkung die Neutronenstrahlung auf das Materialverhalten hat, wird im Kapitel 2.4 „Strukturwerkstoff AISI 316L“ beschrieben.

2.1.3 Mechanische Belastung

Eine Besonderheit der Fusionsreaktoren gegenüber herkömmlichen Energieanlagen ist das Auftreten von hohen elektromagnetischen Kräften während einer Disruption oder vertikalen Plasmaverschiebung. Obwohl auf dem Gebiet der Berechnung von elektromagnetischen Kräften im Tokamak große Anstrengungen unternommen werden /29,30,31,32/ und die vorhandenen 3-D Computerprogramme zur Berechnung der Wirbelströme und der elektromagnetischen Kräfte durch Experimente hinreichend bestätigt sind /33/, ist eine genaue Vorhersage der auf die Wand wirkenden Kräfte während einer Disruption schwer, da diese stark von den jeweiligen Randbedingungen der Rechnung abhängen. Zum einen spielen hier die Lageverschiebung des Plasmas und die zeitliche Abnahme des Plasmastroms bei einer Disruption eine große Rolle /34/, zum anderen hängen die Ergebnisse einer Berechnung sehr stark vom Design des Brutmantels ab. Für die Berechnungen sind vor allem zwei unterschiedliche Designs zu unterscheiden, ein segmentierter Brutmantel und ein kontinuierlicher Brutmantel /35/. Für das kontinuierliche Design wird während einer Disruption ein starker toroidaler Strom in der Ersten Wand induziert, dagegen werden bei dem segmentierten Design Wirbelströme in den einzelnen Brutmantel-Segmenten erzeugt. Insgesamt werden für das segmentierte Design geringere mechanische Belastungen erwartet /36,37/. Ein weiterer wichtiger Aspekt bei der Berechnung der Bauteilbelastung ist die Berücksichtigung dynamischer Effekte, da diese zu höheren Spannungen in den Komponenten führen können /34/.

Wird ein Plasmastrom von 22 MA zugrunde gelegt, der in Folge einer Disruption innerhalb von 22 ms zusammenbricht, so können am Ende der Disruption (nach 22 ms) Drücke von bis zu 4,3 MPa auf die Erste Wand wirken /26,38/. Die elektromagnetischen Kräfte stehen hierbei überwiegend senkrecht auf der Ersten Wand, so daß in dieser hohe Biegemomentbelastungen auftreten. Weitere Veröffentlichungen zu dieser Problematik zeigen, daß diese Werte lediglich die Größenordnung darstellen. In /12/ und /28/ wurden Drücke von 1,0 MPa an der Außenwand und 1,5 MPa an der Innenwand bei einer Disruption berechnet. Unter Berücksichtigung der HALO-Ströme beträgt der maximale Druck auf die Erste Wand nach den Berechnungen von Parker und Gauster /28/ 2,5 MPa. In /39/ wird von Werten um 2 MPa ausgegangen.

Neben den elektromagnetischen Kräften kann je nach Design auch der Kühlmitteldruck zu erheblichen Primärspannungen in der Ersten Wand führen. Ist dies der Fall, so sind diese Primärspannungen hinsichtlich Ratcheting zunächst einmal kritischer zu beurteilen, da sie konstant auf die Erste Wand einwirken.

2.2 Versagensformen der Ersten Wand

Die wichtigsten Aspekte bei der Fragestellung nach der Lebensdauer der Ersten Wand sind die Erosion durch geladene oder ungeladene Teilchenströme aus dem Plasma /40,41,42/, Aufschmelzung bzw. Verdampfung von Material bei direktem Plasmakontakt /4,25,26,43,44/ und Materialschädigung durch Bestrahlung (Versprödung, Schwellen) /42,44/. Weiterhin kann aufgrund der hohen zyklischen thermischen und auch mechanischen Belastung die Lebensdauer der Ersten Wand stark durch Ermüdung begrenzt sein /45/. Daher wurden bezüglich der Fragestellung der Ermüdung zahlreiche theoretische und experimentelle Untersuchungen durchgeführt /44,45,46,47,48,49/. Das Auftreten von progressiven plastischen Verformungen (Ratcheting) stellt ein weiteres Problem dar, das die Lebensdauerbegrenzung betreffend nicht ganz so kritisch eingestuft wird wie die Ermüdung. Jedoch sind Untersuchungen zu dieser Problematik notwendig, da ein Versagen von Komponenten aufgrund von Ratcheting nicht ausgeschlossen werden kann und da zu große plastische Verformungen zu erheblichen Problemen beim ferngesteuerten Ausbau von Segmenten der Ersten Wand führen können.

Hinsichtlich Ratcheting sind zwei Arten von Belastung besonders zu berücksichtigen; die zyklische thermische Belastung im Normalbetrieb und die hohen elektromagnetischen Kräfte während einer Disruption. Je nach Design muß auch der Kühlmitteldruck in die Betrachtungen mit einbezogen werden. Die kurzzeitigen hohen thermischen Belastungen während einer Disruption spielen für das strukturelle Ratcheting keine wesentliche Rolle, da diese bei einer geschützten Ersten Wand von den Schutzziegeln getragen werden müssen und bei einer ungeschützten Ersten Wand würden nur ganz lokal hohe Sekundärspannungen auftreten, die keine großen Auswirkungen auf die anderen Bereiche des Querschnitts der Ersten Wand haben. Diese lokalen Beanspruchungen sind dagegen von großer Bedeutung für die Frage der Ermüdung. Ebenso kann bei konservativen Untersuchungen zum Ratcheting-Effekt die Versprödung des Materials unter Neutronenbestrahlung außer acht gelassen werden, da mit der Versprödung eine Steigerung der Festigkeit einhergeht, wodurch die Anfälligkeit für plastisches Ratcheting vermindert wird. Die Versprödung des Materials spielt dagegen erneut eine wesentliche Rolle bei Ermüdungsuntersuchungen /49/.

2.3 Erste Wand Design

Aufgrund der zu erwartenden Belastungen müssen hohe Anforderungen an die Erste Wand gestellt werden /50/. Zum einen muß eine gute Wärmeleitfähigkeit und ein guter Abtransport der Wärme hin zur Wärmesenke gegeben sein, um die maximale Temperatur und die damit verbundenen Sekundärspannungen zu begrenzen. Zusätzlich muß die Erste Wand aber auch eine ausreichende Festigkeit besitzen, da

sie dem Kühlwasserdruck, den Disruptionskräften und den zusätzlichen elektromagnetischen Kräften durch sogenannte HALO-Ströme standhalten muß. Diese beiden Forderungen stehen bezogen auf die optimale Dicke der Ersten Wand im Widerspruch. Das Vermeiden hoher Sekundärspannungen erfordert eine relativ dünne Erste Wand, diese ist hinsichtlich der Primärbelastung sowie Erosionsproblemen jedoch kritischer /42/.

Grundsätzlich werden zwei verschiedene Konzepte für die Erste Wand verfolgt, das Konzept der integrierten Ersten Wand und das der separaten Ersten Wand /51/. Die integrierte Erste Wand ist gleichzeitig ein Bestandteil des Brutmantels, die separate Erste Wand ist als Schutz auf den Brutmantel aufgebaut und thermisch isoliert. Vorteile der integrierten Wand sind vor allem /26/

- die einfache Befestigung,
- die einfache Anordnung des Kühlsystems,
- der geringe Platzbedarf,
- das hohe Potential für den Tritium-Brutprozeß,
- die gute passive Plasmastabilisation und
- eine minimale Oberfläche für Gasentwicklung.

Jedoch hat dieses Konzept gegenüber der separaten Ersten Wand auch zwei entscheidende Nachteile. So treten bei der integrierten Ersten Wand höhere Thermospannungen auf und bei einem Austausch der Ersten Wand muß das komplette Blanket erneuert werden.

Ein weiterer wichtiger Aspekt ist der Schutz der Ersten Wand vor direktem Kontakt mit dem Plasma, bzw. Schutz vor aus dem Plasma austretenden Teilchen /41/. Hierbei können Schutzziegel aus Materialien niedriger Ordnungszahl Z /43/ (z.B. Graphit) oder Limiter /39/ verwendet werden. Für den Schutz der Ersten Wand mit Hilfe von Schutzziegeln können wiederum zwei unterschiedliche Konzepte zur Anwendung kommen: konvektiv gekühlte und strahlungsgekühlte Ziegel (vgl. Abbildung 2).

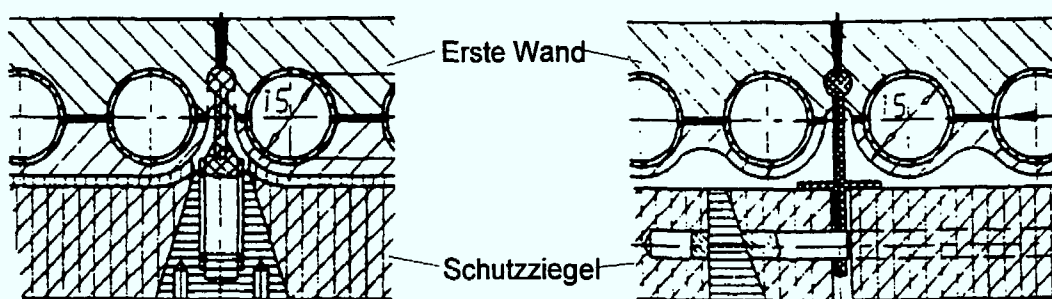


Abbildung 2: Konvektiv gekühlte und strahlungsgekühlte Ziegel für die Erste Wand /52/

Die strahlungsgekühlten Ziegel sollen im Bereich hoher Wärmeströme eingesetzt werden. Die Ziegeltemperatur bei dieser Art der Kühlung wird bei $1800\text{ }^{\circ}\text{C}$ /27/ bzw. $1900\text{ }^{\circ}\text{C}$ /43/ liegen, während die konvektiv gekühlten Ziegel Temperaturen von

1000 °C /25,26/ erreichen werden. Bei den strahlungsgekühlten Ziegeln können durch Optimierung der Form der Ersten Wand (z.B. durch eine gewellte Oberfläche /46/) die Thermospannungen abgebaut und somit auch die Gefahr von Ermüdung verringert werden. Außerdem findet in der Plasmakammer eine gleichmäßigere thermische Belastung aller Bereiche statt, da aufgrund der hohen Temperatur eine Zurückstrahlung der höchstbelasteten Ziegel auf die kühleren Nachbarn stattfindet /4,53/. Eine weitere Möglichkeit zum Schutz der metallischen Ersten Wand bietet die Verwendung von Beryllium als Wandmaterial oder das Aufbringen von dünnen Schutzschichten aus Bor-Carbid zur Verbesserung des Erosionsverhaltens von Kohlenstoff /54/ auf die Erste Wand.

Als Strukturwerkstoff für die Erste Wand kommen der austenitische Stahl AISI 316, der martensitische Stahl MANET (für DEMO) oder Vanadium und Kupfer in Frage. Vanadium hat gegenüber dem Stahl den Vorteil einer besseren thermischen Leitfähigkeit, besserer Korrosionsbeständigkeit und einer guten Kompatibilität mit Lithium /21/. Jedoch wird dennoch Stahl als Strukturwerkstoff bevorzugt, da hier eine ausreichende Datenbasis vorhanden ist und somit das Verhalten der Komponenten unter extremen Belastungsbedingungen besser vorausberechnet werden kann.

Im aktuellen Design für ITER besitzt die Erste Wand den im folgenden beschriebenen Aufbau (vgl. Abbildung 3) /55/. Zum Schutz der Ersten Wand ist Beryllium (Ziegel oder plasmagespritzt) vorgesehen. Als Wärmesenke wird Kupfer verwendet, in das Kühlrohre aus Stahl eingebettet sind. Die Erste Wand ist auf einem massiven Block aus 316 LN aufgebracht, in den wiederum Kanäle zum Sammeln des Kühlmittels vorgesehen sind.

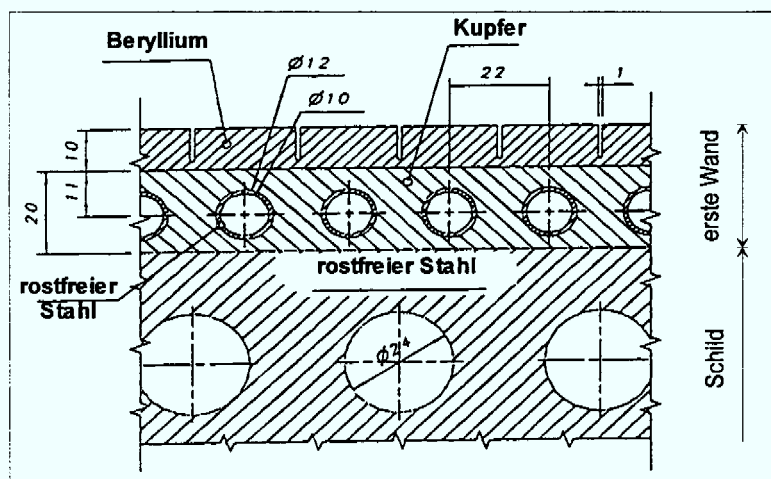


Abbildung 3: Aktuelles Konzept für die Erste Wand /55/

Da jedoch gerade die Frage des Designs noch nicht endgültig geklärt ist und in der Planung auch noch eine Vielzahl unterschiedlicher Konzepte in Erwägung gezogen werden, sollen in dieser Arbeit vornehmlich Grundlagenuntersuchungen zum thermomechanischen Verhalten der Ersten Wand, und speziell zum Auftreten inkrementeller

progressiver plastischer Verformung (Ratcheting), durchgeführt werden. Die hier durchgeführten Betrachtungen dienen als Grundlage für zukünftige Untersuchungen an andersartig ausgeführten Strukturen. Ausgangspunkt der Untersuchungen war dabei ein NET-Design einer flexiblen Ersten Wand mit strahlungsgekühlten Ziegeln /20/, bei dem einfache balkenförmige Segmente aus AISI 316L verwendet werden. Die Erste Wand wird über Kühlbohrungen mit Wasser gekühlt und besitzt eine gewellte Oberfläche. In Abbildung 4 ist die Erste Wand, wie sie im Konzept von NET /56/ vorgesehen war, dargestellt. Abbildung 5 zeigt ein weiteres Konzept, das ebenfalls für NET vorgesehen war und im Gegensatz zu dem Design in Abbildung 4 eine gerade Oberfläche besitzt /57/.

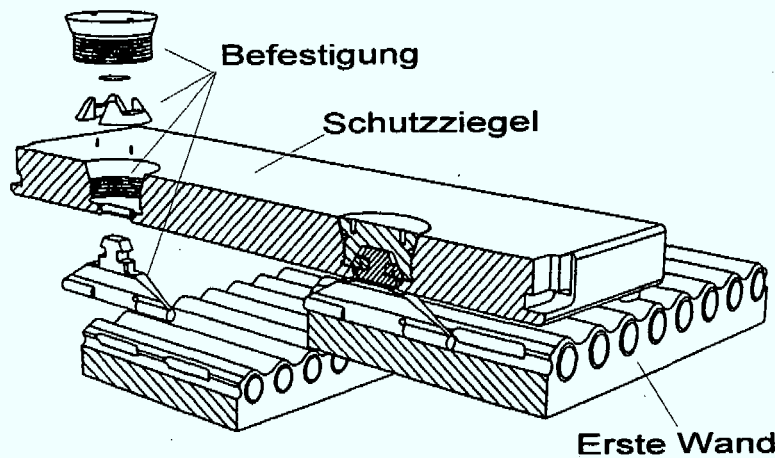


Abbildung 4: Erste Wand mit strahlungsgekühlten Schutzziegeln nach einem Konzept für NET /56/

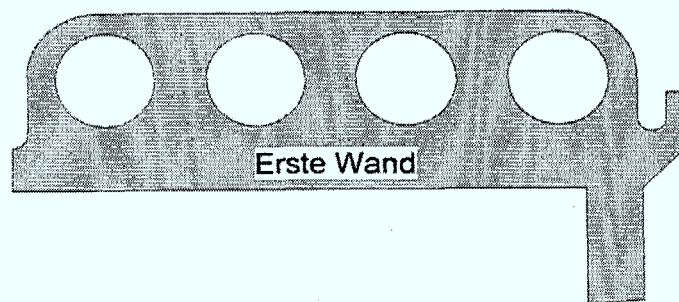


Abbildung 5: Konzept für die Erste Wand von NET nach /57/

2.4 Strukturwerkstoff AISI 316L

Für das in dieser Arbeit untersuchte Erste Wand Design wird der warmfeste austenitische Stahl AISI 316L (Werkstoffnummer 1.4909) verwendet. Die chemische Zusammensetzung dieses Stahls, der auch für die Testsegmente des experimentellen Teils dieser Arbeit verwendet wurde, ist in Tabelle 1 aufgeführt.

	C	Ni	Cr	Mn	Cu	Si	S	P
Min	0,015	12,0	17,0	1,60	-	-	-	-
Max	0,030	12,5	18,0	2,00	0,50	0,50	0,020	0,035
verwendete Charge	0,020-0,021	12,11-12,23	17,45-17,64	1,71-1,75	0,11-0,13	0,35-0,36	0,004	0,020-0,024
	Mo	Ti	Co	Nb	Ta	N ₂	B	Fe
Min	2,30	-	-	-	-	0,060	-	-
Max	2,70	-	0,25	-	-	0,080	0,0020	-
verwendete Charge	2,31-2,33	0,005-0,007	0,099-0,10	0,005	0,005	0,073-0,075	0,0015-0,0017	Rest

Tabelle 1: Chemische Zusammensetzung AISI 316 L /58/

Das mechanische Verhalten des Stahls ist nicht nur durch die genaue chemische Zusammensetzung, sondern auch durch die mechanische und thermische Vorbehandlung bestimmt /59/. So hat der lösungsgeglühte Stahl AISI 316 L gegenüber dem 20% kaltverformten amerikanischen Stahl AISI 316 eine wesentlich geringere Streckgrenze.

Ebenso wie die Vorbehandlung hat auch die Versprödung durch Bestrahlung einen großen Einfluß auf die mechanischen Materialkennwerte. In Abbildung 6 und Abbildung 7 sind die Streckgrenze und die Zugfestigkeit für AISI 316L im unbestrahlten und bestrahlten Zustand dargestellt /60/. Hier zeigt sich, daß schon eine geringe Dosis einen großen Einfluß auf die Streckgrenze hat, während der Einfluß der Bestrahlung auf die Zugfestigkeit gering ist.

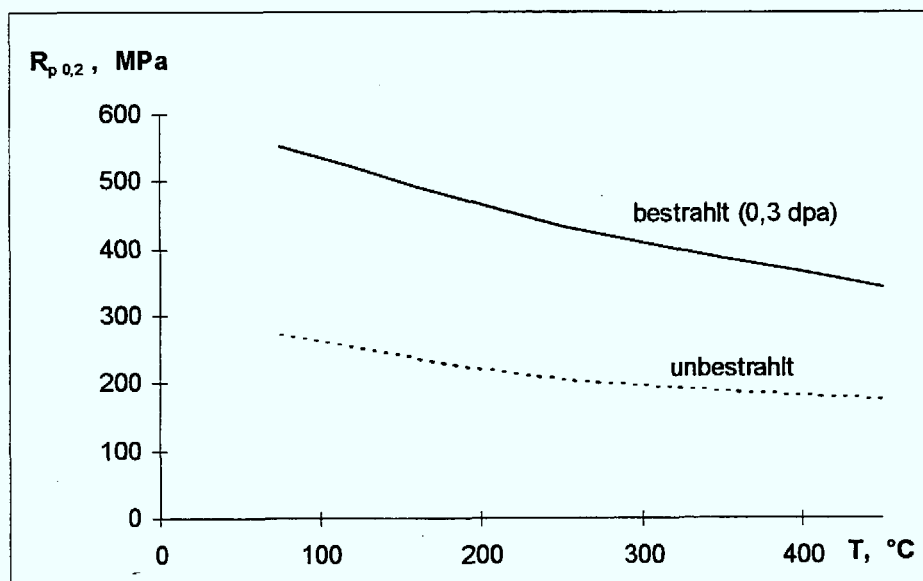


Abbildung 6: Streckgrenze als Funktion der Temperatur für unbestrahlten und bestrahlten Stahl AISI 316L. Schon bei geringer Schädigung von 0,3 dpa ist eine Verdopplung der Streckgrenze zu erkennen /60/.

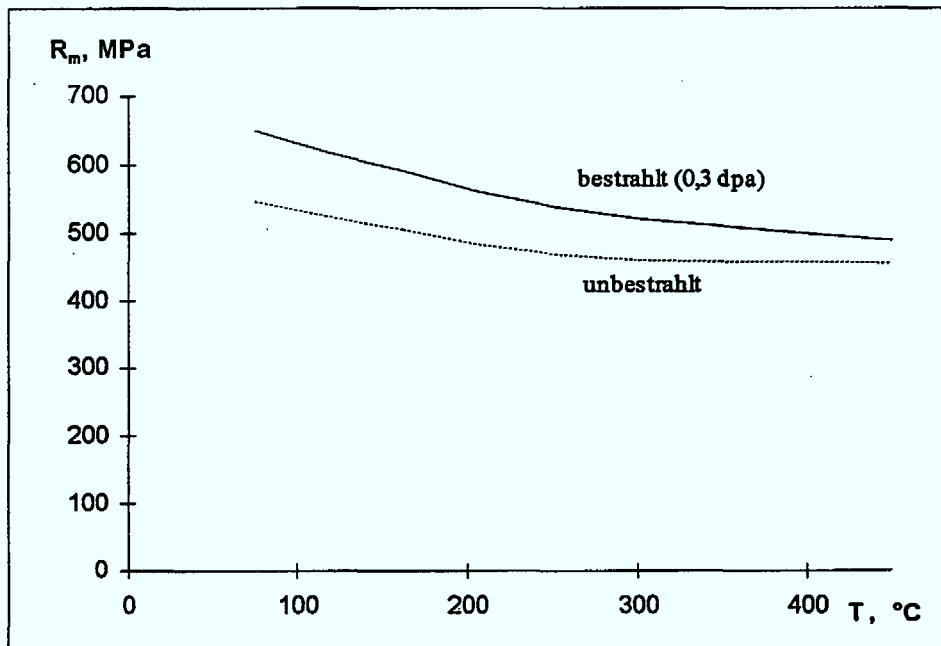


Abbildung 7: Zugfestigkeit als Funktion der Temperatur für unbestrahlten und bestrahlten Stahl AISI 316L /60/.

Die Bestrahlung bewirkt eine starke Verfestigung und eine Abnahme der Duktilität. Für Dosen größer als 3 dpa ist das Material im unverformten Zustand derart verfestigt, daß die Streckgrenze im Bereich der Zugfestigkeit liegt und somit keine Dehnungsverfestigung mehr stattfinden kann /61/.

Da während einer Disruption hohe Verformungsgeschwindigkeiten erreicht werden können, ist für Untersuchungen zur Lebensdauer der Ersten Wand auch der Einfluß der Belastungsgeschwindigkeit auf das Materialverhalten und die mechanischen Eigenschaften von Bedeutung. So zeigen Untersuchungen, daß die Dehnraten einen Einfluß auf den Fließmechanismus hat. Für geringe Dehnraten werden wenige Gleitlinien hauptsächlich im Bereich der Korngrenzen aktiviert, während bei hohen Dehnraten viele Gleitlinien in den Körnern aktiviert werden. Untersuchungen zur Abhängigkeit der Streckgrenze von der Belastungsgeschwindigkeit sind insbesondere bei hohen Temperaturen bis über 400°C von Interesse, da die größten plastischen Verformungen während einer Disruption an der heißen Segmentoberseite auftreten. In /62/ wurden Untersuchungen zur Dehnratenabhängigkeit der Streckgrenze und der Zugfestigkeit für die Stähle AISI 316L und AISI 316H bei Temperaturen von 550°C durchgeführt. Für den Stahl AISI 316L lag jedoch nur eine geringe Abhängigkeit der Streckgrenze von der Dehnraten vor.

In /63/ sind für den Stahl AISI 316L Untersuchungen zur Dehnraten- und Temperaturabhängigkeit der wahren Fließspannung bei einer Dehnung von 0,5 durchgeführt worden. Für Temperaturen unterhalb von 200°C zeigt sich hier eine geringe Zunahme der Fließspannung mit steigender Dehnraten, während für höhere Temperaturen kein eindeutiger Trend mehr festzustellen ist.

Es wird also deutlich, daß für die theoretischen Untersuchungen zum Ratcheting die Abhängigkeit der Belastungsgeschwindigkeit zunächst außer acht gelassen werden kann, ohne große Fehler in Kauf nehmen zu müssen.

Zur Auslegung von Komponenten wird häufig ein Spannungsvergleichswert S_m verwendet, der neben der Streckgrenze und deren Temperaturabhängigkeit auch die Verfestigungseigenschaften eines Werkstoffes berücksichtigt. In dem vorläufigen Regelwerk für ITER /64/ ist der Spannungsvergleichswert S_m für austenitischen Stahl nach Gl. 2.1 definiert. In der KTA-Regel /65/ findet sich eine leicht modifizierte Definition (Gl. 2.2).

$$S_m = \min \left\{ \frac{R_{mRT}}{3}; \frac{R_{mT}}{2,7}; \frac{R_{p0,2RT}}{1,5}; \frac{R_{p0,2T}}{1,5} \text{ bzw. } 0,9 R_{p0,2T} \right\} \quad (2.1)$$

$$S_m = \min \left(\frac{R_{mRT}}{3}; \frac{R_{mT}}{2,7}; \frac{R_{p0,2RT}}{1,5}; \frac{R_{p0,2T}}{1,1} \right) \quad (2.2)$$

- S_m : Spannungsvergleichswert
 R_{mRT} : Zugfestigkeit bei Raumtemperatur
 R_{mT} : Zugfestigkeit bei der zugrundeliegenden Temperatur T
 $R_{p0,2RT}$: 0,2%-Dehngrenze bei Raumtemperatur
 $R_{p0,2T}$: 0,2%-Dehngrenze bei der zugrundeliegenden Temperatur T

Für den hier betrachteten austenitischen Werkstoff spielt die Zugfestigkeit keine Rolle bei der Ermittlung des S_m -Wertes. Bei niedrigen Temperaturen bis ca. 160 °C bestimmt die Streckgrenze bzw. die 0,2%-Dehngrenze bei Raumtemperatur den Wert S_m , bei höheren Temperaturen wird der S_m -Wert durch die Streckgrenze bzw. die 0,2%-Dehngrenze bei der entsprechenden Temperatur bestimmt.

Ein weiterer wichtiger Aspekt bei der Beschreibung eines Werkstoffes spielt die Materialermüdung. In /64/ ist für den austenitischen Stahl 316 eine konservative Kurve der Ermüdungswerte angegeben. Da die Daten im Temperaturbereich von 20 °C bis 400 °C nicht allzusehr streuen, kann die konservative Abschätzung nach Gl. 2.3 für diesen Bereich angewendet werden.

$$\Delta \varepsilon = 16,63 N_f^{-0,423} + 0,26 \quad (2.3)$$

- $\Delta \varepsilon$: Totale Dehnschwingbreite in %
 N_f : Anzahl der Zyklen bis zum Bruch

In Abbildung 8 ist die Ermüdungskurve dargestellt. Zusätzlich sind die Auslegungswerte für 20 °C, 425 °C und 550 °C nach dem französischen Regelwerk RCC-MR dargestellt.

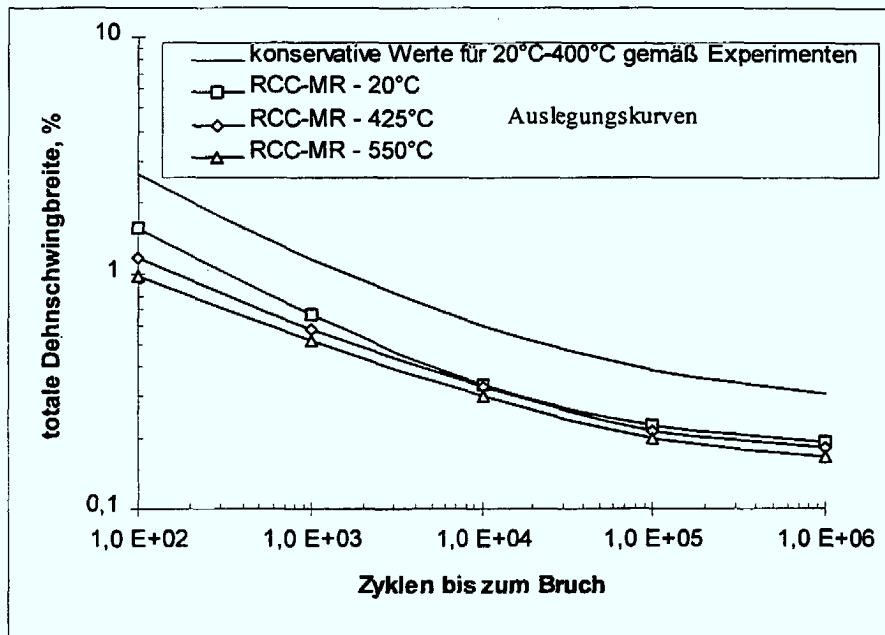


Abbildung 8: Ermüdungskurven für den austenitischen Stahl 316 und Auslegungskurven nach RCC-MR /64/

Weitere wichtige Materialparameter, wie Elastizitätsmodul, spezifische Wärmekapazität, Wärmeausdehnungskoeffizient und Wärmeleitfähigkeit sind als Funktion der Temperatur in den Abbildungen 9-12 dargestellt.

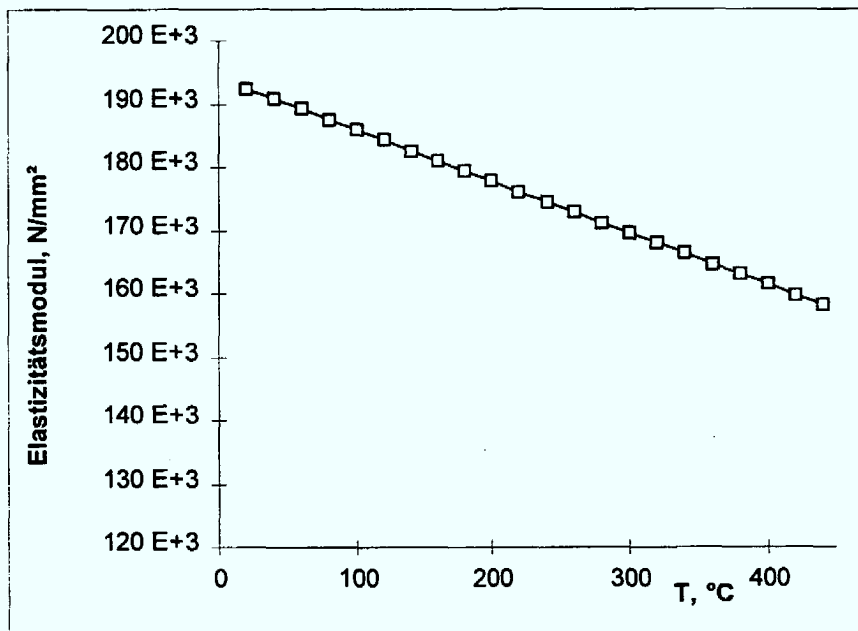


Abbildung 9: Elastizitätsmodul E von AISI 316 als Funktion der Temperatur /64/

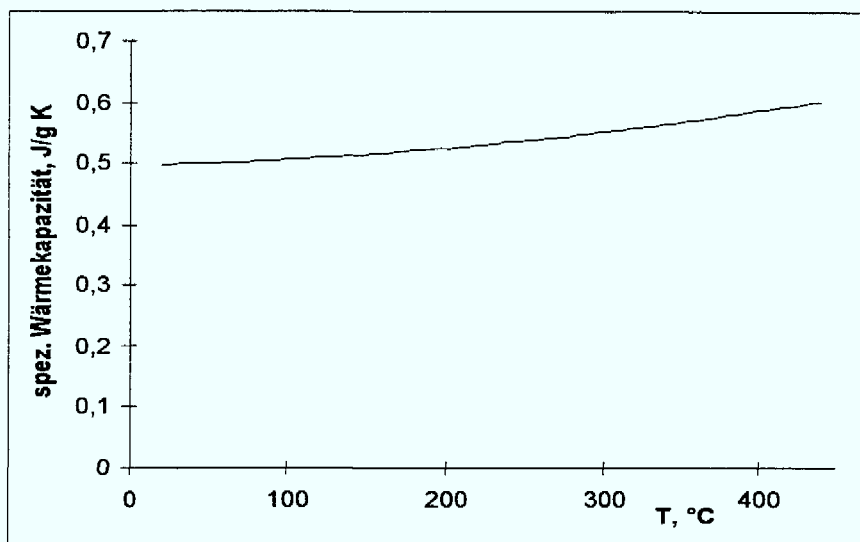


Abbildung 10: Spezifische Wärmekapazität von AISI 316 als Funktion der Temperatur /66/

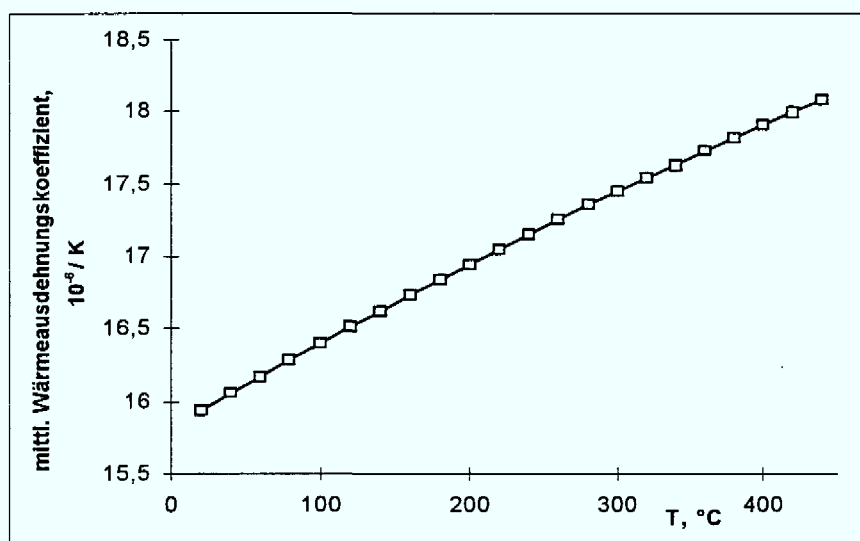


Abbildung 11: Mittlerer Wärmeausdehnungskoeffizient von AISI 316 als Funktion der Temperatur /64/

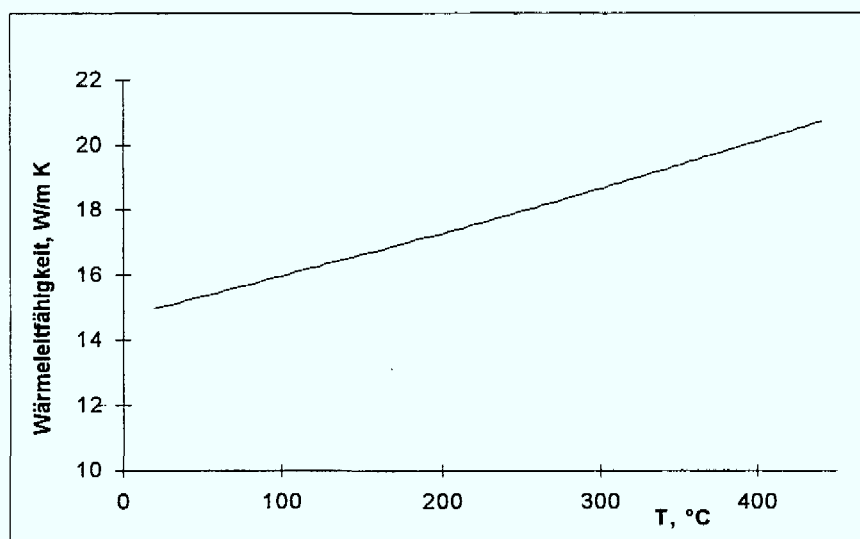


Abbildung 12: Wärmeleitfähigkeit λ von AISI 316 als Funktion der Temperatur /66/

3 Schrifttumsauswertung zum Ratcheting-Effekt

Unter dem Begriff Ratcheting wird eine einsinnig gerichtete Zunahme von plastischer Verformung unter zyklischen Belastungsbedingungen verstanden /67/ (vgl. Abbildung 13). Das Phänomen Ratcheting ist im deutschen Sprachgebrauch auch als „Versagen durch einsinnige stufenweise Verformung“ /68/ und „zyklische Dehnungsakkumulation“ bekannt. Im anglo-amerikanischen Sprachgebrauch wird der Begriff Ratcheting als „incremental growth“ /69/, „incremental collapse“ oder „progressive deformation“ bezeichnet /70/.

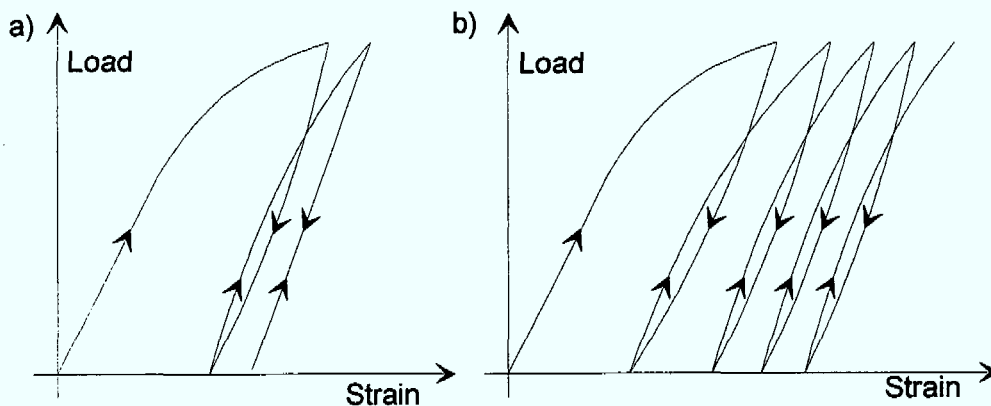


Abbildung 13: Strukturverhalten unter zyklischen Belastungsbedingungen
a - kein Ratcheting; b - Ratcheting /67/

3.1 Untersuchungen zum Ratcheting-Effekt

In der Literatur findet sich bei Hill /71/ 1950 ein früher Beitrag zum Themenkomplex Ratcheting. In dieser Arbeit wurde die fortschreitende Dickenabnahme eines Bleches unter konstanter Zugbelastung und überlagertem zyklischem Biegemoment untersucht.

In nachfolgenden Arbeiten zum Ratcheting-Effekt wurde das Zusammenspiel einer konstanten Primärspannung und einer zyklischen Sekundärspannung zugrunde gelegt. So führten bereits 1959 Miller /72/ und Mitte der siebziger Jahre Bree /73/ und Baugreen /74/ Untersuchungen zum Ratcheting-Mechanismus eines unter Druck stehenden Zylinders unter zyklischer thermischer Belastung durch. Die in /73/ entwickelten Diagramme sind heute als Bree-Diagramme oder im anglo-amerikanischen auch als „interaction diagrams“ /75/ oder „Brussels diagrams“ /76/ bekannt. Sie zeigen Zonen unterschiedlicher Verformungseigenschaften (elastischer Bereich, Shakedown, zyklische Plastifizierung und Ratcheting) einer Struktur als Funktion einer relativen mechanischen und thermischen Belastung. In /77/ wurde gezeigt, daß die Bree-Diagramme entscheidend vom jeweiligen Belastungszyklus abhängen, nämlich:

- konstante Primär- und zyklische Sekundärbelastung
- konstante Sekundär- und zyklische Primärbelastung
- zyklische Primär- und Sekundärbelastung in Phase
- antizyklische Primär- und Sekundärbelastung (außer Phase)

In den ersten Modellen zum Ratcheting-Effekt wurde ein zeitunabhängiges Materialverhalten vorausgesetzt. Mit zunehmender Höhe der Beanspruchungstemperatur des Bauteils geht jedoch das zeitunabhängige elasto-plastische Verhalten in ein zeitabhängiges nichtlinear-viskoses Verhalten über /78/. Im Temperaturbereich $T > 0,4 T_s$ (T_s = Schmelztemperatur) gewinnt das zeitabhängige Verformungsverhalten durch Kriechen gegenüber dem zeitunabhängigen Verformungsverhalten durch plastische Dehnung mehr und mehr an Gewicht. In diesem Temperaturbereich zeichnet sich Ratcheting durch eine Zunahme der Dehnrates unter zyklischen Belastungsbedingungen gegenüber der Kriechdehnrates unter konstanter Primärbelastung aus /79/. Dieses Phänomen wird im allgemeinen mit Kriechratcheting oder thermischem Ratcheting bezeichnet. Bereits Bree /69,73/ untersuchte in seinen Arbeiten den Einfluß von Relaxationsvorgängen auf das Ratchetingverhalten von Reaktorbauteilen bei An- und Abfahrvorgängen. Es zeigte sich, daß sich gegenüber dem klassischen Bree-Diagramm die Kurven konstanter Ratchetingdehnung zu wesentlich geringeren Spannungen hin verschieben. Arbeiten zum reinen Kriechratcheting finden sich z.B. in /70,78,80,81/.

Während die bislang erwähnten Modelle sich auf strukturelle Effekte stützten, gibt es auch Untersuchungen zum Ratcheting-Effekt unter zyklischer Belastung, der allein durch die Materialeigenschaften hervorgerufen wird /82,83,84,85/. Der Schwerpunkt der theoretischen Arbeiten auf diesem Gebiet liegt vor allem auf der Entwicklung geeigneter Werkstoffmodelle, die diesen Effekt sowohl unter einachsigen als auch unter mehrachsigen Belastungsbedingungen hinreichend genau beschreiben können /86/, wie z.B. das modifizierte Modelle nach Chaboche /82,83,87/, das Drucker-Palgen Modell, Dafalias-Popov Modell oder Tseng-Lee Modell /88,89/.

Da jedoch diese Thematik den Rahmen der Arbeit sprengen würde, wird nicht weiter auf diese Problematik eingegangen. Vielmehr soll im Hinblick auf die Belastung der Ersten Wand in der Hauptsache der Aspekt des strukturellen Ratchetings unter überwiegenden Biegebelastungen studiert werden. Dieser Aspekt des Ratchetings ist unter anderem auch von Interesse für Rohrleitungen oder Rohrbögen im Kraftwerksbereich /90,91,92/. Ebenfalls mit strukturellem Ratcheting unter Biegebeanspruchung setzt sich eine Arbeit auseinander, die die fortschreitende Deformation eines Balges untersucht /93/. Der Balg wird hierbei durch einen beidseitig eingespannten Balken angenähert, der mit einem konstanten Flächendruck und einer zyklischen vertikalen Verschiebung des einen Endes

beaufschlagt wird. Ein Ratcheting-Effekt stellt sich hier durch Ausbildung zweier plastischer Gelenke an den Einspannstellen ein, deren Tangentensteigung mit jedem Zyklus zunimmt. Ein Vergleich mit Experimenten zu dieser Problematik zeigte, daß die analytischen Ergebnisse konservativ gegenüber experimentellen Ergebnissen sind. Ein ähnliches Modell hat Majumdar in seiner Arbeit über den beidseitig eingespannten Balken unter konstantem Flächendruck und zyklischer thermischer Belastung untersucht /94,95/. Diese Arbeit bezog sich ganz konkret auf die Belastung einer Ersten Wand Struktur eines zukünftigen Fusionsreaktors und diente auch als Ausgangspunkt der Untersuchungen in Kapitel 4.1 dieser Arbeit: „Beidseitig eingespannter Balken“.

Eng verbunden mit dem Ratcheting-Begriff ist der Begriff des Shakedown. Unter Shakedown wird die Ausbildung eines derartigen Eigenspannungsfeldes verstanden, daß für alle Belastungen innerhalb eines Zyklus nur noch elastische Reaktionen auftreten (statischer Shakedown-Satz von Melan /96/). In Anlehnung an die Arbeiten von Bree /73/ soll für ein elastisch-ideal plastisches Werkstoffverhalten in dieser Arbeit unter Shakedown das Einspielen im zweiten Belastungszyklus verstanden werden. Der Begriff des finiten Ratchetings wurde in dieser Arbeit für eine Belastungssituation verwendet, für die eine Struktur erst nach unendlich vielen Zyklen zum Shakedown gelangt.

Eine Beschreibung der klassischen Shakedown-Theoreme und deren Anwendung anhand von Beispielen findet sich u.a. in /96,97,98,99,100,101/.

3.2 Vergleich der unterschiedlichen Auslegungsregeln zur Vermeidung von Ratcheting

In der Literatur finden sich unterschiedliche Regeln zur Vermeidung von Ratcheting bzw. einer unzulässigen Anhäufung plastischer Verformung. Im folgenden wird ein kurzer Überblick über die drei verbreitetsten Regeln gegeben. Hierbei sei ein gegebener Belastungszyklus durch folgende Werte gekennzeichnet /102/:

$\overline{P_m}$: primäre Membranvergleichsspannung

$\overline{P_L + P_b}$ Vergleichsspannung aus der Summe von Membranspannung, lokaler Spannung und Biegespannung

$\overline{\Delta Q}$ Wert der Sekundärspannungsschwingbreite

Es ist wichtig festzuhalten, daß die Belastungszustände zu Beginn und am Ende eines Zyklus identisch sein müssen.

3.2.1 KTA-Regel / ASME Sektion III

Der Regeländerungsentwurf KTA 3201.2 /65/ enthält verschiedene im folgenden angegebene Berechnungsformeln für den Ratchetingnachweis. Sie hängen eng mit

den im ASME-Code /103/ befindlichen Begrenzungsmethoden zusammen. Die Spannungen sind auf die Streckgrenze σ_y (bzw. die 0,2%-Dehngrenze $R_{p0,2}$) bezogen, die das Material bei der Temperatur T nach Gl. 3.1 besitzt.

$$T = 0,25 T_{\min} + 0,75 T_{\max} \quad (3.1)$$

$T_{\min}$: minimale Temperatur innerhalb des betrachteten Lastspiels
 $T_{\max}$: maximale Temperatur innerhalb des betrachteten Lastspiels

Die Primärspannung ist durch den Wert X nach Gl. 3.2.a für reine Membranspannung bzw. Gl. 3.2.b für kombinierte Membran- und Biegespannung und die Sekundärspannung durch Y nach Gl. 3.3 gegeben.

$$\begin{aligned} \text{a) } X &\equiv \frac{\overline{P_m}}{\sigma_y} & \text{b) } X &\equiv \frac{\overline{P_L + \frac{P_b}{K}}}{\sigma_y} \end{aligned} \quad (3.2)$$

$$Y \equiv \frac{\overline{\Delta Q}}{\sigma_y} \quad (3.3)$$

σ_y : Streckgrenze
 K : Stützfaktor ($K=1,5$ für Rechteckquerschnitt)

Für einen linearen Temperaturverlauf über die Wanddicke kommt zur Abgrenzung gegen Ratcheting das klassische Bree-Diagramm /73/ zur Anwendung:

$$\begin{aligned} 0 < X \leq 0,5 &\Rightarrow Y \leq \frac{1}{X} \\ 0,5 < X < 1 &\Rightarrow Y \leq 4 \cdot (1 - X) \end{aligned} \quad (3.4)$$

Bei parabolischem Temperaturverlauf wird die Abgrenzung gegen Ratcheting mit Hilfe der Gl. 3.5 vorgenommen:

$$\begin{aligned} 0,615 \leq X \leq 1,0 &\Rightarrow Y \leq 5,2 \cdot (1 - X) \\ X < 0,615 &\Rightarrow Y(X = 0,5) \leq 2,70 \\ &Y(X = 0,4) \leq 3,55 \\ &Y(X = 0,3) \leq 4,65 \end{aligned} \quad (3.5)$$

Für beliebige Bauteilgeometrie und beliebige Belastung, jedoch ohne Sekundärspannungsspitzen, wird eine Formel herangezogen, die auf einer im ASME Code Case 47 gegebenen Kurve /104/ basiert:

$$X \leq 1,0 \Rightarrow Y = 3,25(1 - X) + 1,33(1 - X)^3 + 1,38(1 - X)^5 \quad (3.6)$$

3.2.2 Efficiency Diagram Regel (RCC-MR)

Im französischen Regelwerk RCC-MR findet sich ebenfalls ein Nachweisverfahren zur Vermeidung von Ratcheting /105/. Es basiert auf experimentellen Daten. Ein wesentliches Merkmal des Verfahrens ist die Bildung einer effektiven Primärspannung, die bei gleicher Belastungsdauer die gleichen Auswirkungen hat wie die Kombination einer gegebenen primären- und sekundären Beanspruchung /79,67/.

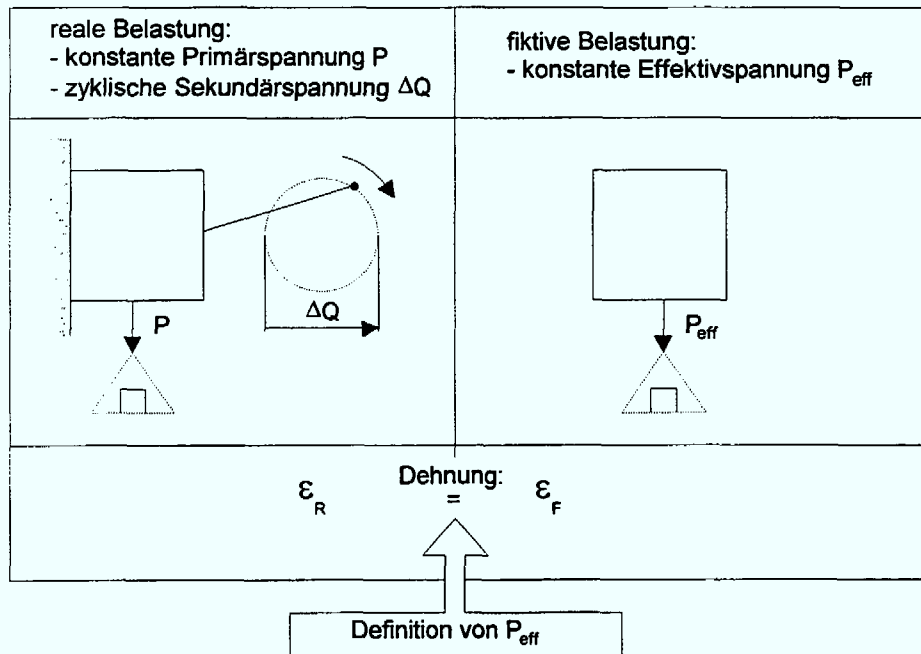


Abbildung 14: Darstellung des Konzeptes der effektiven Primärspannung /67/

Diese effektive Spannung wird gegen den werkstoffspezifischen Spannungsvergleichswert S_m (vgl. Kapitel 2.4: „Strukturwerkstoff AISI 316L“) abgegrenzt. Die Vorgehensweise ist im folgenden beschrieben.

Zunächst wird das Verhältnis aus Sekundär- und primärer Membranspannung nach Gl. 3.7.a und das Verhältnis aus Sekundär- und gesamter Primärspannung nach Gl. 3.7.b gebildet.

$$\begin{aligned} \text{a) } SR_1 &= \frac{\overline{\Delta Q}}{\overline{P_m}} & \text{b) } SR_2 &= \frac{\overline{\Delta Q}}{\overline{P_L + P_b}} \end{aligned} \quad (3.7)$$

Aus den experimentellen Ergebnissen wurde nun der Zusammenhang zwischen den Verhältnissen $v_1 = \overline{P_m} / P_{\text{eff}}$ und $v_2 = (\overline{P_L + P_b}) / P_{\text{eff}}$ und SR_1 , SR_2 gefunden:

$$\begin{aligned} 0 \leq SR_{1,2} \leq 0.46 & \quad v_{1,2} = 1 \\ 0.46 < SR_{1,2} < 4 & \quad v_{1,2} = 1.093 - \frac{0.926 SR_{1,2}^2}{(1 - SR_{1,2})^2} \\ 4 \leq SR_{1,2} & \quad v_{1,2} = \frac{1}{\sqrt{SR_{1,2}}} \end{aligned} \quad (3.8)$$

Nach der Bestimmung der Werte v_1 und v_2 können die effektiven Primärspannungen nach Gl. 3.9.a und Gl. 3.9.b berechnet werden.

$$\begin{aligned} \text{a) } P_{\text{eff}_1} &= \frac{\overline{P_m}}{v_1} & \text{b) } P_{\text{eff}_2} &= \frac{\overline{P_L + P_b}}{v_2} \end{aligned} \quad (3.9)$$

Für alle Punkte der Struktur muß die Bedingung nach Gl. 3.10.a und Gl. 3.10.b erfüllt sein, wobei für den S_m -Wert der maximale Wert der über die Wand gemittelten Temperatur zugrunde gelegt werden muß:

$$\begin{aligned} \text{a) } P_{\text{eff}_1} &\leq 1,2 S_m & \text{b) } P_{\text{eff}_2} &\leq 1,2 K S_m \end{aligned} \quad (3.10)$$

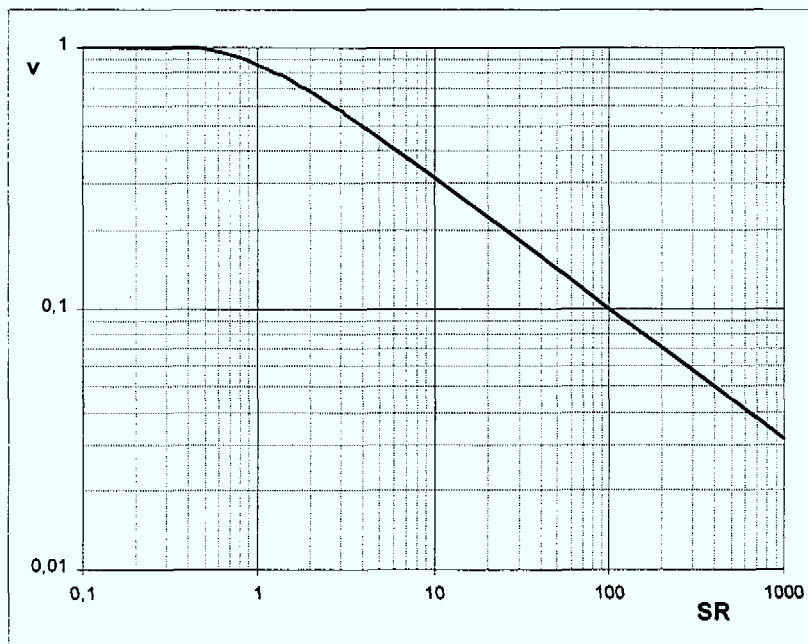


Abbildung 15: Aufgrund von experimentellen Ergebnissen wurde ein Zusammenhang zwischen SR und v zur Vermeidung von Ratcheting gefunden /105/

Um direkt mit der KTA-Regel vergleichen zu können, ist es sinnvoll eine Transformation auf die Bree-Koordinaten X und Y nach Gl. 3.2 und Gl. 3.3 vorzunehmen /106/. Für den Fall der kombinierten Membran- und Biegebeanspruchung ist diese Umwandlung jedoch nur dann zulässig, wenn es sich um überwiegend einachsige Belastungen handelt und somit Gl. 3.11 erfüllt ist.

$$\overline{P_L + P_b} \cong \overline{P_L} + \overline{P_b} \quad (3.11)$$

Das Berechnungsverfahren gemäß den Gleichungen 3.7-3.10 verläuft dann etwas modifiziert ab, wie im folgenden beschrieben. Aus einer gegebenen Primärbelastung kann zunächst X nach Gl. 3.2 berechnet werden. Für P_m muß die Bedingung nach Gl. 3.12.a und für X die Bedingung nach Gl. 3.12.b erfüllt sein.

$$\begin{aligned} \text{a) } \frac{\overline{P_m}}{\sigma_y} &\leq 1,2 \frac{S_m}{\sigma_y} & \text{b) } X - \frac{\overline{P_m}}{\sigma_y} \left(1 - \frac{1}{K} \right) &\leq 1,2 \frac{S_m}{\sigma_y} \end{aligned} \quad (3.12)$$

Die Absicherung gegen Ratcheting geschieht mit Hilfe der Gleichung 3.13:

$$Y \leq \text{Minimum} \left\{ 1,2 v_1 SR_1 \frac{S_m}{\sigma_y}; 1,2 K v_2 SR_2 \frac{S_m}{\sigma_y} \right\} \quad (3.13)$$

mit

$$\begin{aligned} \text{a) } v_1 &= \frac{\overline{P_m}}{1,2 S_m} & \text{b) } v_2 &= \frac{X - \frac{\overline{P_L}}{\sigma_y} \left(1 - \frac{1}{K}\right)}{1,2 \frac{S_m}{\sigma_y}} \end{aligned} \quad (3.14)$$

und

$$\begin{aligned} 1 \geq v_{1,2} > 0,5 &\Rightarrow SR_{1,2} = \frac{\sqrt{1,093 - v_{1,2}}}{v_{1,2} - 0,167} \left(\sqrt{1,093 - v_{1,2}} + \sqrt{0,926} \right) \\ 0,5 \geq v_{1,2} > 0 &\Rightarrow SR_{1,2} = \frac{1}{v_{1,2}^2} \end{aligned} \quad (3.15)$$

3.2.3 Das 3 Sm Kriterium

Die letzte Regel, die im Zusammenhang mit dieser Arbeit behandelt werden soll, ist die 3 S_m Regel. Diese Regel sieht eine Begrenzung der Summe aus Primärspannung und Sekundärspannung vor:

$$\overline{P_m} + \overline{\Delta Q} \leq 3 S_m \quad \text{bzw.} \quad \overline{P_L} + \overline{P_b} + \overline{\Delta Q} \leq 3 S_m \quad (3.16)$$

Die 3 S_m Regel findet nicht nur Anwendung bei der Vermeidung von Ratcheting, sondern auch im Bereich der Ermüdungsproblematik. Der Grund hierfür ist, daß selbst für kleine Primärspannungen die zyklische thermische Belastung im Gegensatz zu den anderen Regeln stark eingeschränkt wird. Somit werden Belastungsbedingungen, die hohe zyklische Plastifizierungen mit sich bringen, ausgeschlossen. In der Regel führt die Begrenzung der Summe aus Primär- und Sekundärspannung zum elastischen Shakedown, jedoch wurde in experimentellen Untersuchungen gezeigt, daß die strikte Einhaltung der Shakedown Bedingung nicht in allen Fällen gewährleistet ist /107/. Ein wesentlicher Kritikpunkt ist die Tatsache, daß hinsichtlich Ratcheting für kleine Primärspannungen die Anwendung der Regel viel zu konservativ ist /107,108/.

4 Modelle zur Beschreibung von Ratcheting in der 'Ersten Wand'

Die Berechnung des thermo-mechanischen Verhaltens der Segmente der Ersten Wand ist aufgrund der Geometrie und der inhomogenen Temperaturverteilung sehr aufwendig und kann auch nicht analytisch durchgeführt werden. Um jedoch einen Überblick über die auftretenden Phänomene wie Shakedown oder Ratcheting und deren Abhängigkeit von der thermischen und der mechanischen Belastung sowie der Art des gewählten Zyklus zu gewinnen, sind Modelle nötig, die mit einfachen analytischen oder numerischen Verfahren berechnet werden können. Im Rahmen dieser Arbeit sollen zwei Modelle untersucht werden, bei denen überwiegend eine Biegemomentbelastung vorliegt.

4.1 Beidseitig eingespannter Balken

Das erste Modell des beidseitig eingespannten Balkens wurde von Majumdar /94,95/ entwickelt und dient der Beschreibung des Ratcheting-Mechanismus einer balkenförmigen Struktur, die mit einem konstanten Druck und einem zyklischen Temperaturgradienten belastet ist. Dieses Modell kann je nach Design sowohl bei ganzen Segmenten der Ersten Wand Anwendung finden, als auch bei einzelnen Bereichen der Ersten Wand. Im ersten Fall ist vor allem an dünne Wandstrukturen gedacht, die nicht über Kühlkanäle gekühlt werden, sondern bei denen die Kühlung über eine Umströmung der kompletten Wandrückseite erfolgt /4/. Der Kühlmitteldruck wirkt in diesem Fall als Flächendruck auf die komplette Erste Wand Struktur und der Temperaturverlauf über der Wand ist im stationären Fall linear. Bei einer innengekühlten Ersten Wand kann das Modell zur Anwendung kommen, wenn schmale rechteckige Kühlkanäle vorgesehen sind, deren Oberseite wie ein eingespannter Balken zu behandeln ist /4,109,110,111/. Hier ist der Flächendruck, der auf die Kühlkanaloberseite wirkt, ebenfalls durch den Druck des Kühlmediums bestimmt. Eine Berücksichtigung der kurzzeitigen elektromagnetischen Kräfte ist in dem Modell nicht vorgesehen, da davon ausgegangen wird, daß hinsichtlich Ratcheting gerade die konstant wirkenden Kräfte einen besonders großen Einfluß haben.

In dem Modell beruht der Ratcheting-Effekt darauf, daß aufgrund der festen Einspannung der Balkenenden und der damit verbundenen Zwängung unter zyklischer thermischer Belastung wechselseitig plastische Verformungen an der Einspannstelle und in der Mitte der Komponente auftreten. Das ursprüngliche Modell konnte im Rahmen dieser Arbeit für große mechanische Lasten erheblich erweitert werden. Während Majumdar sich in seiner Arbeit über einfache Abschätzungen auf die Abgrenzung gegen Ratcheting beschränkt hat, wird im folgenden der genaue Mechanismus, der zum Ratcheting führt, mathematisch beschrieben werden.

4.1.1 Theoretische Ableitungen

Eine schematische Darstellung des Modells ist in Abbildung 16 zu sehen. Im wesentlichen handelt es sich um einen Biegebalken der Länge L , der Breite B und der Höhe $2d$. Für das Material wird ein ideal-plastisches Verhalten angesetzt, wobei die Streckgrenze durch σ_y gegeben ist. Unter der Annahme, daß die Dehnungen klein bleiben, kann außerdem von einer additiven Zusammensetzung der elastischen, inelastischen und thermischen Beträge ausgegangen werden [112, 113]. Wie sich später zeigen wird, ist diese Annahme zwar an der Einspannstelle bei Ausbildung eines plastischen Gelenkes nicht mehr erfüllt, jedoch ist die Zone der hohen plastischen Verformungen bezogen auf die Balkenlänge klein genug, um dies zu vernachlässigen. Im Rahmen der linearen Elastizitätstheorie kann somit mit Hilfe des Hooke'schen Gesetzes der Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung wie folgt beschrieben werden:

$$\sigma = E \epsilon^e = E \left(\epsilon - \epsilon^{th} - \epsilon^{pl} \right) \quad (4.1)$$

σ :	Spannung	E :	Elastizitätsmodul
ϵ :	totale Dehnung	ϵ^e :	elastische Dehnung
ϵ^{th} :	thermische Dehnung	ϵ^{pl} :	plastische Dehnung

Die Linienlast im Modell ist durch p_L und die zyklisch auftretenden thermischen Gradienten sind durch die Temperaturdifferenz ΔT zwischen Ober- und Unterseite des Balkens gegeben.

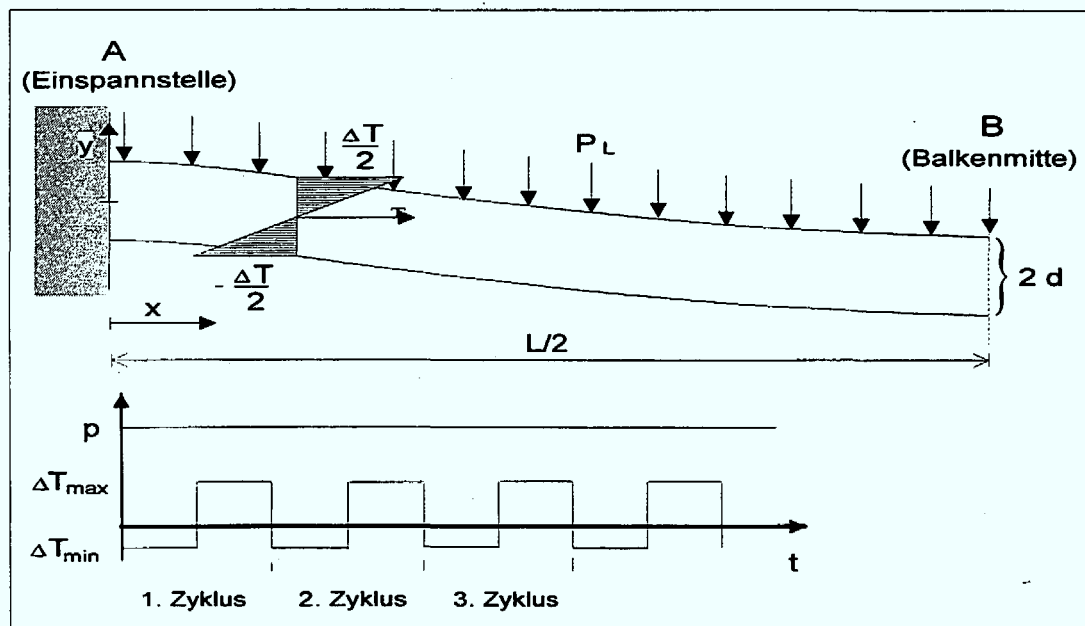


Abbildung 16: Modell des beidseitig eingespannten Balkens

Die Krümmung des Balkens an jeder beliebigen Stelle kann aus dem wirksamen Biegemoment berechnet werden. Hierbei ist zu unterscheiden, ob sich der Balken im

elastischen Bereich befindet, oder ob die Randfasern des Balkens bereits plastisch verformt sind.

Im elastischen Bereich gilt für die Krümmung y'' des Balkens:

$$^e y''(x) = \frac{^b M(x)}{IE} + \frac{^{th} M}{IE} \quad (4.2)$$

$$\begin{aligned} y'' &: \text{Krümmung des Balkens} & ^b M(x) &: \text{Biegemoment an der Stelle } x \\ ^{th} M &: \text{thermisches Moment: } ^{th} M = \frac{IE \alpha \Delta T}{2d} \\ I &: \text{Flächenträgheitsmoment} \end{aligned} \quad (4.3)$$

Zur Beschreibung des plastisch verformten Bereiches müssen bezüglich der Differentialgleichung der Biegelinie zwei Fälle unterschieden werden: Für den Bereich des Balkens, der sich durch plastische Dehnung an der Balkenoberseite auszeichnet, gilt Gl. 4.4. Für den Bereich, der sich durch plastische Stauchung an der Balkenoberseite auszeichnet, gilt Gl. 4.5.

$$^p y''(x) = \frac{^b M(x) + ^{th} M + M_y \left(\frac{1}{\beta(x)} + \frac{\beta(x)^2}{2} - \frac{3}{2} \right)}{IE} \quad (4.4)$$

$$^p y''(x) = \frac{^b M(x) + ^{th} M - M_y \left(\frac{1}{\beta(x)} + \frac{\beta(x)^2}{2} - \frac{3}{2} \right)}{IE} \quad (4.5)$$

$$\begin{aligned} M_y &: \text{elastisches Grenzmoment: } M_y = \frac{2}{3} B d^2 \sigma_y \\ \beta &: \text{relative Größe des elastischen Bereiches im Querschnitt} \\ &\quad (\text{vergleiche Abbildung 17}) \\ B &: \text{Balkenbreite} \end{aligned} \quad (4.6)$$

Der Biegemomentverlauf im Balken ist durch die Linienlast p_L bzw. der daraus berechneten Größe $^p M$ nach Gl. 4.8 gegeben:

$$^b M(x) = ^b M_A - \frac{p_L L^2}{2} \left(\frac{x}{L} - \frac{x^2}{L^2} \right) = ^b M_A - 6 ^p M \left(\frac{x}{L} - \frac{x^2}{L^2} \right) \quad (4.7)$$

$$\text{mit } ^p M = \frac{p_L L^2}{12} = \frac{p B L^2}{12} \quad (4.8)$$

$$\begin{aligned} ^b M_A &: \text{Biegemoment an der Einspannstelle A} \\ p_L &: \text{Linienlast} \\ p &: \text{Flächendruck} \end{aligned}$$

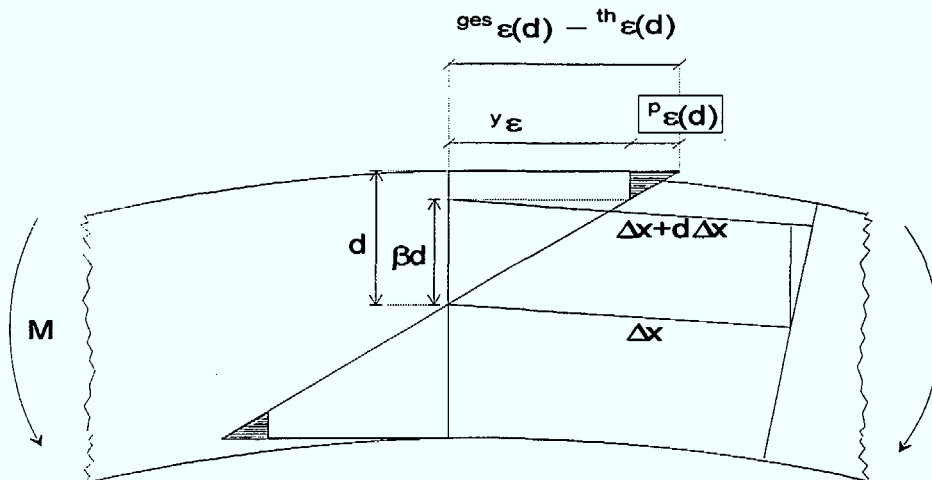


Abbildung 17: Schematische Darstellung der Verformung im Balkenquerschnitt:
 ϵ : Gesamtdrehung, ϵ^{p} : plastische Dehnung, ϵ^{e} : elastische Dehnung, ϵ^{th} : thermische Dehnung

Durch Integration der Krümmung kann unter Beachtung der jeweiligen Randbedingungen die Biegelinie und die plastische Verformung des Balkens für die einzelnen Zyklen bestimmt werden. Zu plastischen Verformungen kann es zum einen an der Einspannstelle und zum anderen in der Balkenmitte kommen. Die Länge der plastischen Zonen ergibt sich aus der Lösung und ist durch x_1 und x_2 (vgl. Abbildung 18) gegeben:

$$\frac{x_1}{L} = \frac{1}{2} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{M_y}{3 P_M} (1 - \beta_A^2)} \right] \quad (4.9)$$

$$\frac{x_2}{L} = \frac{1}{2} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{M_y}{3 P_M} (1 - \beta_B^2)} \right] \quad (4.10)$$

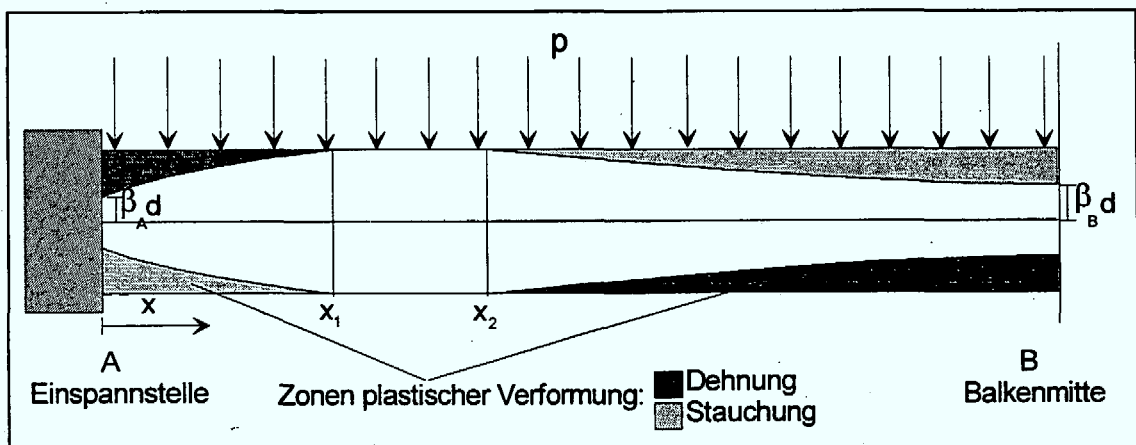


Abbildung 18: Darstellung der plastischen Zonen im Balken

Unter hoher mechanischer und thermischer Belastung kann die Einspannstelle durchplastifizieren ($\beta_A = 0$), so daß sich an der Einspannstelle ein plastisches Gelenk

ausbildet. Die Länge der plastischen Zone an der Einspannstelle ist dann durch den Wert $\tilde{x}_1$ nach Gl. 4.11 gegeben:

$$\frac{\tilde{x}_1}{L} = \frac{1}{2} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{M_y}{3 P_M}} \right] \quad (4.11)$$

Bei der Integration der Differentialgleichungen kann in diesem Fall nicht mehr von einer waagerechten Tangente der Biegelinie an der Einspannstelle ausgegangen werden.

Da die Differentialgleichungen für den plastisch verformten Bereich beim Auftreten von plastischen Rückverformungen oder bei Überschneidung der plastischen Zonen ($x_2 < x_1$) ihre Gültigkeit verlieren, muß für die nachfolgende Betrachtung bezüglich der mechanischen Linienlast p_L bzw. P_M eine Einschränkung vorgenommen werden. Plastische Rückverformungen an der Einspannstelle und in der Balkenmitte werden ausgeschlossen, wenn die Einschränkung nach Gl. 4.12 vorgenommen wird. Ebenso kann unter dieser Annahme keine Überschneidung der beiden plastischen Zonen stattfinden.

$$\frac{p_L L^2}{12 M_y} = \frac{P_M}{M_y} \geq \frac{2}{3} \quad (4.12)$$

Anhand der Lösung der Differentialgleichungen kann der Verformungsmechanismus des Balkens beim wechselseitigen Auftreten zweier Temperaturgradienten unterschiedlichen Vorzeichens (gegeben durch die Temperaturdifferenzen ΔT_n und ΔT_p bzw. die damit verbundenen thermischen Momente ${}^{th}M_n$ und ${}^{th}M_p$) berechnet werden. Wird eine negative Temperaturdifferenz (Balkenoberseite kalt, Balkenunterseite warm) aufgebracht, so wird die Balkenmitte durch die thermische Ausdehnung entlastet, die Einspannstelle jedoch zusätzlich belastet. Treten plastische Verformungen auf, dann finden diese also immer an der Einspannstelle statt. Bei einer gegebenen plastischen Verformung der Balkenmitte (β_B, x_2) kann die plastische Verformung an der Einspannstelle (β_A, x_1) mit Hilfe der Gleichungen 4.9, 4.10 und 4.13 numerisch berechnet werden:

$$\begin{aligned} & \sqrt{\frac{M_y}{3 P_M}} \left[\ln \left\{ 4 \beta_B^2 \sqrt{\frac{3 P_M}{M_y}} \right\} - \ln \left\{ 12 \frac{P_M}{M_y} \left[2 \frac{x_2}{L} - 1 + \sqrt{4 \frac{x_2}{L} \left(\frac{x_2}{L} - 1 \right) + 1 + \beta_B^2 \frac{M_y}{3 P_M}} \right] \right\} \right. \\ & \quad \left. - \arcsin \left(\frac{2 \frac{x_1}{L} - 1}{\sqrt{1 + \beta_A^2 \frac{M_y}{3 P_M}}} \right) - \arcsin \left(\frac{1}{\sqrt{1 + \beta_A^2 \frac{M_y}{3 P_M}}} \right) \right] \\ & + \frac{3 P_M}{M_y} \left(\frac{2(x_2^2 - x_1^2)}{L^2} - \frac{4(x_2^3 - x_1^3)}{3L^2} - \frac{x_2}{L} + \frac{1}{2} \right) + \left(3 - \beta_A^2 \right) \left(\frac{x_1}{L} - \frac{1}{2} \right) + \left(3 - \beta_B^2 \right) \left(\frac{x_2}{L} - \frac{1}{2} \right) - \frac{{}^{th}M_n}{M_y} = 0 \end{aligned} \quad (4.13)$$

Liegt der Wert von β_A oberhalb des Wertes des vorhergehenden Zyklus, so findet keine weitere plastische Verformung der Einspannstelle statt. Ist der Wert kleiner als Null, so bildet sich an der Einspannstelle ein plastisches Gelenk aus. In diesem Fall wird β_A zu Null gesetzt und mit Hilfe der Gl. 4.14 kann die Größe der bezogenen Tangentensteigung an der Einspannstelle berechnet werden.

$$y'(0)_{\text{bez}} = \sqrt{\frac{M_y}{3 P_M}} \left[\ln \left\{ 4 \beta_B^2 \sqrt{\frac{3 P_M}{M_y}} \right\} - \ln \left\{ 12 \frac{P_M}{M_y} \left[2 \frac{x_2}{L} - 1 + \sqrt{4 \frac{x_2}{L} \left(\frac{x_2}{L} - 1 \right) + 1 + \beta_B^2 \frac{M_y}{3 P_M}} \right] \right\} - \arcsin \left(2 \frac{\tilde{x}_1}{L} - 1 \right) - \frac{\pi}{2} \right] + \frac{3 P_M}{M_y} \left(\frac{2(x_2^2 - \tilde{x}_1^2)}{L^2} - \frac{4(x_2^3 - \tilde{x}_1^3)}{3L^2} - \frac{x_2}{L} + \frac{1}{2} \right) + 3 \left(\frac{\tilde{x}_1}{L} - \frac{1}{2} \right) + (3 - \beta_B^2) \left(\frac{x_2}{L} - \frac{1}{2} \right) - \frac{th M_h}{M_y} \quad (4.14)$$

$$\text{mit } y'(0)_{\text{bez}} = \frac{2IE}{LM_y} y'(0) \quad (4.15)$$

Bei thermischer Beaufschlagung des Balkens mit einer positiven Temperaturdifferenz (Balkenoberseite warm, Balkenunterseite kalt) wird die Einspannstelle entlastet und die Balkenmitte zusätzlich belastet. Weitere plastische Verformungen treten daher in diesem Fall in der Balkenmitte auf. Für eine gegebene plastische Verformung der Einspannstelle (β_A, x_1) kann die plastische Verformung der Balkenmitte nach Gl. 4.10 und 4.16 berechnet werden. Hat sich im vorherigen Halbzyklus bereits ein plastisches Gelenk an der Einspannstelle ausgebildet ($y'(0)_{\text{bez}} \neq 0$), so ergibt sich die zusätzliche plastische Verformung der Balkenmitte aus Gl. 4.17.

$$\sqrt{\frac{M_y}{3 P_M}} \left[\ln \left\{ 4 \beta_B^2 \sqrt{\frac{3 P_M}{M_y}} \right\} - \ln \left\{ 12 \frac{P_M}{M_y} \left[2 \frac{x_2}{L} - 1 + \sqrt{4 \frac{x_2}{L} \left(\frac{x_2}{L} - 1 \right) + 1 + \beta_B^2 \frac{M_y}{3 P_M}} \right] \right\} - \arcsin \left(\frac{2 \frac{x_1}{L} - 1}{\sqrt{1 + \beta_A^2 \frac{M_y}{3 P_M}}} \right) - \arcsin \left(\frac{1}{\sqrt{1 + \beta_A^2 \frac{M_y}{3 P_M}}} \right) \right] + \frac{3 P_M}{M_y} \left(\frac{2(x_2^2 - x_1^2)}{L^2} - \frac{4(x_2^3 - x_1^3)}{3L^2} - \frac{x_2}{L} \right) + (3 - \beta_B^2) \left(\frac{x_2 - x_1}{L} \right) + (6 - \beta_B^2 - \beta_A^2) \frac{x_1}{L} - \frac{th M_p}{M_y} = 0 \quad (4.16)$$

$$\sqrt{\frac{M_y}{3 P_M}} \left[\ln \left\{ 4 \beta_B^2 \sqrt{\frac{3 P_M}{M_y}} \right\} - \ln \left\{ 12 \frac{P_M}{M_y} \left[2 \frac{x_2}{L} - 1 + \sqrt{4 \frac{x_2}{L} \left(\frac{x_2}{L} - 1 \right) + 1 + \beta_B^2 \frac{M_y}{3 P_M}} \right] \right\} - \arcsin \left(2 \frac{\tilde{x}_1}{L} - 1 \right) - \frac{\pi}{2} \right] + \frac{3 P_M}{M_y} \left(\frac{2(x_2^2 - \tilde{x}_1^2)}{L^2} - \frac{4(x_2^3 - \tilde{x}_1^3)}{3L^2} - \frac{x_2}{L} \right) + (3 - \beta_B^2) \left(\frac{x_2 - \tilde{x}_1}{L} \right) + (6 - \beta_B^2) \frac{\tilde{x}_1}{L} - \frac{th M_p}{M_y} = y'(0)_{\text{bez}} \quad (4.17)$$

4.1.2 Bree-Diagramm

Unter der Annahme, daß eine zyklisch aufgebrachte Temperaturdifferenz zwischen der Ober- und Unterseite des Balkens im jeweils nachfolgenden Halbzyklus wieder weggenommen wird ($\Delta T_n=0$ oder $\Delta T_p=0$), kann unter Zuhilfenahme der aufgeführten Gleichungen ein Bree-Diagramm erstellt werden. In diesem Diagramm sind die Bereiche unterschiedlichen mechanischen Verhaltens als Funktion der thermischen und mechanischen Belastung dargestellt (vgl. Abbildung 19). Bezüglich der mechanischen Belastung sollen hierbei stets zwei Einschränkungen gelten. Zunächst soll der Wert von P_M/M_y die Bedingung nach Gl. 4.12 erfüllen und zudem soll er immer kleiner sein als der Stützwert von 1,5. Die Umrechnung in die Koordinaten X und Y der KTA-Regel (siehe Kapitel 3.2.1) erfolgt mit Hilfe der Gleichungen 4.18 und 4.19.

$$X = \frac{P_M}{1,5 M_y} = \frac{p_L L^2}{12 B d^2 \sigma_y} = \frac{p L^2}{12 d^2 \sigma_y} \quad (4.18)$$

$$Y = \frac{\frac{th}{M_y}}{\frac{M_y}{M_y}} = \frac{E \alpha \Delta T}{2 \sigma_y} \quad (4.19)$$

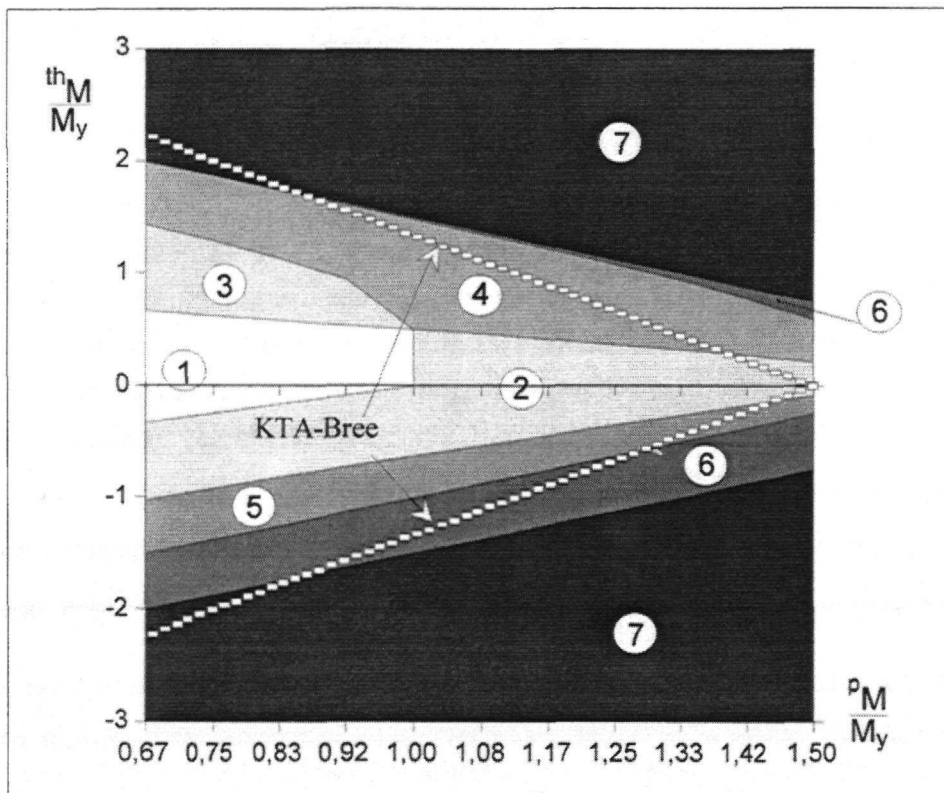


Abbildung 19: Bree-Diagramm für den beidseitig eingespannten Balken unter zyklischer thermischer und konstanter mechanischer Belastung. Zum Vergleich ist die Abgrenzung gegen Ratcheting nach der KTA Regel im Diagramm abgebildet.

Wird ein **negatives thermisches Moment** zyklisch aufgebracht, so lassen sich die folgenden Bereiche abgrenzen:

- *Elastischer Bereich (1)*

Im elastischen Bereich finden keine plastischen Verformungen im Balken statt. Der Bereich ist dadurch abgegrenzt, daß die Summe der Beträge von $^{th}M_n$ und pM unterhalb des elastischen Grenzmomentes M_y liegt:

$$\left| \frac{^{th}M_n}{y_M} \right| + \frac{^pM}{M_y} \leq 1 \quad (4.20)$$

- *Plastische Verformung an der Einspannstelle, keine plastischen Verformungen in der Balkenmitte: (2)*

Ist die Bedingung nach Gl. 4.20 nicht erfüllt, so kommt es zunächst unter mechanischer und thermischer Belastung zu plastischen Verformungen an der Einspannstelle. Ein plastisches Gelenk bildet sich an der Einspannstelle nicht aus, solange die Relation 4.21 gilt.

$$\begin{aligned} \frac{^{th}M_n}{y_M} \geq & \sqrt{\frac{M_y}{3^pM}} \left[-\frac{\pi}{2} + \arcsin \left(\sqrt{1 - \frac{M_y}{3^pM}} \right) \right] - \frac{3}{2} \sqrt{1 - \frac{M_y}{3^pM}} \\ & - \frac{3^pM}{2M_y} \left[\left(1 - \sqrt{1 - \frac{M_y}{3^pM}} \right)^2 - \frac{1}{3} \left(1 - \sqrt{1 - \frac{M_y}{3^pM}} \right)^3 - \frac{2}{3} \right] \end{aligned} \quad (4.21)$$

- *Ausbildung eines plastischen Gelenkes an der Einspannstelle, keine plastischen Verformungen in der Balkenmitte: (5)*

Ein plastisches Gelenk bildet sich an der Einspannstelle aus, wenn Relation 4.21 nicht mehr erfüllt ist. Die Ausbildung des plastischen Gelenkes führt allerdings im nachfolgenden Halbzyklus ohne thermische Belastung nur dann zu plastischen Verformungen in der Balkenmitte, wenn die Tangentensteigung an der Einspannstelle größer ist, als die Grenztangentensteigung nach Gl. 4.22:

$$^py'(0)_{bez} = 3 \frac{\tilde{x}_1}{L} + 1 + 12 \frac{^pM}{M_y} \left(\frac{\tilde{x}_1^3}{3L^3} - \frac{\tilde{x}_1^2}{2L^2} - \frac{1}{24} \right) + \sqrt{\frac{M_y}{3^pM}} \left[\arcsin \left(1 - \frac{2\tilde{x}_1}{L} \right) - \frac{\pi}{2} \right] \quad (4.22)$$

Die Abgrenzung des beschriebenen Bereiches im Bree Diagramm erfolgt mit Hilfe der Gl. 4.23:

$$\frac{^{th}M_n}{M_y} = \frac{3^pM}{2M_y} - \frac{5}{2} \quad (4.23)$$

- *Ratcheting mit Grenzwert für Tangentensteigung (6)*

Überschreitet die Tangentensteigung an der Einspannstelle die Grenztangentensteigung nach Gl. 4.22, so wird sich bei Wegnahme des thermischen Moments die Balkenmitte plastisch verformen. Bei erneuter thermischer Belastung führt diese plastische Verformung wiederum an der Einspannstelle zu einer Zunahme der Tangentensteigung. Mit jedem weiteren Zyklus setzt sich dieser Ratcheting-Mechanismus fort. Ein Grenzwert für die Tangentensteigung ist dann vorhanden, wenn die thermische und mechanische Belastung die Bedingung nach Gl. 4.24 erfüllt:

$$\frac{M_n^{th}}{M_y} \geq \frac{3}{2} \frac{P_M}{M_y} - 3 \quad (4.24)$$

- *Ratcheting ohne Grenzwert für Tangentensteigung (7)*

Ist die Belastung so groß, daß Gl. 4.24 nicht mehr erfüllt ist, so wird mit jedem Zyklus die Tangentensteigung an der Einspannstelle um ein Inkrement zunehmen, welches zwar mit zunehmender Verformung des Balkens kleiner, aber selbst für große Verformungen nie Null wird.

Wird ein **positives thermisches Moment** zyklisch aufgebracht, so sind die folgenden Bereiche zu unterscheiden:

- *Elastischer Bereich (1):*

Die Abgrenzung des elastischen Bereiches erfolgt mit Hilfe von Gl. 4.25:

$$\frac{P_M}{2M_y} + \frac{M_p^{th}}{M_y} \leq 1 \quad (4.25)$$

Zusätzlich zu dieser Bedingung muß

$$\frac{P_M}{M_y} \leq 1 \quad (4.26)$$

sein, da ansonsten ohne thermische Belastung plastische Verformungen an der Einspannstelle auftreten würden.

- *Plastische Verformungen an der Einspannstelle, keine plastischen Verformungen in der Balkenmitte (2)*

Für $P_M/M_y > 1$ treten zunächst ohne thermische Belastung plastische Verformungen an der Einspannstelle auf. Diese plastischen Verformungen können unter thermischer Belastung bis zu einem bestimmten Temperaturgradienten in der

Balkenmitte elastisch abgefangen werden. Das thermische Grenzmoment kann hierbei nach Gl. 4.27 berechnet werden

$$\frac{M_p^{th}}{M_y} = \frac{5}{2} - \frac{\beta_A^2}{2} - \frac{3 P_M}{2 M_y}, \quad (4.27)$$

wobei die Größe der plastischen Verformung an der Einspannstelle (β_A) bei gegebener mechanischer Belastung P_M/M_y numerisch aus Gl. 4.28 ermittelt werden muß:

$$\begin{aligned} & \sqrt{\frac{M_y}{3 P_M}} \left[\arcsin \left(\frac{1}{\sqrt{\frac{M_y}{3 P_M} \beta_A^2 + 1}} \right) + \arcsin \left(\frac{2 \frac{x_1}{L} - 1}{\sqrt{\frac{M_y}{3 P_M} \beta_A^2 + 1}} \right) \right] + \frac{3 - \beta_A^2}{2} \left(1 - 2 \frac{x_1}{L} \right) \\ & + \frac{6 P_M}{M_y} \left[\left(\frac{x_1}{L} \right)^2 - \frac{2}{3} \left(\frac{x_1}{L} \right)^3 - \frac{1}{6} \right] = 0 \end{aligned} \quad (4.28)$$

- *Plastische Verformungen in der Balkenmitte, keine plastischen Verformungen an der Einspannstelle (3)*

Gilt $P_M/M_y \leq 1$, so tritt unter rein mechanischer Beanspruchung zunächst keine plastische Verformung an der Einspannstelle auf. Wird anschließend das thermische Moment aufgebracht, so treten für

$$\frac{M_p^{th}}{M_y} > 1 - \frac{P_M}{2 M_y} \quad (4.29)$$

plastische Verformungen in der Balkenmitte auf, die sich aus Gl. 4.30 numerisch ermitteln lassen. Die plastische Verformung der Balkenmitte führt im nachfolgenden Zyklus ohne thermische Belastung zu einer zusätzlichen Belastung der Einspannstelle. Plastische Verformungen treten dort jedoch nicht auf, wenn Gl. 4.31 erfüllt ist.

$$\begin{aligned} & \sqrt{\frac{M_y}{3 P_M}} \left[\ln \left\{ 4 \beta_B^2 \sqrt{\frac{3 P_M}{M_y}} \right\} - \ln \left\{ 12 \frac{P_M}{M_y} \left[2 \frac{x_2}{L} - 1 + \sqrt{4 \frac{x_2}{L} \left(\frac{x_2}{L} - 1 \right) + 1 + \beta_B^2 \frac{M_y}{3 P_M}} \right] \right\} \right] \\ & + \frac{3 P_M}{M_y} \left(\frac{2 x_2^2}{L^2} - \frac{4 x_2^3}{3 L^2} - \frac{x_2}{L} \right) + \left(3 - \beta_B^2 \right) \frac{x_2}{L} - \frac{M_p^{th}}{M_y} = 0 \end{aligned} \quad (4.30)$$

$$\frac{M_p^{th}}{M_y} \leq 1 + \frac{1}{2} (3 - \beta_B^2) - \frac{3 P_M}{2 M_y} \quad (4.31)$$

- *Fortschreitende plastische Verformung in der Balkenmitte und an der Einspannstelle ohne Ausbildung eines plastischen Gelenkes (4)*

In den bisher aufgeführten Fällen kam es nur im ersten Zyklus zu plastischen Verformungen (Shakedown nach einem Zyklus). Werden die Belastungen jedoch weiter gesteigert, so tritt Ratcheting (progressive plastische Verformung bei jedem Zyklus) auf, wobei für diesen Fall noch drei weitere Unterscheidungen gemacht werden können. Der erste Ratcheting-Bereich ist dadurch gekennzeichnet, daß es nicht zur Ausbildung eines plastischen Gelenkes an der Einspannstelle A kommt. Das thermische Grenzmoment zur Abgrenzung dieses Bereiches kann aus Gl. 4.32 bestimmt werden

$$\frac{M_p^{th}}{M_y} = 3 - \frac{\beta_B^2}{2} - \frac{3 P_M}{2 M_y}, \quad (4.32)$$

wobei zunächst die Größe der plastischen Zone in der Balkenmitte (β_B , x_2) aus der folgenden Gleichung numerisch berechnet werden muß:

$$\begin{aligned} & \sqrt{\frac{M_y}{3 P_M}} \left[\ln \left\{ 4 \beta_B^2 \sqrt{\frac{3 P_M}{M_y}} \right\} - \ln \left\{ 12 \frac{P_M}{M_y} \left[2 \frac{x_2}{L} - 1 + \sqrt{4 \frac{x_2}{L} \left(\frac{x_2}{L} - 1 \right) + 1 + \beta_B^2 \frac{M_y}{3 P_M}} \right] \right\} - \arcsin \left(2 \frac{\tilde{x}_1}{L} - 1 \right) - \frac{\pi}{2} \right] \\ & + \frac{3 P_M}{M_y} \left(\frac{2(x_2^2 - \tilde{x}_1^2)}{L^2} - \frac{4(x_2^3 - \tilde{x}_1^3)}{3L^2} - \frac{x_2}{L} + \frac{1}{2} \right) + 3 \left(\frac{\tilde{x}_1}{L} - \frac{1}{2} \right) + (3 - \beta_B^2) \left(\frac{x_2}{L} - \frac{1}{2} \right) = 0 \end{aligned} \quad (4.33)$$

- *Ausbildung eines plastischen Gelenkes an der Einspannstelle, Grenzwert für die Tangentensteigung des plastischen Gelenkes vorhanden (6)*

Der zweite Ratcheting-Bereich ist dadurch gekennzeichnet, daß sich zwar an der Einspannstelle ein plastisches Gelenk ausbildet, daß die mit dem plastischen Gelenk verbundene Tangentensteigung jedoch beschränkt ist. Für die Abgrenzung dieses Bereiches gilt:

$$\frac{M_p^{th}}{M_y} = 3 - \frac{3 P_M}{2 M_y} \quad (4.34)$$

- *Ausbildung eines plastischen Gelenkes an der Einspannstelle, kein Tangentengrenzwert für das plastische Gelenk vorhanden (7)*

Liegt das thermische Moment oberhalb des nach Gl. 4.34 berechneten Momentes, so wird das Inkrement der Tangentensteigung mit zunehmender plastischer Verformung schließlich den folgenden Grenzwert erreichen:

$$\Delta y'(0)_{bez} = \frac{3 P_M}{2 M_y} - 3 + \frac{M_p^{th}}{M_y} \quad (4.35)$$

Mit jedem weiteren Zyklus wird sich die Tangentensteigung an der Einspannstelle um dieses Inkrement erhöhen.

Anhand der Gleichungen 4.13-4.17 kann der Ratcheting-Mechanismus auch graphisch veranschaulicht werden. Hierzu muß für eine gegebene Belastung ($^p M/M_y$, $^{th} M_p/M_y$ und $^{th} M_n/M_y$) die relative Größe der elastischen Zone in der Balkenmitte β_B als Funktion der plastischen Verformung der Einspannstelle dargestellt werden. Auf der positiven Abszisse wird dabei β_A und auf der negativen Abszisse die Größe der bezogenen Tangentensteigung $y'(0)_{bez}$ aufgetragen (vgl. Abbildung 20).

Ausgangspunkt der Betrachtung ist der plastisch unverformte Zustand, der durch $\beta_A=1$ und $\beta_B=1$ gekennzeichnet ist. Wird nun zunächst das negative thermische Moment aufgebracht, so wird von diesem Punkt auf der Ordinate ausgehend eine horizontale Linie nach links gezogen, bis sie die Kurve für negatives thermisches Moment schneidet. Sollte in einigen Fällen kein Schnittpunkt existieren, so findet auch im ersten Halbzyklus keine plastische Verformung an der Einspannstelle statt. Im gezeigten Beispiel ist jedoch der Schnittpunkt vorhanden, der die plastische Verformung der Einspannstelle beim Aufbringen des negativen thermischen Momentes bestimmt (Abszissen-Wert des Schnittpunktes). Von dem erhaltenen Schnittpunkt wird nun eine vertikale Linie nach unten gezogen und der Schnittpunkt mit der Kurve für positives thermisches Moment bestimmt. Dieser Schnittpunkt legt wiederum die plastischen Verformungen in der Balkenmitte im zweiten Halbzyklus

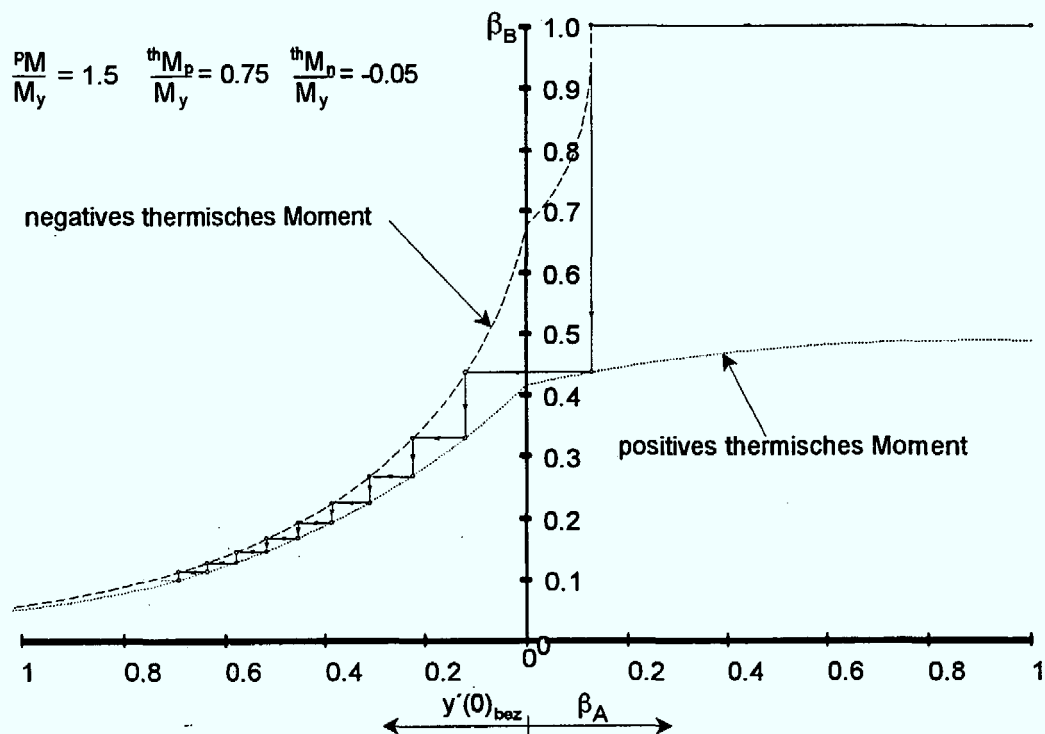


Abbildung 20: Graphische Darstellung der fortschreitenden plastischen Verformung für $^p M/M_y=1,5$; $^{th} M_p/M_y=0,75$ und $^{th} M_n/M_y=-0,05$

unter positiver thermischer Belastung fest (Ordinaten-Wert des Schnittpunktes). Ist kein Schnittpunkt vorhanden, so finden keine plastischen Verformungen in der Balkenmitte und somit auch kein Ratcheting statt.

Wird das oben beschriebene Verfahren weiter durchgeführt, so kann graphisch die plastische Verformung des Balkens für jeden Zyklus abgelesen werden.

4.1.3 Validierung der erzielten Ergebnisse anhand von Finite Elemente Rechnungen

Zur Validierung der erzielten Ergebnisse wurden für die verschiedenen im Bree-Diagramm abgegrenzten Belastungsfälle Rechnungen mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente durchgeführt. Das Materialverhalten wurde in der FE-Rechnung ebenso wie im vereinfachten Modell mit einem elastisch-ideal plastischen Stoffgesetz beschrieben. Da im FE-Modell die plastischen Verformungen an der Einspannstelle teilweise sehr groß wurden und ein plastisches Gelenk in dem Sinne, wie es im vereinfachten Modell angewandt wurde, in der FE-Rechnung nicht auftreten kann, wurde zum Vergleich der Ergebnisse die plastische Verformung der Balkenmitte zugrunde gelegt. Wie Abbildung 21 zu entnehmen ist, stimmen für alle Belastungsbedingungen die mit dem einfachen Modell erzielten Ergebnisse sehr gut mit denen der FE-Rechnung überein.

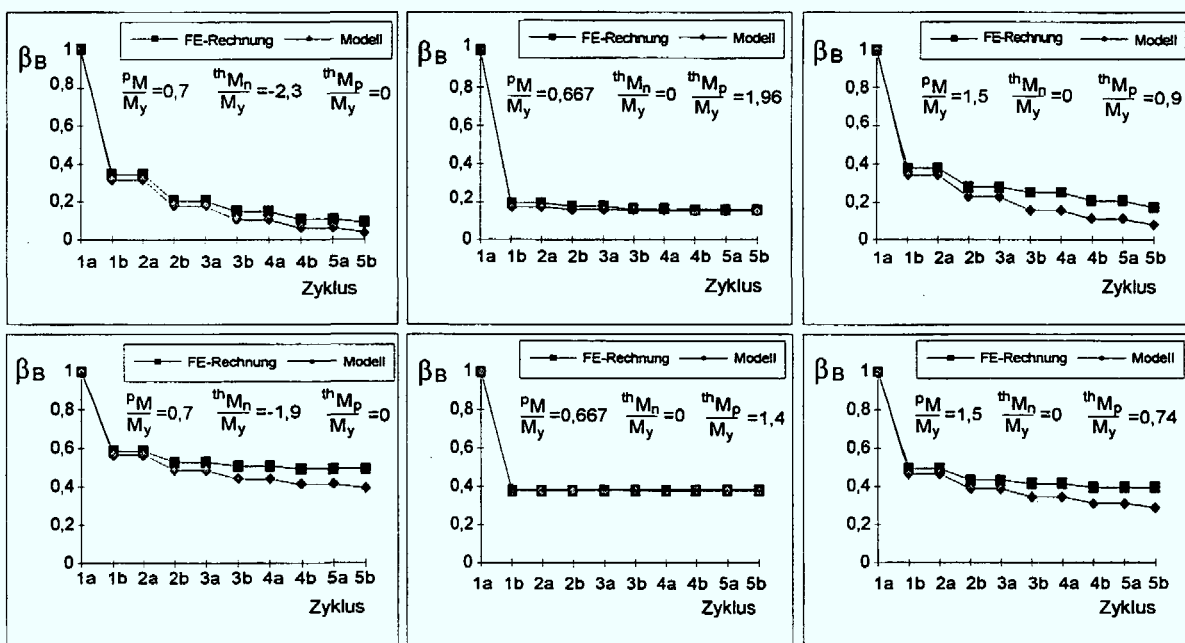


Abbildung 21: Vergleich der Ergebnisse des Modells mit FE-Rechnungen

4.1.4 Diskussion

Anhand der Ergebnisse, die für das Modell des beidseitig eingespannten Balkens erzielt wurden, können konkrete Schlußfolgerungen für Segmente der Ersten Wand zukünftiger Fusionsreaktoren gezogen werden.

Ausgangspunkt der Überlegungen ist ein vorgegebener mechanischer Flächendruck p und eine thermische Belastung in Form eines Wärmestromdichte $\dot{q}$. Für diese Belastung lassen sich Primär- und Sekundärbelastung nach der KTA-Regel wie folgt darstellen:

$$X = \frac{1}{12} \frac{1}{\sigma_y} \frac{L^2}{d^2} p \quad (4.36)$$

$$Y = \frac{E \alpha}{\lambda \sigma_y} d \dot{q} \quad (4.37)$$

Beide Formeln wurden so dargestellt, daß Materialparameter, Geometrieparameter und Belastung jeweils zusammengefaßt sind. Diese Darstellung ermöglicht direkte Rückschlüsse auf den Einfluß bestimmter Größen auf das thermo-mechanische Verhalten einer Struktur. So kann bezüglich des Materials festgestellt werden, daß sich ein kleiner Elastizitätsmodul und ein geringer Wärmeausdehnungskoeffizient sowie eine gute Wärmeleitfähigkeit und eine hohe Streckgrenze günstig auf das thermo-mechanische Verhalten auswirken. Das Verhältnis L/d hat einen entscheidenden Einfluß auf die Primärbelastung. Da für die Sekundärbelastung jedoch nur die Segmentdicke d eine Rolle spielt, werden im folgenden die beiden Geometrieparameter getrennt voneinander betrachtet. Bei der Optimierung einer Struktur ist die günstigste Maßnahme zur Vermeidung von Ratcheting die Verkürzung der Länge L . Bei einer Halbierung der Länge L würde sich z.B. die Primärbelastung um einen Faktor vier verringern, während die Sekundärbelastung nicht beeinflußt würde. Bezüglich der optimalen Dicke $2 \cdot d$ einer Struktur zeigt sich dagegen kein eindeutiger Trend. Die Primärbelastung läßt sich durch Verstärken der Struktur abbauen, jedoch steigt hierdurch die Sekundärbelastung. Hinsichtlich Ratcheting scheint jedoch eine Verstärkung der Strukturdicke vorteilhaft zu sein, da die Primärbelastung quadratisch mit der Wanddicke fällt, die Sekundärbelastung jedoch nur linear ansteigt. Der Einfluß der Wanddicke soll am Beispiel einer heliumgekühlten Ersten Wand aus Stahl kurz verdeutlicht werden (vgl. Abbildung 22).

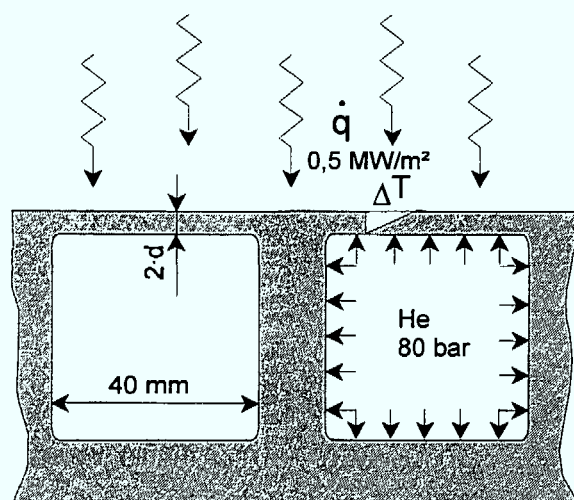


Abbildung 22: Beispielhafte Belastungssituation einer heliumgekühlten Ersten Wand aus Stahl mit rechteckigem Kühlquerschnitt.

Materialparameter	
Elastizitätsmodul	200 000 N/mm ²
Wärmeausdehnungskoeffizient	15 E-6 1/K
Wärmeleitfähigkeit	0,015 W/mm K
Streckgrenze	200 N/mm ²

Tabelle 2: Angenommene Materialparameter für das Beispiel einer heliumgekühlten Ersten Wand

In Abbildung 23.a ist die Belastungssituation als Funktion der Wanddicke $2 \cdot d$ im Bree-Diagramm verdeutlicht. Für Wanddicken unterhalb von 5,4 mm ($d=2,7$ mm) liegen die Belastungen im Bereich des infiniten Ratchetings (Bereich 7), während für größere Wanddicken infinites Ratcheting vermieden werden kann. Für den hier betrachteten Belastungsbereich kann jedoch anhand der Variation der Wanddicke Ratcheting nicht komplett vermieden werden. Wird jedoch in dem aufgeführten Beispiel die Kühlkanalbreite und damit die Länge L von 40 mm auf 28 mm verkürzt, so verschiebt sich die Belastungssituation derart, daß für Wanddicken oberhalb von 6 mm Shakedown ohne Ausbildung eines plastischen Gelenkes an der Einspannstelle (Bereich 2) erzielt wird (Abbildung 23.b).

Dieses Beispiel macht deutlich, daß zwar durch Variation der Wanddicke eine Verbesserung des thermo-mechanischen Verhaltens einer Struktur hinsichtlich Ratcheting erzielt werden kann, daß jedoch in jedem Fall das geeignetere Mittel die Verkürzung der Länge L ist. Dies gilt insbesondere, wenn die steigende Gefahr von Ermüdung bei einer Vergrößerung der Wanddicke berücksichtigt wird.

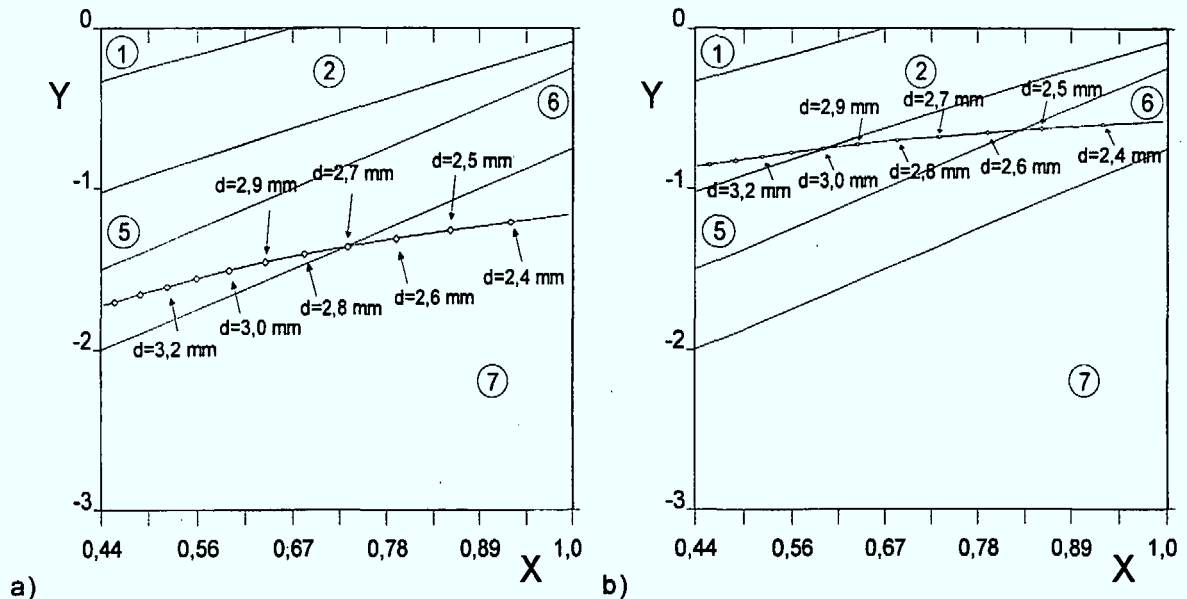


Abbildung 23: Darstellung der Belastungssituation im Bree-Diagramm:

a - Kühlkanalbreite von 40 mm

b - Kühlkanalbreite von 28 mm

4.2 Modell eines frei aufliegenden Biegebalkens mit bilinearer Temperaturverteilung

Grundsätzlich anders ist der Ratcheting-Effekt, wenn Sekundärspannungen nicht durch Zwängungen an der Einspannstelle, sondern durch eine nichtlineare Temperaturverteilung über den Querschnitt der Ersten Wand hervorgerufen werden. Hier finden die wechselseitigen progressiven plastischen Verformungen bei zusätzlicher mechanischer Belastung innerhalb des Querschnitts der Ersten Wand statt, so daß sich Ratcheting in diesem Fall lokal durch Zunahme der Krümmung äußert. Zu dieser Problematik, die gleichzeitig auch den Schwerpunkt der experimentellen Arbeiten darstellt, wurde in Zusammenarbeit mit S. Majumdar das „Drei-Balken-Modell“ entwickelt [114], mit dem erste Untersuchungen durchgeführt wurden. Eine weitaus bessere Beschreibung der Belastungsbedingungen der Ersten Wand bietet jedoch ein weiteres Modell, das im folgenden vorgestellt werden soll.

4.2.1 Theoretische Ableitungen

Ausgangspunkt des hier betrachteten Modells ist eine Berechnung der stationären Temperaturverteilung im Querschnitt der Ersten Wand für einen erwarteten Wärmestrom von $0,5 \text{ MW/m}^2$. Die Temperaturverteilung ist für eine Symmetriehälfte der Ersten Wand in Abbildung 24 dargestellt. An der Oberseite der Ersten Wand ist ein steiler Temperaturgradient zu erkennen, wobei die maximale Temperatur bei etwas über 400°C liegt. Die Unterseite bleibt dabei mit unter 50°C relativ kühl.

Neben der Temperaturverteilung ist in Abbildung 24 zusätzlich der Temperaturverlauf über die Wandhöhe für zwei verschiedene Pfade dargestellt. Die einfachste Beschreibung dieser Temperaturverläufe führt zu einer bilinearen Näherung, die gleichzeitig auch die Grundlage des Modells ist.

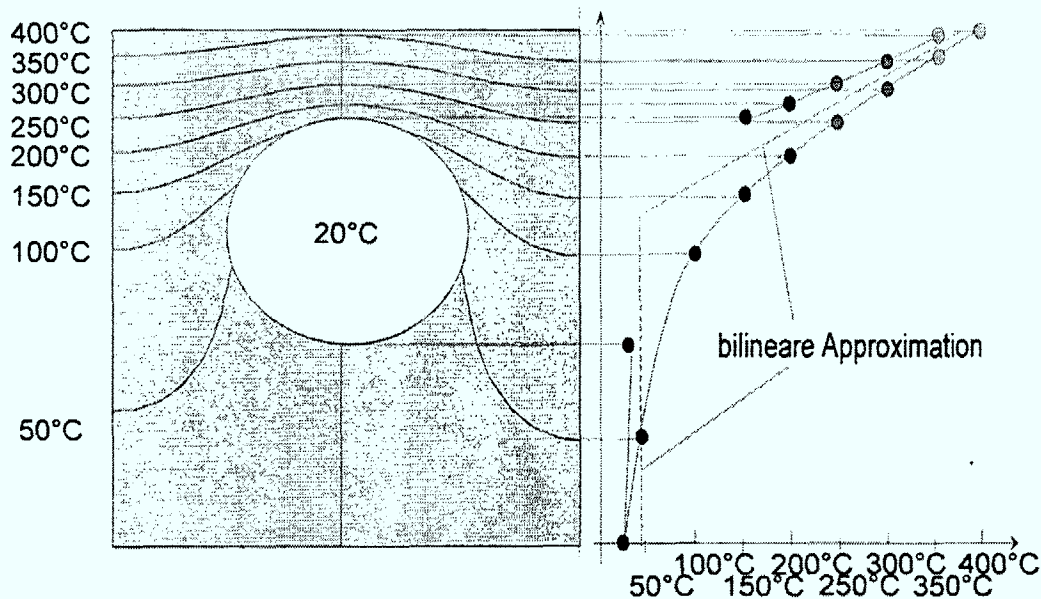


Abbildung 24: Berechnete Temperaturverteilung im Querschnitt der Ersten Wand bei einer thermischen Belastung von $0,5 \text{ MW/m}^2$

Das Modell besteht im wesentlichen aus einem frei aufliegenden Balken der Höhe $2 \cdot d$ und der Breite B (vergl. Abbildung 25). In dem Modell ist die thermische Belastung durch die bilineare Temperaturverteilung gegeben, die wiederum durch die Temperaturdifferenz an der Probenoberfläche ΔT (bzw. dem Wärmestrom $\dot{q}$) und durch die Lage des imaginären Kühlkanals $\beta_{th} \cdot d$ gekennzeichnet ist. Aufgrund der Tatsache, daß der Balken sich unter Belastung frei durchbiegen kann, werden die bilineare Temperaturverteilung und die damit verbundenen Wärmedehnungen zu Druckspannungen an der Balkenober- und Balkenunterseite führen, während in der Balkenmitte bzw. in Höhe der imaginären Wärmesenke Zugspannungen vorliegen. Für die mechanische Belastung wird sowohl ein Moment als auch eine axiale Last berücksichtigt.

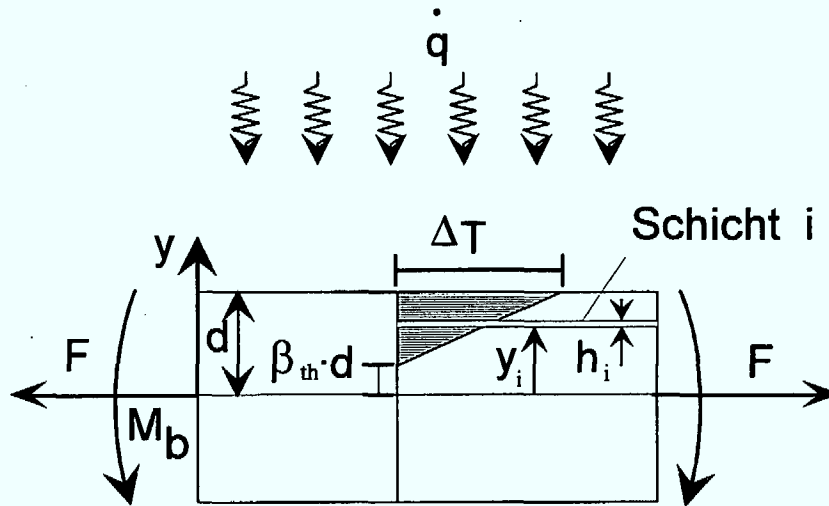


Abbildung 25: Modell des frei aufliegenden Biegebalkens mit bilinearer Temperaturverteilung

Für die Beschreibung des Werkstoffverhaltens im Modell wird ebenso wie im Modell des beidseitig eingespannten Balkens ein elastisch-ideal plastisches Werkstoffverhalten zugrunde gelegt.

Im Rahmen der klassischen Balkentheorie kann der Verlauf der totalen Dehnung über die Membrandehnung und die Krümmung beschrieben werden:

$$\varepsilon = \varepsilon_0 + \kappa y \quad (4.38)$$

Die elastisch berechnete Spannungsverteilung über der Balkenhöhe hat ebenso wie die Temperatur einen bilinearen Verlauf. Beschränkt man sich auf positive Werte für β_{th} , so kann die elastische Spannung an den Eckpunkten des bilinearen Spannungsprofils durch Gl. 4.39 bestimmt werden:

$$\begin{aligned} \sigma(d) &= P_m + P_b - \Delta Q \\ \sigma(\beta_{th}d) &= P_m + P_b \cdot \beta_{th} + \Delta Q \cdot (1 - \beta_{th}) \\ \sigma(-d) &= P_m - P_b - \Delta Q \frac{1 - \beta_{th}}{1 + \beta_{th}} \end{aligned} \quad (4.39)$$

mit

$$P_m = \frac{F}{2Bd}; P_b = \frac{3M_b}{2Bd^2}; \Delta Q = \frac{E\alpha T_0}{4} (1 + \beta_{th})^2 \quad (4.40)$$

Anhand des beschriebenen Modells wurden erneut sogenannte Bree-Diagramme berechnet. Für bestimmte Belastungsbedingungen (konstantes Biegemoment und zyklische thermische Belastung mit $\Delta Q/\sigma_y \leq 2$) konnten analytische Lösungen für die Abgrenzung gegen infinites und finites Ratcheting gefunden werden [115]. Hierbei wurde für die Abgrenzung gegen infinites Ratcheting das statische Shakedown-Theorem von Melan [96] bzw. Untersuchungen von Frederick und Armstrong [116] zum Shakedown zugrunde gelegt. Frederick und Armstrong haben in ihrer Arbeit

gezeigt, daß eine Struktur unabhängig von den Startbedingungen letztendlich den Shakedown-Zustand erreicht, wenn dieser für die gegebenen Belastungsbedingungen existiert. Im allgemeinen wurden die Berechnungen jedoch mit Hilfe eines hierfür entwickelten numerischen Programms durchgeführt. Für das Programm wurde die Balkenstruktur in eine konkrete Anzahl von Scheiben (400 für die Rechnungen in dieser Arbeit) unterteilt, und über eine Iteration die Krümmung und die Membrandehnung unter Berücksichtigung der plastischen Verformung im Balken so berechnet, daß für eine vorgegebene Belastung im Zyklus das Gleichgewicht mit den äußeren Lasten gegeben war.

Für die Belastungsbedingungen, für die auf analytischem Wege Lösungen für das Balkenmodell erzielt werden konnten, zeigte sich eine sehr gute Übereinstimmung dieser Lösungen mit den Ergebnissen des numerischen Programms /115,117/.

Bei allen Berechnungen wurde zwischen den folgenden Bereichen im Bree-Diagramm unterschieden:

- elastischer Bereich: Bei niedrigen Gesamtbelastungen treten keine plastischen Verformungen auf. Der elastische Bereich ist für das Balkenmodell dadurch gekennzeichnet, daß die Beträge der drei Spannungen in Gleichung 4.39 kleiner sind als die Streckgrenze.
- Shakedown-Bereich: In den ersten Zyklen kommt es zu plastischen Verformungen und zur Ausbildung eines derartigen Eigenspannungsfeldes, daß in nachfolgenden Zyklen nur noch elastische Reaktionen auftreten. In der Praxis wird die Unterscheidung zwischen Ratcheting und Shakedown oft dadurch festgelegt, daß nach einer bestimmten Anzahl von Zyklen die Dehnungszunahme pro Zyklus kleiner ist als ein vorgegebener Wert (z.B. $\Delta^p \epsilon < 2 \cdot 10^{-5}$ nach 100 Zyklen /82/). Diese praxisbezogene Definition von Shakedown wurde jedoch bei der Berechnung des vereinfachten Modells nicht berücksichtigt.
- Bereich zyklischer Plastifizierung: Bei relativ kleinen mechanischen Belastungen und hohen thermisch induzierten Wechselbeanspruchungen können in jedem Teilzyklus plastische Verformungen auftreten. Sie heben sich jedoch auf, so daß es zu keiner Akkumulation von bleibenden Dehnungen kommt.
- Ratcheting Bereich: Hier kommt es zu fortschreitenden plastischen Dehnungen. Im klassischen Bree-Diagramm, bei dem die primären Beanspruchungen reinen Membrancharakter haben, wird bei jedem Zyklus ein gleich großes plastisches Inkrement aufaddiert, so daß theoretisch bei hinreichend vielen Zyklen beliebig große Dehnungen akkumuliert werden können. Es gibt jedoch auch Lastfälle (z.B. bei primärer Biegebeanspruchung), bei denen zwar eine fortschreitende Verformung mit jedem Zyklus stattfindet, die Inkremente in der Verformung jedoch derart schnell stetig abnehmen, daß die sich ansammelnde plastische Verformung selbst für unendlich viele Zyklen endlich bleibt. Somit spaltet sich der Ratcheting-

Bereich auf in einen Bereich finiten Ratchetings und einen Bereich infiniten Ratchetings. Eine ähnliche Unterteilung des Ratcheting-Bereiches findet sich in /82/ wieder. Hier wird zwischen transientem und asymptotischem Ratcheting unterschieden. Beim transienten Ratcheting ist die Ausbildung der maximalen Dehnung erkennbar, während sich beim asymptotischen Ratcheting konstante Inkremente in der plastischen Verformung einstellen. Zur Unterscheidung von finitem und infinitem Ratcheting wurde im Rahmen der numerischen Berechnungen ein Beschränktheitskriterium für Reihen benutzt. Hierbei wurde davon ausgegangen, daß sich die doppeltlogarithmisch aufgetragene Kurve der plastischen Inkremente über der Zyklenzahl an eine Gerade der Steigung s annähert (vgl. Abbildung 26). Ist die Steigung dieser Geraden kleiner als -1, so kann davon ausgegangen werden, daß kein infinites Ratcheting stattfindet. Ist $s=0$ so findet asymptotisches Ratcheting statt, d.h. die Inkremente in der plastischen Verformung sind konstant, für $s=-\infty$ liegt Shakedown vor.

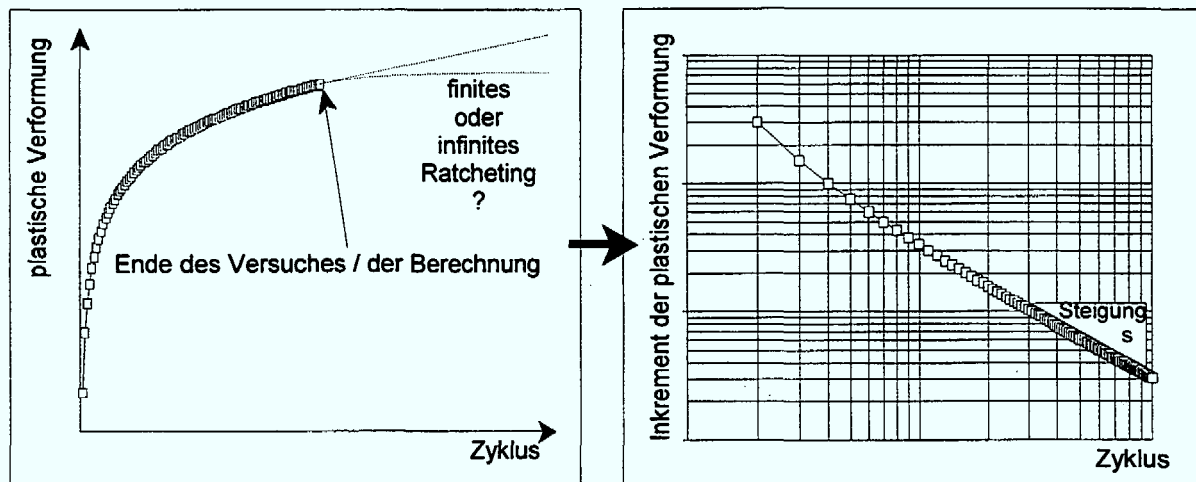


Abbildung 26: Bewertung von experimentell oder rechnerisch erhaltenen Ergebnissen hinsichtlich Ratcheting: $s < -1 \Rightarrow$ Shakedown

Da das thermo-mechanische Verhalten des Modells abhängig vom Vorzeichen der Belastung ist (positives oder negatives Biegemoment / Zug- oder Druckkraft) wurde für die Abszisse folgende Vorzeichenkonvention getroffen:

$$X = \text{Sgn}(M_b) \left(\frac{|F|}{F_y} + \frac{|M_b|}{M_c} \right) \quad (4.41)$$

F_y : Kollapsaxiallast
 M_c : Kollapsmoment

Damit entspricht der Betrag von X dem Wert aus Gleichung 3.2 (KTA-Regel). Auf der Ordinate ist wie im klassischen Bree-Diagramm die thermische Belastung aufgetragen:

$$Y = \frac{\Delta Q}{\sigma_y} \quad (4.42)$$

ΔQ : elastisch berechnete Sekundärspannungsschwingbreite

Bei kombinierter Zug- und Biegemomentbelastung wird das Verhältnis der beiden Primärlasten durch den χ -Wert vorgegeben:

$$\chi = \frac{\frac{F}{F_y}}{\text{Sgn}(M_b) \left(\frac{|F|}{F_y} + \frac{|M_b|}{M_c} \right)} = \frac{F}{X F_y} \quad (4.43)$$

Die reine Zug-/Druckbelastung ist damit durch $\chi=-1$ oder $\chi=1$ und die reine Biegemomentbelastung durch $\chi=0$ gegeben.

Wegen der Übersichtlichkeit wurde die Darstellung der Rechenergebnisse in den folgenden Bree-Diagrammen auf die Ratchetinggrenzen (finites und infinites Ratcheting) beschränkt. Die Abgrenzung der anderen Bereiche (elastischer Bereich, Shakedown und zyklische Plastifizierung) wurde bereits in /115,118,119/ behandelt.

4.2.2 Konstante Membranspannung, symmetrische Anordnung ($\chi=1$, $\beta_{th}=0$)

Zunächst wurden Berechnungen für $\beta_{th}=0$ (Lage des fiktiven Kühlkanals in der Balkenmitte) und reine axiale Belastung durchgeführt. Das Spannungsprofil im Balken ist symmetrisch zur Mittellinie und unterscheidet sich von dem linearen Profil, das den klassischen Bree'schen Untersuchungen zugrunde lag. Jedoch läßt sich bei näherer Betrachtung der gegebenen Belastungssituation eine Analogie zwischen beiden Modellen erkennen, so daß es auch nicht verwunderlich ist, daß sich bei den Berechnungen für das Balkenmodell exakt die Topologie des klassischen Bree-Diagramms ergab (vgl. Abbildung 27). Ein Bereich des finiten Ratchetings tritt nicht auf. Da für diesen Fall alle Kurven symmetrisch zur Ordinate sind, wurde Abbildung 27 auf positive X-Werte beschränkt.

Neben den Grenzen von Bree sind außerdem die Grenzen der RCC-MR Regel („Efficiency Diagram“) und die der 3 S_m -Regel jeweils für $S_m=0,9 \sigma_y$ und $S_m=2/3 \sigma_y$ abgebildet. Der Wert $S_m=0,9 \sigma_y$ bezieht sich dabei auf den in den Experimenten verwendeten unbestrahlten austenitischen Stahl, der eine ausreichende Duktilität und ein großes Verfestigungsvermögen zeigt. In dem folgenden Vergleich der unterschiedlichen Regeln scheinen aufgrund der Tatsache, daß dieses Verfestigungsverhalten mit berücksichtigt wurde, die französischen RCC-MR-Regeln für $S_m=0,9 \sigma_y$ nicht ausreichend konservativ zu sein. Hierbei muß jedoch festgehalten werden, daß die theoretisch abgeleiteten Regeln immer von einem ideal plastischen Werkstoffverhalten ausgehen und somit von Natur aus konservativer sind, als die auf Experimenten aufbauenden RCC-MR-Regeln.

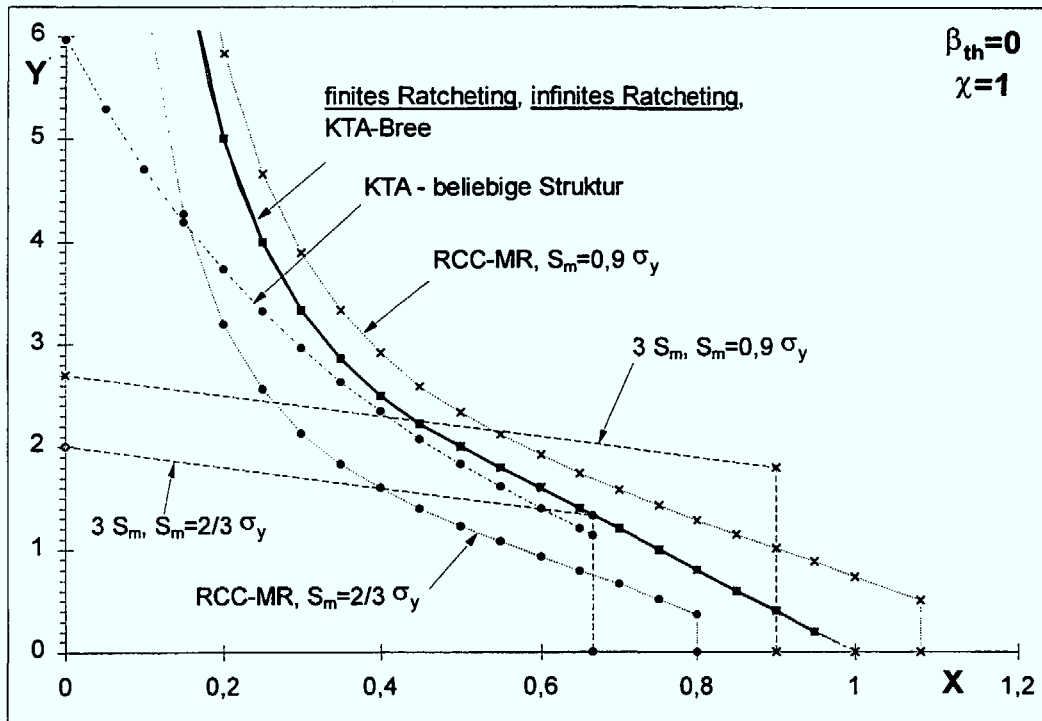


Abbildung 27: Vergleich der Auslegungsregeln mit den Ergebnissen des einfachen Balkenmodells unter reiner Membranspannung und zyklischer thermischer Belastung ($\beta_{th}=0$)

Allerdings kann bei der Auslegung gegen den Spannungsvergleichswert $S_m=0,9 \sigma_y$ finites Ratcheting nicht immer ganz ausgeschlossen werden, da die Dehnung, die zu einer ausreichenden Verfestigung führt, nicht unbedingt im ersten Zyklus erreicht wird.

In Abbildung 27 ist zu erkennen, daß die „Efficiency Diagram“-Regel der Abgrenzung von Bree sehr ähnlich ist. Für einen fiktiven Wert von $S_m=5/6 \sigma_y$ wären beide Diagramme für $X<0,5$ sogar identisch. Für $S_m=0,9 \sigma_y$ ist die Abgrenzung des Efficiency Diagramms weniger konservativ als das klassische Bree-Diagramm, für $S_m=2/3 \sigma_y$ ist sie dagegen konservativer. Die $3 S_m$ Regel ist im Bereich kleiner Primärspannungen sehr konservativ, dagegen läßt sie im Bereich großer Primärspannungen hohe thermische Belastung zu.

4.2.3 Konstante Membranspannung, unsymmetrische Anordnung ($\chi=1$, $\beta_{th}=0,25$)

Für diesen Fall wurden wiederum nur reine Membranspannungen untersucht, jedoch entspricht der Parameter $\beta_{th}=0,25$ der Kühlkonfiguration der Segmente der Ersten Wand. Die Abgrenzungen von finitem und infinitem Ratcheting liegen in diesem Fall nicht mehr übereinander (Abbildung 28). Dies bedeutet, daß für diesen Lastfall bereits ein Zwischenbereich existiert, in dem zwar Ratcheting auftritt, in dem die plastische Verformung jedoch immer begrenzt bleibt.

Außerdem ist in Abbildung 28 zu erkennen, daß die Abgrenzungen nicht mehr symmetrisch zur Ordinate sind, was bedeutet, daß hier das thermo-mechanische Verhalten des Balkens nicht allein von der Größe der mechanischen Belastung abhängt, sondern auch von der Richtung.

Die einzige Regel, die für diesen Belastungsfall das Auftreten von Ratcheting ganz vermeidet, ist die „Efficiency Diagram“-Regel für $S_m = 2/3 \sigma_y$. Bei allen anderen Regeln verläuft die Abgrenzungskurve zumindest teilweise durch den Bereich des

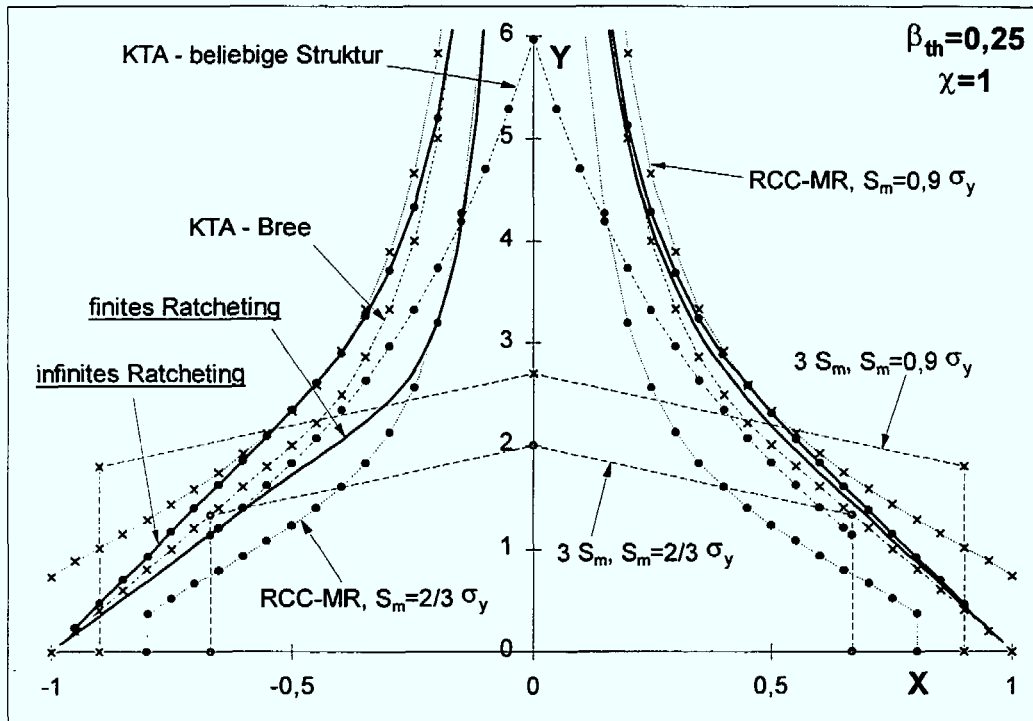


Abbildung 28: Vergleich der Auslegungsregeln mit den Ergebnissen des einfachen Balkenmodells unter reiner Membranspannung und zyklischer thermischer Belastung ($\beta_{th}=0,25$)

finiten Ratchetings. Inwieweit dieser Bereich für die Auslegung kritisch ist, soll für den Fall der reinen Biegespannung diskutiert werden. Bei der „Efficiency Diagram“-Regel und der 3 S_m -Regel verläuft teilweise die Abgrenzung für $S_m = 0,9 \sigma_y$ erneut durch den Bereich des infiniten Ratchetings.

4.2.4 Konstante Biegespannung, unsymmetrische Anordnung ($\chi=0$, $\beta_{th}=0,25$)

Bei einer Biegebeanspruchung des Balkens wird sowohl in den KTA Regeln als auch in den Efficiency Diagram Regeln der Stützfaktor K berücksichtigt, der das Verhältnis des Biegemoments bei Kollaps zum Biegemoment bei erster plastischer Verformung für einen elastisch - ideal plastischen Werkstoff angibt. Jedoch wird in den KTA-Regeln nur das Biegemoment auf den Stützfaktor bezogen, während bei der „Efficiency Diagram“-Regel die gesamte Primärlast auf den Stützfaktor bezogen wird. Zunächst soll nun der Fall der reinen Biegebeanspruchung untersucht werden.

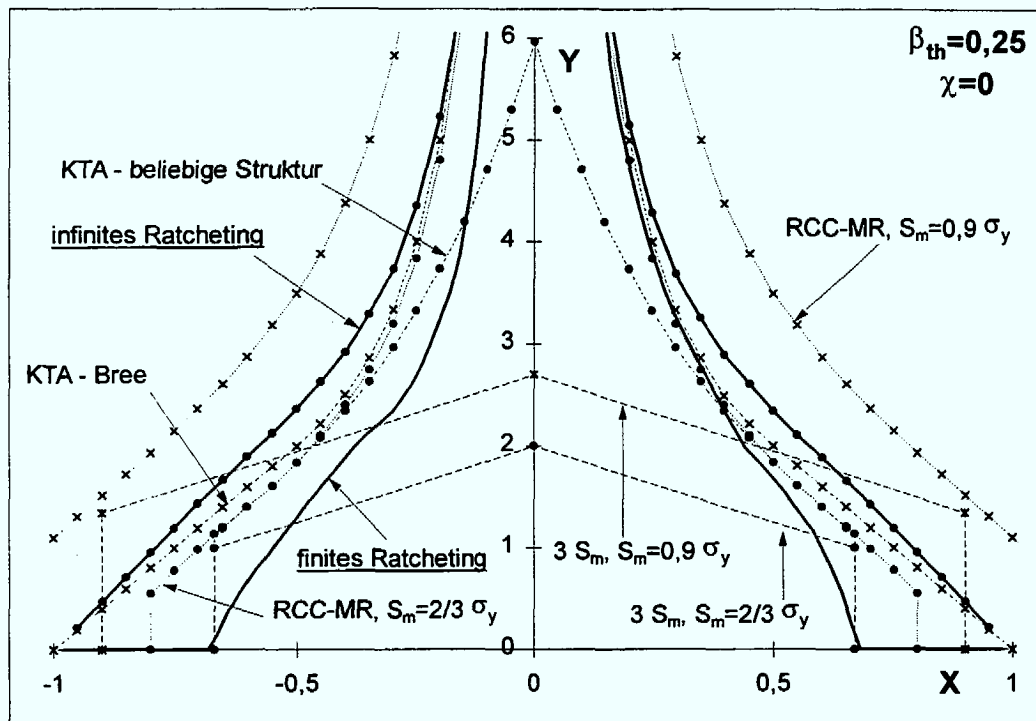


Abbildung 29: Vergleich der Auslegungsregeln mit den Ergebnissen des einfachen Balkenmodells unter reiner Biegespannung und zyklischer thermischer Belastung ($\beta_{th}=0,25$)

In Abbildung 29 sind erneut die Abgrenzungen gegen finites und infinites Ratcheting, die sich aufgrund des einfachen Balkenmodells ergaben, dargestellt. Im Unterschied zur reinen Membranspannung enden hier die beiden Abgrenzungen für kleine Sekundärspannungen nicht gemeinsam bei $X=1$, sondern die Linie für infinites

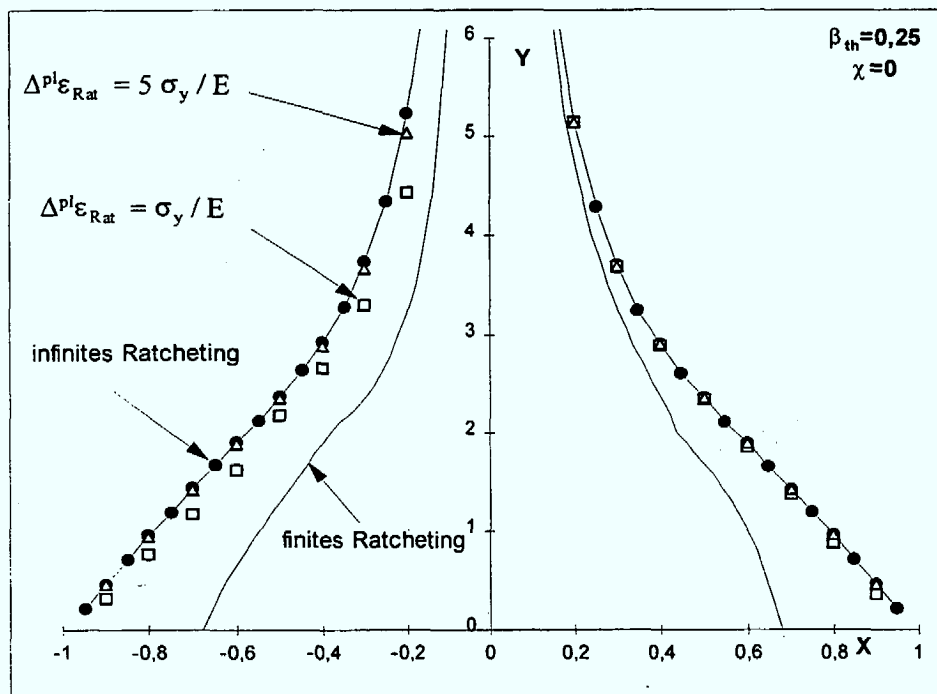


Abbildung 30: Rechenergebnisse für die Bewertung von finitem Ratcheting

Bereich des infiniten Ratchetings nicht mehr bei $X=1$ bzw. $X=-1$ beginnt, sondern bei höheren Werten. Der Grund dafür liegt darin, daß für kombinierte Belastung bei $X=1$ bzw. $X=-1$ keine Kollapsbedingungen mehr vorliegen, sofern der Stützfaktor K größer als 1 ist. In Abbildung 31 ist weiterhin zu erkennen, daß erneut keine der Regeln das Auftreten von Ratcheting für den einfachen Biegebalken ganz verhindern kann. Die beste Abgrenzung liefern erneut die KTA-Regeln und das „Efficiency Diagram“ mit $S_m=2/3 \sigma_y$. Die Abgrenzung der RCC-MR Regel („Efficiency Diagram“) für $S_m=0,9 \sigma_y$ liegt dagegen oberhalb derjenigen der anderen Regeln. Außerdem ist für diese Belastungsbedingung das klassische Bree-Diagramm zum ersten mal konservativer als das Efficiency Diagramm für $S_m=2/3 \cdot \sigma_y$. Der Grund dafür liegt darin, daß bei der „Efficiency Diagram“-Regel in diesem Fall die ganze Primärspannung auf den Stützfaktor bezogen wird, während in den KTA-Regeln nur der Biegeanteil auf den Stützfaktor bezogen wird. Die „Efficiency Diagram“-Regel führt somit zu einer Unterbewertung des Ratcheting Effektes, da sie unterstellt, daß bei der Membranspannung ebenfalls ein Faktor K zwischen Axiallast bei erster plastischer Verformung und Axiallast bei Kollaps existiert. Dies ist jedoch nicht der Fall, so daß die Vorgehensweise in den KTA-Regeln, nur den Biegeanteil auf den Stützfaktor zu beziehen, zu bevorzugen ist.

4.2.6 Zyklische Biegebeanspruchung, unsymmetrische Anordnung ($\chi=0$; $\beta_{th}=0,25$)

Im letzten Fall soll gezeigt werden, daß die Art des Belastungszyklus einen

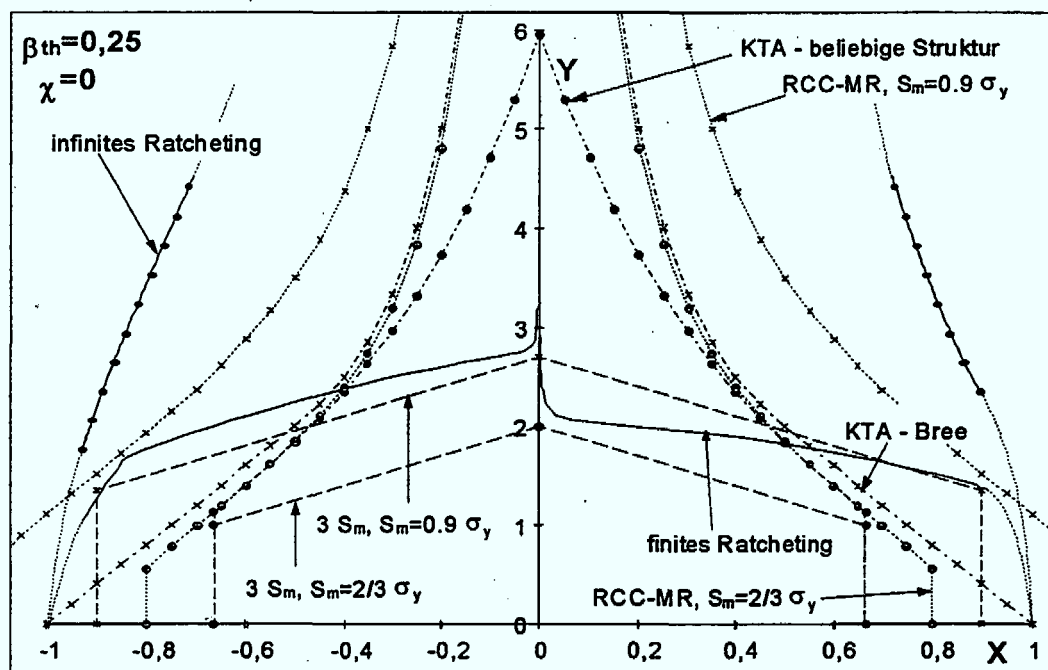


Abbildung 32: Vergleich der Auslegungsregel mit den Ergebnissen des einfachen Balkenmodells unter zyklischer Biegebeanspruchung und zyklischer thermischer Belastung

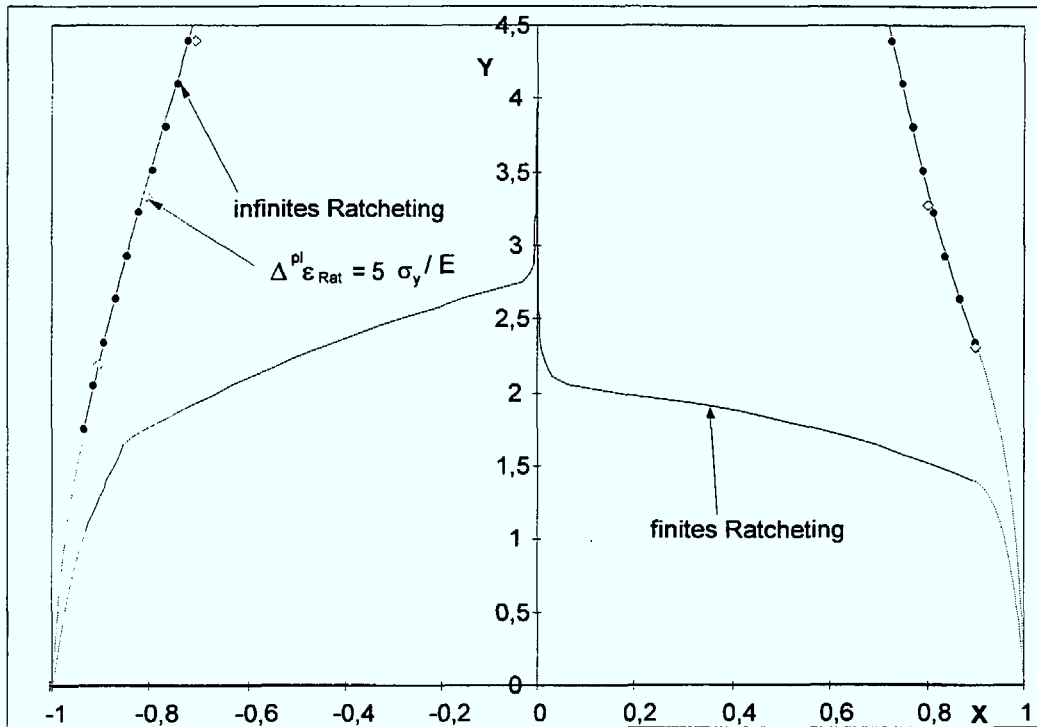


Abbildung 33: Rechnergebnisse für die Bewertung von finitem Ratcheting

entscheidenden Einfluß auf das thermo-mechanische Verhalten hat. Die primären Lasten wirken nun nicht mehr konstant ein, sondern werden wie die thermischen Lasten zyklisch angesetzt. Zu diesen eigentlichen Belastungsbedingungen der Ersten Wand Segmente wurden ebenfalls Berechnungen durchgeführt. Wie in Abbildung 32 zu erkennen ist, haben die Abgrenzungen eine andere Gestalt als in den Diagrammen zuvor. Für hohe thermische Beanspruchung findet selbst für sehr kleine Primärspannungen bereits finites Ratcheting statt. Der Bereich des infiniten Ratchetings ist zu höheren thermischen und mechanischen Lasten hin verschoben. Zum Vergleich wurden in Abbildung 32 erneut die Auslegungsregeln abgebildet. Für diesen Lastzyklus scheint nur die $3 S_m$ Regel geeignet, Ratcheting ganz zu vermeiden. Jedoch ist auch für diesen Lastfall der Bereich des finiten Ratchetings nur dann hinsichtlich fortschreitender Deformation wirklich kritisch, wenn sich die Belastungsbedingungen nahe an den Bereich des infiniten Ratchetings annähern. Zur Veranschaulichung wurden abermals Rechnungen für solche Belastungsbedingungen durchgeführt, welche nach 1000 Zyklen zu einer Zunahme der bleibenden Dehnung durch Ratcheting um $5 \sigma_y / E$ führten (vgl. Abbildung 33). Es wird deutlich, daß unter diesem Gesichtspunkt die Verwendung der $3 S_m$ -Regel für kleine Primärbelastung wieder zu konservativ ist.

4.2.7 Einfluß der Kühlkanäle auf das Rechnergebnis

Da in dem einfachen Balkenmodell zunächst von einem rechteckigem Vollquerschnitt ausgegangen wurde, die Segmente der Ersten Wand jedoch Kühlkanäle besitzen,

wurde in einer weiteren Rechnung der Einfluß der Kühlkanäle auf die Ergebnisse untersucht. Hierzu wurde das numerische Programm derart modifiziert, daß unter Berücksichtigung der Lage und Geometrie der Kühlkanäle jeder Balkenschicht i eine Breite $B(i)$ zugeordnet wurde. Zusätzlich wurde die Lage der neutralen Achse, das Moment erster plastischer Verformung, das Kollapsmoment und das Flächenträgheitsmoment auf die neue Balkenstruktur mit Kühlkanälen angepaßt und diese Werte in das numerische Programm implementiert.

Abbildung 34 zeigt einen Vergleich der berechneten Abgrenzungen gegen infinites Ratcheting einmal für ein reines Biegemoment und zum anderen für eine reine Axiallast. In beiden Fällen ist die Abgrenzung, die mit dem einfachen Modell mit Vollquerschnitt ermittelt wurde, konservativer als die Abgrenzung, die unter Berücksichtigung der Kühlkanäle ermittelt wurde. Somit ist das einfache Balkenmodell hinsichtlich dem Auftreten von Ratcheting durchaus für eine konservative Abschätzung gegenüber Segmenten mit Kühlkanälen geeignet.

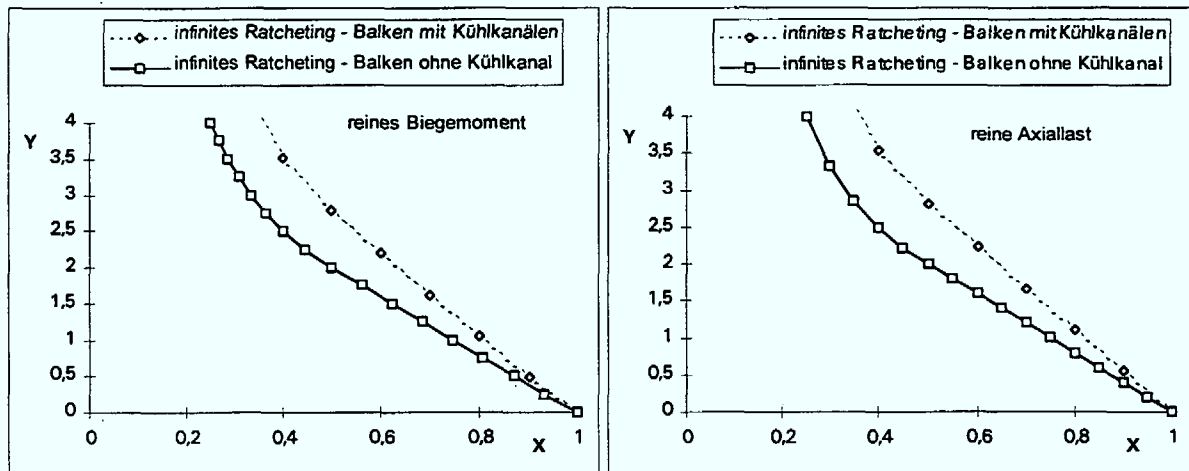


Abbildung 34: Berechnete Abgrenzungen gegen infinites Ratcheting für das Balkenmodell mit rechteckigem Vollquerschnitt und für das Modell mit Kühlkanälen

4.2.8 Beschreibung der Ratcheting-Mechanismen

Die unterschiedlichen Verläufe der Abgrenzung gegen finites und infinites Ratcheting für eine konstante und eine zyklische mechanische Belastung lassen darauf schließen, daß auch unterschiedliche Ratcheting-Mechanismen vorliegen. Daher wurden nähere Untersuchungen zu dem Mechanismus, der für eine fortschreitende plastische Verformung verantwortlich ist, durchgeführt.

Zunächst soll nun der Fall einer konstanten Biegemomentbelastung zugrunde gelegt werden. Zur Vereinfachung wurde die Lage des imaginären Kühlkanals in die Mitte des Balkens gelegt ($\beta_{th}=0$). Die Belastungsbedingungen wurden mit $P_b/\sigma_y=1,25$ und $\Delta Q/\sigma_y=1$ für die Untersuchung so gewählt, daß ein deutlicher Ratcheting-Effekt

(infinite Ratcheting) auftritt. Wird zunächst das Biegemoment ohne jegliche thermische Belastung aufgebracht, so stellt sich ein bezüglich der Mittelachse symmetrischer Spannungsverlauf über die Balkenhöhe ein. An der Balkenober- und Balkenunterseite bilden sich aufgrund der hohen mechanischen Belastung plastische Zonen aus (vgl. Abbildung 35.a). Wird zusätzlich zur hohen mechanischen Biegemomentbelastung die thermische Belastung in Form des bilinearen Temperaturprofils aufgebracht, so treten zusätzlich hohe Druckspannungen an der Balkenober- und Balkenunterseite auf. Da die Balkenunterseite durch das Biegemoment schon auf Druck belastet ist, wird hier die Beanspruchung besonders groß, so daß zusätzliche plastische Verformungen auftreten. An der Balkenoberseite, die aufgrund des Biegemomentes auf Zug belastet ist, findet dagegen durch die thermische Ausdehnung des Materials eine Entlastung statt (vgl. Abbildung 35.b). Wird im Anschluß die thermische Belastung wieder fortgenommen, so zeigt sich an der Balkenunterseite eine Entlastung durch die vorher stattgefundenen plastischen Druckverformungen. Ein größerer Teil des Biegemomentes muß nun im oberen Teil des Balkens aufgenommen werden, was zur Folge hat, daß hier zusätzliche plastische Verformungen in Zugrichtung auftreten (vgl. Abbildung 35.c). Diese plastischen Verformungen führen im anschließenden Halbzyklus unter kombinierter thermischer und mechanischer Belastung erneut zu einer Entlastung der Balkenoberseite und damit zu einem Inkrement in den plastischen Verformungen der Balkenunterseite (vgl. Abbildung 35.d). Der beschriebene Mechanismus kann sich beliebig fortsetzen. Der Ratcheting-Effekt kann also für diesen Fall so beschrieben werden, daß eine aufgebrachte mechanische Last aufgrund der zyklischen thermischen Belastung in den jeweiligen Teilzyklen in unterschiedlichen Bereichen der Struktur zum großen Teil getragen werden muß. Plastische Verformungen treten abwechselnd in den stärker belasteten Bereichen auf und führen im anschließenden Teilzyklus zu einer Entlastung.

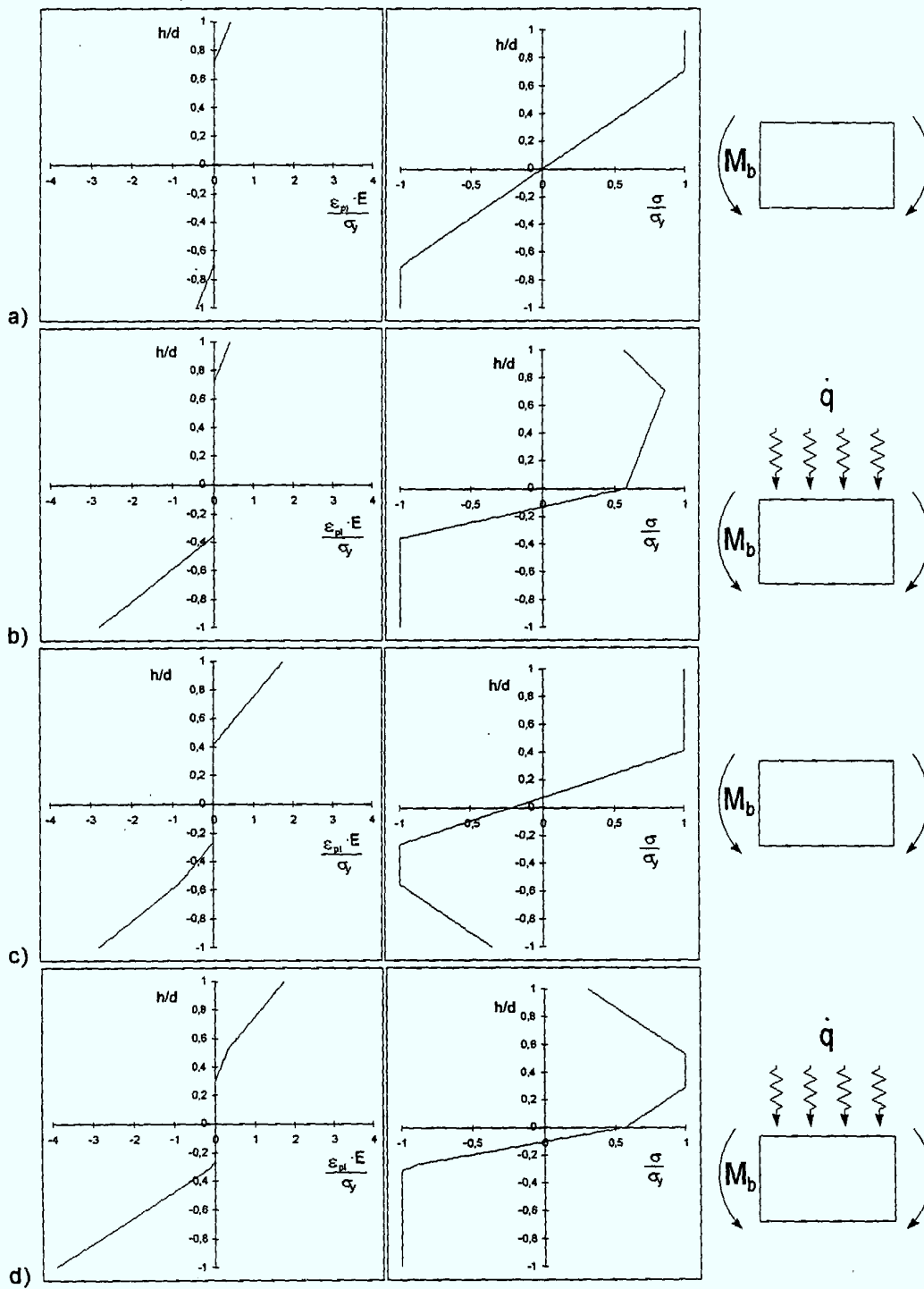


Abbildung 35: Entwicklung der plastischen Verformung und der Spannung im Balkenquerschnitt unter konstantem Biegemoment und zyklischer thermischer Belastung

In Abbildung 36 ist die mit jedem Zyklus zunehmende plastische Verformung der Balkenober- und Balkenunterseite dargestellt. Es ist hier zu erkennen, daß für diesen Belastungsfall rein fortschreitende plastische Verformungen auftreten. Aufgrund der gewählten Materialwerte entspricht die Skalierung in Abbildung 36 auch $10^{-3} \epsilon_{pl}$. Zudem ist zu bemerken, daß auch nach 5 Zyklen die plastische

Verformung in der Größenordnung der elastischen Dehnung bei Fließbeginn bleibt. Für hohe thermische Lasten kann der Ratcheting-Effekt in diesem Fall auch mit zyklischen Plastifizierungen verknüpft sein.

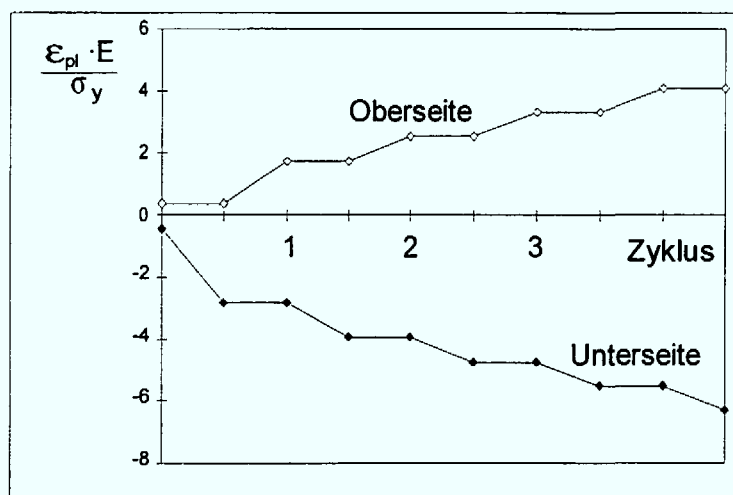


Abbildung 36: Entwicklung der plastischen Verformung an der Balkenober- und Balkenunterseite unter konstantem Biegemoment und zyklischer thermischer Belastung

Sehr viel schwieriger ist die Klärung des Ratcheting-Mechanismus für ein pulsartiges Biegemoment, das während der thermischen Belastung aufgebracht wird. Im Gegensatz zu dem Fall des konstanten Biegemomentes kann für ein zyklisches Biegemoment Ratcheting nur in der Form auftreten, daß Bereiche des Balkens zyklischer Plastifizierung unterliegen, die einzelnen Inkremente in der plastischen Verformung sich während eines Zyklus jedoch nicht komplett aufheben. Dies wird in Abbildung 37 deutlich, in der der Verlauf der plastischen Verformung der Balkenober- und Balkenunterseite für eine mechanische Belastung von $P_b/\sigma_y=1,0$ und eine hohe thermische Belastung von $\Delta Q/\sigma_y=4$ dargestellt ist.

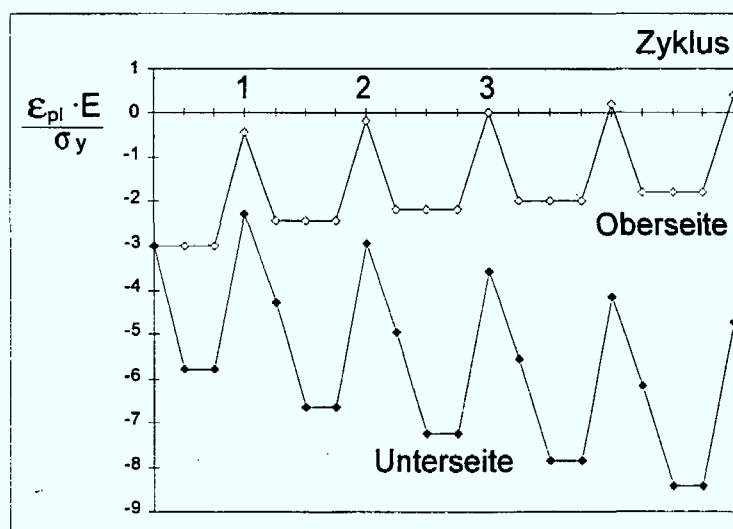


Abbildung 37: Entwicklung der plastischen Verformung an der Balkenober- und Balkenunterseite unter zyklischem Biegemoment und zyklischer thermischer Belastung

Zunächst wird in diesem Fall die thermische Belastung aufgebracht. Es stellt sich ein bezüglich der Mittelachse des Balkens symmetrisches Spannungsprofil ein, das zu plastischen Druckverformungen an Ober- und Unterseite und Zugverformungen in der Balkenmitte führt. Wird im nachfolgenden Schritt ein Biegemoment aufgebracht, so wird die Balkenunterseite zusätzlich auf Druck beansprucht, während die unter Druck stehende Balkenoberseite durch die überlagerte Zugbelastung entlastet wird. An der Unterseite treten zusätzliche plastische Verformungen auf. Die Entfernung des Biegemoments hat zunächst keine weiteren Auswirkungen auf die plastischen Zonen. Erst bei der anschließenden Wegnahme der thermischen Belastung treten erneut plastische Verformungen auf, die jedoch den vorhandenen plastischen Verformungen entgegengerichtet sind (zyklische Plastifizierung). Wird der Balken wiederum thermisch belastet, so nehmen die plastischen Druckverformungen an der Ober- und Unterseite des Balkens wieder zu, jedoch zeigt sich, daß die während der mechanischen Belastung erzeugten zusätzlichen plastischen Verformungen an der Balkenunterseite zum Teil erhalten bleiben. Eine erneute mechanische Belastung führt nun dazu, daß die Größe der plastischen Verformungen an der Balkenunterseite über den Wert des vorhergehenden Zyklus hinausgeht. Dieser Mechanismus kann sich nun unter hohen Belastungsbedingungen fortsetzen, so daß Ratcheting auftritt. Anhand der Spannungs- und Dehnungsverläufe während der einzelnen Zyklen konnte kein genauerer Einblick in den Ratcheting-Mechanismus gewonnen werden, da diese Verläufe in den Bereichen, in denen zyklische Plastifizierung auftritt, in der Regel überaus komplex sind. Es kann jedoch festgehalten werden, daß für diesen Belastungsfall kleinere Effekte das Ratchetingverhalten bestimmen. Insbesondere für den Bereich des finiten Ratchetings ist daher zu vermuten, daß das idealisierte Modell zur Beschreibung des strukturellen Ratchetings nur beschränkt in der Lage ist, die Wirklichkeit wiederzugeben. Andere Aspekte, wie z.B. das Materialverhalten unter zyklischer plastischer Verformung (Materialratcheting) oder die Temperaturabhängigkeit der Werkstoffparameter, werden einen erheblichen Einfluß auf das Ratchetingverhalten haben.

4.2.9 Diskussion

Anhand der Ergebnisse, die für dieses Modell des frei aufliegenden Balkens erzielt wurden, sollen nun wie beim Modell des beidseitig eingespannten Balkens konkrete Schlußfolgerungen für Segmente der Ersten Wand zukünftiger Fusionsreaktoren getroffen werden.

Ausgangspunkt ist erneut ein mechanischer Flächendruck p und eine thermische Belastung in Form einer Wärmestromdichte $\dot{q}$. Für diese Belastung lassen sich die Primär- und die Sekundärbelastung nach der KTA-Regel wie folgt darstellen:

$$X = \frac{1}{8} \frac{1}{\sigma_y} \frac{L^2}{d^2} p \quad (4.44)$$

$$Y = \frac{1}{4} \frac{E \alpha}{\lambda \sigma_y} (1 - \beta_{th}) (1 + \beta_{th})^2 d \dot{q} \quad (4.45)$$

Diese Gleichungen besitzen ein ähnliches Aussehen, wie die Gleichungen für das Modell des beidseitig eingespannten Balkens. Daher können hier auch ähnliche Schlußfolgerungen gezogen werden. So sind bezüglich der Materialeigenschaften erneut Materialien mit geringem Elastizitätsmodul, geringer Wärmeausdehnung, hoher Wärmeleitfähigkeit und hoher Festigkeit vorzuziehen. Das Verhältnis L/d hat wiederum einen entscheidenden Einfluß auf die Primärbelastung. Ebenso wie in Kapitel 4.1.4 sollen jedoch im folgenden die beiden Geometrieparameter getrennt voneinander betrachtet werden, da für die Sekundärbelastung nur die Segmentdicke d , und nicht das Verhältnis L/d , eine Rolle spielt. Die Länge eines Segmentes hat den größten Einfluß auf das thermo-mechanische Verhalten, da die Primärbelastung mit dem Quadrat der Länge L zusammenhängt. Somit ist erneut eine Reduzierung der Segmentlänge die geeignetste Möglichkeit zur Vermeidung von Ratcheting. Gegenüber dem Modell des beidseitig eingespannten Balkens ergibt sich für das hier betrachtete Modell jedoch die Möglichkeit einer Vergrößerung der Segmentdicke $2 \cdot d$ ohne Erhöhung der Oberflächentemperatur, indem der Abstand des Kühlkanals zur Segmentoberseite beibehalten wird. Obwohl die Temperatur an der Segmentoberseite sich nicht verändert, erhöht sich dennoch die Sekundärspannung dadurch, daß die thermische Dehnung an der Oberseite nicht mehr in dem Maße durch eine entsprechende Verkrümmung des Balkens aufgefangen werden kann. Gegenüber einem flexiblen Balken, dessen Kühlkanäle sich in der Balkenmitte befinden, kann sich die Sekundärspannung für einen stark versteiften Balken bis auf das Vierfache erhöhen.

Die Vergrößerung der Segmentdicke führt in diesem Fall zudem zu einer Erhöhung des Wertes für β_{th} . In durchgeführten Untersuchungen zeigte sich, daß sich die Abgrenzungen gegen Ratcheting für steigende β_{th} -Werte hin zu größeren Lasten verschieben [115], so daß hierdurch ein positiver Effekt erwartet werden kann.

Die Möglichkeiten der Versteifung der Wand soll an einem Beispiel erläutert werden. Ausgangspunkt der Betrachtung soll eine Erste Wand mit rechteckigem Querschnitt aus Stahl sein. Die Länge des Segmentes soll $L=400$ mm betragen. Die Materialparameter sollen wie im Beispiel für das Modell des beidseitig eingespannten Balkens wiederum durch die Werte in Tabelle 2 (Seite 43) beschrieben sein. Als Randbedingung für die Betrachtungen soll weiterhin angenommen werden, daß der Abstand der Kühlkanalmittellinie von der Segmentoberseite stets 15 mm beträgt. Die Belastung ist durch eine

Wärmestromdichte von $0,5 \text{ MW/m}^2$ und einen konstanten bzw. pulsartigen Druck von 2 MPa gegeben. Im ersten Fall soll von einer Segmentdicke von 30 mm ($d=15 \text{ mm}$, $\beta_{th}=0$) ausgegangen werden. Die Primär- und Sekundärbelastung ergibt sich damit zu $X=0,889$; $Y=1,875$. Im zweiten Fall wird nun die Wanddicke auf 40 mm erhöht ($d=20 \text{ mm}$; $\beta_{th}=0,25$), so daß sich für X und Y die folgenden Werte ergeben: $X=0,5$; $Y=2,93$. Für den letzten hier betrachteten Fall einer Wanddicke von 60 mm ($d=30 \text{ mm}$, $\beta_{th}=0,5$) ergeben sich schließlich Werte von $X=0,222$ und $Y=4,219$.

Dieses Beispiel macht zunächst wieder deutlich, daß durch die Verstärkung der ersten Wand zwar die Primärbelastung erheblich verringert werden kann, daß jedoch hierdurch die Sekundärbelastung stark ansteigt, und dies obwohl die maximale Temperatur an der Segmentoberseite sich nicht verändert. Die Maßnahme der Wanddickenverstärkung scheint jedoch in diesem Fall trotzdem geeignet, Ratcheting zu vermeiden. Dies wird in den Abbildungen 38 - 40 deutlich, in denen die jeweilige Belastungssituation in die entsprechenden Bree-Diagramme eingetragen ist, wobei jeweils zwischen einer konstanten und zyklischen Primärbelastung unterschieden wurde. Für eine Wanddicke von 30 mm ($d=15 \text{ mm}$) liegen die Belastungsbedingungen sowohl für eine konstant als auch für eine zyklisch aufgebrachte Primärlast im Bereich des infiniten Ratchetings (Abbildung 38). Die reine Sekundärbelastung ist so gering, daß diese allein noch nicht zu zyklischer Plastifizierung führt ($Y < 2$).

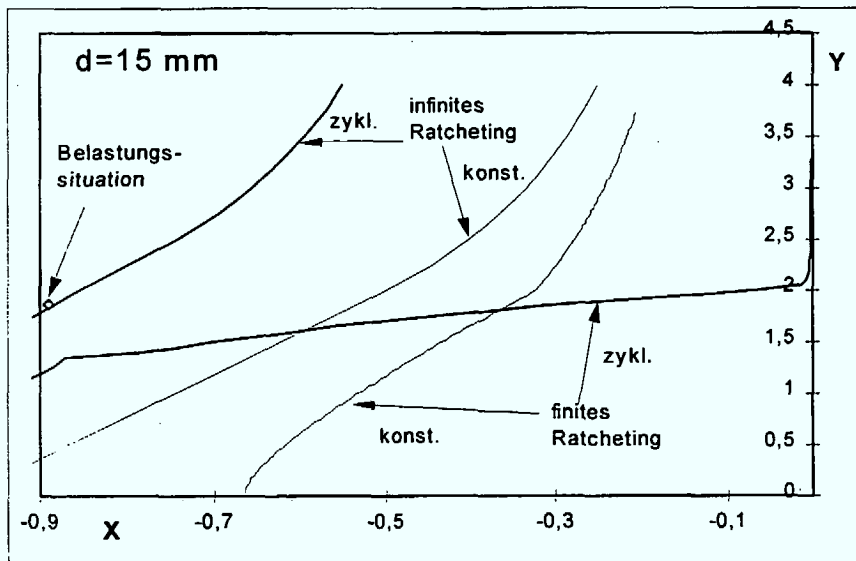


Abbildung 38: Belastungssituation für ein Segment mit einer Wanddicke von 30 mm ($d=15 \text{ mm}$, $\beta_{th}=0$), eingetragen in entsprechende Bree-Diagramme für zyklische und konstante mechanische Belastung

Für eine Wanddicke von 40 mm ($d=20 \text{ mm}$) liegt die Belastungssituation für eine zyklisch aufgebrachte Primärbelastung im Bereich des finiten Ratchetings (Abbildung 39). Im Fall einer konstant aufgebrachten Primärbelastung befindet sie sich immer noch im Bereich des infiniten Ratchetings, jedoch hat sie sich stark an

die Abgrenzungslinie angenähert, so daß kleinere Ratcheting-Inkremente erwartet werden können.

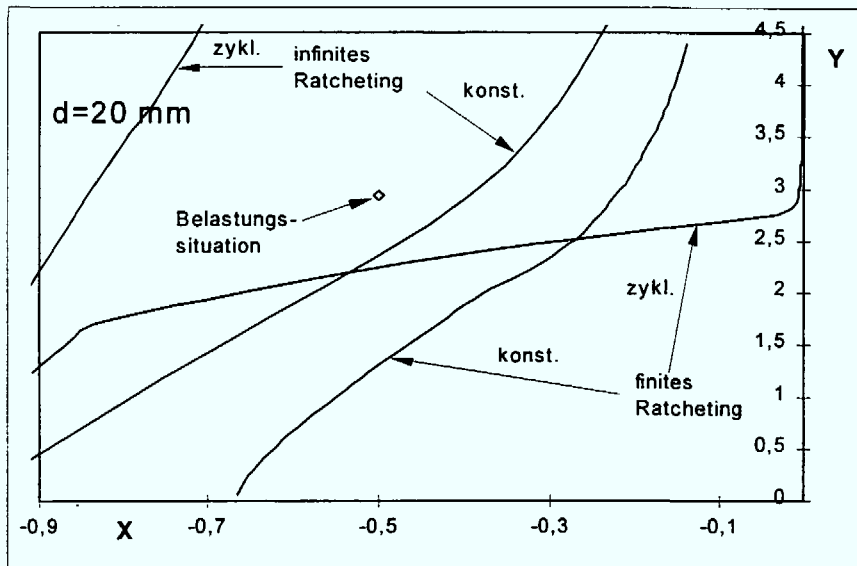


Abbildung 39: Belastungssituation für ein Segment mit einer Wanddicke von 40 mm ($d=20\text{ mm}$, $\beta_{in}=0,25$), eingetragen in entsprechende Bree-Diagramme für zyklische und konstante mechanische Belastung

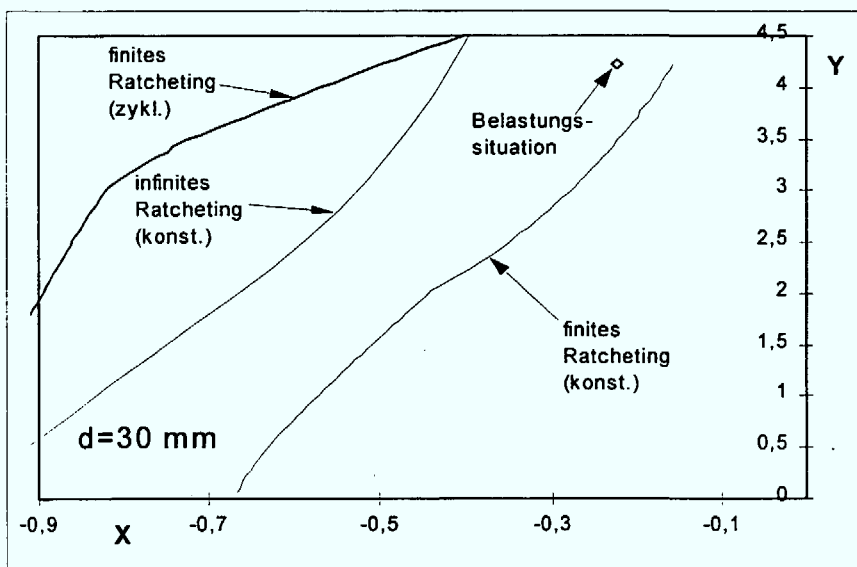


Abbildung 40: Belastungssituation für ein Segment mit einer Wanddicke von 60 mm ($d=30\text{ mm}$, $\beta_{in}=0,5$), eingetragen in entsprechende Bree-Diagramme für zyklische und konstante mechanische Belastung

Im letzten betrachteten Fall einer Wanddicke von 60 mm liegen die Belastungsbedingungen sowohl für eine konstant als auch zyklisch aufgebrachte Primärlast außerhalb des Bereichs des infiniten Ratchetings (Abbildung 40). Für eine zyklisch aufgebrachte Primärlast kann Ratcheting sogar ganz vermieden werden. Die Sekundärlast ist jedoch aufgrund der Versteifung der Ersten Wand derart angestiegen, daß hohe zyklische Plastifizierung auftritt und somit eine große Gefahr von Ermüdung besteht.

5 Experimente

5.1 Experimentelle Voraussetzungen

Neben den analytischen Arbeiten wurden experimentelle Untersuchungen zum Ratcheting-Effekt durchgeführt. Diese Arbeiten orientierten sich an den Bedingungen, wie sie für die Erste Wand eines zukünftigen Fusionsreaktors (NET/ITER) erwartet werden. Hierzu wurde ein Versuchsstand errichtet und Segmente mit vereinfachter Geometrie unter den zu erwartenden betriebsrelevanten Belastungsbedingungen getestet. Bei den Versuchen kam es vor allem auf die Simulation der thermischen Belastung, die im Reaktor durch Strahlung des heißen Plasmas hervorgerufen wird, und die Simulation der elektromagnetischen Kräfte, die bei einer Disruption oder vertikalen Verschiebung des Plasmas entstehen können, an. Im Millisekundenbereich ablaufende thermische Belastungen durch Disruptionen, die mit Energiedepositionen der Größenordnung 2 MJ/m^2 verbunden sind, wurden nicht berücksichtigt. Sie sind für das Ratcheting-Verhalten nicht von Bedeutung. Diese kurzzeitige thermische Belastung führt vielmehr zu hohen lokalen Spannungen direkt an der Segmentoberfläche, die im wesentlichen eine große Rolle bei Ermüdungsanalysen und Erosionseffekten spielen. Ebenso wurde die thermische Aufheizung durch Neutronenstrahlung im Innern der Ersten Wand vernachlässigt, da diese Aufheizung zum einen im Versuch technisch nicht ohne weiteres realisiert werden kann, und da zum anderen die hohen Thermospannungen größtenteils aus dem an der Oberfläche der Ersten Wand auftretenden Wärmestrom resultieren.

5.1.1 Proben

Die für die Experimente verwendeten Testsegmente repräsentieren den metallischen Teil der Ersten Wand. Bei dem verwendeten Material handelt es sich um den austenitischen Stahl AISI 316 L. Die Testsegmente haben eine Länge von 800 mm und einen rechteckigen Querschnitt von $38,3 \times 65,0 \text{ mm}^2$ (vgl. Abbildung 41). Für die Kühlung der Proben mit Wasser sind pro Segment zwei Kühlbohrungen vorgesehen, die jeweils einen Durchmesser von 16,8 mm besitzen. Zur Verringerung der thermischen Spannungen ist für das Design nach /20,56/ eine gewellte Oberfläche vorgesehen. Für die Experimente wurden jedoch Testsegmente mit einer vereinfachten Geometrie mit rechteckigem Querschnitt /57/ gewählt. Einerseits war dadurch die Simulation der Wärmestromdichte mittels induktiver Heizung einfacher durchzuführen und zum anderen wurde dadurch die Herstellung der Proben wesentlich vereinfacht. Inwieweit die Vereinfachung der Geometrie einen Einfluß auf das thermo-mechanische Verhalten der Segmente hatte, wurde in FE-Rechnungen (vgl. Kapitel 6) untersucht.

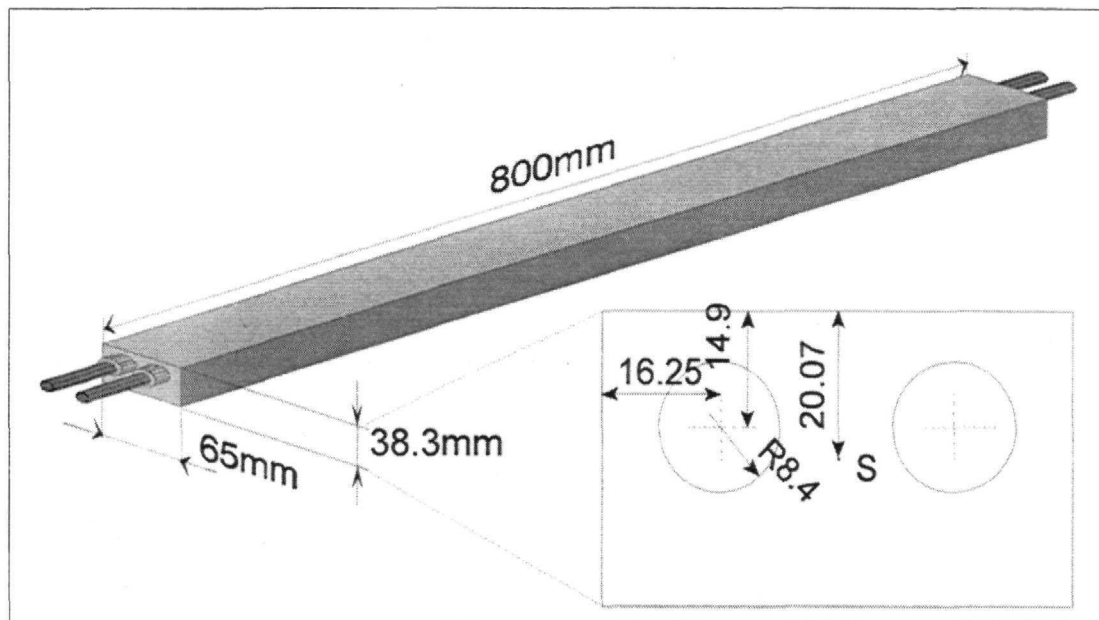


Abbildung 41: Geometrie der Testsegmente aus AISI 316 L

5.1.2 Versuchsstand

5.1.2.a Simulation der mechanische Belastung

Das Kernstück des Versuchstandes ist ein servohydraulischer Antrieb der Firma INSTRON, der auf einem Spannungsfeld montiert wurde. Die Anordnung ist mit einer Lastmeßdose, die für dynamische Zug-/Drucklasten bis zu 500 kN ausgelegt ist, ausgestattet. Die Lastmeßdose ist mit einer zusätzlichen Abschirmung versehen, da in den ersten Experimenten unter Verwendung der Induktionsheizung Störungen bei der Lastmessung im Bereich von bis zu 8 kN gemessen wurden. Durch die zusätzliche Abschirmung konnten diese Störungen weitgehend vermieden werden. Für die Aufbringung des Biegemomentes wurde eine Vier-Punkt-Biegeanordnung verwendet, die an den Auflagern mit Rollen versehen ist. Die Rollen sollen eine axiale Verschiebung der Testsegmente beim Aufheizen ermöglichen, so daß neben den Sekundärspannungen aufgrund der inhomogenen Temperaturverteilung in der Probe keine zusätzlichen Sekundärspannungen durch Zwängung in den Auflagern entstehen bzw. diese vernachlässigbar klein sind. Der Abstand der oberen Auflager der Vier-Punkt-Biegeanordnung beträgt 500 mm und der der unteren Auflager 700 mm. Das Moment, das in die Testsegmente eingeleitet wird, berechnet sich demnach aus der gemessenen Last an der Lastmeßdose nach Gl. 5.1

$$M = \frac{F \cdot 0,1m}{2} \quad (5.1)$$

M: Biegemoment in der Probe
F: aufgebrachte Kraft

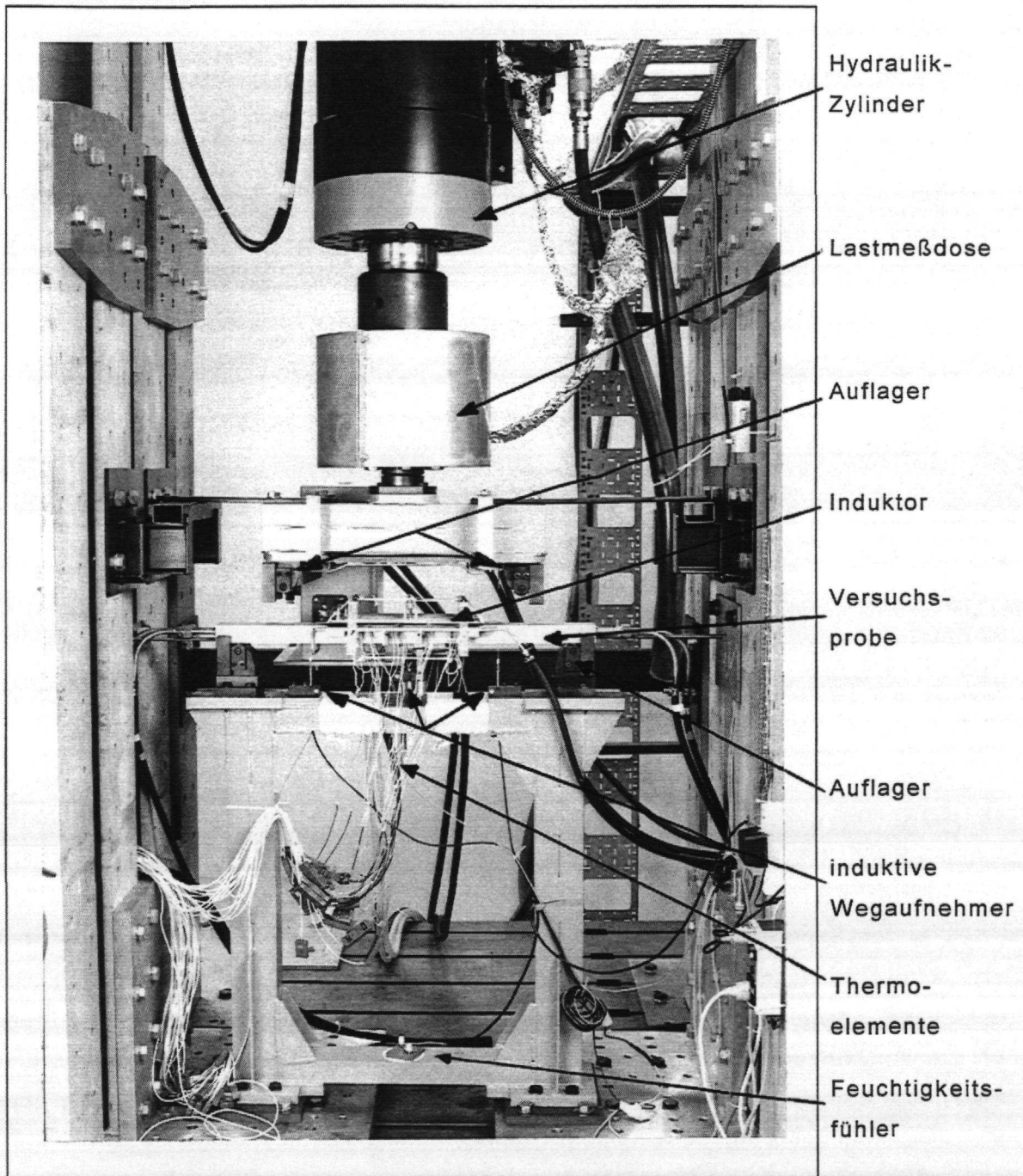


Abbildung 42: Versuchsaufbau für Tests an Segmenten der ersten Wand unter betriebsrelevanten Belastungsbedingungen (Wasserauffangbecken ist nicht abgebildet)

Ein besonderes Problem bei der Lastaufbringung stellte die Zeitvorgabe für die Versuche unter stoßartiger mechanischer Belastung dar. Da die Disruptionskräfte möglichst realistisch simuliert werden sollten, waren Lastanstiegsraten notwendig, die ein Erreichen der Maximallast nach 20-50 ms ermöglichen. Bei einer konventionellen Regelung der Prüfmaschine im geschlossenen Regelkreis sind die entsprechenden Lastanstiegsraten nicht zu erzielen (Abbildung 43.a). Die Regelung der Prüfmaschine kann jedoch dadurch umgangen werden, daß ein Eingangssignal als Lastvorgabe verwendet wird, welches um ein Vielfaches über dem einzustellenden Lastniveau liegt. Aufgrund der großen Abweichung zwischen

aktueller Last und Lastvorgabe wird entsprechend dem Proportional-Anteil des Regelkreises die Last mit einer hohen, annähernd konstanten Lastanstiegsrate aufgebracht. Durch Rücknahme des Eingangssignals unmittelbar vor Erreichen des Last-Sollwertes kann nun die Lastrampe abgebrochen werden und die Prüfmaschine wird im geschlossenen Regelkreis auf die Grundlast zurückgefahren (Abbildung 43.b). Mit Hilfe dieser Methode ist es möglich, große Lasten mit der durch die Maschine vorgegebenen maximalen Lastanstiegsrate anzusteuern. Die maximale Lastanstiegsrate der Prüfmaschine konnte wiederum durch den Einbau eines zusätzlichen Servoventils erhöht werden.

Der wesentliche Nachteil der verwendeten Methode ist jedoch, daß für die Versuche keine konkrete Last als Eingangsgröße vorgegeben wird, sondern die Höhe und Länge des verwendeten Signals die Last im Versuch bestimmt. Daher war es notwendig, vor den eigentlichen Versuchen unter stoßartiger Belastung einen Versuch durchzuführen, in dem die Abhängigkeit der erzielten Last von der Höhe und Breite des Eingangssignals ermittelt wurde. Anhand der ermittelten Abhängigkeit konnte somit die passende Eingangssignalthöhe und -breite für eine entsprechend einzustellende Last ausgewählt werden.

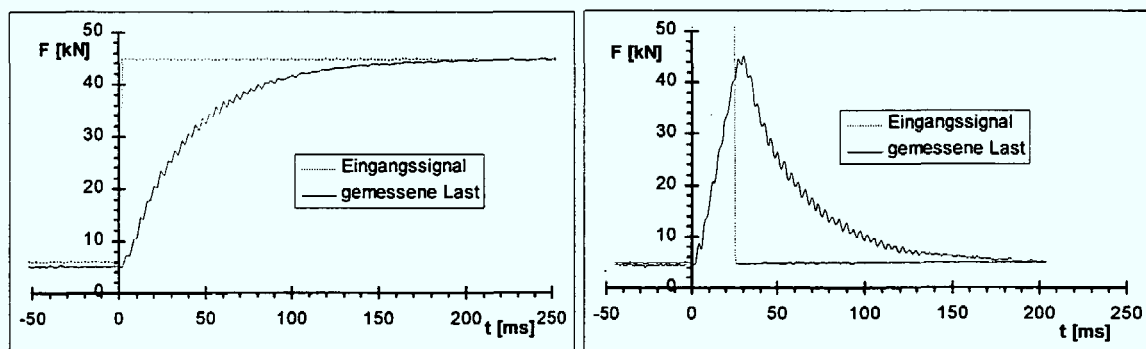


Abbildung 43: Zeitlicher Verlauf der Last für unterschiedliche Eingangssignale:

- a: Höhe des Eingangssignals entspricht einzustellender Last, Last wird im geschlossenen Regelkreis angesteuert
- b: Eingangssignal ist um ein Vielfaches höher als die einzustellende Last, durch die Länge und Höhe des Eingangssignals wird die Maximallast eingestellt

5.1.2.b Simulation der thermischen Belastung

Für die thermische Belastung der Testsegmente wurde eine Hochfrequenz-Induktionsheizung verwendet, die sich aufgrund des "Skin-Effektes" besonders gut für die Simulation von Wärmeströmen eignet. Alternative Heizungssysteme wie z.B. die Beheizung mit Infrarotlampen oder die Verwendung einer Elektronenstrahlanlage wurden zu Beginn der Versuchsplanung ebenfalls in Betracht gezogen. Jedoch stellte sich zu diesem Zeitpunkt bei der Infrarottechnik das Problem der Verfügbarkeit von Lampen ausreichender Leistungsdichte. Mittlerweile sind jedoch geeignete Infrarotsysteme erhältlich. Die Verwendung einer Elektronenstrahlanlage zur Beheizung wäre mit aufwendigen Umbauten (Vakuumkammer) und erheblichen

Kosten verbunden gewesen und wurde daher ausgeschlossen. Für die Fortführung der Experimente an komplexeren Erste-Wand-Modulen (wie z.B. Module mit gewellter Oberfläche, beschichtete Module oder Sandwich-Module, die unter Verwendung unterschiedlicher Materialien schichtweise aufgebaut sind) wäre eine entsprechende Umrüstung der Versuchsanlage jedoch unbedingt erforderlich.

Der für die Induktionsheizung verwendete Generator hat eine Leistung von 50 KW bei einer Frequenz von 30 kHz. Die Eindringtiefe bei dieser Frequenz läßt sich aus Gleichung 5.2 bestimmen [120/:

$$\delta_{\text{ind}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\rho_{\text{el}} \cdot 10^7}{f \mu}} \quad (5.2)$$

δ_{ind} :	Eindringtiefe
ρ_{el} :	spezifischer Widerstand [$\Omega \cdot \text{mm}^2/\text{m}$]
μ :	Permeabilität
f :	Frequenz

Für Stahl ergibt sich im Temperaturbereich von 20 °C bis 400 °C eine Eindringtiefe von 0,05-0,1 mm. Erst oberhalb von 600°C nimmt die Permeabilität des Stahls in dem Maße ab, daß die Eindringtiefe auf über 1 mm ansteigt. Somit ist im Experiment eine gute Simulation des Wärmestroms mittels induktiver Heizung gewährleistet.

Zur Simulation der thermischen Belastung war die Entwicklung einer geeigneten Spulenform zur Aufheizung eine experimentelle Herausforderung. Die Aufgabe bestand darin, die Spule derart zu gestalten, daß die vorgegebene ebene Segmentoberfläche homogen beheizt würde.

Zunächst wurde eine Spulenform getestet, die eine optimale, gut angepaßte HF-Leistungsübertragung ermöglichte (vgl. Abbildung 44.a). Die bei Verwendung dieser Form in der zu beheizenden Oberfläche induzierte Flächenstromdichteverteilung stellt ein in sich geschlossenes Flußfeld dar (sie ist praktisch auf der Fläche divergenzfrei). Sie ist jedoch inhomogen, was zu ungleichmäßiger Beheizung führt. In der Mitte der Segmentoberfläche werden praktisch keine Ströme induziert und somit auch keine Wärme eingekoppelt, so daß sich ein in Abbildung 44.a schematisch dargestelltes Temperaturprofil einstellt.

Die Verwendung einer mäanderförmigen Spule (Abbildung 44.b), die anschließend getestet wurde, hat den Nachteil einer schlechten Anpassung und damit einer ungenügenden Leistungseinkopplung. Die induzierte Stromdichte stellt auf der zu beheizenden Oberfläche kein divergenzfreies Feld dar. Die Ströme schließen sich hier durch mehr oder weniger unkontrolliertes Fließen über Probe und Prüfmaschinenteile. Die dadurch erheblich erhöhte Gesamtinduktivität verstärkt die Blindwiderstände und führt zu deutlich verschlechterter Leistungsübertragung. Jedoch konnte mit Hilfe dieser Spule eine gleichmäßigere Temperaturverteilung erzielt werden, so daß unter Zuhilfenahme eines Generators höherer Leistung

durchaus das gewünschte Ergebnis hätte erzielt werden können.

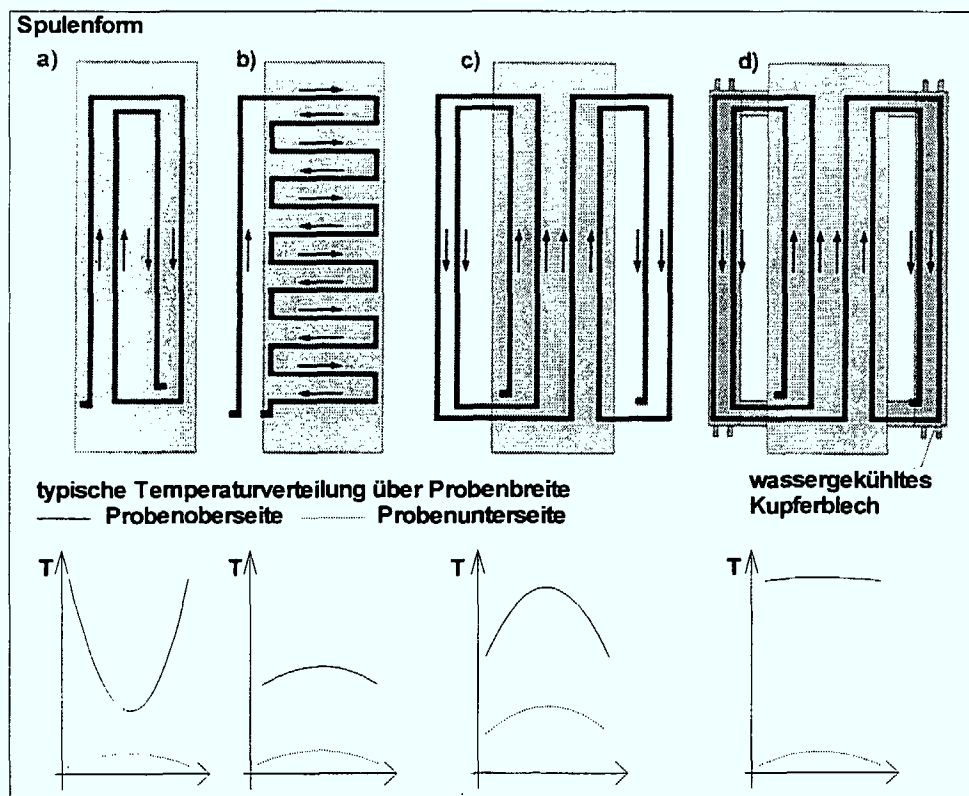


Abbildung 44: Untersuchte Spulenformen für die induktive Beheizung der Proben und typische Temperaturverteilung an der Probenober- und Probenunterseite

Eine wesentliche Verbesserung stellte schließlich die Spulenform nach Abbildung 44.c dar. Der Vorteil dieser Spule lag darin, daß der induzierte Strom an der Probenoberseite parallel in eine Richtung getrieben wurde und somit keine Auslöschung der Ströme auftreten konnte, so daß sich dort eine relativ homogene Temperaturverteilung einstellte. Nur am Rand der Probenoberseite konnte ein Abfall der Temperatur nicht vermieden werden. Außerdem stellte sich heraus, daß die Probenunterseite und auch das Querhaupt der Prüfmaschine stark erwärmt wurden. Der Grund hierfür lag darin, daß kein geschlossener Stromkreis an der Oberfläche vorlag und sich der Strom über die Probenunterseite, die Probenränder und über das Querhaupt der Prüfmaschine schloß. Das Erwärmen des Querhauptes der Prüfmaschine konnte durch elektrische Isolation der Auflager der Vier-Punkt-Biegeanordnung abgestellt werden. Das Erwärmen der Probenunterseite und der Probenränder mußte jedoch durch eine Modifikation der Probe verhindert werden. An die Seiten der Probe wurden unterhalb der Rückführung der Induktionsspule wassergekühlte Kupferbleche angebracht, in denen der an der Probenoberseite induzierte Strom zurückgeführt wird (siehe Abbildung 44.d und Abbildung 46). Hierdurch entstehen zwei geschlossene Stromkreise die eine homogene Aufheizung der Probenoberseite ermöglichen. Die genaue Temperaturverteilung an der Probenoberfläche ist für die Fälle c und d in Abbildung 45 dargestellt. Sie wurde

unter Verwendung von 16 Platin-Rhodium Thermoelementen ermittelt.

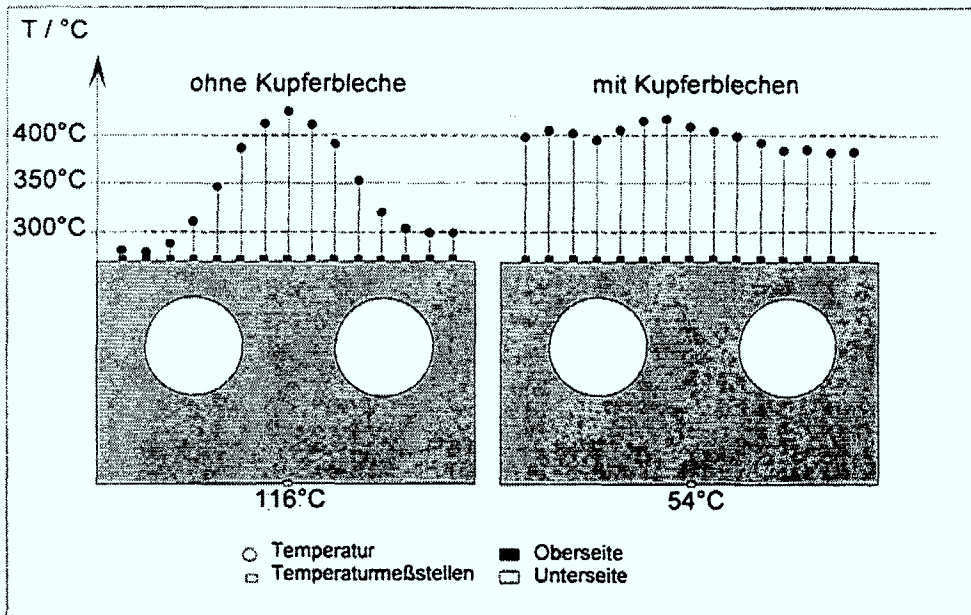


Abbildung 45: Vergleich der Temperaturen an der Probenober- und Probenunterseite für Proben ohne und mit seitlich angebrachten Kupferblechen für die Rückführung des induzierten Stroms

Da eine einfache Klemmverbindung für den induzierten, hochfrequenten Wechselstrom einen zu hohen Ohmschen Widerstand darstellt, mußten die Kupferbleche an die Probenseite über eine feste Lötverbindung angebracht werden. Die feste Lötverbindung hat jedoch Nachteile. Zum einen entstehen an den Schweiß- bzw. Lötverbindungen Eigenspannungen und zum zweiten führt die feste Verbindung der Kupferbleche zu einer Versteifung der Probe. Inwieweit diese Versteifung Auswirkungen auf die Versuchsergebnisse hatte, wurde ebenfalls in einer FE-Rechnung untersucht (vgl. Kapitel 6). Des weiteren zeigte sich in den durchgeführten Versuchen, daß aufgrund der festen mechanischen Verbindung mit der Probe die Kupferbleche einem Dehnungsschwingenspiel ausgesetzt waren, das zu Ermüdungsrissen in den unterhalb der Bleche angebrachten Kupferkühlrohren nach weniger als 1000 thermischen Zyklen führte. Die Versuche mußten infolge einer Leckage oftmals angehalten und die Kupferrohre ausgebessert werden.

Ein weiteres Problem bei der induktiven Beheizung stellte die starke Abhängigkeit des induzierten Stroms von dem Abstand der Spule zur Probe dar. Zur Fixierung der Spule wurde daher ein Quarzglasrahmen verwendet, der einen konstanten Abstand des Induktors von der Probenoberseite, und somit auch eine konstante Stromeinkopplung, gewährleisten sollte (siehe Abbildung 46). Jedoch konnte aufgrund der starken Verformung der Probe während der durchgeführten Versuche eine Veränderung des Spulenabstandes nicht ganz verhindert werden, so daß es zu leichten Verschiebungen in der Temperaturverteilung von Zyklus zu Zyklus kam.

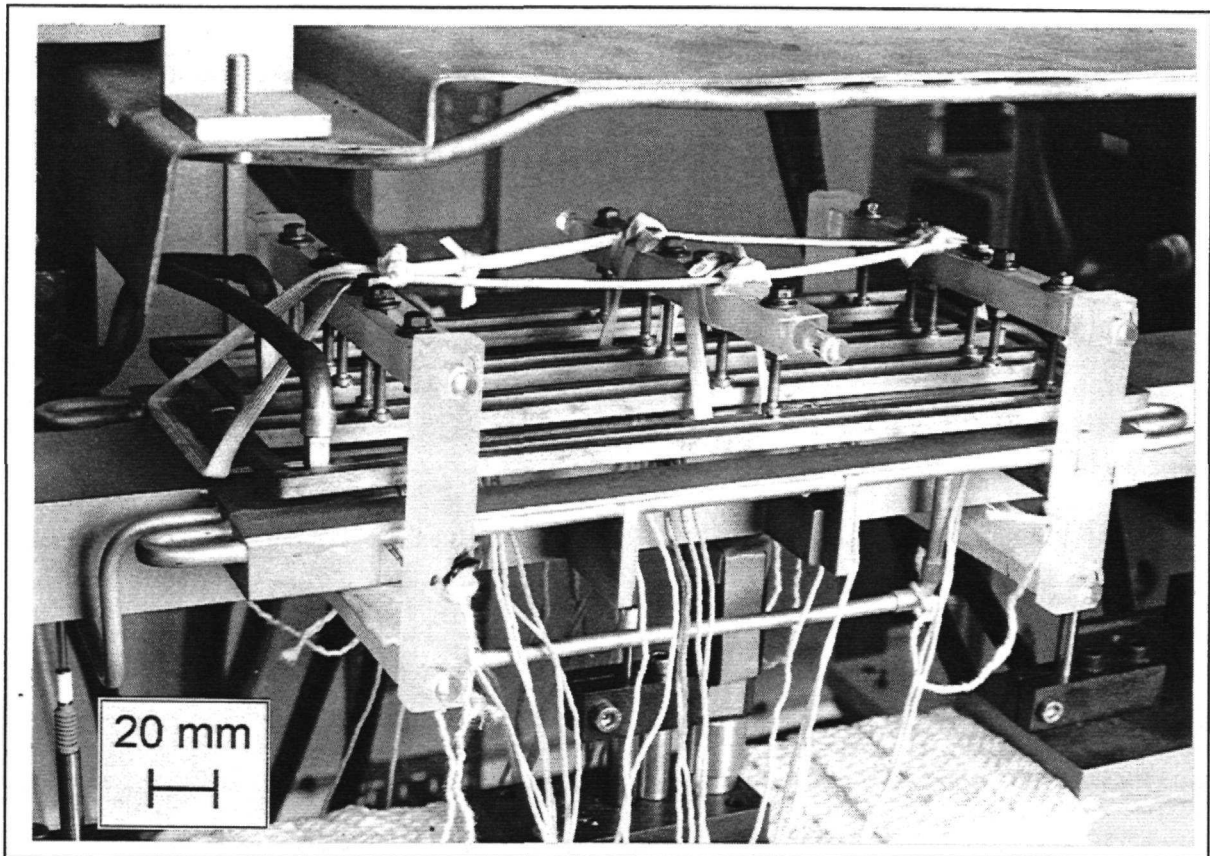


Abbildung 46: Testsegment mit seitlich angebrachten Kupferblechen für die Rückführung des in der Segmentoberseite induzierten Stroms. Die Induktionsspule wird mittels zweier Quarzglasrahmen oberhalb des Segmentes fixiert.

Zur Vermeidung von Funkenschlag zwischen Induktionsspule und Testsegmenten wurde eine Quarzglasscheibe verwendet, die an der Unterseite der Spule befestigt wurde.

Die Messung der eingekoppelten Leistung ist bei induktiver Beheizung nicht direkt möglich, da nicht die komplette Generatorleistung in die Probe fließt. Im Experiment wurde daher die eingebrachte Wärmestromdichte unterhalb der Spule durch die Messung der Temperaturverteilung und einem anschließenden Vergleich mit Rechnungen indirekt bestimmt. Die Messung der Kühlwasserein- und -austrittstemperatur hätte zwar unter Vernachlässigung der Konvektions- und Strahlungsverluste an den Segmentoberflächen zur Messung des insgesamt eingebrachten Wärmestroms herangezogen werden können, jedoch konnte sie nicht zur Ermittlung der lokal eingebrachten Wärmestromdichte unterhalb der Spule verwendet werden, da hierzu die genaue Kenntnis der Wärmestromdichteverteilung über die Segmentlänge bekannt sein muß. Außerdem muß berücksichtigt werden, daß das Kühlwasser zwar in dem beheizten Teil des Segmentes den größten Teil der eingebrachten Leistung aufnimmt, daß es jedoch beim Durchfließen des nachfolgenden unbeheizten Teils der Segmente wieder einen Teil der aufgenommenen Energie abgibt.

5.1.2.c Steuerung und Datenerfassung

Für die Steuerung der Versuchsanordnung wird ein in BASIC programmierbarer RISC-Prozessor („BASIC-Briefmarke“) verwendet [121]. Dieser ist über eine Datenleitung mit einem PC verbunden, so daß leicht Veränderungen im Programm der BASIC-Briefmarke und somit im Versuchsablauf vorgenommen werden können. Die wesentliche Aufgabe der BASIC-Briefmarke besteht in der Steuerung der Induktionsheizung und in der Vorgabe des Eingangsimpulses für die Lastregelung. Eine weitere wichtige Funktion der BASIC-Briefmarke ist die Sicherheitsabschaltung der Versuchseinrichtung bei Eintritt einer Störung (Ausfall der Heizung, Kühlung oder Hydraulik, Überschreitung der zulässigen Durchbiegung der Segmente). Außerdem wird die BASIC-Briefmarke für die Ansteuerung der Meßwertaufnehmer und des PC's bei der Datenerfassung verwendet.

Für die Auswertung der Versuche werden die folgenden Meßwerte festgehalten:

- **Last:** Für die Messung der Last wird eine Lastmeßdose der Firma INSTRON eingesetzt, die für Messungen dynamischer Lasten bis zu 500 kN geeignet ist. Das Lastmeßsignal wird während der Versuche fortlaufend auf einem Schreiber aufgezeichnet. Für die kurzen Stoßvorgänge im Bereich von einigen 10 ms wird das Lastmeßsignal zusätzlich auf einem Transientenrekorder aufgezeichnet und die Daten anschließend in einer Datei abgelegt. In den durchgeführten Versuchen wurde hierbei für die Aufzeichnung eine zeitliche Auflösung von 200 μ s verwendet. Die Maximallast während des Stoßvorganges wird mit Hilfe eines Spitzenwertspeichers festgehalten und ebenfalls auf einem Schreiber registriert.
- **Durchbiegung:** Für die Messung der Durchbiegung bzw. der Krümmung im beheizten Bereich der Probe werden drei induktive Wegaufnehmer verwendet. Die Wegaufnehmer sind an einen Meßverstärker angeschlossen, der wiederum die Meßwerte an einen Schreiber und während des Stoßvorganges auf den Transientenrekorder gibt. Um den Übergang des in die Probe induzierten Stroms auf die Wegaufnehmer zu verhindern, wurden sie zur elektrischen Isolation nachträglich mit Quarzglasspitzen ausgestattet. Da die Trägheit der Wegaufnehmer durch die Ausstattung mit Quarzglasspitzen zunimmt, wurden in den Versuchen bei Raumtemperatur Dehnungsmeßstreifen zur Kontrolle der zeitlichen Auflösung der Wegaufnehmer eingesetzt (vergl. Abbildung 47).
- **Temperaturmessung:** Für die Temperaturmessung sind auf der Oberseite der Testsegmente 12 und an der Unterseite 3 Platin-Rhodium-Thermoelemente angebracht. Die Meßwerte werden auf zwei Schreibern kontinuierlich aufgezeichnet.

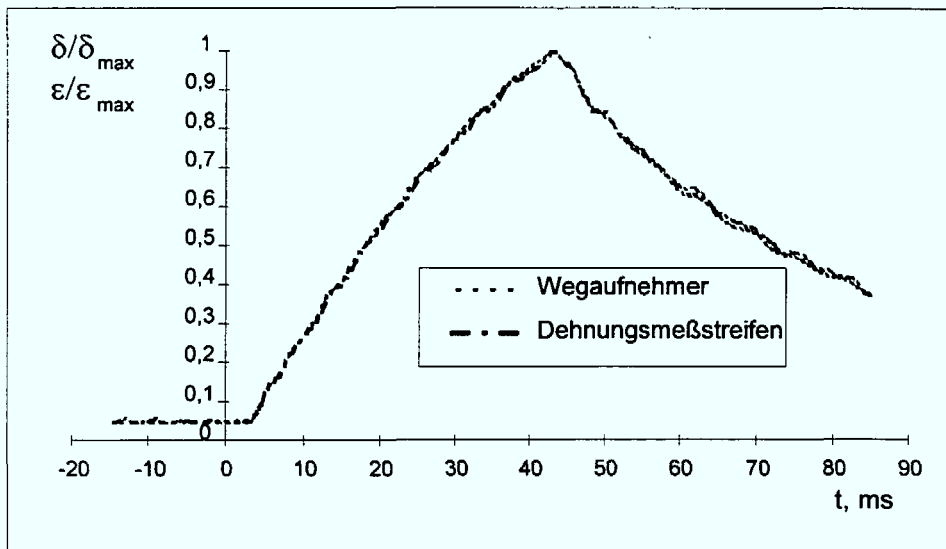


Abbildung 47: Überprüfung der zeitlichen Auflösung der Wegaufnehmer anhand eines Dehnungsmeßstreifens

Die Schreiber für die Aufzeichnung der Temperaturen und der mechanischen Spitzenlast, der Meßverstärker und der Transientenrekorder sind über IEEE-Schnittstellen mit dem PC verbunden, so daß die Meßdaten jederzeit abgefragt und auf einem Datenträger gesichert werden können.

Für die Überwachung des Versuchsstandes werden unterschiedliche Überwachungseinrichtungen eingesetzt. Für den Fall einer Leckage in der Probe oder in der Induktionsspule befindet sich unterhalb des Versuchsstandes ein Feuchtigkeitsfühler in einem Wasserauffangbecken. Beim Ansprechen des Feuchtigkeitsfühlers gibt dieser ein Steuersignal an die BASIC-Briefmarke, die wiederum die Heizung und die Hydraulik abschaltet. Außerdem wird die Wasserzufuhr in den Kühlkreisläufen der Probe und der Induktionsspule über elektrisch angesteuerte Absperrventile unterbrochen.

Die zulässige Durchbiegung der Probe wird mit Hilfe des mittleren Wegaufnehmers überwacht. Bei Überschreitung eines am Meßverstärker eingestellten Grenzwertes wird wiederum das Steuersignal zum Abbruch des Versuches an die BASIC-Briefmarke gegeben.

Um ein Überhitzen der Probe bei einem Ausfall der Kühlung zu verhindern, ist eines der Thermoelemente an der Oberseite der Probe ebenfalls mit einer permanenten Grenzwertüberwachung ausgestattet.

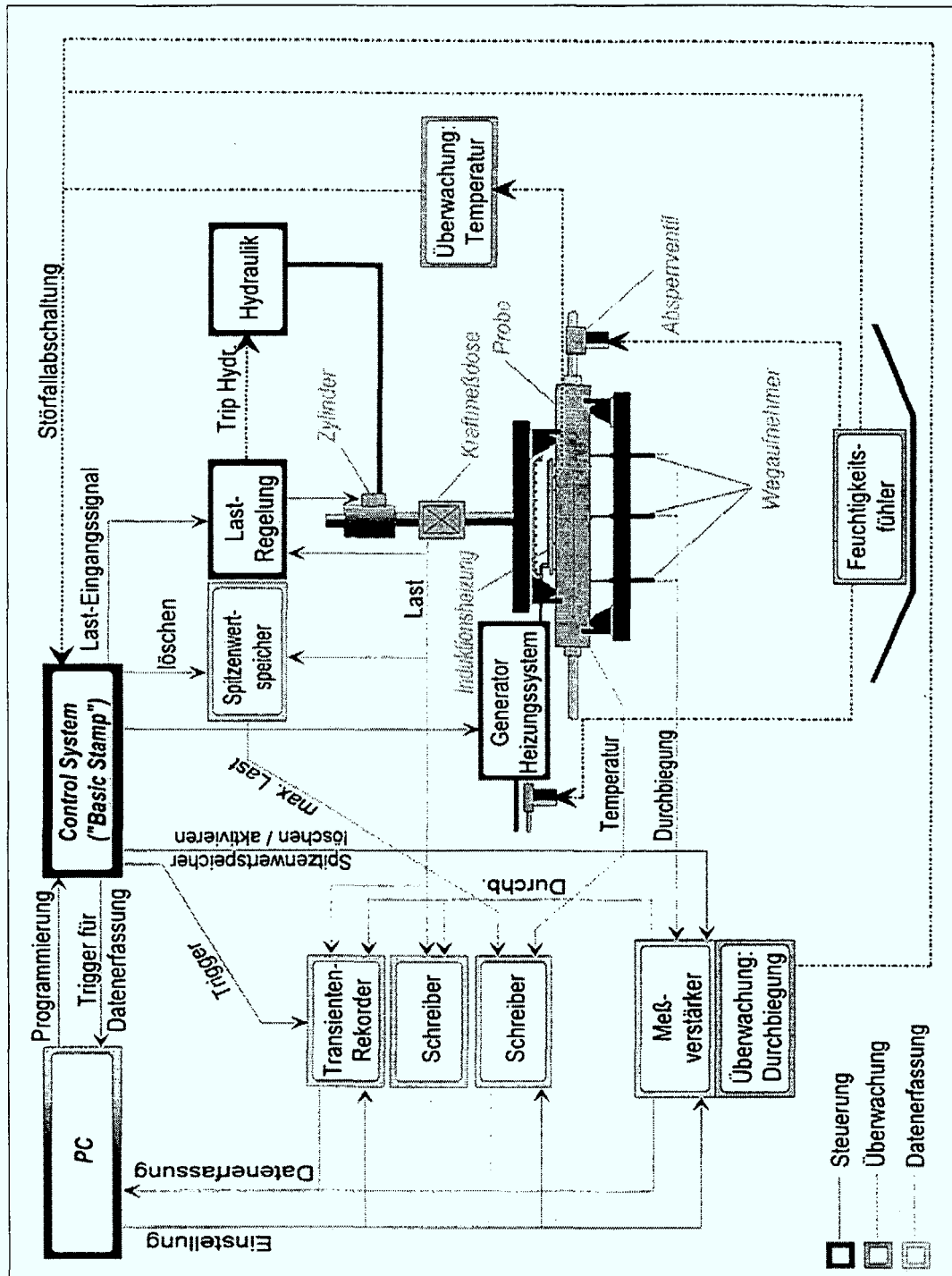


Abbildung 48: Schematischer Aufbau des Versuchstandes

Ein weiterer wichtiger Aspekt ist die Unterbrechung des Versuches bei Ausfall der Induktionsheizung. Vor jedem Laststoß werden die Temperaturen an der Segmentoberseite mit einem vorgegebenen Grenzwert verglichen. Liegen die Temperaturen unterhalb des Grenzwertes, was gleichbedeutend mit einem Ausfall oder einer Störung der Heizung ist, so wird der Versuch noch vor Eintritt des Laststoßes angehalten. Nach der Beseitigung des Fehlers, der zur Unterbrechung geführt hat, kann der Versuch an gleicher Stelle im Belastungszyklus fortgeführt werden. Die Notwendigkeit der Unterbrechung bei Ausfall der Heizung liegt darin

begründet, daß eine rein mechanische Belastung zu einer anderen Spannungsverteilung im Segmentquerschnitt führen würde, als die kombinierte thermische und mechanische Belastung. Die durch eine rein mechanische Belastung entstehenden plastischen Verformungen würden eine sinnvolle Fortsetzung des Versuches ausschließen.

Ebenso wie bei der Überwachung des Heizungssystems wird nach jedem Laststoß die erzielte maximale Last mit einem vorgegebenen Grenzwert verglichen, so daß bei Ausfall der Hydraulik der Versuch ebenfalls unterbrochen werden kann.

5.2 Experimentelle Arbeiten

5.2.1 Untersuchungen zur Balkendynamik bei konstanter Temperatur

In der ersten Serie von Experimenten wurde das dynamische Verhalten der Testsegmente unter stoßartiger Belastung untersucht. Diese Tests dienten als Referenztests für die Experimente unter zyklischer thermischer und mechanischer Belastung. In erster Linie ging es bei diesen Experimenten darum, inwieweit sich die maximale Durchbiegung unter dynamischen Belastungsbedingungen von der unter statischen Bedingungen unterscheidet.

Zur Bewertung der experimentell erzielten Ergebnisse wurde zusätzlich eine analytische Betrachtung der Schwingung der Testsegmente durchgeführt. Grundlage dieser analytischen Betrachtungen ist die elementare Balkentheorie, die einen Zusammenhang zwischen dem im Querschnitt wirkenden Biegemoment und der Krümmung gibt /122/:

$$M = EI \frac{\partial^2 \delta}{\partial z^2} \quad (5.3)$$

M:	Biegemoment
E:	Elastizitätsmodul
I:	Flächenträgheitsmoment an der Stelle x
δ :	Durchbiegung
z:	axiale Position

Das Kräftegleichgewicht an einem Balkenelement führt unter Vernachlässigung des Beitrags der lateralen Kräfte zur Differentialgleichung für das Schwingungsverhalten des Balkens:

$$\frac{\partial^2}{\partial z^2} \left(EI \frac{\partial^2 \delta}{\partial z^2} \right) + \rho A \frac{\partial^2 \delta}{\partial t^2} = p_L \quad (5.4)$$

ρ :	Dichte
A:	Querschnittsfläche
p_L :	Last pro Längeneinheit

Die Differentialgleichung kann durch Überlagerung der Schwingungsmodi des Balkens unter den im Versuch gegebenen Belastungsbedingungen gelöst werden (vgl. Anhang C). Hierbei wird davon ausgegangen, daß die maximale Last rampenförmig in der Zeit t_b aufgebracht wird und die Probe anschließend in der Zeit t_e wieder entlastet wird (vgl. Abbildung 49).

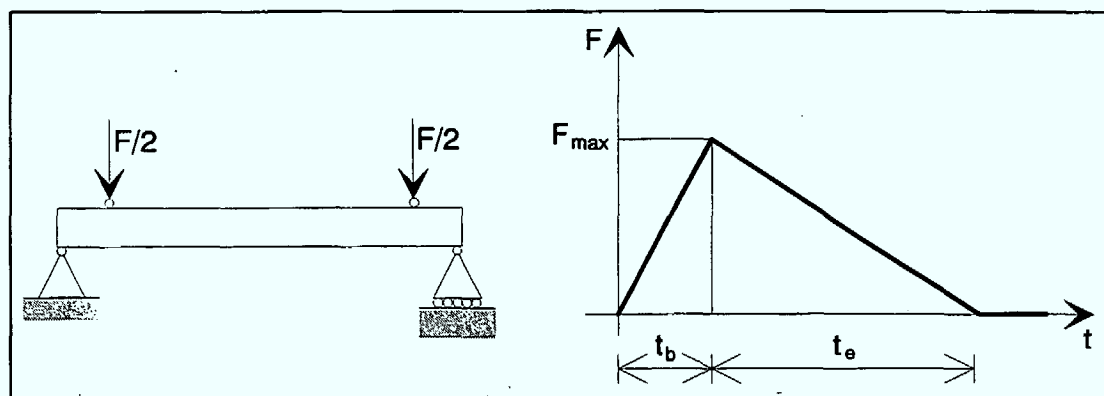


Abbildung 49: Vereinfachte Annäherung des Belastungsverlaufes im Versuch für die Lösung der Schwingungsdifferentialgleichung

Anhand der Lösung der Differentialgleichung kann nun das relative Überschwingen der Probe über die statische Gleichgewichtslage hinaus als Funktion von t_b und t_e dargestellt werden. Die Größe der maximalen Last $F_{\max}$ spielt dabei für das dynamische Verhalten im elastischen Bereich keine Rolle. In Abbildung 50.a ist die maximale Durchbiegung unter dynamischer Belastung δ_{dyn} , bezogen auf die Durchbiegung in der statischen Gleichgewichtslage δ_{stat} , dargestellt (Zeitbereich 30–50 Millisekunden). Wie zu erkennen ist, hängt das dynamische Verhalten für die im Versuch gegebenen Be- und Entlastungszeiten im wesentlichen von der Zeit t_b ab (Abbildung 50.a). Nur für sehr kurze Be- und Entlastungszeiten wird das dynamische Verhalten auch durch die Größe von t_e beeinflusst (Abbildung 50.b). Die Schwingungszeit für die erste Eigenfrequenz des Balkens liegt für die hier untersuchte Konfiguration bei 5,1 ms.

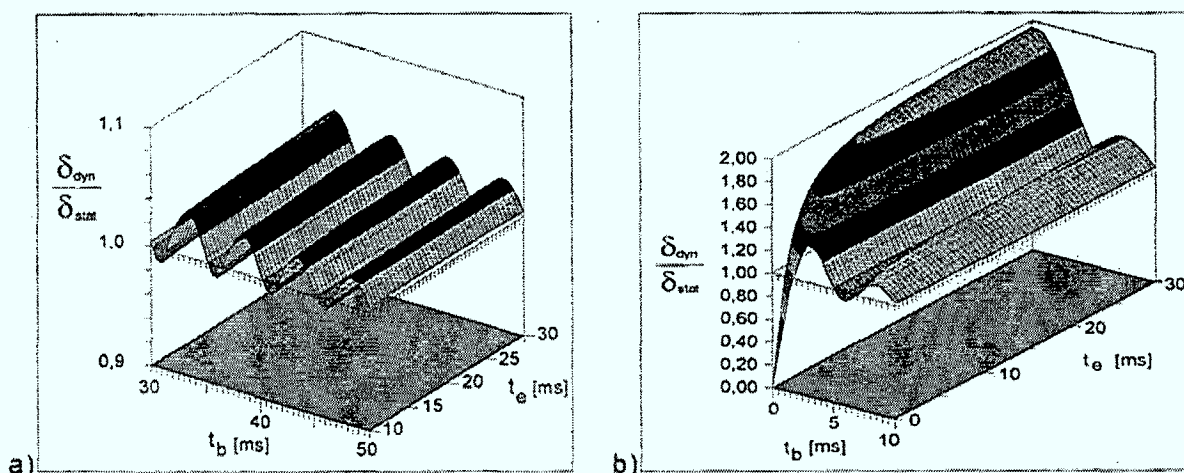


Abbildung 50: Maximale Durchbiegung in der Balkenmitte unter dynamischer Belastung, bezogen auf die Durchbiegung in der statischen Gleichgewichtslage

In den durchgeführten Vorversuchen wurde zum einen die maximale Last bei konstanter Höhe des Eingangssignals (verwendet wurde der maximale Wert von 10 V, was einer Sollast von 500 kN entspricht) über die Eingangssignalbreite und damit die Belastungszeit t_b eingestellt. Zum anderen wurde bei konstanter Eingangssignalbreite t_b die tatsächlich aufgebrachte Last über die Höhe des Sollwertsignals eingestellt (vgl. Abbildung 43.b). Wie aus den theoretischen Ableitungen zu erwarten war, ist das dynamische Verhalten im wesentlichen von der Lastaufbringzeit t_b und nicht von der einzustellenden Maximallast abhängig. In Abbildung 51 ist für drei Versuche die relative maximale Abweichung der Durchbiegung in der Segmentmitte $\Delta\delta_{rel}$ gemäß Gleichung 5.5 als Funktion der Belastungszeit t_b gezeigt.

$$\Delta\delta_{rel} = \frac{\delta_{dyn} - \delta_{stat}}{\delta_{stat}} \quad (5.5)$$

Zum Vergleich wurde die theoretisch ermittelte Kurve für $t_b = \infty$ ebenfalls im Diagramm dargestellt.

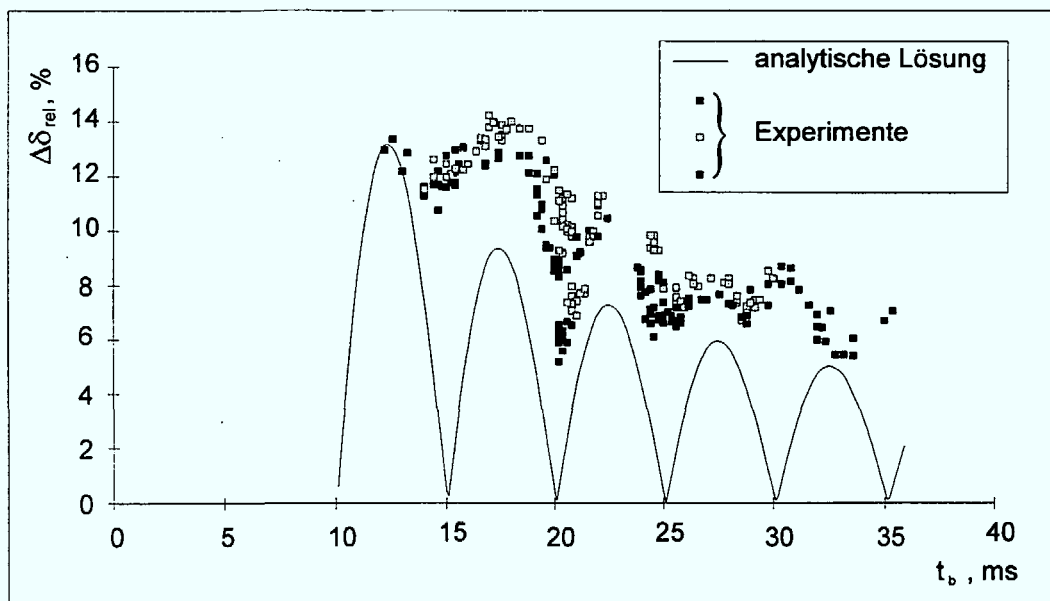


Abbildung 51: Relatives Überspringen der Probe als Funktion der Belastungszeit. Zur Überprüfung der Reproduzierbarkeit der Ergebnisse wurden mehrere Versuche unter gleichen Randbedingungen durchgeführt.

Es ist zu erkennen, daß die Größenordnung des in den Experimenten bestimmten Überspringens der Probe mit den theoretisch ermittelten Werten übereinstimmt. Für Belastungszeiten von 35 bis 40 ms liegt die Durchbiegung unter dynamischer Belastung um ca. 6-8 % über der statischen Gleichgewichtslage. Wie in der Theorie sind auch im Experiment Bereiche hoher und niedriger Resonanz festzustellen. Besonders deutlich wird dies bei einer Belastungszeit von ca. 20 ms. Trägt man nun $\Delta\delta_{rel}$ über die im Experiment erzielte maximale Last auf (siehe Abbildung 52), so sind ebenfalls die Bereiche hoher und niedriger Resonanz zu erkennen. Aufgrund

dieser Resonanzbereiche kann nicht gewährleistet werden, daß eine Steigerung der Belastungszeit t_b , und damit der maximalen Last $F_{\max}$, auch automatisch zu einer proportionalen Steigerung der maximalen Durchbiegung und somit der tatsächlichen Belastung des Segmentes führt.

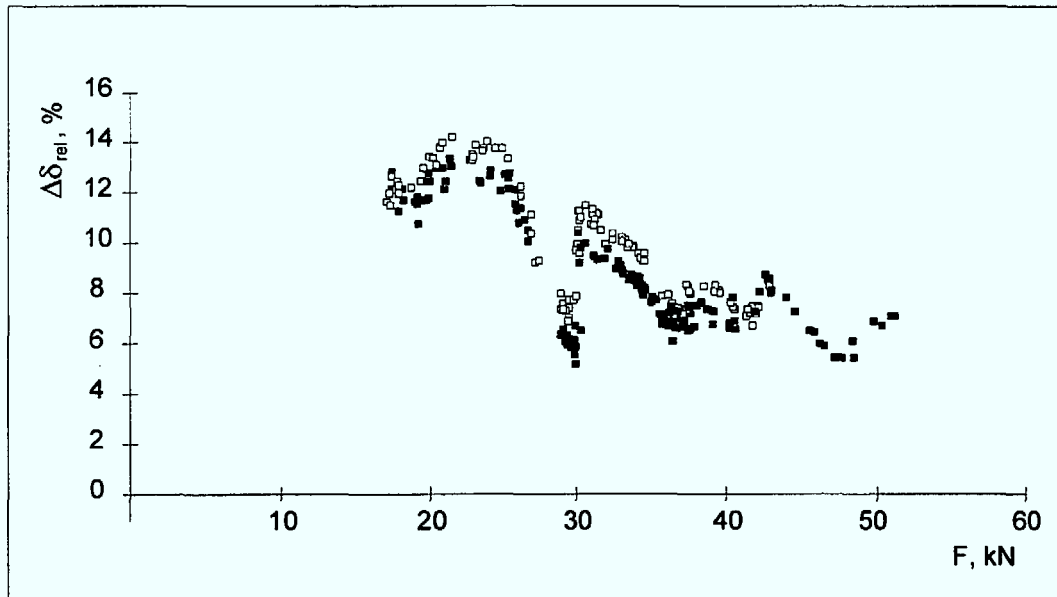


Abbildung 52: Relatives Überspringen der Probe als Funktion der im Experiment erzielten maximalen Last

Ein anderes Verhalten konnte bei den Experimenten beobachtet werden, bei denen die Eingangssignalbreite t_b konstant gehalten wurde und anhand der Höhe des Eingangssignals die erzielte maximale Last eingestellt wurde. Wie in Abbildung 53 und Abbildung 54 zu sehen ist, ist in diesen Experimenten die Größe $\Delta\delta_{\text{rel}}$ annähernd unabhängig von der maximalen Last. Dies bedeutet wiederum, daß bei

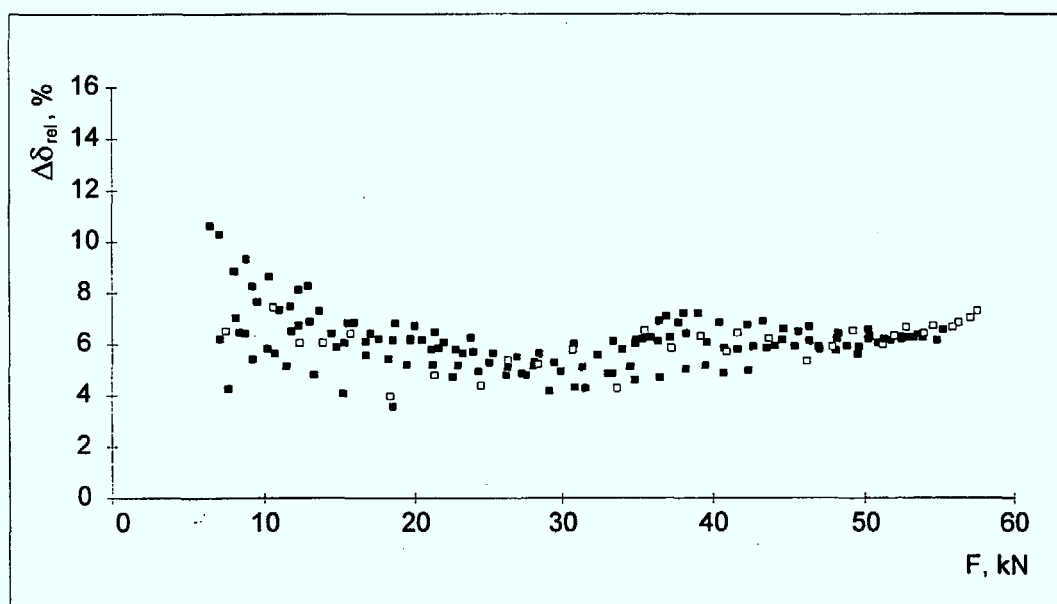


Abbildung 53: Relatives Überspringen der Probe als Funktion der im Experiment erzielten maximalen Last für eine konstante Eingangssignalbreite von 40 ms

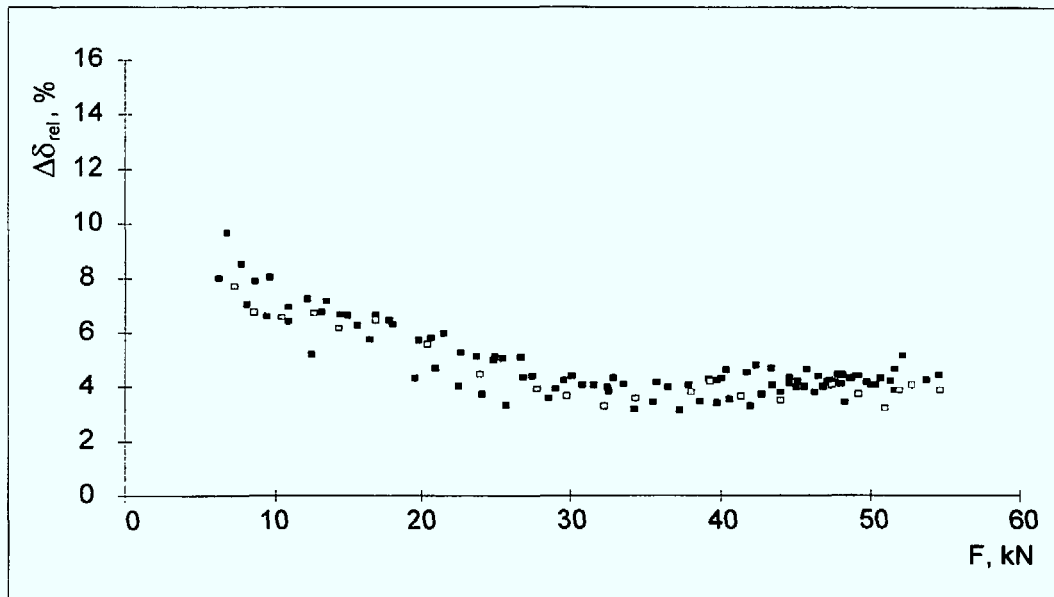


Abbildung 54: Relatives Überspringen der Probe als Funktion der im Experiment erzielten maximalen Last für eine konstante Eingangssignalbreite von 50 ms

einer Steigerung der Höhe des Eingangssignals auch proportional die erzielte maximale Durchbiegung und somit die Belastung des Balkens steigt. Für die nachfolgenden Experimente wurde aufgrund dieses Ergebnisses eine konstante Eingangssignalbreite t_b verwendet, während die Last über die Höhe des Eingangssignals eingestellt wurde.

In einer weiteren Versuchsreihe sollte der Einfluß des dynamischen Verhaltens des Balkens auf den Ratcheting-Effekt untersucht werden. Hierzu wurden die Testsegmente bei Raumtemperatur mehrmals hintereinander stoßartig belastet, wobei hohe Lasten gewählt wurden, die bereits zu plastischen Verformungen in den Segmenten führten. In Abbildung 55 ist die bleibende Durchbiegung des Segmentes jeweils nach einer stoßartigen Biegemomentbelastung von etwas über -2300 Nm dargestellt (negatives Biegemoment: Druckspannungen an der Balkenoberseite). Nach dem ersten Belastungsstoß stellt sich aufgrund der plastischen Verformungen eine bleibende Durchbiegung von ca. 1,04 mm ein. In den nachfolgenden Zyklen bleibt diese Durchbiegung jedoch nicht konstant, sondern mit jedem Stoß finden weitere plastische Verformungen im Segment statt, so daß die Durchbiegung dementsprechend von Zyklus zu Zyklus leicht zunimmt. Die Inkremente in der Durchbiegung nehmen hierbei jedoch mit jedem Zyklus ab. Um auszuschließen, daß eine Zunahme der Last zu dieser beobachteten Zunahme der Durchbiegung geführt hat, wurde die maximale Belastung während des Stoßes ebenfalls aufgezeichnet (vgl. Abbildung 55).

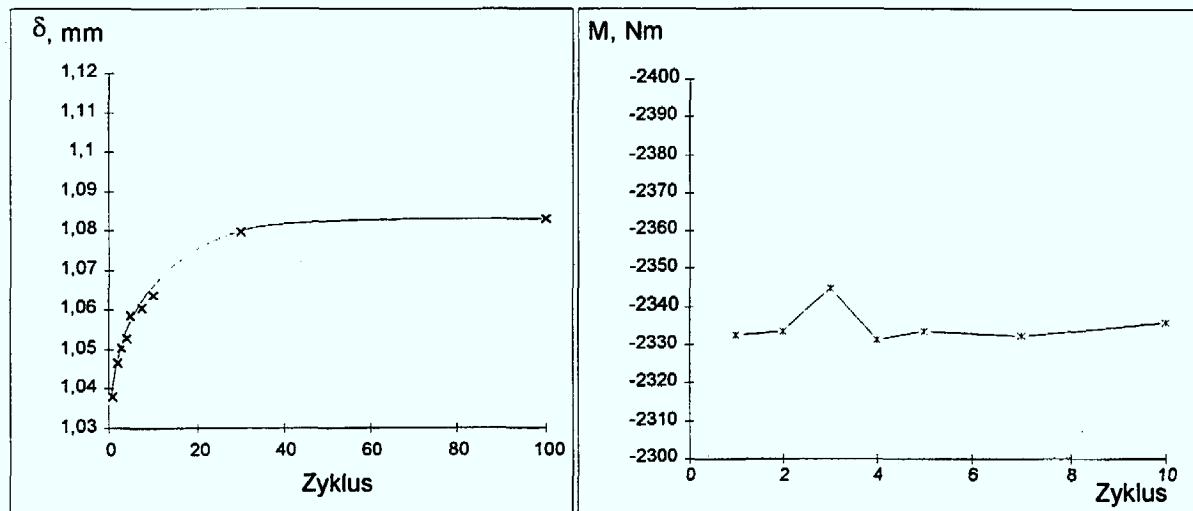


Abbildung 55: Versuchsergebnis für eine stoßartige mechanische Biegemomentbelastung ohne zusätzliche thermische Belastung:

- a - Zunahme der Durchbiegung aufgrund dynamischer Effekte
- b - maximales Biegemoment während eines Laststoßes

Zum besseren Verständnis des Phänomens wurde eine Finite Element Rechnung für ein Segment unter den gegebenen Randbedingungen durchgeführt. Im Gegensatz zum Versuch wurde die Last jedoch in der Rechnung nicht rampenförmig innerhalb weniger Millisekunden, sondern schlagartig aufgebracht. Hierdurch wurde der bereits im Versuch beobachtete Effekt besonders deutlich.

Das Ergebnis der Berechnung ist in Abbildung 56 für drei aufeinanderfolgende Belastungsstöße dargestellt, wobei in der Rechnung die Last so gewählt wurde, daß in der statischen Gleichgewichtslage gerade noch keine plastischen Verformungen stattfinden.

Während des ersten Belastungsstoßes wird die Probe zunächst annähernd bis hin zur Durchbiegung der statischen Gleichgewichtslage ($\delta/\delta_{\text{stat}}=1$) beschleunigt. Aufgrund der kinetischen Energie schwingt das Balkensegment anschließend über die statische Gleichgewichtslage hinaus und erreicht schließlich eine maximale Durchbiegung, die etwa doppelt so groß ist, wie die Durchbiegung der statischen Gleichgewichtslage. Beim Überschreiten der statischen Gleichgewichtslage finden plastische Verformungen im Balken statt, so daß sich die Gleichgewichtslage hin zu höheren Durchbiegungen verschiebt. Das Balkensegment schwingt nun um die neue Gleichgewichtslage und würde aufgrund von Dämpfungseffekten (die in der FE-Rechnung jedoch nicht berücksichtigt wurden) schließlich zum Stillstand kommen. Wird der Balken anschließend entlastet, so stellt sich aufgrund der plastischen Verformung eine bleibende Durchbiegung ein. Im nachfolgenden Belastungsstoß wird der Balken nun wiederum annähernd bis zur neuen Gleichgewichtslage hin beschleunigt. Das anschließende Überspringen führt wiederum zu einer Zunahme der plastischen Verformung, so daß sich erneut die Gleichgewichtslage hin zu höheren Durchbiegungen verschiebt.

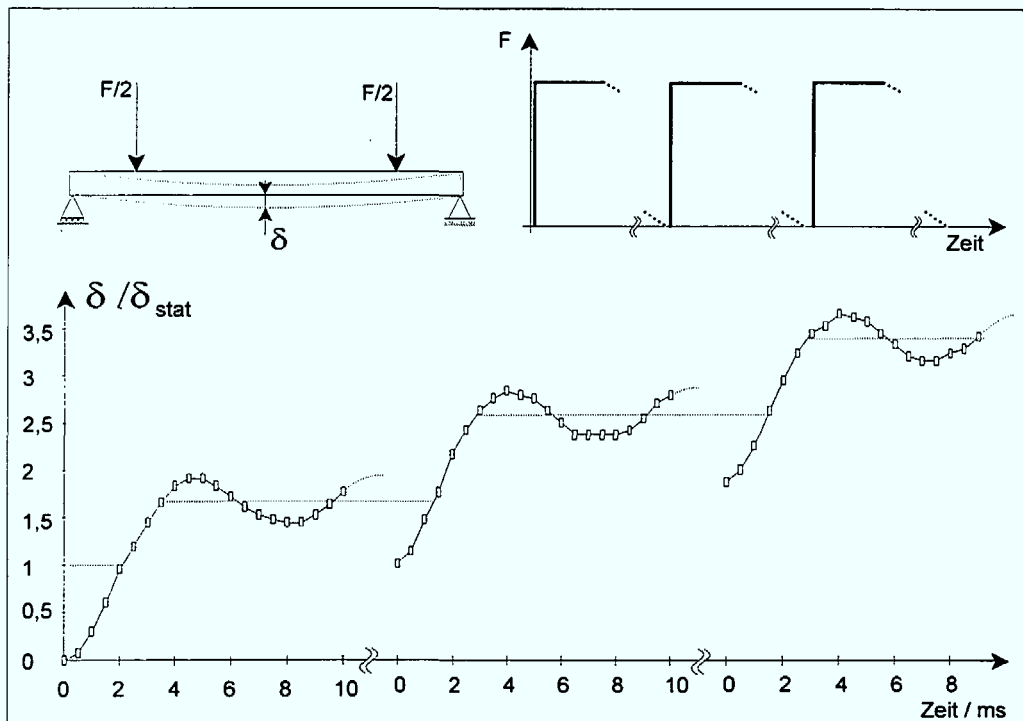


Abbildung 56: Finite Element Rechnung zum mechanischen Verhalten eines Balkens unter dynamischer Biegemomentbelastung. Unter den vorgegebenen Belastungsbedingungen ist ein deutlicher Ratcheting-Effekt zu sehen.

Wie in Abbildung 56 zu erkennen ist, führt dieser Mechanismus zu progressiven plastischen Verformungen, die jedoch für kleinere Belastungsgeschwindigkeiten wesentlich kleiner sind, als in dieser konservativen Rechnung gezeigt wird. Die theoretischen und experimentellen Untersuchungen zu dieser Problematik zeigen dennoch, daß für die Bauteilversuche unter dynamischen Belastungsbedingungen ein erhöhter Ratcheting-Effekt gegenüber den Versuchen unter quasistatischen Belastungsbedingungen zu erwarten ist.

5.2.2 Versuche unter zyklischer thermischer Belastung

Die Versuche unter zyklischer thermischer Belastung sind in drei unterschiedliche Arten von Versuchszyklen zu unterteilen (vgl. Abbildung 57):

- a) stoßartige mechanische und zyklische thermische Belastung
- b) zyklische, quasistatische mechanische und zyklische thermische Belastung
- c) konstante mechanische und zyklische thermische Belastung.

Für die zyklische thermische Belastung wurde die Dauer der Heiz- und Abkühlphase auf 300 Sekunden festgelegt, da diese Zeit zum Erreichen der stationären Temperaturverteilung notwendig ist. In der ersten untersuchten Versuchsserie wurde die Last stoßartig innerhalb von 45 ms Millisekunden aufgebracht. Dies entspricht von der Größenordnung her dem Belastungszeitraum während einer Disruption im Fusionsreaktor. In der zweiten Versuchsserie wurde die Last zwar zyklisch jeweils am Ende der Heizphase aufgebracht, jedoch nicht stoßartig, sondern quasistatisch.

Durch die Verwendung dieser beiden unterschiedlichen Arten von Versuchszyklen wurde es möglich, den Einfluß der dynamischen Belastungsbedingungen auf das Ratchetingverhalten der Segmente abzuschätzen. Zum einen war zu erwarten, daß aufgrund des dynamischen Verhaltens der Segmente eine höhere mechanische Belastung stattfindet (vgl. Kapitel 5.2.1), zum anderen kann das Materialverhalten sich mit zunehmender Verformungsgeschwindigkeit ändern (vgl. Kapitel 2.4).

Aufgrund der Tatsache, daß die in Kapitel 3.2 beschriebenen Auslegungsregeln zur Vermeidung von Ratcheting von konstanter Primär- und zyklischer Sekundärbelastung ausgehen, wurde in der letzten Versuchsreihe ein konstantes Biegemoment zugrunde gelegt. Hierbei sollte sich zeigen, für welche Art der Belastung (zyklische mechanische oder konstante mechanische Belastung) der Ratcheting-Effekt am meisten ausgeprägt ist, so daß anschließend Aussagen getroffen werden können, ob eine Auslegung anhand der auf konstanten Primärbelastungen basierenden Auslegungsregeln konservativ ist oder nicht.

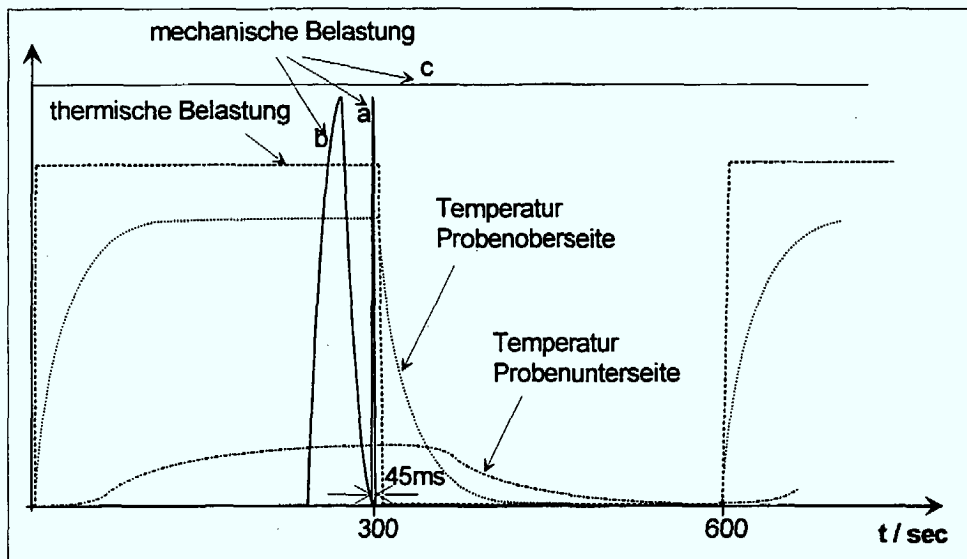


Abbildung 57: Unterschiedliche Arten von Versuchszyklus für Versuche unter zyklischer thermischer Belastung: a) stoßartige, b) quasistatische und c) konstante mechanische Belastung

5.2.3 Vergleich der Ergebnisse unterschiedlicher Versuchszyklen

Einen direkten Vergleich der Ergebnisse für eine Biegemomentbelastung von -1500 Nm (entsprechend einer primären elastischen Randfaserspannung von etwas über 100 MPa) zeigt Abbildung 58. Dargestellt ist die Zunahme der Durchbiegung durch Ratcheting in den dem ersten Versuchszyklus folgenden Zyklen:

$$\Delta\delta_{\text{zykl}} = \delta_{\text{zykl}} - \delta_1$$

Es ist deutlich zu erkennen, daß unter zyklischer thermischer Belastung ein konstant aufgebrachtes Biegemoment zu höheren Inkrementen in der Durchbiegung führt, als eine zyklische Biegemomentbelastung. Zudem hat sich in dem Versuch unter konstanter Biegemomentbelastung schon nach wenigen Zyklen eine annähernd

konstante Zunahme der Durchbiegung mit jedem Zyklus eingestellt, während bei den Versuchen unter zyklischer Biegemomentbelastung die Durchbiegung gegen einen Grenzwert zu konvergieren scheint.

Unterschiedliches Verhalten bezüglich der Durchbiegung weisen allerdings auch die beiden untersuchten Arten von Versuchszyklen unter zyklischer mechanischer Biegemomentbelastung auf (vgl. Abbildung 59). Die stoßartige mechanische Belastung führt gegenüber der quasistatischen Biegemomentbelastung zu einer Steigerung des Ratcheting-Effektes. Nach 100 Zyklen ist für die stoßartig aufgebrachte Biegemomentbelastung die Zunahme der Durchbiegung durch Ratcheting etwa doppelt so groß.

In Abbildung 60 ist für alle durchgeführten Bauteilversuche die absolute Zunahme der Durchbiegung nach 100 Zyklen ($\Delta\delta_{100}$) als Funktion der aufgebrachten Biegemomentbelastung dargestellt, wobei erneut bei der Darstellung nach den unterschiedlichen Belastungszyklen unterschieden wurde. Deutlich zeigt sich, daß für eine konstante Biegemomentbelastung der Ratcheting-Effekt besonders ausgeprägt ist. Die Vermutung, daß durch dynamische Effekte bei der stoßartigen mechanischen Belastung der Ratcheting-Effekt zunimmt, wurde durch die Auswertung aller Versuche bestätigt. Die Zunahme der Durchbiegung unter stoßartiger mechanischer Belastung ist im Mittel ca. doppelt so hoch wie die unter quasistatischer Biegemomentbelastung.

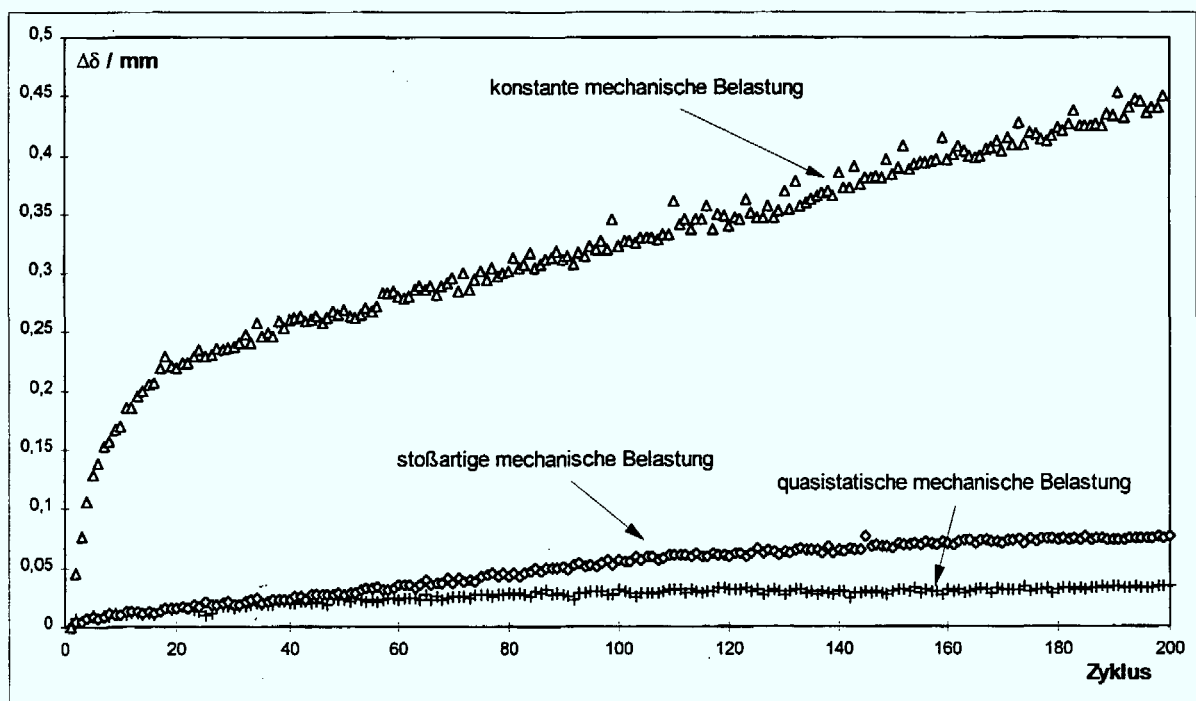


Abbildung 58: Zunahme der Durchbiegung für eine mechanische Biegemomentbelastung von ca. -1500 Nm und eine zyklische thermische Belastung von 0,5 MW/m²

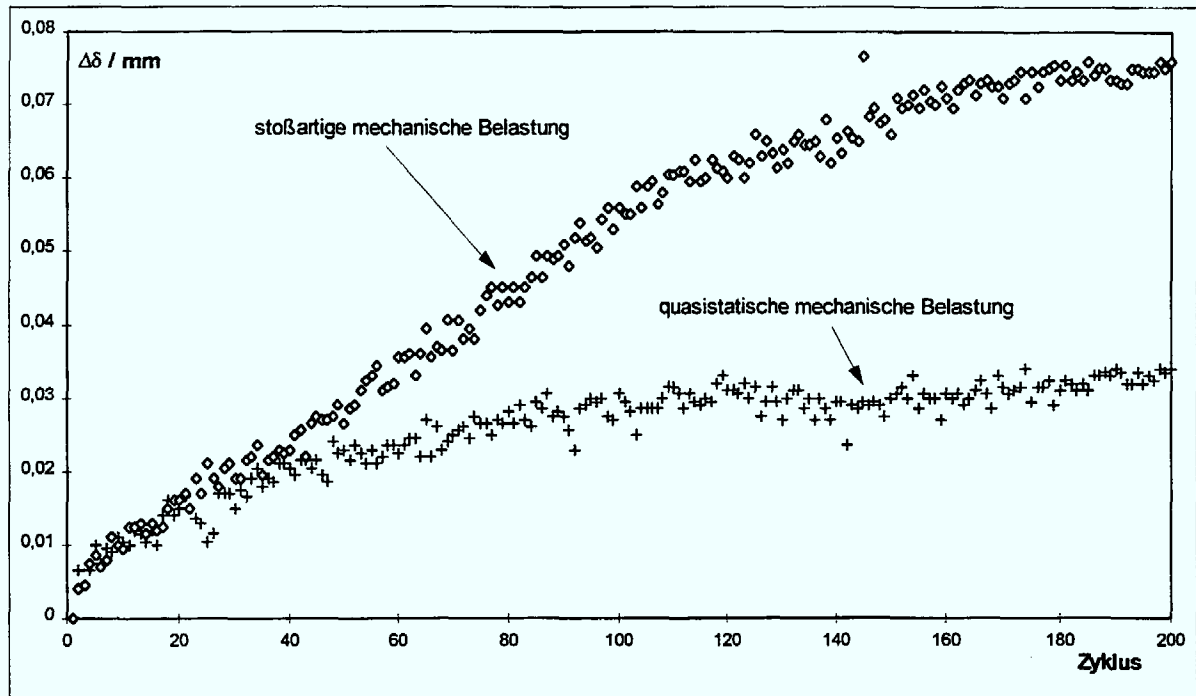


Abbildung 59: Zunahme der Durchbiegung für eine mechanische Biegemomentbelastung von ca. -1500 Nm und eine zyklische thermische Belastung von 0,5 MW/m²

An dieser Stelle soll darauf hingewiesen werden, daß eine ganze Versuchsreihe in der Regel mit der selben Probe durchgeführt wurde. Dies bedeutet, daß eine Probe zunächst für mehrere hundert Zyklen bei geringer mechanischer Biegemomentbelastung beansprucht wurde. Anschließend wurde der Versuch unterbrochen, die mechanische Last gesteigert und die Probe erneut mit einer

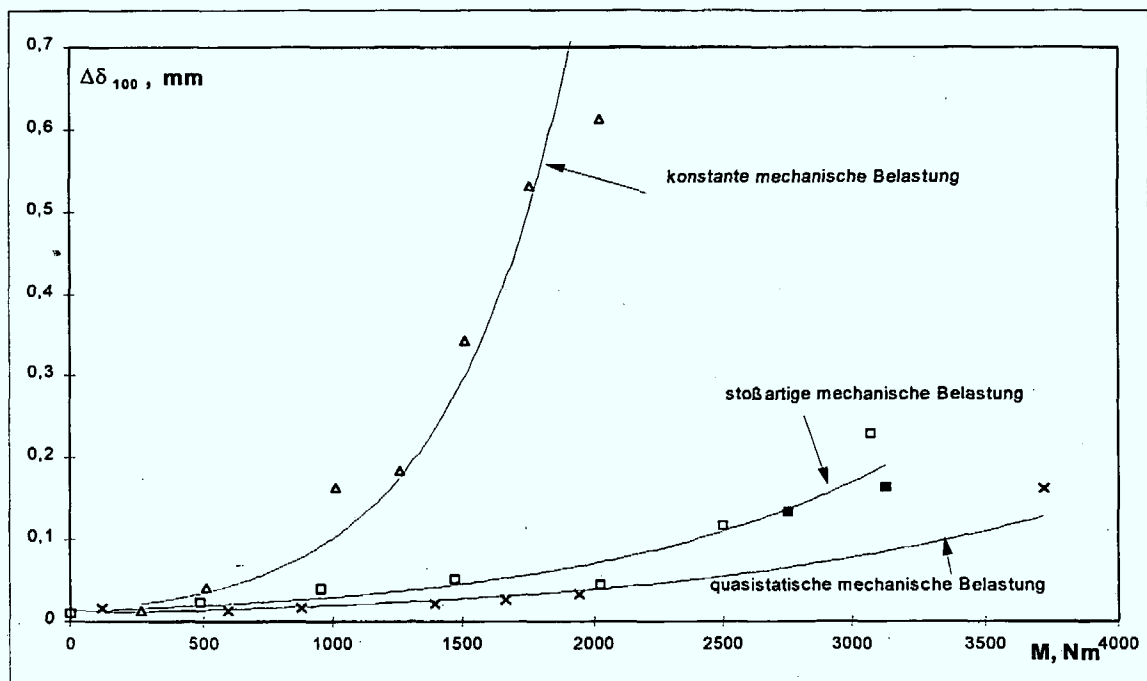


Abbildung 60: Absolute Zunahme der Durchbiegung nach 100 Zyklen durch Ratcheting als Funktion des aufgetragenen Biegemomentes.

gewissen Anzahl von Zyklen belastet. Es stellt sich natürlich nun die Frage, inwieweit die vorherigen Belastungszyklen einen Einfluß auf den aktuellen Versuch hatten. Daher wurden für den Belastungszyklus eines stoßartigen Biegemomentes Versuche mit hoher Last an zwei Proben durchgeführt, die noch keine Vorbelastung erfahren hatten. Die Ergebnisse dieser beiden Proben sind in der Abbildung 60 und Abbildung 61 ebenfalls abgebildet (ausgefüllte Rechtecke). Es ist zu erkennen, daß diese Ergebnisse keine große Abweichung zu den Ergebnissen der mehrfach verwendeten Probe aufweisen.

Da die absolute Zunahme der Durchbiegung sehr stark von der jeweiligen Bauteilgeometrie abhängt, ist sie für allgemeine Aussagen nur wenig aussagekräftig. Von wesentlich größerem Interesse ist die relative Zunahme der Durchbiegung durch Ratcheting (vgl. Abbildung 61). Hierbei wird die absolute Zunahme auf die bleibende Durchbiegung nach einem Versuchszyklus bezogen. Da bei konstant aufgebrachtem Biegemoment die plastischen Verformungen am Ende des ersten Versuchszyklus größer sind, als bei den Versuchszyklen mit einer Lastaufbringung während der Heizphase, sind die Unterschiede zwischen diesen Versuchszyklen etwas geringer geworden. Jedoch zeigt sich immer noch sehr deutlich, daß hinsichtlich Ratcheting ein konstant aufgebrachtes Biegemoment unter zyklischer thermischer Belastung die kritischste Belastung darstellt.

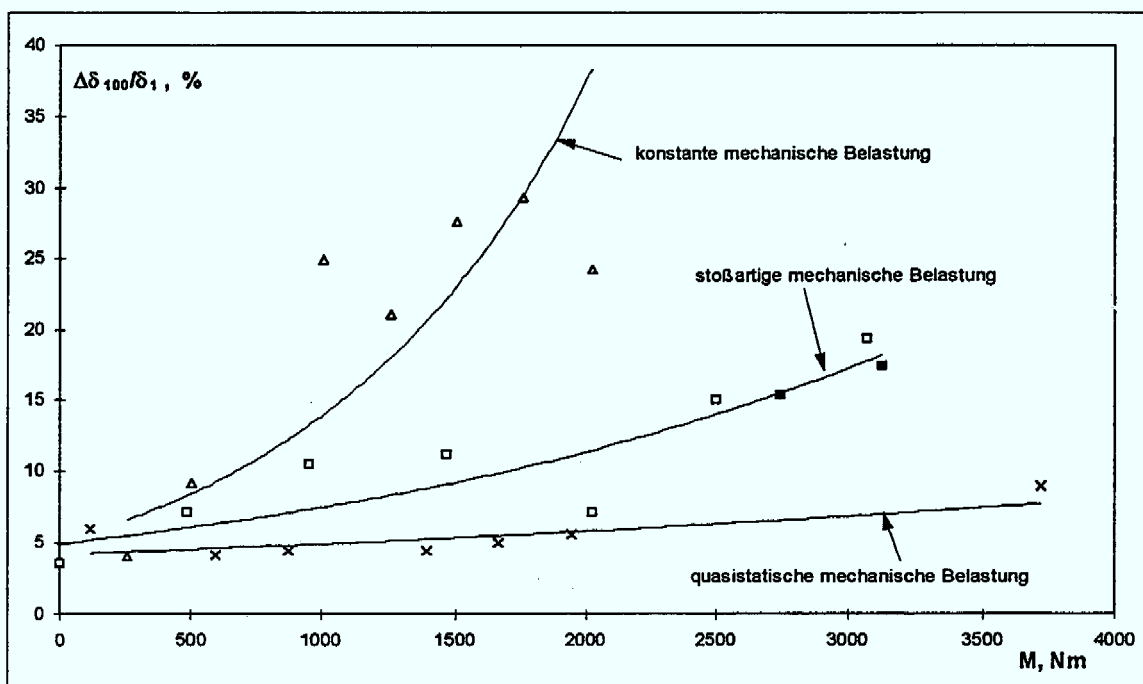


Abbildung 61: Relative Zunahme der Durchbiegung nach 100 Zyklen durch Ratcheting als Funktion des aufgetragenen Biegemomentes.

6 Berechnungen mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente

Die mittels der Methode der Finiten Elemente durchgeführten Rechnungen zur Temperaturverteilung im Segment dienten in erster Linie zur Überprüfung der thermischen Randbedingungen im Versuch. Zudem sollte anhand der Rechnungen gezeigt werden, welchen Einfluß die Modifikation der Proben durch die seitlich angebrachten Kupferbleche auf den Ratcheting-Effekt hat, und inwieweit sich die Belastungssituation für Proben mit gewellter Oberfläche gegenüber denen mit glatter Oberfläche ändert. Die Berechnungen teilen sich in zwei Bereiche auf:

- Berechnung der Temperaturverteilung im Bauteil
- Berechnung der Spannungen und Verformungen im Bauteil.

Um die Rechenzeiten in Grenzen zu halten, wurden sowohl bei der Temperaturberechnung als auch bei der Spannungs- und Verformungsanalyse sogenannte „Generalized Plane Strain“-Elemente verwendet [123]. Diese Elemente erlauben eine Modellierung von Strukturen, deren Feldvariablen (Temperatur, Spannung, Dehnung usw.) keine Abhängigkeit von der axialen Richtung (z-Richtung) besitzen und die somit unter Belastung bezogen auf ihre Achse eine konstante Krümmung aufweisen. Bei der „Generalized Plane Strain“-Theorie wird zunächst von dem Querschnitt der Struktur ein zweidimensionales Modell erstellt. Zusätzlich zu diesem Modell werden zwei Extraknoten angegeben. Der erste Knoten ist Träger eines Verschiebungsfreiheitsgrades für die Abstandsänderung paralleler x-y-Ebenen der Struktur. Der zweite Knoten beinhaltet zwei Rotationsfreiheitsgrade, die sich auf eine Verdrehung der Ebenen bezüglich der x- und y- Achse beziehen.

Für die in dieser Arbeit untersuchten Erste-Wand-Segmente reichte weiterhin die Modellierung einer Symmetriehälfte aus, da durch geeignete Festlegung der Randbedingungen und durch Festhalten des Rotationsfreiheitsgrades um die y-Achse gleiche Belastungsbedingungen simuliert werden können, wie sie auf den kompletten Segmentquerschnitt wirken.

Der wesentliche Nachteil bei der Anwendung der „Generalized Plane Strain“-Theorie ist der, daß dynamische Effekte nicht mit berücksichtigt werden können. Rechnungen zu dieser Problematik an 3D-Modellen hätten übermäßig viel Rechenzeit in Anspruch genommen, so daß auf die rechnerische Untersuchung des Einflusses der Dynamik auf den Ratcheting-Effekt verzichtet wurde.

Bei der Berechnung des thermo-mechanischen Verhaltens der Testsegmente wurden zunächst zwei Modelle unterschieden. Im ersten Modell wurde das rechteckige Segment der Ersten Wand modelliert, wie es für die experimentellen Untersuchungen festgelegt wurde (Modell I). In einem zweiten Rechenmodell wurden zusätzlich zum ersten Modell die Kupferbleche, die in den Experimenten für eine geeignete Rückführung des induzierten Stroms seitlich an die Testsegmente angebracht wurden (vgl. Abbildung 46), mit berücksichtigt (Modell II).

Da die Segmente, wie sie in den experimentellen Arbeiten verwendet wurden, eine Vereinfachung gegenüber dem Design mit gewellter Oberfläche darstellen, wurde ein weiteres Modell für einen Segmentquerschnitt mit gewellter Oberfläche erstellt (Modell III), so wie es in /20,56/ vorgesehen ist. Anhand dieser Rechnungen sollte geklärt werden, inwieweit die Modifizierung der Oberfläche zu einer Verbesserung des thermo-mechanischen Verhaltens führt und inwieweit die durchgeführten Experimente hinsichtlich des Designs der Ersten Wand mit gewellter Oberfläche aussagekräftig sind.

a)

b)

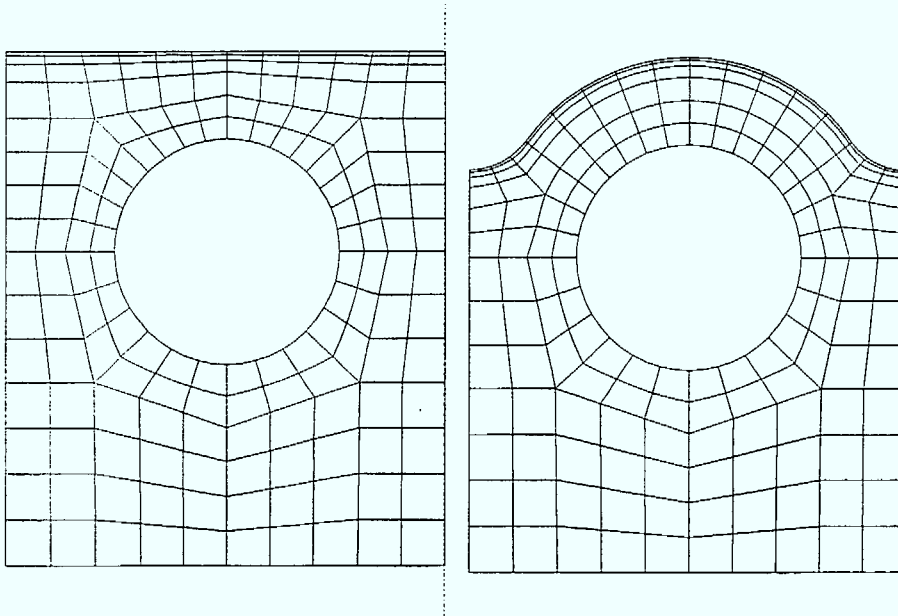


Abbildung 62: Finite Element Netze für die Berechnung des thermomechanischen Verhaltens der Segmente der Ersten Wand:

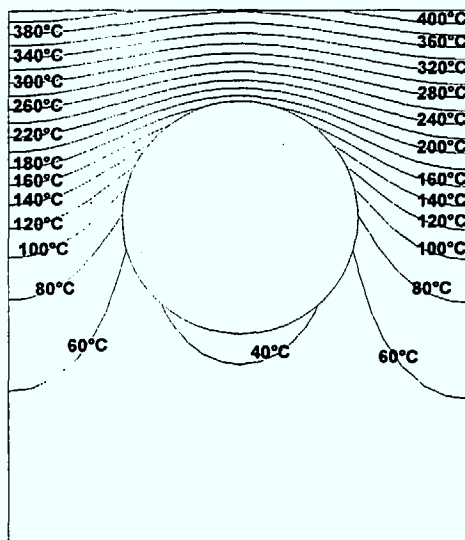
a) Segment der Ersten Wand mit ebener Oberfläche

b) Segment der Ersten Wand mit gewellter Oberfläche

6.1 Berechnung der Temperaturverteilung im Segmentquerschnitt

Für die drei Modelle wurden zunächst die Temperaturberechnungen durchgeführt, wobei in allen Fällen dieselben Stoffwerte verwendet wurden (vgl. Kapitel 2.4). Für Modell I und Modell III wurde ein konstanter Wärmestrom von $0,5 \text{ MW/m}^2$ an der Probenoberseite angenommen. Das Ergebnis der Berechnung ist in Abbildung 63 dargestellt.

a)



b)

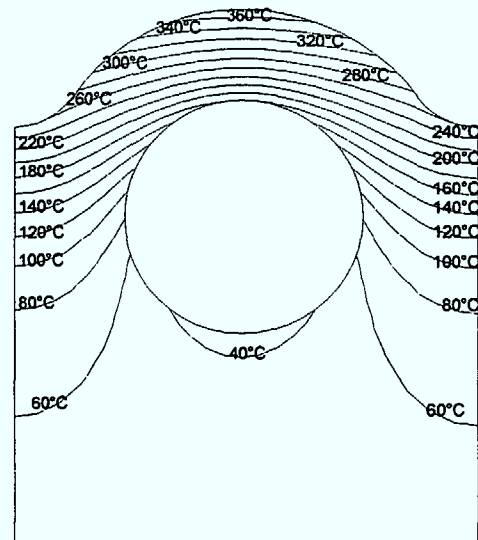


Abbildung 63: Berechnete Temperaturverteilung in einer Symmetriehälfte der Ersten Wand

a) vereinfachte Geometrie

b) Erste Wand mit gewellter Oberfläche

Die maximale Temperatur für die Erste Wand mit gewellter Oberfläche liegt deutlich (ca. 40°C) unterhalb der Temperatur, die für die vereinfachte rechteckige Geometrie ermittelt wurde. Somit sind auch für diese Geometrie geringere Sekundärspannungen zu erwarten.

Für das Modell II wurde über die Variation der Wärmestromdichteverteilung versucht, die berechneten Temperaturen den im Versuch gemessenen Temperaturen anzupassen. Die genaue Temperaturverteilung in den Kupferblechen wurde hierbei jedoch außer acht gelassen. Bei der Berechnung der Spannungen und Verformungen im Bauteil wurde angenommen, daß aufgrund der guten Wärmeleitfähigkeit und der geringen Wärmeeinkopplung das Kupfer bei induktiver Beheizung keine große Temperaturerhöhung erfährt und somit die Temperatur durch die Raumtemperatur angenähert werden kann. Diese Annahme ist konservativ, da eine Wärmeausdehnung des Kupfers im Heizzyklus zu geringeren Spannungen im Testsegment führt; sie dient zur Abschätzung des maximalen Einflusses der zusätzlichen Kupferstege. Abbildung 64.a zeigt die berechnete Temperaturverteilung im Testsegment und die örtlichen Temperaturen, die im Experiment gemessen wurden. Der Vergleich zeigt eine gute Übereinstimmung der berechneten und gemessenen Temperaturen.

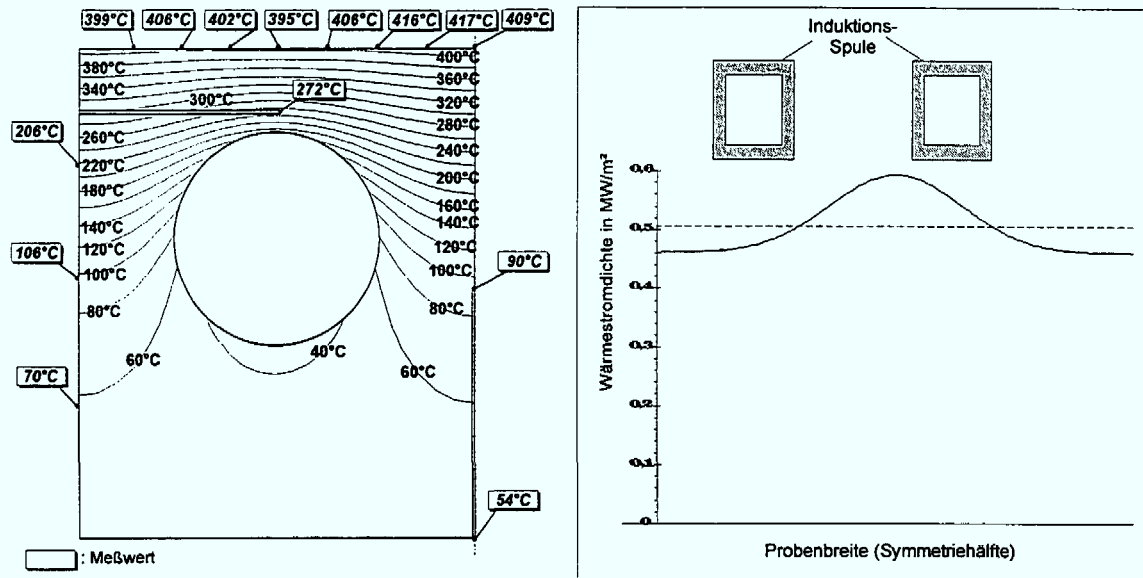


Abbildung 64:

- Berechnete Temperaturverteilung und Vergleich der berechneten Temperaturen mit im Experiment gemessenen Temperaturen
- Für die Rechnung genutzte Wärmestromdichteverteilung an der Probenoberseite

In Abbildung 64.b ist die in der Rechnung verwendete Wärmestromdichteverteilung an der Probenoberseite dargestellt. Im Mittel liegt die Wärmestromdichte wiederum bei $0,5 \text{ MW/m}^2$. Zusätzlich ist in der Abbildung die Lage der Induktionsspule im Versuch angedeutet. Es ist zu erkennen, daß die angenommene Wärmestromdichteverteilung zur Optimierung der Temperaturrechnung in etwa der Verteilung, die aufgrund der Lage der Induktionsspule zu erwarten ist, entspricht /120/.

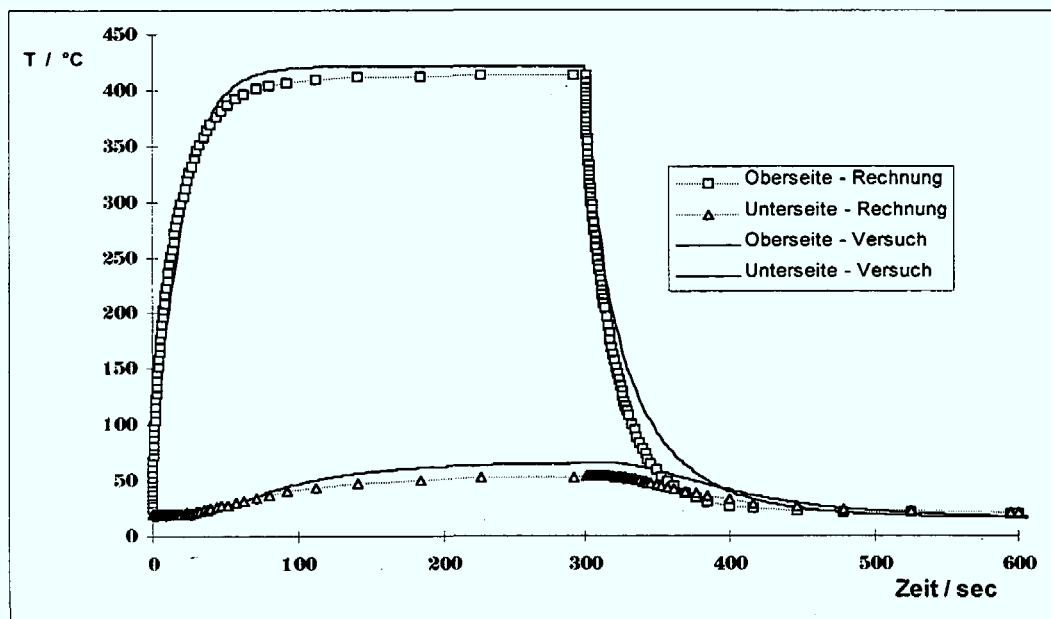


Abbildung 65: Zeitlicher Verlauf der gemessenen und berechneten Temperatur an der Segmentober- und -unterseite für eine Wärmestromdichte von $0,5 \text{ MW/m}^2$

In Abbildung 65 ist der zeitliche Verlauf der gemessenen und der berechneten Temperaturen an der Probenober- und -unterseite dargestellt. Auch hier zeigt sich eine gute Übereinstimmung der Berechnungsergebnisse mit dem Experiment.

In Abbildung 66 ist die elastisch berechnete Sekundärvergleichsspannung für alle drei Modelle dargestellt. Die geringsten Sekundärspannungen treten aufgrund der niedrigeren Maximaltemperatur bei dem Segment mit gewellter Oberfläche auf. Die zusätzliche Versteifung führt bei dem Segment mit seitlich angebrachten Kupferblechen zu höheren Sekundärspannungen.

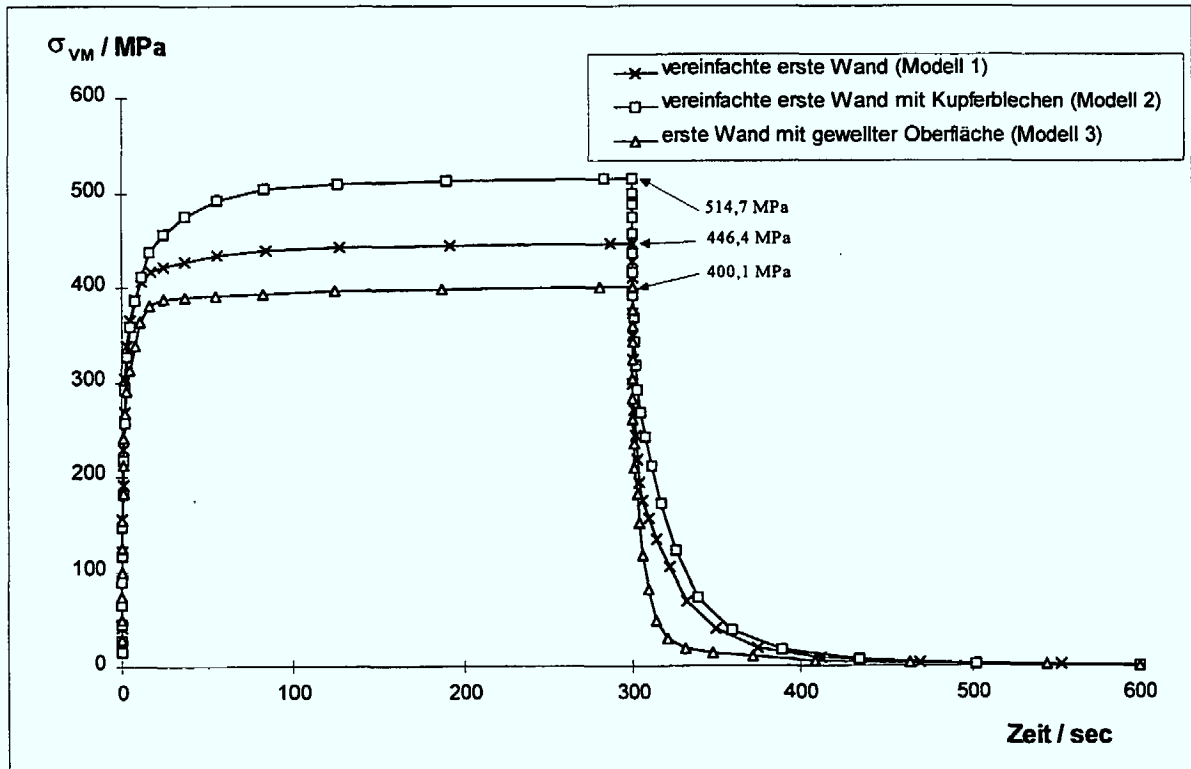


Abbildung 66: Elastisch berechnete Sekundärvergleichsspannungen (nach Von Mises) an der Oberseite der Segmente

Aus der maximalen Sekundärspannung läßt sich der Wert Y nach der KTA-Regel wie folgt bestimmen (siehe Kapitel 3.2.1):

- Modell I: $Y=2,3$
- Modell II: $Y=2,6$
- Modell III: $Y=2,0$.

Die Größe der mechanischen Belastung ist durch die Größe X bestimmt. Sie läßt sich für Strukturen unter Biegemomentbelastung und mit konstantem Elastizitätsmodul über die Querschnittsfläche aus dem Flächenträgheitsmoment, dem Abstand der Randfaser von der neutralen Faser und dem entsprechenden Biegemoment nach Gleichung 6.1 berechnen:

$$X = \frac{P_b}{\sigma_y K} = \frac{e}{I \sigma_y} \frac{M_b}{K} \quad (6.1)$$

- e: Abstand der Randfaser von der neutralen Faser,
 I: Flächenträgheitsmoment,
 K: Stützfaktor (ca. 1,5).

Während in den Auslegungsregeln stets der Betrag einer Belastung für die Auslegung herangezogen wurde, soll hier entsprechend den Untersuchungen zum frei aufliegenden Balken in Kapitel 4.2 zwischen positivem und negativem Biegemoment unterschieden werden. Die Vorzeichenkonvention bezüglich des Biegemomentes sei derart, daß ein positives Biegemoment zu Druckspannungen an der Balkenunterseite und zu Zugspannungen an der Balkenoberseite führt.

Für Strukturen, in denen unterschiedliche Materialien verwendet werden (wie z.B. bei Modell II mit seitlich angebrachten Kupferblechen), ist diese Berechnung jedoch nicht mehr ohne weiteres gültig. Daher wurden für eine rein mechanische Beanspruchung ebenfalls FE-Rechnungen durchgeführt. Aus den elastisch berechneten maximalen Spannungen läßt sich der Wert X für die drei Modelle wie folgt bestimmen:

- Modell I: $X \approx 0,223 \cdot 10^{-3} \frac{\text{MPa}}{\text{Nm}} M_b$ (X=-0,553 für $M_b=-2500 \text{ Nm}$)
- Modell II: $X \approx 0,210 \cdot 10^{-3} \frac{\text{MPa}}{\text{Nm}} M_b$ (X=-0,525 für $M_b=-2500 \text{ Nm}$)
- Modell III: $X \approx 0,317 \cdot 10^{-3} \frac{\text{MPa}}{\text{Nm}} M_b$ (X=-0,791 für $M_b=-2500 \text{ Nm}$)

Es wird deutlich, daß die bezüglich der thermischen Spannungen günstigere Form der Ersten Wand (Modell III) aufgrund des geringeren Flächenträgheitsmomentes bei einer Biegemomentbelastung besonders hohen Primärspannungen ausgesetzt ist, was jedoch durch Versteifung an der dem Plasma abgewandten Seite vermieden werden könnte.

Für ein Biegemoment von -2500 Nm ist die Belastung für alle drei Modelle in Abbildung 67 dargestellt. Im Vergleich mit der klassischen Abgrenzung nach Bree zeigt sich, daß alle Belastungsbedingungen im Ratcheting-Bereich liegen. Gegenüber den Abgrenzungen des untersuchten Modells eines frei aufliegenden Balkens liegen alle Belastungsbedingungen sogar im Bereich des infiniten Ratchetings.

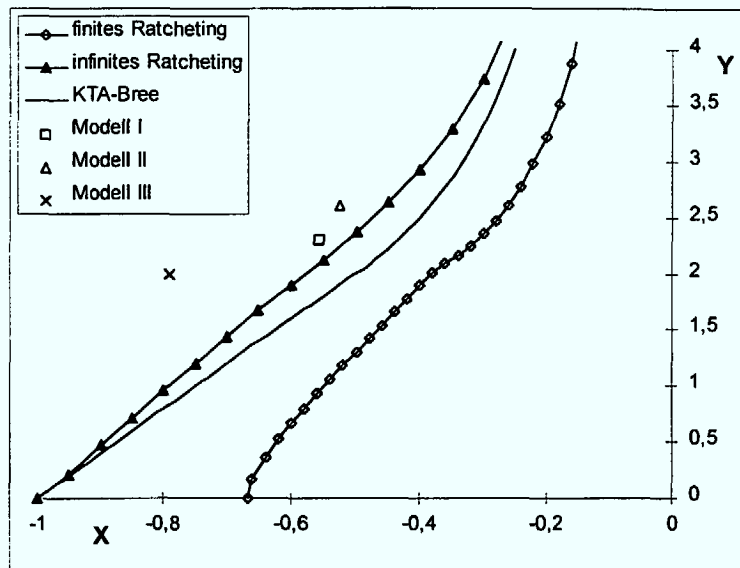


Abbildung 67: Darstellung der Belastungsbedingungen für die drei untersuchten Modelle (Biegemomentbelastung $M_b = -2500 \text{ Nm}$) im Vergleich mit den Ergebnissen des einfachen Balkenmodells sowie der Abgrenzung gegen Ratcheting nach Bree

Ausgehend vom Modell des frei aufliegenden Biegebalkens ergeben sich bezüglich des maximalen Biegemomentes folgende Werte bei einer Auslegung gegen Ratcheting:

	infinites Ratcheting	finites Ratcheting
Modell I	-2270 Nm	-1340 Nm
Modell II	-2140 Nm	-1230 Nm
Modell III	-1820 Nm	-1190 Nm

Tabelle 3: nach dem Modell des frei aufliegenden Biegebalkens mit bilinearer Temperaturverteilung berechnetes maximales Biegemoment bei einer Auslegung gegen infinites und finites Ratcheting für eine Wärmestromdichte von $0,5 \text{ MW/m}^2$

6.2 Berechnung der Verformung im Bauteil

Für die Spannungs- und Verformungsberechnung wurde der zeitliche Temperaturverlauf im Segmentquerschnitt berücksichtigt. Ebenso wurde die Temperaturabhängigkeit der Werkstoffparameter bei den Berechnungen mit einbezogen (vgl. Kapitel 2.4), wobei zunächst ein elastisch-ideal plastisches Werkstoffmodell zugrunde gelegt wurde.

Die ersten Rechnungen wurden durchgeführt, um Unterschiede zwischen den Modellen I und II darzulegen. Insbesondere sollte hier der Einfluß der Kupferbleche auf das thermo-mechanische Verhalten der Segmente überprüft werden. In Abbildung 68 ist die Spannungsverteilung in axialer Richtung unter thermischer Belastung und einem Biegemoment von -2500 Nm dargestellt. Die linke Symmetriehälfte zeigt die Spannungsverteilung für Modell I und die rechte Symmetriehälfte für Modell II. Obwohl die Spannungsverteilungen ähnlich sind, lassen sich doch gerade entlang der Symmetrielinie Abweichungen von bis zu etwa

40 MPa zwischen beiden Modellen feststellen. Die maximale und minimale Spannung unterscheidet sich dagegen nur geringfügig. So liegt die maximale Spannung für Modell I bei 285 MPa und für Modell II bei 296 MPa, die minimale Spannung ist für Modell I -244 MPa und für Modell II -241 MPa.

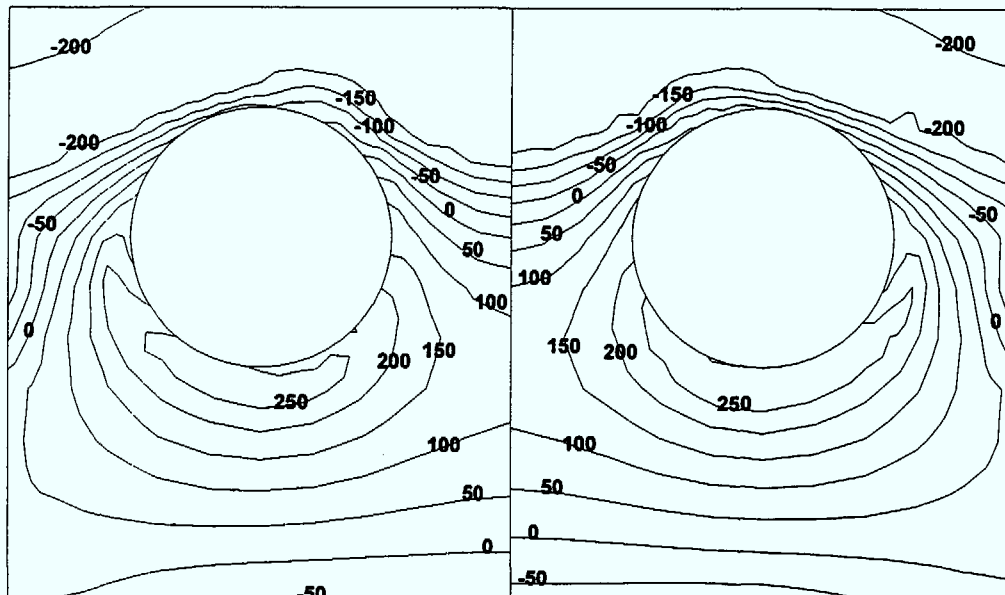


Abbildung 68: Berechnete Spannungsverteilung in axialer Richtung unter thermischer Belastung und einem Biegemoment von -2500 Nm (Angaben in MPa). Die linke Symmetriehälfte zeigt die Spannungsverteilung für das Rechenmodell I und die rechte Symmetriehälfte für Modell II.

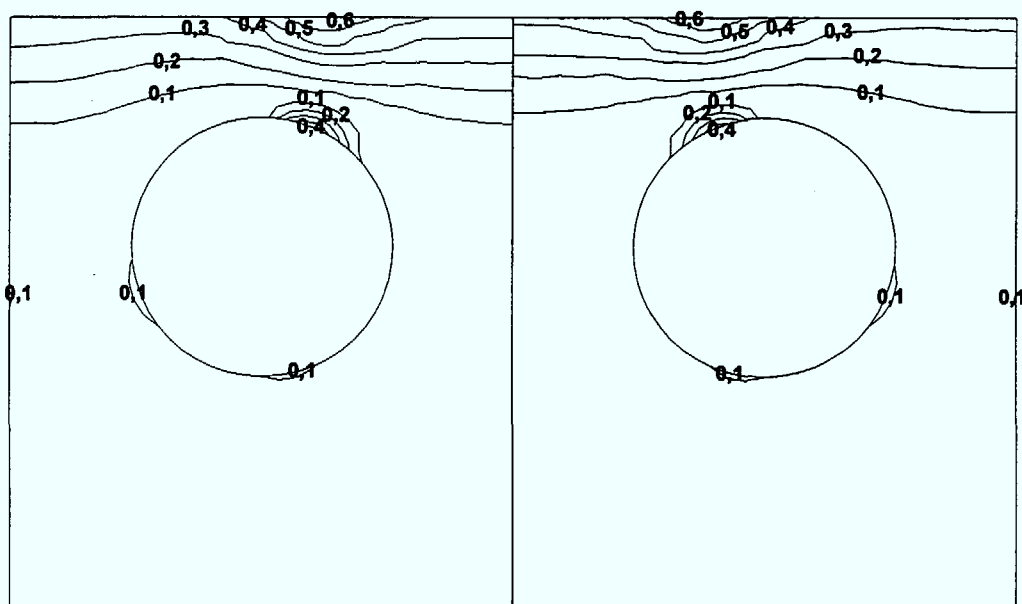


Abbildung 69: Berechnete Verteilung der plastischen Vergleichsdehnung unter thermischer Belastung und einem Biegemoment von -2500 Nm (Angaben in %). Die linke Symmetriehälfte zeigt die plastische Dehnungsverteilung für das Rechenmodell I und die rechte Symmetriehälfte für Modell II.

In Abbildung 69 ist für die gleiche Belastung die plastische Verformung im Segment unter kombinierter thermischer und mechanischer Belastung für beide Modelle

dargestellt. Wiederum sind die Verteilungen ähnlich. Die relative Abweichung der Maximalwerte der beiden Modelle liegt bei ca. 1,7%. Da die plastischen Verformungen in einer Struktur für das Auftreten von Ratcheting verantwortlich sind, ließ sich aus den durchgeführten rechnerischen Analysen zunächst vermuten, daß die Unterschiede im thermo-mechanischen Verhalten zwischen den beiden Modellen geringfügig sind.

Für Modell III mit einer gewellten Oberfläche ist die Spannungsverteilung und die Verteilung der plastischen Vergleichsdehnung für eine gleichzeitige mechanische und thermische Belastung in Abbildung 70 dargestellt.

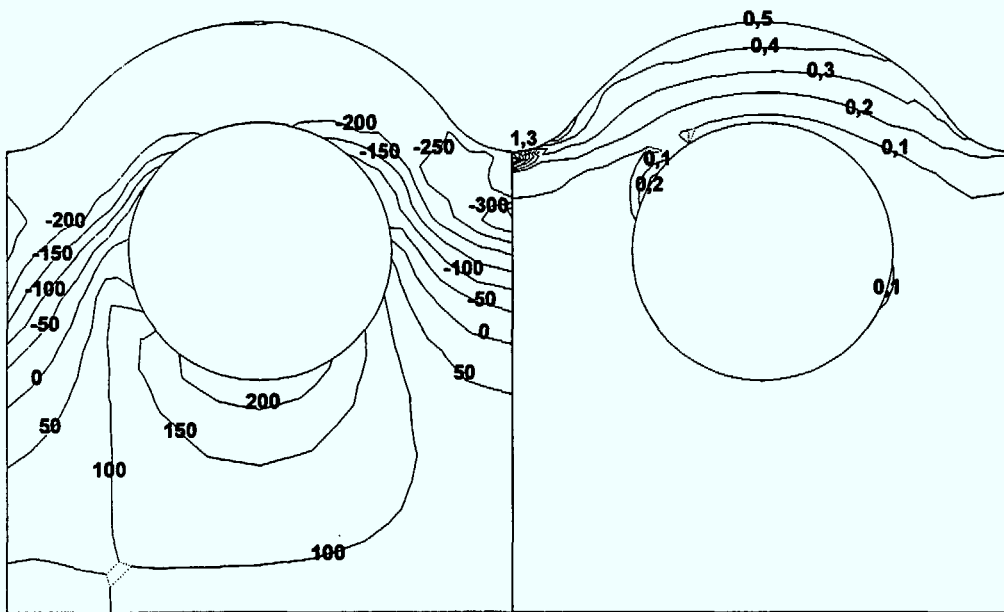


Abbildung 70: Berechnete Spannungsverteilung (links) und Verteilung der plastischen Vergleichsdehnung (rechts) unter thermischer Belastung und einem Biegemoment von -2500 Nm (Angaben in MPa bzw. %).

Hier treten gegenüber den Modellen mit einfacher Geometrie ganz lokal hohe Spannungen und Verformungen an der Oberseite der Segmente im Bereich der Symmetrielinie auf. Diese lokalen hohen Spannungen und plastischen Verformungen haben jedoch auf den Rest der Struktur nur einen geringen Einfluß, so daß der Mechanismus, der zum Ratcheting führt, ähnlich dem in den Modellen I und II sein wird.

Zur Überprüfung der mit Modell II berechneten Temperaturen, Spannungen und Verformungen eignet sich ein Vergleich der im Versuch gemessenen und der berechneten Durchbiegung. Abbildung 71 zeigt diesen Vergleich für eine zyklische thermische Belastung und einem pulsartigen Biegemoment von -2500 Nm. Dargestellt ist die Durchbiegung jeweils am Ende der Heizphase ohne mechanische Belastung ($\square$), mit anschließender überlagerter mechanischer Belastung (Δ) und am Ende der Abkühlphase ohne mechanische Belastung ($\circ$). Die Übereinstimmung der berechneten und gemessenen Durchbiegung ist gut, was darauf schließen läßt, daß die berechnete Temperaturverteilung in guter Übereinstimmung mit den

tatsächlichen Temperaturen im Experiment ist. Gleiches läßt sich auch für die berechneten plastischen Verformungen folgern.

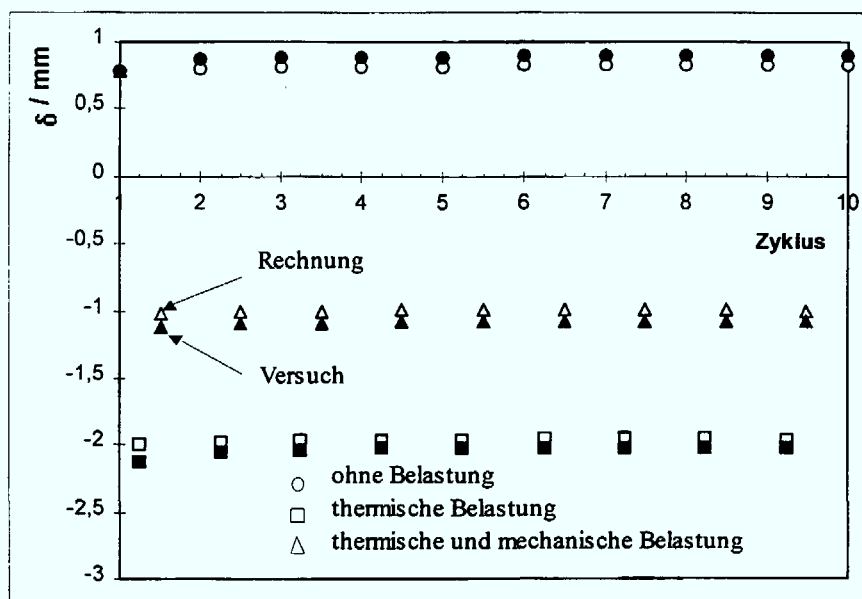


Abbildung 71: Vergleich der berechneten und im Versuch gemessenen Durchbiegungen unter zyklischer thermischer Belastung und einem pulsartigen Biegemoment von -2500 Nm

6.3 Berechnungen zum Ratcheting-Effekt

Nachfolgend wurden Berechnungen zum Ratcheting-Effekt für die unterschiedlichen Modelle durchgeführt. Aufgrund des großen Rechenzeitbedarfs wurden die Rechnungen auf zehn Zyklen begrenzt und unter der in Kapitel 4.2.1 getroffenen Annahme einer konstanten Steigung s der doppeltlogarithmischen Auftragen der Durchbiegungsinkremente über der Zyklusnummer eine Extrapolation auf 100 Zyklen durchgeführt. Diese Extrapolation kann zwar im Einzelfall mit größeren Fehlern behaftet sein, jedoch sollen die Rechnungen hier auch im wesentlichen dazu benutzt werden, den Einfluß verschiedener Randbedingungen auf den Ratcheting-Effekt zu diskutieren. Für die Rechnungen wurden einfache elasto-plastische Werkstoffmodelle verwendet, die zwar nicht in der Lage sind, das Materialratcheting richtig zu beschreiben, mit deren Hilfe jedoch Aussagen bezüglich des Strukturratchetings getroffen werden können. Für weitere rechnergestützte Untersuchungen wäre es jedoch sinnvoll, geeignete Werkstoffmodelle zur Beschreibung von Materialratcheting in das Finite Elemente Programm ABAQUS zu implementieren. Diese Arbeiten hätten jedoch den Rahmen dieser Arbeit gesprengt.

6.3.1 Konstante mechanische und zyklische thermische Belastung

Zunächst wurden Rechnungen für den Zyklus eines konstanten Biegemoments und einer zyklischen thermischen Belastung durchgeführt. In Abbildung 72 ist die Zunahme der Durchbiegung aufgrund von Ratcheting sowohl für Modell I, als auch

für Modell II dargestellt, wobei ein Biegemoment von -2500 Nm zugrunde gelegt wurde. In beiden Fällen wurde für die Berechnung ein elastisch-ideal plastisches Werkstoffmodell verwendet. Es zeigt sich zunächst eine zwar deutliche, aber dennoch tolerierbare Abweichung zwischen den beiden Modellen. Die seitlich angebrachten Kupferbleche in Modell II führen zu einer Erhöhung des Ratcheting-Effektes und dies trotz der mit der Modifizierung einhergehenden Versteifung der Segmente. Hinsichtlich des Einflusses der Kupferbleche auf das thermomechanische Verhalten kann somit für die Experimente mit den modifizierten Testsegmenten (mit seitlich angebrachten Kupferblechen) für diesen Belastungszyklus die Schlußfolgerungen gezogen werden, daß zum einen die experimentellen Ergebnisse durchaus auf die ursprünglich zu testenden Segmente übertragbar sind und zum anderen kann geschlußfolgert werden, daß diese erzielten Ergebnisse konservativ sind.

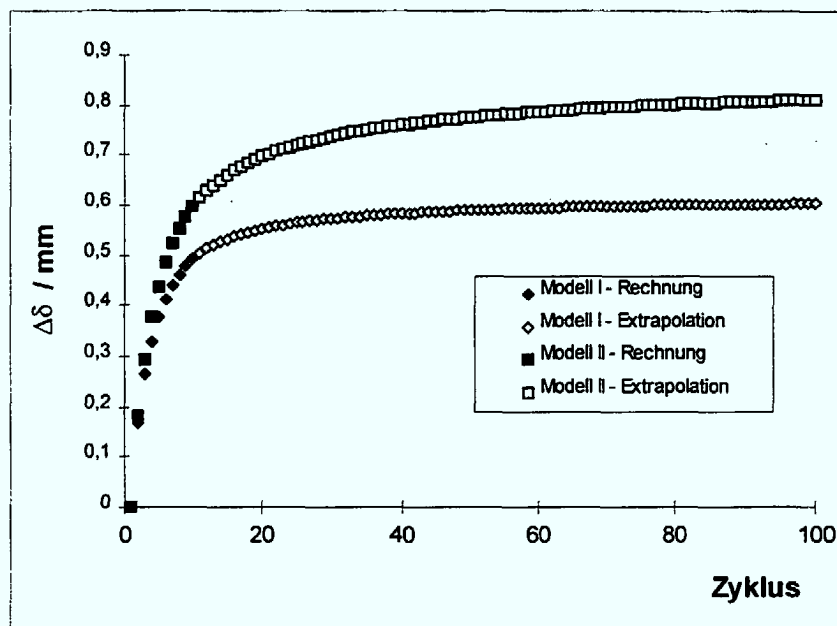


Abbildung 72: Zunahme der Durchbiegung nach dem ersten Zyklus aufgrund von Ratcheting für Erste Wand Segmente mit rechteckigem Querschnitt (Modelle I und II) unter einer konstanten Biegemomentbelastung von -2500 Nm und einer zyklischen thermischen Belastung von 0,5 MW/m²

Für Modell III (mit gewellter Oberfläche) wurde ebenfalls eine Rechnung unter den gegebenen Randbedingungen durchgeführt. Die Zunahme der Durchbiegung ist für diesen Fall in Abbildung 73 dargestellt und entspricht in etwa dem von Modell I.

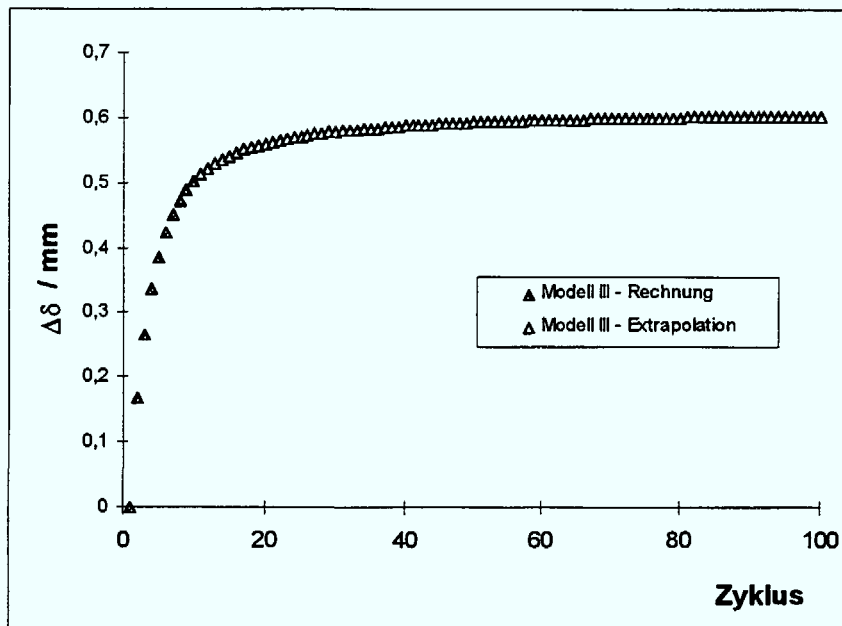


Abbildung 73: Zunahme der Durchbiegung nach dem ersten Zyklus aufgrund von Ratcheting für ein Segment der Ersten Wand mit gewellter Oberfläche (Modell III) unter einer konstanten Biegemomentbelastung von -2500 Nm und einer zyklischen thermischen Belastung von 0,5 MW/m²

Interessant ist der Vergleich der Rechnungen mit den Versuchsergebnissen. Hierzu wurde die extrapolierte Zunahme der Durchbiegung aufgrund von Ratcheting wiederum auf die Durchbiegung nach dem ersten Zyklus bezogen. Die drei Berechnungen sind in Abbildung 74 dargestellt.

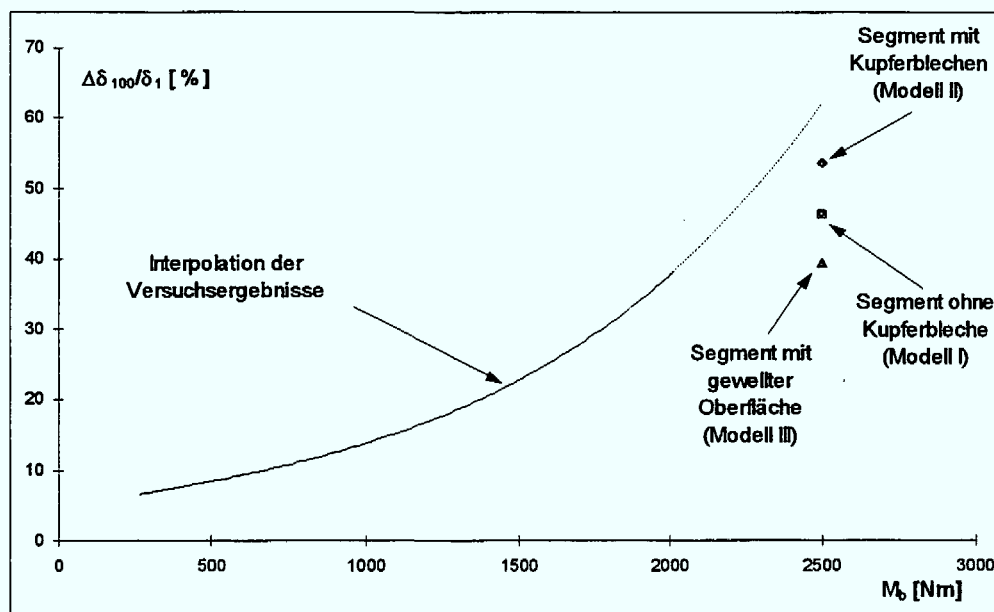


Abbildung 74: Vergleich der Rechenergebnisse mit den Versuchsergebnissen für eine konstante mechanische Belastung und eine zyklische thermische Belastung von 0,5 MW/m²

Alle drei Modelle liefern von der Größenordnung her in etwa das Ergebnis, das auch in den experimentellen Untersuchungen gefunden wurde. So ist für eine Biegemomentbelastung von -2500 Nm zu erwarten, daß sich die bleibende

Durchbiegung durch Ratcheting in 100 Zyklen etwa um die Hälfte gegenüber der bleibenden Durchbiegung, die sich nach einem Zyklus einstellt, erhöht. Die beste Übereinstimmung liegt für Modell II mit einer Zunahme von knapp 54% vor, die geringste Zunahme durch Ratcheting zeigt Modell III mit ca. 40%. Der Grund für den Unterschied zwischen Modell I und III trotz annähernd gleicher Ratcheting-Inkremente liegt darin, daß sich für Modell III wegen des geringeren Flächenträgheitsmomentes eine größere bleibende Durchbiegung nach dem ersten Zyklus einstellt.

In Abbildung 75 ist für den behandelten Belastungsfall die zunehmende plastische Verformung der Segmentoberseite dargestellt (Modell II). Es wird deutlich, daß nur im geringen Maße zyklische Plastifizierung stattfindet. Für diesen Belastungsfall kann daher angenommen werden, daß Materialratcheting einen geringen Einfluß auf den Ratcheting-Effekt hat, sondern daß vielmehr strukturelle Effekte das Verhalten bestimmen.

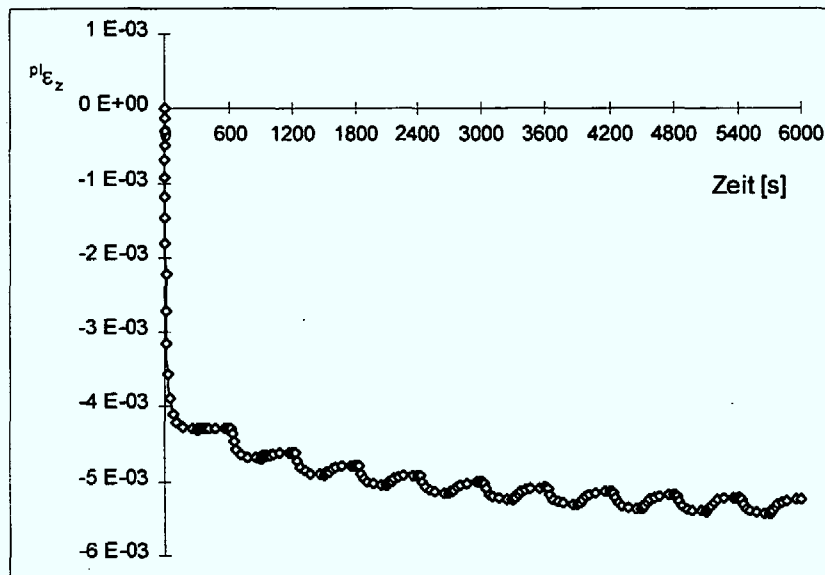


Abbildung 75: Plastische Verformung der Segmentoberseite in axialer Richtung für eine zyklische thermische Belastung und ein konstantes Biegemoment von -2500 Nm

Hinsichtlich Ermüdung stellt dieser Belastungsfall keine Gefahr dar. Das Schwingenspiel der elastischen und plastischen Dehnung liegt an der Segmentoberseite bei ca. 0,26%. Ein Vergleich mit der konservativen Ermüdungskurve für den austenitischen Stahl (Abbildung 8) zeigt, daß dieses Schwingenspiel im Bereich der Dauerfestigkeit liegt.

6.3.2 Zyklische mechanische und zyklische thermische Belastung

Im folgenden wurden Rechnungen für den Fall einer zyklischen thermischen Belastung und eines pulsartigen Biegemomentes durchgeführt. Wie bereits erwähnt konnte hierbei der Einfluß von dynamischen Effekten auf das Ratchetingverhalten nicht berücksichtigt werden, da aus Gründen der Rechenzeiterparnis sogenannte

„Generalized Plain Strain“-Elemente für die Rechnungen verwendet wurden und nicht das komplette Segment der Ersten Wand mit 3-D Elementen modelliert wurde.

Für die Berechnungen wurde erneut ein elastisch-ideal plastisches Werkstoffmodell zugrunde gelegt. Die Zunahme der Durchbiegung ist für Modell I, II und III in Abbildung 76 aufgetragen. Die relative Zunahme der Durchbiegung durch Ratcheting (bezogen auf die bleibende Durchbiegung nach dem ersten Zyklus) ist für eine Zyklenzahl von 100 in Abbildung 77 aufgetragen. Es ist ein deutlicher Unterschied zwischen Modell II und den beiden anderen Modellen zu erkennen, der auf die seitlich angebrachten Kupferbleche in Modell II zurückzuführen ist. Der Effekt der Kupferbleche im Versuch ist jedoch geringer als berechnet, da in den Rechnungen angenommen wurde, daß die Kupferbleche stets auf einer Temperatur von 20°C gehalten werden, im Versuch diese Bleche jedoch örtlich einer Temperaturerhöhung von 20-50 °C während der Heizphase unterlagen.

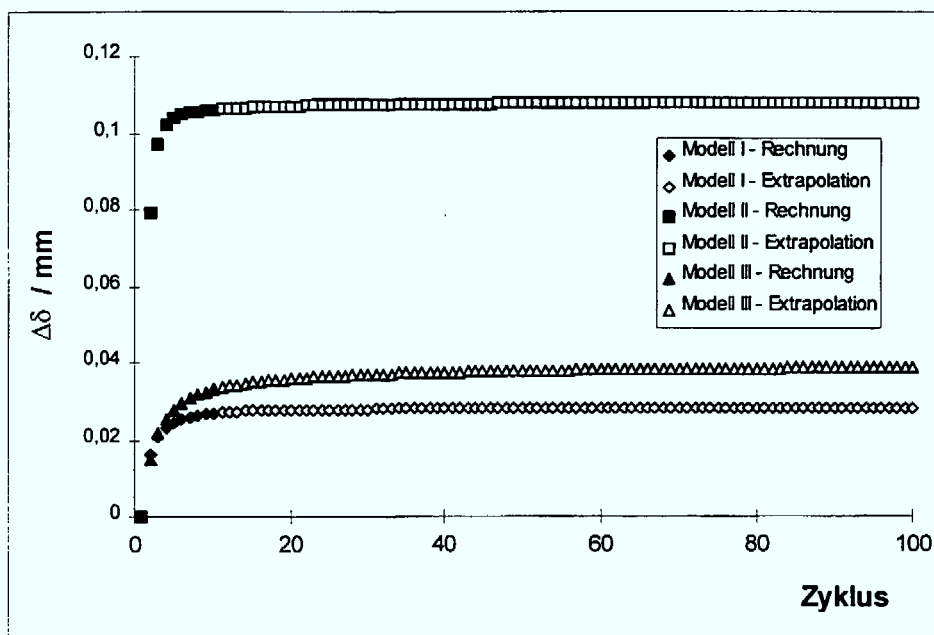


Abbildung 76: Berechnete Zunahme der Durchbiegung nach dem ersten Zyklus aufgrund von Ratcheting

Weiterhin zeigen die Rechnungen, daß der Ratcheting-Effekt für diese Art von Zyklus wesentlich schwächer als im Falle eines konstant aufgetragten Biegemomentes ist und daß er in diesem Fall sehr stark von den genauen Randbedingungen beeinflusst wird.

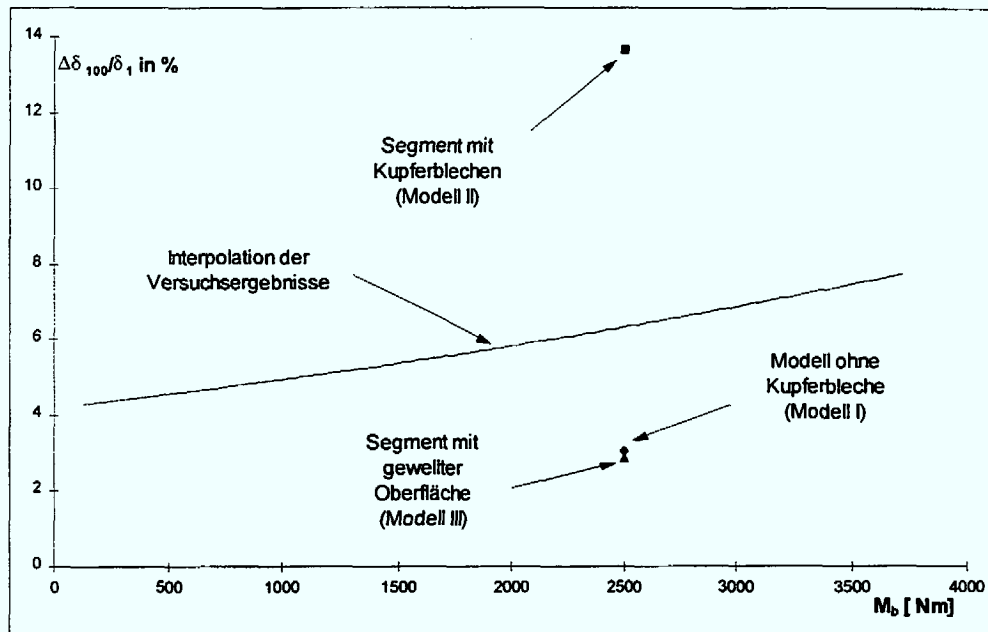


Abbildung 77: Vergleich der Rechenergebnisse mit den Versuchsergebnissen (100 Zyklen)

Eine Betrachtung der Abnahme der Durchbiegungsinkremente mit jedem Zyklus zeigt einen weiteren Unterschied zwischen Versuch und Rechnung. Während in der Rechnung relativ große Inkremente in der Durchbiegung in den ersten Zyklen auftreten, diese aber mit zunehmender Zykluszahl sehr stark abnehmen, sind die Inkremente in den experimentellen Untersuchungen zu Beginn nicht ganz so groß, nehmen aber dafür nicht in dem Maße ab, wie in der Rechnung. Dieser Unterschied zwischen Rechnung und Experiment deutet darauf hin, daß hier das Materialverhalten einen größeren Einfluß auf den Ratcheting-Effekt hat, als für den Fall eines konstant aufgetragenen Biegemomentes. Das einfache elastisch-ideal

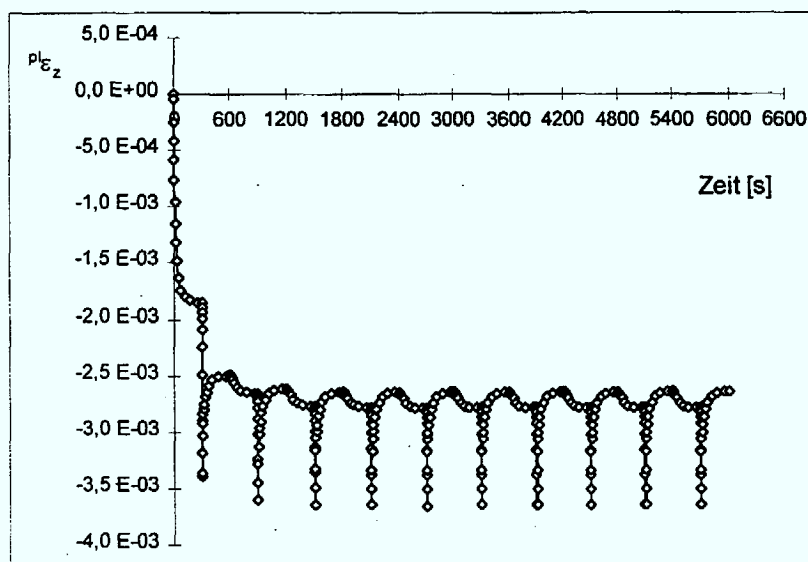


Abbildung 78: Plastische Verformung der Segmentoberseite in axialer Richtung für eine zyklische thermische Belastung und ein pulsartiges mechanisches Biegemoment von -2500 Nm

plastische Werkstoffmodell, das in den Rechnungen verwendet wurde, scheint somit zur exakten Beschreibung des Materialverhaltens bei der hier auftretenden hohen zyklischen Plastifizierung nicht mehr ausreichend zu sein (vgl. Abbildung 78).

Welchen Einfluß das verwendete Werkstoffmodell auf die Rechnung hat, zeigt ein Vergleich mit der berechneten Zunahme der Durchbiegung unter Verwendung der bereits in ABAQUS implementierten isotropen und kinematischen Verfestigung. Wie bereits in der Arbeit über das Dreibalkenmodell /114/ festgestellt wurde, führt die kinematische Verfestigung stets zu einer Abschwächung des Ratcheting-Effektes, während isotrope Verfestigung in dem Bereich zyklischer Plastifizierung durchaus eine Erhöhung des Ratcheting-Effektes mit sich bringen kann. Der Grund hierfür liegt darin, daß bei der isotropen Verfestigung Bereiche, die zyklischer Plastifizierung unterliegen, durch Verfestigung in zunehmenden Maße hohe Spannungen ertragen können. In dem hier betrachteten Lastfall bedeutet dies, daß die thermischen Wechseldehnungen an der Balkenoberseite zu einem immer größeren Anteil elastisch aufgefangen werden können, was zu einer entsprechenden Erhöhung der Dehnungen, und damit auch der Sekundärspannungen, in anderen Bereichen der Struktur führt. Dadurch kann sich global die Verformung der Struktur gegenüber einem nicht verfestigenden Werkstoffmodell erhöhen, auch wenn die plastische Dehnung an der höchstbelasteten Stelle aufgrund der Verfestigung geringer bleibt.

Generell kann jedoch festgestellt werden, daß eine lineare Verfestigung dazu führt, daß die plastische Dehnung in einem Bauteil stets beschränkt bleibt und somit infinites Ratcheting nicht mehr auftreten kann.

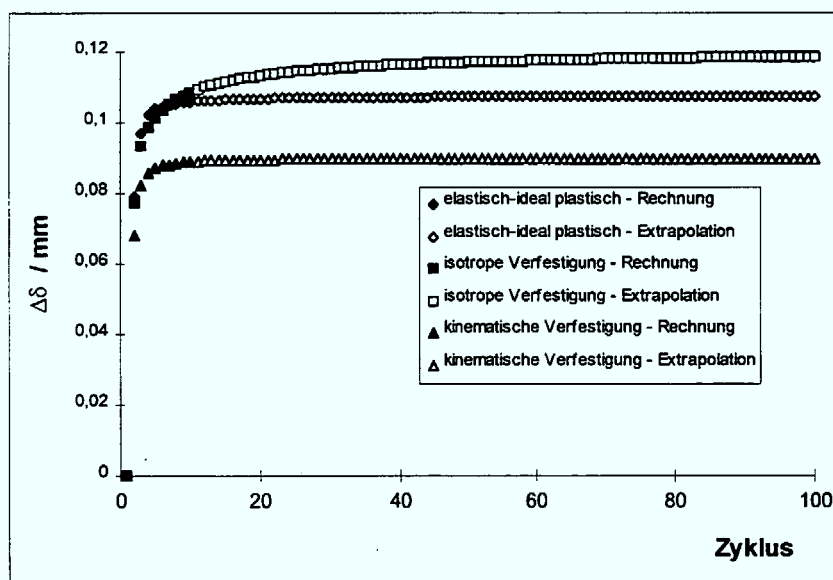


Abbildung 79: Vergleich der berechneten Zunahme der Durchbiegung aufgrund von Ratcheting unter zyklischer thermischer Belastung von $0,5 \text{ MW/m}^2$ und pulsartiger Biegemomentbelastung von -2500 Nm für unterschiedliche Materialgesetze (Modell II)

Gegenüber dem Belastungsfall eines konstant wirkenden Biegemoments hat sich in diesem Fall die Gefahr von Ermüdung erhöht. Für die Summe aus elastischer und plastischer Dehnung ergibt sich für ein ideal-plastisches Werkstoffmodell ein Wechselspiel von ca. 0,36%. Somit liegen die Belastungsbedingungen in diesem Fall nicht mehr im Bereich der Dauerfestigkeit. Unter Anwendung der konservativen Ermüdungskurve in Abbildung 8 ergibt sich eine kritische Zyklenzahl von etwa 10^5 .

7 Zusammenfassung und abschließende Diskussion

Die durchgeführten theoretischen und experimentellen Untersuchungen zum Ratcheting von Segmenten der Ersten Wand zukünftiger Fusionsreaktoren haben das sehr vielschichtige Problem des Ratchetings herausgestellt. Die Mechanismen, die zum Ratcheting führen, können sich von Fall zu Fall stark unterscheiden. Prinzipiell ist zunächst zwischen strukturellem Ratcheting und Materialratcheting zu differenzieren. Während der Schwerpunkt bei der Beschreibung des Materialratcheting vor allem auf der Entwicklung geeigneter Werkstoffmodelle beruht, ist für die Untersuchung des strukturellen Ratchetings zunächst die Anwendung einfacher Modelle zu empfehlen, anhand derer der Mechanismus, der zum Ratcheting führt, klar beschrieben werden kann. Mittels der einfachen Modelle läßt sich der Einfluß von Parametervariationen auf den Ratcheting-Effekt meist besser herausstellen, als in zum Teil unübersichtlichen Finite-Elemente-Rechnungen. Die mittels der einfachen Modelle ermittelten Bree-Diagramme sind ein nützliches Hilfsmittel zur Einordnung einer vorgegebenen Belastungssituation.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden zwei Modelle vorgestellt, die für die Untersuchungen zum Ratcheting-Effekt der Ersten Wand zukünftiger Fusionsreaktoren herangezogen werden können; das Modell des beidseitig eingespannten Balkens und das Modell eines frei aufliegenden Balkens mit bilinearer Temperaturverteilung. Zunächst sollen die Ergebnisse, die anhand der einfachen Balkenmodelle gewonnen wurden, diskutiert werden. Bezüglich des Materialeinflusses für Segmente der ersten Wand zeigt sich, daß Materialien mit geringem Elastizitätsmodul, geringer Wärmeausdehnung, hoher thermischer Leitfähigkeit und hoher Festigkeit zu bevorzugen sind, da hierdurch die für eine gegebene Belastung auftretenden relativen Spannungen (Spannungen bezogen auf die Streckgrenze) in einer Struktur deutlich vermindert werden können.

Die Primärbelastung der Ersten Wand kann zudem durch eine Vergrößerung der Wanddicke abgebaut werden. Hierbei stellt sich jedoch das bekannte Problem der zunehmenden Sekundärbelastung. Inwieweit sich die Verschiebung der Belastungssituation durch eine Verstärkung der Wanddicke (Verminderung der Primärbelastung, Erhöhung der Sekundärbelastung) günstig auf das Ratchetingverhalten auswirkt, muß im einzelnen mittels der entsprechenden Bree-Diagramme geprüft werden. Im allgemeinen kann erwartet werden, daß durch die Versteifung der Struktur die Gefahr von Ratcheting vermindert wird, da die Primärbelastung mit dem Quadrat der Wanddicke absinkt, die Sekundärbelastung aber in der Regel nur linear mit der Wanddicke ansteigt. Anhand zweier Beispiele wurde dieser Gesichtspunkt sowohl für das Modell des beidseitig eingespannten Balkens, als auch für das Modell des frei aufliegenden Balkens mit bilinearer

Temperaturverteilung, diskutiert. Wird neben dem Aspekt der fortschreitenden plastischen Verformung auch der Aspekt der Ermüdung mit in die Betrachtungen einbezogen, so scheint die einfache Verstärkung der Wanddicke jedoch keine geeignete Lösung der Problematik darzustellen. Das aktuelle Design der Ersten Wand für ITER zeigt jedoch eine Alternative. Hier wird das gut wärmeleitende Material Kupfer, das jedoch den Nachteil einer geringen Festigkeit hat, als Wärmesenke benutzt. Aufgrund der guten Wärmeleitung können die Temperaturen und damit die Thermospannungen geringer gehalten werden, als dies bei einer Stahlstruktur der Fall wäre. Da die Kupferstruktur jedoch nicht geeignet ist, die hohen elektromagnetischen Kräfte aufzufangen, wird zur Stabilisierung der ersten Wand eine massive Struktur aus Stahl verwendet. Gegenüber dem Erste-Wand-Design für NET, daß den experimentellen Untersuchungen zugrunde lag, kann mit diesem Design die Gefahr von Ratcheting deutlich verringert werden.

Interessant ist der Vergleich der Ergebnisse (in Form von Bree-Diagrammen), die anhand der einfachen Modelle erzielt wurden, mit den herkömmlichen Auslegungsregeln. Bei diesem Vergleich soll jedoch die 3 Sm-Regel nicht weiter in Betracht gezogen werden, da diese Regel grundsätzlich nicht auf Untersuchungen zum Ratcheting-Effekt basiert. Zunächst zeigte sich in beiden untersuchten Modellen, daß im Gegensatz zum klassischen Bree-Diagramm der Ratcheting-Bereich in einen Bereich des finiten und des infiniten Ratcheting unterteilt werden kann (für das Modell des beidseitig eingespannten Balkens konnte der Bereich des finiten Ratchetings sogar noch in weitere Unterbereiche unterteilt werden). Im Bereich des finiten Ratchetings finden zwar fortschreitende plastische Verformungen mit jedem Zyklus statt, die Inkremente in der Verformung nehmen jedoch mit jedem Zyklus derart ab, daß ein Grenzwert für die gesamt akkumulierte Dehnung existiert. Die Abnahme der Dehnungsinkremente ist dabei nicht auf Materialverfestigung zurückzuführen (in beiden Modellen wurden ideal-plastische Werkstoffmodelle verwendet), sondern auf eine strukturelle Stützwirkung - insbesondere bei reiner Biegemomentbelastung. Diese strukturelle Stützwirkung wird in den Auslegungsregeln (KTA, ASME und RCC-MR) durch einen Stützfaktor K, der das Verhältnis aus dem Kollapsbiegemoment und dem Moment erster plastischer Verformung angibt, berücksichtigt. Die Einführung dieses Stützfaktors in den Regelwerken beinhaltet jedoch, daß finites Ratcheting prinzipiell zugelassen wird, da die Stützwirkung erst dann voll zum Tragen kommt, wenn der komplette Querschnitt plastisch verformt ist. Dies ist jedoch in der Regel nicht direkt im ersten Zyklus der Fall und zudem ist dies mit großen plastischen Verformungen der Randfasern verbunden.

Zur Herausstellung des Effektes der strukturellen Stützwirkung bzw. der auf dem Stützeffekt beruhenden Unterschiede zwischen Membran- und Biegebelastung wurden theoretische Untersuchungen am Balkenmodell mit bilinearer

Temperaturverteilung durchgeführt. Für eine konstante Membranbelastung mit symmetrischer Spannungsverteilung (Wärmesenke in der Balkenmitte) existiert im Modell kein Bereich des finiten Ratchetings. Die Abgrenzung gegen Ratcheting fällt in diesem Fall genau auf die Abgrenzung des klassischen Bree-Diagramms (KTA/ASME). Bei der französischen RCC-MR-Regel muß hier eine differenziertere Betrachtung angestellt werden, da nicht die Streckgrenze, sondern der Spannungsvergleichswert S_m als Bezugsgröße für die Primär- und Sekundärbelastung herangezogen wird. Aufgrund der Tatsache, daß in der Definition des Spannungsvergleichswertes S_m das gute Verfestigungsverhalten des austenitischen Stahls und dessen ausreichende Duktilität mit berücksichtigt wird ($S_m = 0,9 \sigma_y$), werden im französischen Regelwerk auch höhere Belastungen zugelassen, als in der deutschen KTA-Regel bzw. dem amerikanischen ASME-Code. Somit kann der Eindruck entstehen, daß die RCC-MR-Regel nicht ausreichend konservativ ist. Hierbei muß jedoch festgehalten werden, daß die theoretisch abgeleiteten Regeln (KTA/ASME) von einem elastisch-ideal plastischen Werkstoffverhalten ausgehen und somit von Natur aus konservativer sind, als die auf Experimenten aufbauende RCC-MR-Regel.

Für eine konstant wirkende Biegebeanspruchung ist der Bereich des finiten Ratchetings aufgrund der strukturellen Stützwirkung im untersuchten Balkenmodell besonders groß. Die Abgrenzungen der KTA-Regel bzw. des ASME-Codes verlaufen in diesem Fall zum größten Teil durch diesen Bereich des finiten Ratchetings. Weitere Untersuchungen zeigten jedoch, daß Belastungsbedingungen im Bereich des finiten Ratchetings nur dann zu wirklich hohen plastischen Dehnungen aufgrund von Ratcheting führen, wenn die Belastungsbedingungen nahe der Abgrenzung zum infiniten Ratcheting liegen.

Wird eine kombinierte Membran- und Biegebeanspruchung zugrunde gelegt, so zeigt sich ein weiterer Unterschied zwischen der RCC-MR-Regel und der KTA-Regel bzw. dem ASME-Code. Während in der KTA-Regel bzw. dem ASME-Code nur der Biegeanteil der Primärbelastung auf den Stützfaktor bezogen wird, wird in der RCC-MR-Regel die gesamte Primärbelastung auf den Stützfaktor bezogen, solange die Membranbelastung nicht eindeutig gegenüber der Biegebelastung dominiert. Damit wird jedoch unterstellt, daß bei einer Axiallast ebenso wie beim Biegemoment eine strukturelle Stützwirkung existiert. Dies ist jedoch nicht der Fall, so daß die Vorgehensweise in der KTA-Regel bzw. im ASME-Code zu bevorzugen ist. Dieser Sachverhalt spiegelt sich auch im Vergleich der Auslegungsregeln mit den Ergebnissen des einfachen Balkenmodells darin wieder, daß für eine kombinierte Membran- und Biegemomentbelastung die Abgrenzung gegen Ratcheting nach der RCC-MR-Regel gegenüber den mittels des Modells berechneten Abgrenzungen und den Abgrenzungen der KTA-Regel zu höheren Lasten hin verschoben ist.

Unter kombinierter zyklischer Primär- und Sekundärbelastung, bei der die Primärbelastung während der Sekundärbelastung aufgebracht wird, zeigt sich eine stark abweichende Topologie der berechneten Bree-Diagramme von denen, einer konstant wirkenden Primärbelastung. Die Abgrenzung gegen finites Ratcheting ist zu geringeren Belastungen, die Abgrenzung gegen infinites Ratcheting zu höheren Belastungen hin verschoben. Weiterführende Untersuchungen zum Bereich des finiten Ratchetings zeigten erneut, daß Belastungsbedingungen in diesem Bereich nur dann zu hohen plastischen Dehnungen aufgrund von strukturellem Ratcheting führen können, wenn die Belastungsbedingungen nahe der Abgrenzung zum infiniten Ratcheting liegen. Somit ist eine konstant wirkende Primärbelastung kritischer einzuschätzen, als eine während der thermischen Belastung aufgebrachte zyklische Primärbelastung. Zudem zeigte sich, daß Ratcheting in diesem Fall stets mit zyklischer Plastifizierung verbunden ist, so daß ein größerer Einfluß des Materialverhaltens auf den Ratcheting-Effekt erwartet werden kann. Hier bedarf es aber noch weiterer Arbeiten, insbesondere auf dem Gebiet der Entwicklung von Werkstoffmodellen, die Materialratcheting in geeigneter Weise beschreiben können. Aufgrund der Feststellung, daß eine zyklische Primärbelastung weniger kritisch einzuschätzen ist als die konstant wirkende Primärbelastung, ist die Anwendung der herkömmlichen Auslegungsregeln, die von einer konstant wirkenden Primärbelastung ausgehen, zur konservativen Abschätzung der Gefahr von Ratcheting in diesem Fall durchaus möglich. Liegen die Belastungsbedingungen nach dieser Abschätzung jedoch im Ratcheting-Bereich, so ist genauer zu prüfen, inwieweit sie wirklich kritisch sind.

Für experimentelle Untersuchungen zum Ratcheting-Effekt wurde im Rahmen dieser Arbeit ein Versuchstand errichtet, der zu thermo-mechanischen Tests an Segmenten der Ersten Wand nach einem Design der ITER-CDA bzw. von NET diene. In den Tests kam es auf die Simulation der zyklischen thermischen Belastung in der Größenordnung von $0,5 \text{ MW/m}^2$ aufgrund der Strahlung des Plasmas und auf die Simulation der mechanischen Belastung aufgrund von elektromagnetischen Kräften an.

In den durchgeführten Experimenten wurden die folgenden Belastungszyklen untersucht:

- zyklische thermische Belastung und konstantes Biegemoment
- zyklische thermische Belastung und zyklische quasistatische Biegemomentbelastung unter stationären Temperaturbedingungen
- zyklische thermische Belastung und stoßartige Biegemomentbelastung unter stationären Temperaturbedingungen

Im Gegensatz zu den theoretischen Untersuchungen zum Ratcheting-Effekt konnte in den Experimenten keine klare Abgrenzung zwischen Shakedown und Ratcheting sowie finitem und infinitem Ratcheting gefunden werden. Es zeigt sich auch ohne

jegliche mechanische Biegemomentbelastung für eine hohe zyklische thermische Belastung von $0,5 \text{ MW/m}^2$ eine leichte Zunahme der Durchbiegung in den ersten Zyklen. Dieser Effekt kann -neben dem Einfluß der Modifikation der Proben für die induktive Heizung- mit dem Materialverhalten erklärt werden. Da die hohen Druckspannungen an der Segmentoberseite stets bei hoher Temperatur und somit niedriger Streckgrenze, die Zugspannungen jedoch immer bei niedriger Temperatur und hoher Streckgrenze auftreten, kann es hierdurch zu fortschreitender Stauchung der Oberseite kommen.

Auch wenn eine klare Abgrenzung der Bereiche Shakedown und Ratcheting in den Experimenten nicht ermittelt werden konnte, wurde dennoch die Größenordnung des Ratcheting-Effektes in Abhängigkeit von der Belastung deutlich gemacht. Ein wichtiger Aspekt war hierbei die Unterscheidung zwischen den unterschiedlichen Versuchszyklen. Es konnte deutlich gezeigt werden, daß der Ratcheting-Effekt für eine konstant wirkende Biegemomentbelastung und zyklischer thermischer Belastung am größten ist. So zeigte sich über 100 Zyklen hinweg bei einer konstant aufgetragenen Biegemomentbelastung von -1500 Nm eine relative Zunahme⁶ der Durchbiegung aufgrund von Ratcheting in der Größe von ca. 25%. Obwohl sich in diesem Experiment etwa konstante Inkremente in der Durchbiegung - von $0,0025 \text{ mm / Zyklus}$ einstellten, und somit die Belastungsbedingungen im Bereich des infiniten Ratchetings liegen, sind die Inkremente in der plastischen Verformung dennoch so gering, daß der praxisbezogenen Definition von Ratcheting ($\Delta^{\text{Pl}} \varepsilon < 2 \cdot 10^{-5}$ für Zyklenzahlen größer als 100) nach [82] zufolge diese Belastungsbedingungen noch nicht zum Ratcheting-Bereich zu zählen sind. In einer FE-Rechnung zeigte sich, daß einer Zunahme der plastischen Verformung an der Segmentoberseite von $2 \cdot 10^{-5} / \text{Zyklus}$ unter den gegebenen Randbedingungen eine Zunahme der Durchbiegung von etwa $0,02 \text{ mm / Zyklus}$ entspricht.

Bei einer geringeren Belastung von -1200 Nm , für die aufgrund der theoretischen Untersuchungen zum Modell des frei aufliegenden Balkens gerade kein Ratcheting mehr erwartet würde, muß den experimentellen Ergebnissen zufolge immerhin noch mit einer relativen Zunahme der Durchbiegung über 100 Zyklen hinweg von 15% gerechnet werden.

Für eine pulsartige mechanische Belastung während der Heizphase sind die Auswirkungen des Ratcheting-Effektes wesentlich geringer als für eine konstant aufgetragene mechanische Belastung. In den Experimenten konnte zudem gezeigt werden, daß dynamische Effekte einen erheblichen Einfluß auf den Ratcheting-Effekt haben können. So sind die relativen Zunahmen der Durchbiegung aufgrund von Ratcheting in allen Versuchen unter stoßartiger Belastung deutlich größer als

⁶Die relative Zunahme bezeichnet hierbei die Zunahme der Durchbiegung nach dem ersten Belastungszyklus bezogen auf die bleibende Durchbiegung nach dem ersten Belastungszyklus.

die unter quasistatischer Belastung. Für ein hohes pulsartiges Biegemoment von -3000 Nm ergibt sich z.B. für 100 Zyklen im Fall einer dynamischen Belastung eine relative Zunahme von über 16%, dagegen im Fall einer quasistatischen Belastung nur eine relative Zunahme von 6%. Für eine Biegemomentbelastung von -1500 Nm liegt die relative Zunahme nach 100 Zyklen für die dynamische Belastung nur noch bei 10% und für die quasistatische Belastung unterhalb von 5%. Diese Ergebnisse zeigen, daß Ratcheting in beiden Fällen keine große Gefahr darstellt.

Die durchgeführten FE-Rechnungen dienten zunächst der Überprüfung der thermischen Randbedingungen im Versuch, da die induktiv eingekoppelte Leistung zur Simulation des Wärmestroms nicht direkt gemessen werden konnte. Der Vergleich der im Experiment gemessenen und für einen Wärmestrom von $0,5 \text{ MW/m}^2$ berechneten Temperaturen zeigte eine sehr gute Übereinstimmung. Auch die anhand der Temperaturverteilung berechneten Durchbiegungen der Segmente stimmten mit den im Experiment gemessenen Durchbiegungen überein.

Ferner sollten die FE-Rechnungen zeigen, inwieweit die für die induktive Beheizung notwendig gewordene Modifikation der Proben einen Einfluß auf die Versuchsergebnisse hatte. Hier zeigte sich, daß die seitlich angebrachten Kupferbleche sowohl für die Versuche unter konstanter als auch unter zyklischer mechanischer Belastung zu einer Verstärkung des Ratcheting-Effektes führen. Somit sind die Experimente mit den modifizierten Proben konservativ. Während der Effekt bei den Experimenten unter konstanter mechanischer Belastung jedoch relativ gering sein wird (in den Rechnungen zeigte sich im Ratcheting-Effekt eine Abweichung von 25% zwischen Proben mit und ohne seitlich angebrachten Kupferblechen), ist bei den Experimenten unter zyklischer mechanischer Belastung ein starker Einfluß der Kupferbleche zu erwarten. In der durchgeführten Rechnung zeigte sich eine Abweichung bezüglich des Ratcheting-Effektes zwischen Proben mit und ohne Kupferblechen von 75%. Hierbei wurde jedoch davon ausgegangen, daß die Kupferbleche stets eine Temperatur von 20°C haben, was während der Heizphase zu höheren Thermospannungen in der Rechnung führt, als dies im Versuch tatsächlich der Fall ist. Daher wird der Einfluß der Kupferbleche in den durchgeführten Experimenten nicht ganz so groß sein, wie sich dies in den Rechnungen darstellt.

Bezüglich der experimentellen Ergebnisse bestärken die durchgeführten Untersuchungen den Schluß, daß unter den gegebenen Randbedingungen die Gefahr des Versagens der Ersten Wand infolge von Ratcheting nicht gegeben ist.

In einer weiteren Rechnung sollte untersucht werden, inwieweit eine Modifizierung der Oberseite der Ersten Wand einen positiven Einfluß auf den Ratcheting-Effekt hat. Hierzu wurden Rechnungen für eine Erste Wand mit gewellter Oberfläche durchgeführt. Dabei zeigte sich zwar, daß die Thermospannungen gegenüber der Ersten Wand mit Rechteckquerschnitt deutlich gesenkt werden können, jedoch die

mit der Modifizierung verbundene Verringerung des Flächenträgheitsmomentes in dem untersuchten Beispiel so groß ist, daß die damit einhergehende Erhöhung der Primärbelastung eine deutliche Verringerung des Ratcheting-Effektes verhinderte.

8 Literaturverzeichnis

- /1/ K. Tomabechi
„Energy Resources in the Future“
Fusion Engineering and Design 24 (1994) 343-347
- /2/ G. Bogner und H. Voigt
„Supraleitung, Energiespeicherung und Kernfusion“
Siemens - Zeitschrift Special - FuE (1991) 31-36
- /3/ S. Malang, M. Dalle Donne, L. Anzidei, L. Giancarli and E. Proust
„European Blanket Development for a DEMO Reactor“
Fusion Technology 26 (1994) 1069-1078
- /4/ The NET Team
„The Next European Torus“
Fusion Technology 14 (1988) 1-246
- /5/ R.W. Conn, W.A. Tschujanow, N. Inoue und D.R. Sweetman
„Der Internationale Thermonukleare Experimental-Reaktor“
Spektrum der Wissenschaft (Juni 1992) 62-69
- /6/ K. Niehörster
„Sichere extrapolierte Werte“
Energie 46(3) (März 1994) 12-18
- /7/ P.-H. Rebut
„ITER: The first experimental fusion reactor“
Fusion Engineering and Design 30 (1995) 85-118
- /8/ JOINT EUROPEAN TORUS
„JET JOINT UNDERTAKING - Annual Report 1991“
ECSC/EEC/EURATOM, Luxembourg 1992
- /9/ K. Pinkau
„The role of the Associations in the European fusion programme“
Fusion Engineering and Design 30 (1995) 1-5
- /10/ D. Dücks and T. Hellsten
„Status and prospects of controlled thermonuclear fusion“
Hyperfine Interactions 82 (1993) 577-594

- /11/ R.W. Conn, C.C. Baker, G. Casini, P. Komarek, G.L. Kulcinski, A. Miyahara and M. Ohta
„NET - Predesign Report, I - Introduction and executive summary“
Fusion Engineering and Design 21 (1993) 3-15
- /12/ D.C. Lousteau
„The ITER In-Vessel System“
Fusion Technology 26 (1994) 284-291
- /13/ P.-H. Rebut, D. Boucher, D.J. Gambier, B.E. Keen and M.L. Watkins
„The ITER Challenge“
Fusion Engineering and Design 22 (1993) 7-18
- /14/ M. Dalle Donne, L. Anzidei, H. Kwast, F. Moons and E. Proust
„Status of EC solid breeder-blanket designs and R&D for DEMO fusion reactors“
Fusion Engineering and Design 27 (1995) 319-336
- /15/ G.H. Wolf und J. Eidens
„Jülicher Beiträge auf dem Weg zu einem stationären Fusionsplasma“
Fortschritte der Energietechnik (August 1993), Festschrift zu R. Schulten's 60. Geburtstag
- /16/ W.G. Gauster, ITER Joint Central Team
„The Impact of Materials Selection on the Design of the International Thermonuclear
Experimental Reactor (ITER)“
Journal of Nuclear Materials 212-215 (1994) 3-10
- /17/ E. Tada, D. Maisonnier and J. Herndon
„Remote handling technology development for fusion experimental reactors“
Fusion Engineering and Design 29 (1995) 249-261
- /18/ D. Maisonnier, F. Amelotti, A. Chiasera, P. Gaggini, C. Damiani, L. Degli Esposti, G. Gatti,
E. Castillo, D. Caravati, F. Farfalletti-Casali, P. Gritzmam and E. Ruiz
„Remote handling of the blanket segments: testing of 1/3 scale mock-ups at the Robertino
facility“
Fusion Engineering and Design 29 (1995) 298-308
- /19/ D. Munz and E. Diegele
„Lifetime limitation of first wall and blanket structures“
Fusion Engineering and Design 16 (1991) 45-57
- /20/ R.R. Jakeman, S. Chiochio, M. Lazzaretti and M. Reale
„Structural evaluation of the NET/ITER outboard blanket box“
Fusion Engineering and Design 17 (1991) 257-263

- /21/ L. Green, M.D. Carelli, F. Stefani, G.D. Morgan, V.D. Lee and R. Mattas
„A Review of ITER Blanket Designs“
Fusion Technology 26 (1994) 300
- /22/ NET
„NET parameters and operation-Blanket and material testing“
Fusion Engineering and Design 21 (1993) 33-43
- /23/ V.R. Barabash, R.N. Giniyatulin, V.L. Komarov, Yu.G. Prokofiev, D.L. Miloslavsky, I.V. Mazul,
G.L. Saksagansky, V.K. Korontsevich, V.F. Khorunov and S.A. Fabritsiev
„Thermocyclic tests of the divertor plate mock-ups for the ITER reactor“
Fusion Engineering and Design 18 (1991) 151-156
- /24/ I.V. Mazul and G.L. Saksagansky
„Divertor Targets of Fusion Tokamak-Reactors - I. Operational Conditions and Basic
Concepts“
Plasma Devices and Operations 1 (1990) 103-114
- /25/ R. Matera and M. Merola
„Preliminary theoretical and experimental study of the effects of plasma disruptions on the
thermal fatigue lifetime of the ITER/NET first wall“
Fusion Engineering and Design 16 (1991) 343-350
- /26/ NET
„The NET device - Plasma facing components“
Fusion Engineering and Design 21 (1993) 213-293
- /27/ G. Vieider, M. Akiba, A. Antipenkov, A. Cardella, P. Deschamps, A. Epinatjev, T. Kuroda,
R. Mattas, I. Mazul, D. Smith, H. Takatsu, R. Watson and the participants in the ITER
Conceptual Design Activities
„Plasma Facing Components in ITER“
Thirteenth International Conference on Plasma Physics and Controlled Nuclear Fusion
Research, Washington DC, USA, 1-6 October 1990
- /28/ R.R. Parker and W.B. Gauster
„Progress in the design of in-vessel components for ITER“
Fusion Engineering and Design 30 (1995) 119-131

- /29/ P. Ruatto
„Calculation of the Electromagnetic Forces Caused by a Plasma Disruption in a Solid Breeder Blanket with Ferromagnetic Structural Material“
Workshop on Electromagnetic Forces and Related Effects on Blankets and Other Structures Surrounding the Fusion Plasma Torus, Karlsruhe, Germany, 20-21 October 1992
- /30/ P. Ruatto
„Electromagnetic Forces Computation for a Ferromagnetic Blanket Structure during a Plasma Disruption“
2nd International Workshop on Electromagnetic Forces and Related Effects on Blankets and Other Structures Surrounding the Fusion Plasma Torus, Tokai, Japan, September 15-17, 1993
- /31/ Y.R. Crutzen, S. Rigo, E. Castillo
„Evaluation of the electromagnetic consequences of a plasma disruption on the magnetic fusion device in-vessel system“
IEEE Transaction on Magnetics 26(2) (1990) 857-860
- /32/ P. Chaussecourte, A. Bossavit, J.C. V  rit   and Y. Crutzen
„Electromagnetic transients induced in the tokamak first wall by a plasma disruption using TRIFOU“
IEEE Transaction on Magnetics 26(2) (1990) 861-864
- /33/ K. Miya, Y.R. Crutzen, T. Takagi, L.V. Boccacini and L. Bottura
„Electromagnetic effects on first wall and structural components“
Fusion Engineering and Design 16 (1991) 217-227
- /34/ L.V. Boccaccini
„Berechnung der elektromagnetischen Kräfte im Blanket eines Tokamakreaktors beim Plasmastromzusammenbruch und Bestimmung der dadurch hervorgerufenen mechanischen Spannungen“
Dissertation genehmigt von der Fakultät f  r Maschinenbau der Universität Karlsruhe (1990)
172p
- /35/ L. Boccaccini, P. Norajitra and P. Ruatto
„Analysis of mechanical effects caused by plasma disruptions in the European breeder out of tube solid breeder blanket design with MANET as structural material“
Fusion Engineering and Design 27 (1995) 407-414

- /36/ Y.R. Crutzen, F. Farfaletti-Casali, A. Inzaghi, M. Kergosien and E. Castillo-Hidalgo
„Structural design aspects of the locking system needed for the next tokamak plasma-facing components against electromagnetic transients“
Fusion Engineering and Design 16 (1991) 363-368
- /37/ Y.R. Crutzen, S. Fantechi, F. Farfaletti-Casali, A. Inzaghi, E. Rochez and I. Sakellaris
„Disruption problematics in segmented-blanket concepts“
Fusion Engineering and Design 27 (1995) 372-381
- /38/ S. Chiocchio, The NET Team
„Electromagnetic Analysis of the Outboard Blanket During the Plasma Disruption“
ITER-IL-PF-1-0-38, Garching, July 9, 1990
- /39/ „ITER Blanket and Shield Design Options“
presented by the ITER Director
ITER TAC Meeting No. 3, 9-11 September 1993
- /40/ G.P. Tartaglia and G. Sordon
„Irradiation of First Wall Structural Materials“
Fusion Engineering and Design 23 (1993) 63-65
- /41/ J. Winter
„Plasma-Surface-Interaction and their Control by Wall Conditions“
Transactions of Fusion Technology 25 (1994) 237-243
- /42/ S. Majumdar
„Stress-Related Problems in Tokamak Fusion Reactor First Walls“
Fusion Technology 15 (1989) 1560-1570
- /43/ R. Matera and M. Merola
„Preliminary Theoretical and Experimental Study of the Effects of Plasma Disruptions on the Thermal Fatigue Lifetime of the ITER/NET First Wall“
Fusion Engineering and Design 16 (1991) 343-350
- /44/ M. Merola and R. Matera
„Design Problems of the NET/ITER Experimental Reactor First Wall“
Energia Nucleare 8(1) (1991) 42-54
- /45/ R.R. Jakeman, R. Matera, M. Merola, E. Diegele, G. Vieider, A. Chabenat, Y. Bouveret, G. Persano Adorno, G. Albertini
„Status of First Wall Lifetime Assessment“
17th Symposium on Fusion Technology, September 14-18, 1992

- /46/ R. R. Jakeman, G. Vieider and R. Matera
„Structural assessment of the NET/ITER first wall and component testing“
Fusion Engineering and Design, 16 (1991) 323-330
- /47/ M. Merola
„Normative Issues in Thermal Fatigue“
Transactions of the 12th International Conference on Structural Mechanics in Reactor
Technology, MPA, University of Stuttgart, August 15-20 (1993) 245-250
- /48/ R. Matera, M. Merola, G. Vieider, Y. Bouveret, M. Brossa and G. Simbolotti
„Critical Assessment of First Wall Behaviour Under Cyclic Heat Loads“
Journal of Nuclear Materials 212-215 (1994) 101-110
- /49/ R.F. Mattas
„First Wall and Divertor Performance and Lifetime Analysis for the U.S. ITER Design“
Fusion Technology 19 (1991) 1487-1492
- /50/ „General ITER Design Options“
presented by the ITER Director,
ITER TAC Meeting No. 3, 9-11 September 1993
- /51/ K. Ioki, M. Yamada, S. Sakata, K. Okada, M. Toyoda, K. Shimizu, S. Tsujimura, M. Imura, M.
Akida, M. Araki, M. Seki
„Development of conductively cooled first wall armor and actively cooled divertor structure for
ITER/FER“
Fusion Engineering and Design 16 (1991) 293-299
- /52/ R. Toschi
„NET and the European Fusion Technology Programme“
Fusion Engineering and Design 11 (1989) 47-62
- /53/ E. Zolli
„Thermal reradiation in the NET/ITER plasma chamber“
Fusion Engineering and Design 15 (1991) 101-111
- /54/ J. Winter, H.G. Esser, H.B. Reimer, P. Wienhold
„Wandbeschichtungen mit Bor: Ein Schritt auf dem Weg zur Kernfusion“
Jahresbericht - Annual Report 1991, Angewandte Forschung/Grundlagenforschung,
Forschungszentrum Jülich GmbH (KFA) p.67-75

- /55/ K. Ioki (Task Officer)
„Blanket System“
ITER Design Description Document 1.6, June 8, 1995
- /56/ T. Reeve, R. Shaw, A. Suppan and B. Haferkamp
„The remote maintenance of mechanically attached first wall armor tiles in NET“
Fusion Engineering and Design 18 (1991) 495-499
- /57/ H. Hishida, E. Diegele, J. Schwertel, B. Schinke, D. Munz and K. Hornberger
„Prediction of Life Time of the First Wall under Thermal Fatigue based on Viscoplastic Deformations“
SMIRT 11 Transactions (August 1991) p.289-294, Tokyo, Japan
- /58/ TÜV Baden
Abnahmeprüfzeugnis für Bleche aus Werkstoff 1.4909 (AISI316L), Prüf-Nr. 112 88 2184
- /59/ K. Tangri, P. Schiller
„Irradiation Effects on the Tensile Behaviour of Selected Reference Austenitic Steels for Fusion Reactor Applications“
Journal of Nuclear Materials 155-157 (1988) 1296-1300
- /60/ R. Källström, B. Josefsson and Y. Haag
„Results from Tensile Testing of 316L Plate and Weld Material“
Studsvik Report, Studsvik/M-93/45, PSM 1-1, Studsvik Material AB
- /61/ M.G. Horsten, M.I. de Vries
„Tensile Properties of Type 316L(N) Stainless Steel Irradiated to 10 Displacements Per Atom“
Journal of Nuclear Materials 212-215 (1994) 514-518
- /62/ C. Albertini and M. Montagnani
„Strain-Rate Dependence of Residual Strength and Ductility of AISI 316 Stainless Steel after Creep, Fatigue and Irradiation“
Res Mechanica 30 (1990) 361-375
- /63/ S. Venugopal, S. Mannan and Y. Prasad
„Processing Map for Mechanical Working of Stainless Steel Type AISI 316L“
Scripta Metallurgica et Materialia 28 (1993) 715-720
- /64/ Status Report on ITER: Interim Structural Design Criteria (1995)

- /65/ Kerntechnischer Ausschuß, Sicherheitstechnische Regel des KTA, KTA 3201.2
 „Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren, Teil 2: Auslegung,
 Konstruktion und Berechnung“
 Regeländerungsentwurf März 1995
- /66/ „Warmfester austenitischer Stahl für Rohre“
 Werkstoffblatt 441 R
 Mannesmannröhren-Werke AG, Düsseldorf (1972)
- /67/ B. Autrusson
 „Comparison of ASME Section III and RCC-MR Rules for the Prevention of Ratcheting in the
 Absence of Significant Creep“
 COMMISSARIAT A L'ENERGIE ATOMIQUE, INSTITUT DE RECHERCHE
 TECHNOLOGIQUE ET DE DEVELOPPEMENT INDUSTRIEL, Rapport demt 87/427
- /68/ W. Schoch, E. Krägeloh und J. Ewald
 „Versagen durch einsinnig stufenweise Verformung (incremental collapse) - Ursache und
 Erscheinung“
 VGB Kraftwerkstechnik 58, Heft1, Januar 1978
- /69/ J. Bree
 „Incremental Growth due to Creep and Plastic Yielding of Thin Tubes Subjected to Internal
 Pressure and Cyclic Thermal Stresses“
 Journal of Strain Analysis 3(2) (1968) 122-127
- /70/ A. Schmidt-Plutka, G. Breitbach, F. Schubert und H. Nickel
 „Verformungsverhalten dickwandiger Rohre aus X10NiCrAlTi32 20 unter zyklischen
 thermomechanischen Beanspruchungen (Ratcheting)“
 Jül-Bericht 2681 (1992), Forschungszentrum Jülich GmbH
- /71/ R. Hill
 „The Mathematical Theory of Plasticity“
 Oxford University Press, London/UK (1950) 287-294
- /72/ D. Miller
 „Thermal Stress Ratchet Mechanism in Pressure Vessels“
 Transaktionen of the ASME, Journal of Basic Engineering 81 (1959) 190-196

- /73/ J. Bree
„Elastic-Plastic Behaviour of Thin Tubes Subjected to Internal Pressure and Intermittent High-Heat Fluxes with Application to Fast-Nuclear-Reactor Fuel Elements“
Journal of Strain Analysis 2(3) (1967) 226-238
- /74/ D. Burgreen
„Structural Growth Induced by Thermal Cycling“
Transactions of the ASME, Journal of Basic Engineering 90 (1968) 469-475
- /75/ S. Karadeniz, A.R.S. Ponter and K.F. Carter
„The Plastic Ratcheting of Thin Cylindrical Shells Subjected to Axisymmetric Thermal and Mechanical Loading“
Transactions of the ASME, Journal of Pressure Vessel Technology 109 (1987) 387-393
- /76/ G. Maier, L. G. Pan and U. Perego
„Geometric Effects on Shakedown and Ratchetting of Axisymmetric Cylindrical Shells Subjected to Variable Thermal Loading“
Eng. Struct, 15(3) (1993)
- /77/ H.W. Ng and D.N. Moreton
„Bree Diagrams for Alternative Loading Sequences“
Engineering Approaches to High Temperature Design, Volume 2 in the Series Recent Advances in Creep and Fracture of Engineering Materials and Structures
Pineridge Press (1983) 279-312
- /78/ R. Zottmaier, H.H. Over, F. Schubert and H. Nickel
„Untersuchungen zum Kriechverhalten von Rohrproben“
Jül-Bericht 2019 (1985), Forschungszentrum Jülich
- /79/ R.L. Roche and D. Moulin
„Safety Margin Against Ratchetting in and Below the Creep Range“
Transaction of the 6th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Paris, France, 17-21 August 1981
- /80/ G. Breitbach, A. Schmidt-Plutka, F. Schubert and H. Nickel
„Investigations of Creep Ratcheting on Thick-Walled Tubes“
Nuclear Engineering and Design 151 (1994) 337-345
- /81/ G. Breitbach, F. Schubert, H. Nickel and A. Schmidt-Plutka
„Untersuchungen zum Kriechratcheting bei dickwandigen Rohren“
18. MPA-Seminar, Sicherheit und Verfügbarkeit in der Anlagentechnik Band 1 (1992)

- /82/ J. L. Chaboche and D. Nouailhas
"Constitutive Modeling of Ratchetting Effects - Part I: Experimental Facts and Properties of the Classical Models"
Transactions of the ASME, Journal of Engineering Materials and Technology 111 (October 1989) 384-392
- /83/ J. L. Chaboche and D. Nouailhas
"Constitutive Modeling of Ratchetting Effects - Part II: Possibilities of Some Additional Kinematic Rules"
Transactions of the ASME, Journal of Engineering Materials and Technology 111 (October 1989) 409-416
- /84/ H. Kordisch, J.-G. Blauel, H. Stöchl, M. Sester und G. Nagel
„Dehnung in einer Volumenausgleichsleitung unter zyklischer thermischer Belastung“
18. MPA-Seminar, Sicherheit und Verfügbarkeit in der Anlagentechnik, Band 1 (1992)
- /85/ H. Diem, D. Blind, O. Wachter and E. Tolksdorf
„Einfluß von begrenzter monotoner oder zyklischer Verformung auf das Restverformungsverhalten von Austenit (1.4550)“
18. MPA-Seminar, Sicherheit und Verfügbarkeit in der Anlagentechnik, Band 1 (1992)
- /86/ C. Guionnet
„Modeling of Ratchetting in Biaxial Experiments“
Transactions of the ASME, Journal of Engineering Materials and Technology 114 (1992) 56-62
- /87/ J. L. Chaboche
„On Some Modification of Kinematic Hardening to Improve the Description of Ratchetting Effects“
International Journal of Plasticity 7 (1991) 661-678
- /88/ T. Hassan and S. Kyriakides
„Ratcheting in Cyclic Plasticity, Part 1. Uniaxial Behaviour“
International Journal of Plasticity 8(1) (1992) 91-116
- /89/ T. Hassan and S. Kyriakides
„Ratcheting in Cyclic Plasticity, Part 2. Multiaxial Behaviour“
International Journal of Plasticity, 8(2) (1992) 117-146
- /90/ R. J. Scavuzzo and P.C. Lam
„Review of Pipe and Elbow Ratcheting from Extreme Dynamic Loads“
SMIRT-12 Post Conference Seminar No. 11, August 23-24, 1993

- /91/ R.J. Scavuzzo, P.C. Lam and J.S. Gau
„Experimental Studies of Ratcheting of Pressurized Pipe“
Transactions of the ASME, Journal of Pressure Vessel Teechnology 113 (1991) 210-218
- /92/ R.J. Scavusso, P.C. Lam and J.S. Gau
„Ratcheting of Pressurized Piping Subjected to Seismic Loading“
Transactions of the ASME, Journal of Pressure Vessel Technology, 114 (1992) 315-320
- /93/ T. Yamashita, K. Tsukimori, M. Nakamura, K. Iwata and A. Imazu
„A Simplified Method of Evaluating Ratcheting in Bellows and a Test of its Validation“
International Journal of Pressure Vessels and Piping 42 (1990) 263-285
- /94/ S. Majumdar
„Ratcheting Problems of the U.S. International Thermonuclear Experimental Reactor“
Fusion Technology 21 (1992) 12-24
- /95/ S. Majumdar
„Ratcheting Problems for ITER“
ANL FPP TM-253, Argonne National Laboratory (1991)
- /96/ E. Melan
„Theorie statisch unbestimmter Systeme aus ideal-plastischem Baustoff“
Sitzungsbericht der Akademie der Wissenschaften in Wien Abt. IIa (1938) v. 145 p. 73
- /97/ W.T. Koiter
„General Theorems for Elastic-Plastic Solids“
Progress in Solid Mechanics 1 (1960) 165-221
- /98/ Z. Mroz, D. Weichert, S. Dorosz
„Inelastic Behaviour of Structures under Variable Loads“
Solid Mechanics and Its Applications Ser. 36 (1995)
- /99/ M.A. Save, C.E. Massonnet
„Plastic analysis and design of plates, shells and disks“
North Holland Series in applied mathematics and mechanics V 0015 (1972)
- /100/ S. Pycko, G. Maier
„Shakedown theorems for some classes of nonassociative hardening elastic-plastic material models“
International Journal of Plasticity 11 (1995) 367-395

- /101/ K.I. Wunstorf
„Experimentelle und theoretische Shakedownuntersuchung an Rohren“
VDI-Fortschrittberichte, Reihe 18: Bruchvorgänge und Schadensanalyse
VDI Verlag
- /102/ W. Kroenke
„Classification of Finite Element Stresses According to ASME Section III Stress Categories“
ASME 94th Winter Annual Meeting, Detroit, Michigan November 11-15, 1973
- /103/ ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III
American Society of Mechanical Engineers, New York (1992)
Articles NB 3222.5/ NB 3653.7: „Thermal Stress Ratchet“
- /104/ ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Case N-47-29
American Society of Mechanical Engineers, New York (1992)
Appendix T; „Rules for Strain, Deformation and Fatigue Limits at Elevated Temperatures“
- /105/ „Design Rules for Class 1 Equipment“
RCC-MR, RB 3000, June 1985
- /106/ D. Acker
„RCC-MR, ASME Section III and CC N47 Comparison and Interim Criteria for Irradiated Structures“
ITER: Technical Meeting on Design Standards and Remote Handling, San Diego, May 24-28, 1993, Session 2: Structural Design Criteria, EC Home Team Presentation
- /107/ D. Acker, F. Touboul and D. Brouard
„Experimental Analysis of Ratchetting in Elbows“
11. International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Tokyo (JP), 18-23 Aug. 1991
- /108/ S. Majumdar
„Proposed Interim Design Criteria for ITER Blanket and Divertor“
ITER Design Standards and Remote Handling Meeting, San Diego, 24-28 May 1993
- /109/ J. Reimann, L. Giancarli, S. Malang, L. Petrizzi, E. Proust, J.F. Salavy, K. Schleisiek
„Convertible liquid metal blankets for ITER with Pb-17Li as breeding material“
Fusion Engineering and Design 27 (1995) 353-362
- /110/ S. Melang and K. Schleisiek
„Dual Coolant Blanket Concept“
Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 5424 (1994)

- /111/ M. Dalle Donne
„European DEMO BOT Solid Breeder Blanket“
Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 5429 (1994)
- /112/ J. Betten
„Elastizitäts- und Plastizitätslehre“
Friedr. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig 1986
- /113/ A. Troost
„Einführung in die allgemeine Werkstoffkunde metallischer Werkstoffe I“
Wissenschaftsverlag, Mannheim/Wien/Zürich, 1984
- /114/ J. Wolters and S. Majumdar
„A Three-Bar Model for Ratcheting of Fusion Reactor First Wall“
ANL/FPP/TM-272, Argonne National Laboratory, 9700 South Cass Avenue, Argonne, Illinois
60439, December 1994
- /115/ S. Majumdar and J. Wolters
„Shakedown and Ratcheting Analyses of Fusion Reactor First Wall“
To appear in Fusion Technology
- /116/ C.O. Frederick and P.J. Armstrong
„Convergent Internal Stresses and Steady Cyclic States of Stress“
Journal of Strain Analysis, 1(2) (1966) 154-159
- /117/ S. Majumdar
„Interim Structural Design Criteria“
Third Working Meeting, San Diego Joint Work Site, February 21-24, 1995
- /118/ J. Wolters, M. Rödig, G. Breitbach, H. Nickel, G. Vieider
„Ratcheting of first-wall elements under combined thermo-mechanical and electro-mechanical stresses“
Journal of Nuclear Materials 212-215 (1994) 1693-1697
- /119/ J. Wolters, M. Rödig, G. Breitbach, H. Nickel
„Simulation of electromechanical and thermomechanical loads on first wall mock-ups“
Fusion Engineering and Design 27 (1995) 522-527
- /120/ G. Benkowski (Hüttinger Freiburg)
„Induktionserwärmung: Härten-Glühen-Schmelzen-Löten-Schweißen“
VEB Verlag Technik, Berlin

- /121/ Michael Rose
„Schnelle Designs mit BASIC-Briefmarke“
Hüthig Buch Verlag GmbH, Heidelberg (1993)
- /122/ R. W. Clough and J. Penzien
„Dynamics of Structures“
International Student Edition, McGraw-Hill Book Co Signapore, McGraw-Hill 1985
- /123/ ABAQUS 5.4
Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc. 1994

Anhang A: Verwendete Formelsymbole

A	Querschnittsfläche
α	Wärmeausdehnungskoeffizient
B	Balkenbreite
β	relative Größe des elastischen Bereiches (Modell des beidseitig eingespannten Balkens)
β_A	relative Größe des elastischen Bereichs an der Einspannstelle des beidseitig eingespannten Balkens
β_B	relative Größe des elastischen Bereichs in der Balkenmitte des beidseitig eingespannten Balkens
β_{th}	relative Lage der fiktiven Wärmesenke beim Balkenmodell mit bilinearer Temperaturverteilung
χ	Membrananteil an der Primärbelastung beim Modell des frei aufliegenden Biegebalkens mit bilinearer Temperaturverteilung
δ	Durchbiegung des Testsegmentes
$\Delta\delta_{rel}$	relative maximale Abweichung der Durchbiegung in der Balkenmitte
δ_{dyn}	maximale Durchbiegung in der Balkenmitte unter dynamischer Belastung
δ_{stat}	maximale Durchbiegung in der Balkenmitte unter statischer Belastung
δ_{ind}	Eindringtiefe bei der induktiven Beheizung
d	halbe Balkenhöhe
E	Elastizitätsmodul
ε	Gesamtdehnung
$\Delta\varepsilon$	Schwingspiel der totalen Dehnung
$^e\varepsilon$	elastische Dehnung
$^{pl}\varepsilon$	plastische Dehnung
$^{th}\varepsilon$	thermische Dehnung
$\Delta^{pl}\varepsilon_{Rat}$	Zunahme der plastischen Dehnung durch Ratcheting
f	Frequenz
F	Axialkraft, aufgebrachte Last im Experiment
F_y	Kollapsaxiallast

Φ_n	maximale Auslenkung des schwingenden Balkens im n-ten Schwingungsmodus als Funktion des Ortes
I	Flächenträgheitsmoment
K	Stützfaktor ($K=1,5$ für Rechteckquerschnitt)
L	Länge des Balkens
λ	Wärmeleitfähigkeit
μ	Permeabilität
M_c	Kollapsmoment
M_y	Moment erster plastischer Verformung
bM	Biegemoment
pM	maximales Biegemoment an der Einspannstelle eines beidseitig eingespannten Biegebalken unter gleichmäßigem Flächendruck
^{th}M	thermisches Moment
N_f	Zyklen bis zum Bruch
p	Druck
P_b	Biegespannung
P_{eff}	Effektivspannung
p_L	Linienlast
P_L	Summe aus Membranspannung und lokalen Spannungen
P_m	Membranspannung
$\dot{q}$	Wärmestromdichte
ΔQ	Sekundärspannungsschwingbreite
ρ	Dichte
ρ_{el}	spezifischer elektrischer Widerstand
R_m	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	0,2%-Dehngrenze
S_m	Spannungsvergleichswert
SR	Verhältnis aus Sekundär-und Primärspannung (RCC-MR-Regel)
σ	Spannung
σ_y	Streckgrenze

T	Temperatur
ΔT	Temperaturdifferenz
$T_{\min}$	minimale Temperatur innerhalb des betrachteten Lastspiels
$T_{\max}$	maximale Temperatur innerhalb des betrachteten Lastspiels
t	Zeit
t_b	Belastungszeit
t_e	Entlastungszeit
T_s	Schmelztemperatur
v	Verhältnis aus Primärbelastung und Effektivspannung (RCC-MR-Regel)
X	relative Primärbelastung (KTA/ASME)
x_1	Länge der plastischen Zone an der Einspannstelle des beidseitig eingespannten Biegebalkens
$\tilde{x}_1$	Länge der plastischen Zone an der Einspannstelle des beidseitig eingespannten Biegebalkens im Fall der Ausbildung eines plastischen Gelenkes
x_2	Länge der plastischen Zone in der Mitte des beidseitig eingespannten Biegebalkens
Y	relative Sekundärbelastung (KTA/ASME)
$Y_n(t)$	Auslenkung des Biegebalkens im Schwingungsbauch des n-ten Schwingungsmodus zur Zeit t
y'	Tangentensteigung
y''	Krümmung des Balkens

Anhang B: Fehlerabschätzung

Bei Versuchen treten Fehler bei der Bestimmung von Meßwerten durch die Meßfehler der verwendeten Meßgeräte oder durch Variation der Versuchsparameter während des Versuches auf. Die Grundlagen der Fehlerfortpflanzung werden in Kapitel B1 kurz vorgestellt.

B1 Grundlagen der Fehlerfortpflanzung

Für eine Größe y , die von n unabhängigen Meßgrößen $x_1, x_2, \dots, x_n$ mit Fehlern $\Delta x_1, \Delta x_2, \dots, \Delta x_n$ gemäß $y=f(x_1, x_2, \dots, x_n)$ abhängt, ergibt sich der Fehler Δy an der Stelle der Meßwerte zu

$$\Delta y = \sum_{i=1}^n f_{x_i} \cdot \Delta x_i \quad (\text{B.1})$$

f_{x_i} : partielle Ableitung der Funktion f nach x_i

Sind die Meßfehler mit unterschiedlichem Vorzeichen behaftet und diese nicht bekannt, so kann der Fehler der Größe y durch Gleichung B.2 abgeschätzt werden.

$$\Delta y = \sum_{i=1}^n |f_{x_i} \cdot \Delta x_i| \quad (\text{B.2})$$

B2 Fehler der versuchstechnischen Größen

Für die Messung der **Last** wurde eine Lastmeßdose der Firma INSTRON verwendet, die die Anforderungen nach DIN 51221-Klasse1 und ASTM E4 erfüllt. Die Linearität ist für die verwendete Lastmeßdose mit $\pm 0,4\%$, die Hysterese mit $0,2\%$ des abgelesenen Wertes angegeben. Die Nullpunktstabilität liegt bei $0,001\%$ des Meßbereiches (1000 kN) pro Stunde. Daraus ergibt sich für Versuchsreihen mit einer Zyklenzahl von 200 à 10 min eine maximale Abweichung von $0,033\%$ des Meßbereiches. Dies entspricht einem absoluten Fehler von $0,33 \text{ kN}$. Da sich die Lastmeßdose während eines Versuches stark erwärmen kann (gemessen wurden Temperaturen von bis zu 70°C), ist ein weiteres Kriterium die Meßwertverschiebung aufgrund der Temperatur. Sie ist angegeben mit $0,002\%$ des Meßbereiches pro Grad Celsius. Der maximale Fehler liegt somit für eine Temperaturdifferenz von 50°C bei $0,1\%$ bzw. 1 kN . Dieser Fehler konnte jedoch dadurch stark verringert werden, daß die Versuche erst dann gestartet wurden, nachdem das servohydraulische System und die Lastmeßdose auf Betriebstemperatur waren.

Den größten Einfluß auf die Meßgenauigkeit hatten die starken elektromagnetischen Felder der Induktionsheizung. Ohne zusätzliche Abschirmung der Lastmeßdose und der zugehörigen Leitungen wurden Fehler in der Größenordnung von 8 bis 10 kN gemessen. Erst durch eine zusätzliche Abschirmung konnte die Streubandbreite auf ca. 2 kN reduziert werden. Trotzdem stellte der Fehler aufgrund des Störeinflusses der Induktionsheizung den größten Anteil am Gesamtfehler dar. Daher wurde bei den

Versuchen unter stoßartiger mechanischer Belastung kurz vor dem Belastungsstoß (ca. 50 ms) die Induktionsheizung ausgeschaltet. Die Temperaturverteilung im Bauteil während des Belastungsstoßes wurde aufgrund der kurzen Zeit durch das Abschalten der Induktionsheizung nur geringfügig beeinflusst. Abbildung 80 zeigt die Streuung der Last-Meßwerte um die Nennlast bei eingeschalteter ($t=0-300$ sec) und bei ausgeschalteter Induktionsheizung ($t>300$ sec). Die Standardabweichung lag im ersten Fall bei ca. 0,61 kN, während sie bei ausgeschalteter Induktionsheizung nur noch 0,09 kN betrug.

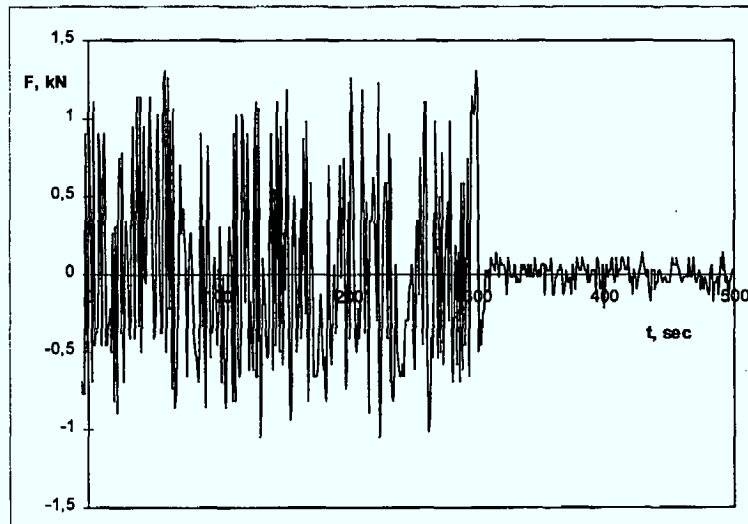


Abbildung 80: Streuung der Last-Meßwerte um den Sollwert bei eingeschalteter ($t=0-300$ sec) und bei ausgeschalteter Induktionsheizung ($t>300$ sec)

Für die **Temperaturmessung** wurden Platin-Rhodium-Thermoelemente verwendet. Der maximal zu erwartende Meßfehler liegt für diese Thermoelemente unterhalb von 5°C . Hierbei ist jedoch darauf zu achten, daß die Schenkel der Thermoelemente parallel geführt werden, so daß sie nicht durch unterschiedliche Temperaturbereiche verlaufen. Problematisch ist auch die Messung der Temperatur im Bereich starker Gradienten, wie sie z.B. bei der Messung oberhalb des Kühlkanals vorgenommen wurde. Zum einen führt die endliche Ausdehnung des Thermoelementes dazu, daß immer ein integraler Wert über die Thermoelementdicke gemessen wird, zum anderen muß die Lage des Thermoelementes genau bestimmt werden, da kleine Verschiebungen des Meßortes schon zu größeren Abweichungen in der Temperaturmessung führen. Für die im Versuch verwendete Probe lag der Temperaturgradient oberhalb des Kühlkanals bei ca. $30^{\circ}\text{C}/\text{mm}$. Dies bedeutet, daß zwischen der Ober- und Unterseite des verwendeten Thermoelementes ($\varnothing=1,5$ mm) eine Temperaturdifferenz von ca. 45°C vorlag.

Die größten Probleme bei der **thermischen Belastung** lagen in den Schwankungen der in die Proben induktiv eingebrachten Leistung. Ursache hierfür waren Abstandsänderungen der Induktionsspule zur Probe. In einigen Versuchen lag die Änderung der gemessenen Temperatur bei über 20°C . Durch eine Regelung hätten

diese Schwankungen nicht ausgeglichen werden können, da die Änderung nicht für alle Thermoelemente gleichermaßen stark und auch nicht gleichgerichtet auftraten. In einem Experiment wurde der Einfluß einer Erhöhung der gesamten Oberflächentemperatur auf die Durchbiegung zu 0,007 mm/°C ermittelt. Die mit einer Temperaturverschiebung verbundenen Schwankungen in der Durchbiegung während der Heizphase waren daher so groß, daß für die Untersuchungen zum Ratcheting-Effekt stets die Durchbiegung im abgekühlten Zustand der Proben herangezogen wurde. Hier lagen die Temperaturschwankungen während eines Versuches unterhalb von 1 °C.

Für die Messung der **Durchbiegung** wurden induktive Wegaufnehmer verwendet. Die beiden äußeren Wegaufnehmer haben eine Meßspanne von 8 mm, der mittlere Wegaufnehmer von 20 mm. Vor den Versuchen wurden alle Wegaufnehmer kalibriert. Der maximale absolute Fehler (Linearitätsabweichung) für den mittleren Wegaufnehmer lag bei 0,009 mm, der für den linken bei 0,015 mm und der für den rechten Wegaufnehmer bei 0,013 mm. Der maximale absolute Fehler bei der Bestimmung der Durchbiegung in der Segmentmitte bezogen auf die äußeren Wegaufnehmer

$$\delta = \delta_{\text{Mitte}} - \frac{\delta_{\text{links}} + \delta_{\text{rechts}}}{2} \quad (\text{B.3})$$

liegt somit entsprechend Gleichung B.2 bei 0,023 mm.

Bezogen auf die gemessenen Inkremente in den Experimenten (vgl. Abbildung 60) scheint dieser Fehler sehr groß zu sein. Jedoch wäre es an dieser Stelle falsch, den absoluten Fehler als Maßstab für die Fehlerbetrachtung heranzuziehen. Vielmehr muß für die Fehlerbetrachtung untersucht werden, inwieweit eine Änderung des Meßwertes bzw. die Messung eines Inkrementes in der Durchbiegung mit einer Änderung des absoluten Fehlers behaftet ist (vgl. Abbildung 81). Hierzu muß die Ableitung des absoluten Fehlers nach dem Meßwert herangezogen werden.

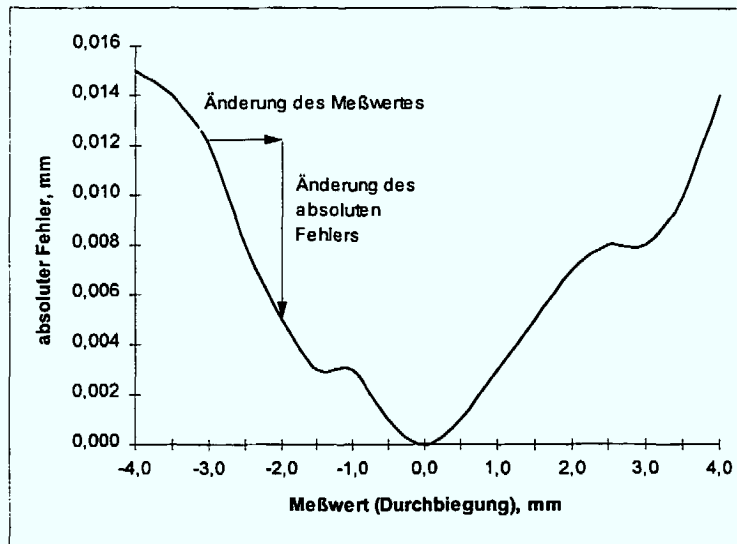


Abbildung 81: Absoluter Fehler als Funktion des Meßwertes für Wegaufnahme 1. Die erste Ableitung der Fehlerfunktion gibt den relativen Fehler bei der Messung eines Inkrementes wieder.

Aus dem Extremalwert der Ableitung läßt sich der relative Fehler, der bei der Messung eines Inkrementes in der Durchbiegung gemacht wird, abschätzen. Für die Wegaufnahme gilt für den maximalen relativen Fehler im einzelnen:

- linker Wegaufnahme 0,8%,
- rechter Wegaufnahme 1,0%,
- mittlerer Wegaufnahme 1,2%.

Anhang C: Lösung der Schwingungsdifferentialgleichung eines Balkens

Die Eigenschaften eines Biegebalkens seien gegeben durch:

E:	Elastizitätsmodul
$I(x)$:	Flächenträgheitsmoment als Funktion des Ortes
x:	Ortskoordinate in Richtung der Balkenlänge
$A(x)$:	Querschnittsfläche als Funktion des Ortes
L:	Balkenlänge
$p_L(x, t)$:	Linienlast als Funktion des Ortes und der Zeit
$\delta(x, t)$:	Durchbiegung als Funktion des Ortes und der Zeit
ρ :	Dichte

Die elementare Balkentheorie gibt einen Zusammenhang zwischen der Krümmung und dem wirkenden Biegemoment:

$$M = EI \frac{\partial^2 \delta}{\partial x^2} \quad (C.1)$$

Das Kräftegleichgewicht an einem Balkenelement führt unter Vernachlässigung des Beitrags der lateralen Kräfte zur Differentialgleichung für das Schwingungsverhalten des Balkens:

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(EI \frac{\partial^2 \delta}{\partial x^2} \right) + \rho A \frac{\partial^2 \delta}{\partial t^2} = p \quad (C.2)$$

Lösung der DGL durch Überlagerung der Schwingungsmodi des Balkens:

Die Durchbiegung des Balkens im n-ten Schwingungsmodus ist gegeben durch:

$$\delta_n(x, t) = Y_n(t) \sin\left(\frac{n\pi x}{L}\right) = Y_n(t) \Phi_n(x) \quad (C.3)$$

Die Funktion $Y_n(t)$ beschreibt hierbei die Auslenkung des Biegebalkens im Schwingungsbauch zur Zeit t , $\Phi_n(x)$ beschreibt die Form der maximalen Auslenkung des Balkens im n-ten Schwingungsmodus.

Die Gesamtauslenkung des Balkens als Funktion des Ortes und der Zeit kann durch Superposition der einzelnen Schwingungsmodi ermittelt werden:

$$\delta(x, t) = \sum_{i=1}^{\infty} Y_i(t) \Phi_i(x) \quad (C.4)$$

Für die Differentialgleichung nach Gleichung C.2 folgt hiermit:

$$\sum_{i=1}^{\infty} \rho A(x) \Phi_i(x) \ddot{Y}_i(t) + \sum_{i=1}^{\infty} \frac{d^2}{dx^2} \left[EI \frac{d^2 \Phi_i(x)}{dx^2} \right] Y_i(t) = p(x, t) \quad (C.5)$$

Diese Gleichung läßt sich weiter umformen, indem jeder Term der Gleichung mit $\Phi_n(x)$ multipliziert und beide Seiten der Gleichung über die Balkenlänge L integriert werden:

$$\sum_{i=1}^{\infty} \ddot{Y}_i(t) \int_0^L \rho A(x) \Phi_i(x) \Phi_n(x) dx + \sum_{i=1}^{\infty} Y_i(t) \int_0^L \Phi_n(x) \frac{d^2}{dx^2} \left[EI \frac{d^2 \Phi_i(x)}{dx^2} \right] dx = \int_0^L \Phi_n(x) p(x, t) dx \quad (C.6)$$

Aufgrund der Orthogonalitätsbeziehungen

$$\left. \begin{aligned} \int_0^L \rho A(x) \Phi_i(x) \Phi_n(x) dx &= 0 \\ \int_0^L \Phi_n(x) \frac{d^2}{dx^2} \left[EI \frac{d^2 \Phi_i(x)}{dx^2} \right] dx &= 0 \end{aligned} \right\} \text{für } n \neq i, \quad (C.7)$$

die sich aus dem Satz von Betti herleiten lassen, ist nur jeweils ein Term in den beiden Summen der Gleichung C.6 ungleich Null:

$$\ddot{Y}_n(t) \int_0^L \rho A(x) \Phi_n^2(x) dx + Y_n(t) \int_0^L \Phi_n(x) \frac{d^2}{dx^2} \left[EI \frac{d^2 \Phi_n(x)}{dx^2} \right] dx = \int_0^L \Phi_n(x) p(x, t) dx \quad (C.8)$$

Unter der Voraussetzung, daß sich weder die Querschnittsgeometrie noch die physikalischen Eigenschaften des Balkens über seine Länge ändern ($E, I, A = \text{konst.}$), kann Gleichung C.8 wie folgt geschrieben werden:

$$M_n \ddot{Y}_n(t) + \omega_n^2 M_n Y_n(t) = P_n(t) \quad (C.9)$$

mit
$$\omega_n = n^2 \pi^2 \sqrt{\frac{EI}{\rho A L^4}} \quad (C.10)$$

$$M_n = \int_0^L \Phi_n^2 \rho A dx = \frac{\rho A L}{2} \quad (C.11)$$

$$P_n(t) = \int_0^L \Phi_n(x) p(x, t) dx \quad (C.12)$$

Lösung der DGL für die Versuchsbedingungen:

Im Folgenden soll nun das Schwingungsverhalten des Balkens unter Versuchsbedingungen untersucht werden. Hierzu wird davon ausgegangen, daß die Prüflast nicht spontan auf die Probe aufgebracht werden kann, sondern daß hierzu eine gewisse Zeit t_b benötigt wird, innerhalb der die Last linear bis auf die Prüflast ansteigt. Für die Entlastung soll gelten, daß die Maximallast linear auf den Wert Null in einer Zeit t_e abfällt (vgl. Abbildung 49).

$$F(t) = \begin{cases} F_{\max} \frac{t}{t_b} & \text{für } t \leq t_b \\ F_{\max} \frac{t_b + t_e - t}{t_e} & \text{für } t_b < t < t_b + t_e \\ 0 & \text{für } t > t_b + t_e \end{cases} \quad (\text{C.13})$$

Die Lastangriffspunkte sind durch $x=L/7$ und $x=6L/7$ gegeben. Für $P_n(t)$ gilt somit:

$$P_n(t) = \begin{cases} \frac{F_{\max}}{2} \frac{t}{t_b} \left[\sin\left(\frac{n\pi}{7}\right) + \sin\left(\frac{6n\pi}{7}\right) \right] & \text{für } t \leq t_b \\ \frac{F_{\max}}{2} \frac{(t_b + t_e - t)}{t_e} \left[\sin\left(\frac{n\pi}{7}\right) + \sin\left(\frac{6n\pi}{7}\right) \right] & \text{für } t_b < t \leq t_b + t_e \\ 0 & \text{für } t > t_b + t_e \end{cases} \quad (\text{C.14})$$

Unter der Randbedingung, daß sowohl Y_n als auch $\dot{Y}_n$ zu Beginn der Betrachtung null sind (ruhender, nicht ausgelenkter Balken), ergibt sich für die Lösung der DGL:

$$Y_n(t) = \begin{cases} A_n [\sin(\omega_n t) - \omega_n t] & \text{für } t \leq t_b \\ B_n \cos[\omega_n (t - t_b)] + C_n \sin[\omega_n (t - t_b)] + D_n (t - t_b) + E_n & \text{für } t_b < t \leq t_b + t_e \\ F_n \cos[\omega_n (t - t_b - t_e)] + G_n \sin[\omega_n (t - t_b - t_e)] & \text{für } t > t_b + t_e \end{cases} \quad (\text{C.15})$$

mit

$$\begin{aligned} 1: \quad A_n &= - \frac{\frac{F_{\max}}{2} \left[\sin\left(\frac{n\pi}{7}\right) + \sin\left(\frac{6n\pi}{7}\right) \right]}{\omega_n^3 t_b M_n} \\ 5: \quad B_n &= A_n \sin(\omega_n t_b) - A_n \omega_n t_b - E_n \\ 3: \quad C_n &= A_n \cos(\omega_n t_b) - A_n - \frac{D_n}{\omega_n} \\ 2: \quad D_n &= - \frac{\frac{F_{\max}}{2} \left[\sin\left(\frac{n\pi}{7}\right) + \sin\left(\frac{6n\pi}{7}\right) \right]}{\omega_n^2 M_n t_e} \\ 4: \quad E_n &= - \frac{\frac{F_{\max}}{2} \left[\sin\left(\frac{n\pi}{7}\right) + \sin\left(\frac{6n\pi}{7}\right) \right]}{\omega_n^2 M_n} \\ 6: \quad F_n &= B_n \cos(\omega_n t_e) + C_n \sin(\omega_n t_e) + D_n t_e + E_n \\ 7: \quad G_n &= -B_n \sin(\omega_n t_e) + C_n \cos(\omega_n t_e) + \frac{D_n}{\omega_n} \end{aligned} \quad (\text{C.16})$$

(Die Nummern vor den Konstanten geben hierbei die Reihenfolge der Bestimmung vor.)

Da in allen Konstanten ω_n mindestens als zweite Potenz im Nenner auftaucht und ω_n proportional zu n^2 ist, werden die Konstanten mit steigendem n sehr klein. Daher müssen für die Berechnung der Durchbiegung des Balkens nur die ersten z Summenglieder bzw. Schwingungsmodi berücksichtigt werden:

$$\delta(x, t) = \sum_{i=1}^z Y_i(t) \Phi_i(x) \quad (\text{C.17})$$

Die statische Durchbiegung des Balkens unter einer Last $F_{\max}$ ist über Gleichung C.18 bestimmbar:

$$\delta(x, t) = \sum_{i=1}^z E_i \Phi_i(x) \quad (\text{C.18})$$