619 | Februar 2003

SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

J. Rörup

Einfluss von Druckmittelspannungen auf die Betriebsfestigkeit von geschweißten Schiffskonstruktionen

TUHH
Technische Universität Hamburg-Harburg

Einfluss von Druckmittelspannungen auf die Betriebsfestigkeit von geschweißten Schiffskonstruktionen

J. Rörup, Hamburg, Technische Universität Hamburg-Harburg, 2003

Schriftenreihe Schiffbau
Schwarzenbergstraße 95c
D-21073 Hamburg

http://www.tuhh.de/vss

Einfluss von Druckmittelspannungen auf die Betriebsfestigkeit von geschweißten Schiffskonstruktionen

Vom Promotionsausschuss der
Technischen Universität Hamburg-Harburg
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur
genehmigte Dissertation

von

Jörg Rörup
aus Lüneburg

2003

Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. H. Petershagen
Prof. Dr.-Ing. G. Valtinat

Tag der mündlichen Prüfung: 16.12.2002

ISBN 3-89220-619-8

1 EINLEITUNG

Die geschweißte Stahlstruktur eines Schiffes unterliegt einer zeitlich veränderlichen, sich häufig wiederholenden Beanspruchung infolge der Einwirkung von Seegang sowie wechselnder Beladungszustände. Bei nicht betriebsfestigkeitsgerechter Gestaltung der Konstruktion entstehen Schwingrisse bevorzugt an Kerben und Fehlstellen der Schweißverbindungen. Durch diese Beschädigungen kann ein wirtschaftlicher und sicherer Betrieb des Schiffes gefährdet werden.

Mit steigender Auslastung der tragenden Schiffskonstruktion, zunehmendem Einsatz höherfester Stähle sowie der Entwicklung neuartiger und der Weiterentwicklung bestehender Schiffstypen tritt die Betriebsfestigkeit zunehmend in den Vordergrund der Konstruktionsbemessung. Diese Entwicklung spiegelt sich im Regelwerk der Klassifikationsgesellschaften wieder. Eine Reihe von Gesellschaften hat in den letzten Jahren entsprechende Vorschriften herausgebracht.

Theoretische Überlegungen bezüglich des stabilen Rissfortschritts lassen einen erheblichen positiven Einfluss von Druckmittelspannungen auf die Lebensdauer folgern. Diese positiven Erwartungen zum Einfluss von Druckmittelspannungen werden gestützt durch Betriebserfahrungen mit Schiffen, die im Glattwasser schon ein ausgeprägtes hogging-Biegemoment aufweisen wie z.B. Vollcontainerschiffen und offenen Mehrzweckfrachtern. Bei diesen sogenannten hogging-Schiffen wurden Schwingrisse im Decksbereich, der im Glattwasser unter Zugbeanspruchung steht, kaum jedoch im druckbeanspruchten Bodenbereich gefunden. Damit wäre eine erhöhte Auslastung und somit eine wirtschaftlichere Bemessung für Strukturen möglich, die im Betrieb kontinuierlich mit Druckmittelspannungen beaufschlagt sind.

Ausgehend von der Annahme hoher Zugeigenspannungen im anrisskritischen Bereich berücksichtigen aber die bestehenden Regelwerke zur Betriebsfestigkeitsbemessung einen Mittelspannungseinfluss bei geschweißten Bauteilen oft nicht. So wird in den Regelwerken von *ABS (1995), IIW (1996) und Eurocode 3 (1992)* das „stress range concept" verwendet, welches nur die Höhe der Spannungsschwingbreite berücksichtigt. In anderen Regelwerken wie *GL (2000) und DNV (1998)* wird der Mittelspannungseinfluss nur sehr vorsichtig in Ansatz gebracht.

2 ZIELSETZUNG UND VORGEHENSWEISE

Die vorliegende Arbeit soll einen Beitrag zu einer abgesicherten Bewertung von Druckmittelspannungen im betrieblichen Beanspruchungsablauf liefern und damit zur sicheren und zugleich wirtschaftlichen Bemessung und Gestaltung der tragenden Verbände des Schiffskörpers beitragen.

An einem repräsentativen Beispiel wird das Verhalten geschweißter schiffbaulicher Konstruktionen unter Schwingbeanspruchung experimentell untersucht. Neben der Ermittlung der Lebensdauer für verschiedene Grenzspannungsverhältnisse, erfolgen Rissfortschrittsmessungen für die Versuche mit Druckmittelspannung. Eine vollständige Bewertung erfordert es, sowohl Einstufenbelastung als auch betriebsähnliche Lastabläufe einzubeziehen. Die Untersuchungen beziehen sich auf den Fall der axial beanspruchten Platte mit aufgeschweißter Längssteife. Diese Konstruktionsform wurde ausgewählt, weil sie auch an verhältnismäßig kleinen Prüfkörpern bereits ein voll ausgebildetes Eigenspannungsfeld aufweist. Sie markiert ferner etwa die Grenze zulässiger Kerbformen in hochbeanspruchten Bereichen der Schiffskonstruktion.

Zur Klärung des in den Schwingfestigkeitsversuchen festgestellten Verhaltens und zur Verifizierung von Berechnungsergebnissen werden Rastlinienversuche, Messungen bei statischer Beanspruchung und Messungen zur Erfassung des Rissschließverhaltens durchgeführt.

Da die Eigenspannungen einen entscheidenden Einfluss auf das Betriebsfestigkeitsverhalten haben erfolgt hierfür eine messtechnische Bestimmung. Sowohl für das ursprüngliche schweißinduzierte Eigenspannungsfeld als auch für die lastinduzierten Eigenspannungen werden jeweils Messungen mit zwei verschiedenen Methoden durchgeführt.

Mit der Methode der Finiten-Elemente erfolgt eine nichtlineare Strukturanalyse zur Simulation des Schließverhaltens eines Ermüdungsrisses unter Berücksichtigung der zuvor berechneten Schweißeigenspannungen.

Während die Temperaturfeldberechnungen des Schweißprozesses noch mit einem FE-Modell des gesamten Probekörpers ausgeführt werden können, erfordert die thermomechanische Berechnung zur Bestimmung der Eigenspannungen eine Verkleinerung des Modells. Unter Ausnutzung der geometrischen Symmetrie kann es auf ein Viertel der Größe des Vollmodells reduziert werden.

Für die letztendlich angestrebte Simulation der Schließeffekte eines Durchrisses unter Mode I Beanspruchung erfolgt dann eine Übertragung des Eigenspannungszustandes auf ein Scheibenmodell. Damit wird eine erhebliche Verringerung des numerischen Aufwandes erreicht, die es ermöglicht, das Schließverhalten über die gesamte Risslänge zu erfassen und somit eine konkrete Abschätzung der Lebensdauer durchführen zu können.

Durch den Vergleich der berechneten und gemessenen Lebensdauern erfolgt eine Verifikation des Berechnungsmodells.

3 KENNTNISSTAND

3.1 Definition der Mittelspannung

Abbildung 1 zeigt ein einzelnes Schwingspiel. Die Grenzwerte, zwischen denen sich die Spannung σ ändert, werden als Oberspannung σ_{max} und als Unterspannung σ_{min} bezeichnet. Gleichwertig zur Beschreibung des Schwingspiels ist auch die Angabe der Spannungsamplitude σ_a und der Mittelspannung σ_m. Die Beanspruchung kann auch mit der Schwingbreite $\Delta\sigma$ und dem Grenzspannungsverhältnis R definiert werden. R setzt sich dabei aus dem Verhältnis der Unterspannung zur Oberspannung zusammen. Desweiteren wird auch das Spannungsverhältnis κ verwendet, bei dessen Ermittlung als Oberspannung die dem Betrage nach größte und als Unterspannung die dem Betrage nach kleinste Spannung, jeweils mit Vorzeichen zugrunde gelegt wird.

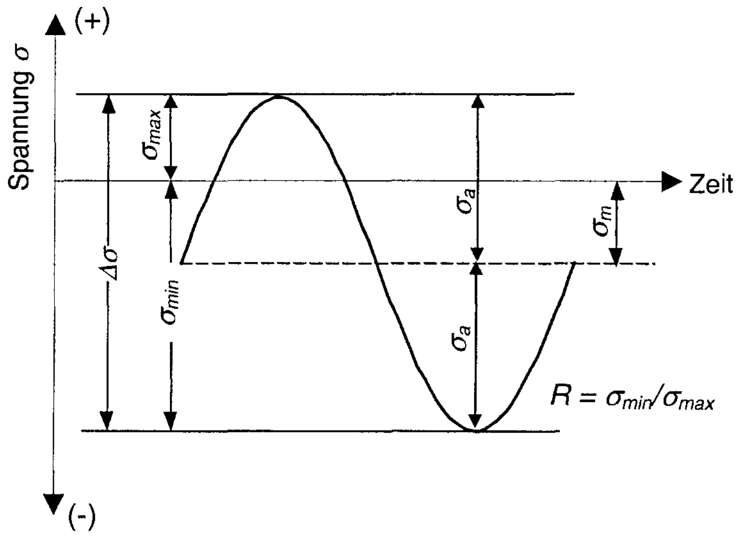


Abbildung 1: Kennwerte eines Schwingspiels

Die Mittelspannung entspricht einer statischen Vorspannung, die das Schwingspiel um einen festen positiven bzw. negativen Spannungsbetrag verschiebt. Abhängig von der Mittelspannung oder dem Grenzspannungsverhältnis ergeben sich ausgezeichnete Beanspruchungsfälle entsprechend Abbildung 2. Beanspruchungsfälle zwischen $R = -\infty$ und $R = 0$ sind dem Bereich der Wechselbeanspruchung, Beanspruchungsfälle zwischen $R = 0$ und $R = +1$ dem Bereich der Zugschwellbeanspruchung und Beanspruchungsfälle mit $R > 1$ dem Bereich der Druckschwellbeanspruchung zuzuordnen. Bei Verwendung des Spannungsverhältnisses κ entsprechen die positiven Werte der Schwellbeanspruchung und die negativen Werte der Wechselbeanspruchung. Dabei wird nicht unterschieden ob die Beanspruchung im Zug- oder Druckbereich liegt.

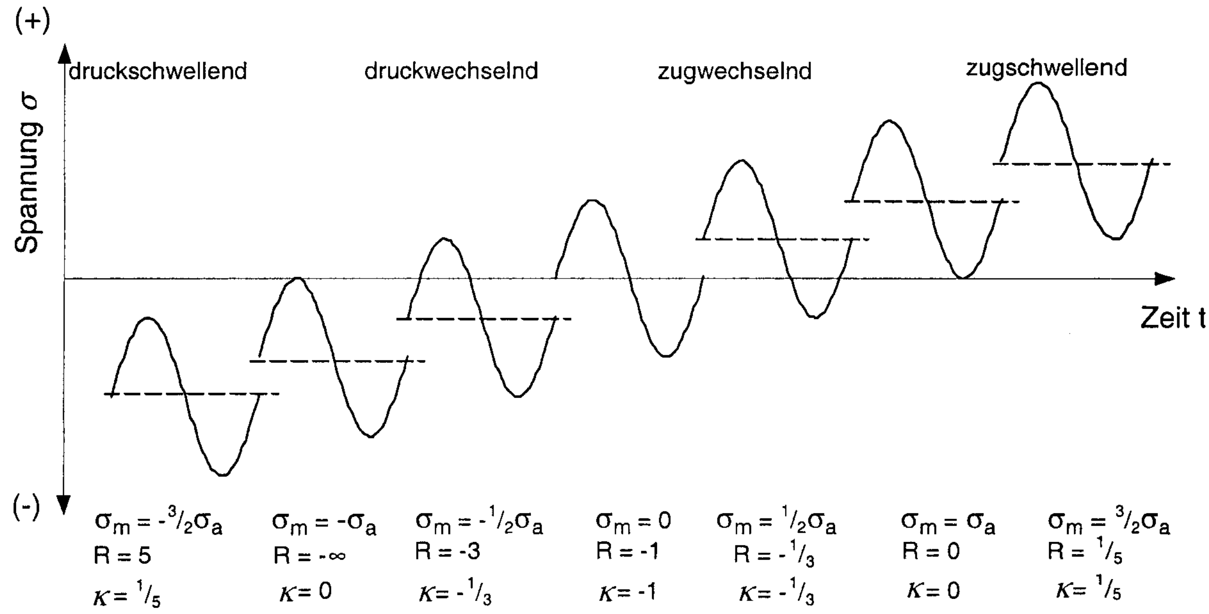


Abbildung 2: Schwingspiele mit verschiedenen Grenzspannungsverhältnissen

3.2 Einfluss der Mittelspannung

Der Einfluss der Mittelspannung bzw. des Grenzspannungsverhältnisses auf die Betriebsfestigkeit lässt sich auf der Basis von Wöhlerlinien in einem Dauerfestigkeitsschaubild darstellen. Aus einer Reihe von verschiedenen Darstellungen wird das Schaubild nach *Haigh* bevorzugt verwendet. Die Spannungsamplitude wird über der Mittelspannung aufgetragen und die verschiedenen Grenzspannungsverhältnisse werden als Strahlen, ausgehend vom Koordinatenursprung, dargestellt. Zeit- bzw. Dauerfestigkeitslinien verbinden die Punkte der ertragbaren Spannungsamplitude für das jeweilige Spannungsverhältnis bei konstanter Lastspielzahl. In dem in Abbildung 3 dargestellten Haigh-Schaubild, wird für die Zeitfestigkeitslinie ein angemessener aber frei gewählter Anstieg vewendet.

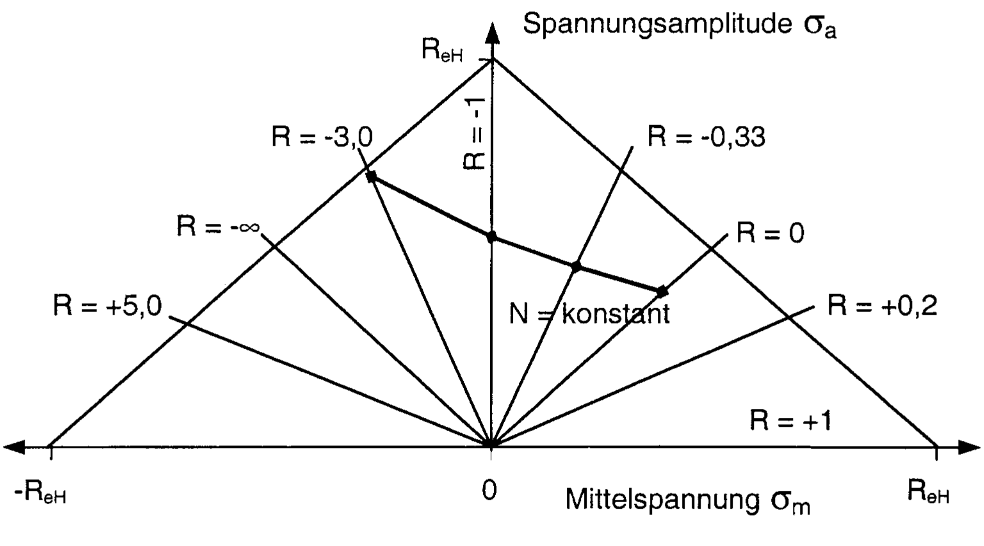


Abbildung 3: Dauerfestigkeitsschaubild nach Haigh

Um den Einfluss der Mittelspannung auf die Höhe der ertragbaren Spannungsamplitude zu erkennen, ist nach *Schütz* (zitiert in *Haibach (1989)*) die Mittelspannungsempfindlichkeit folgenderweise definiert:

$$M = \frac{\sigma_a(R=-1) - \sigma_a(R=0)}{\sigma_m(R=0)}. \tag{1}$$

Sie beschreibt anschaulich den Abfall der Dauerfestigkeitslinie zwischen $R = -1$ und $R = 0$. Aus der Definition sind zwei Grenzfälle für M erkennbar. Für $M = 0$ verläuft die Dauerfestigkeitslinie horizontal, die Spannungsamplituden für $R = -1$ und $R = 0$ sind identisch und die Mittelspannung ist ohne Einfluss. Für $M = 1$ verläuft die Dauerfestigkeitslinie unter 45 ° geneigt, die Spannungsamplitude für $R = -1$ ist um den Faktor 2 größer als für $R = 0$ und die Oberspannung ist konstant. In diesem Fall ist die ertragbare Schwingspielzahl gleichermaßen von der Spannungsamplitude und der Mittelspannung abhängig.

In *Haibach (1989)* ist die Mittelspannungsempfindlichkeit verschiedener Stahl- und Aluminiumlegierungen dargestellt. Für beide Materialien liegt eine deutliche Abhängigkeit von der Zugfestigkeit vor. Aluminium weist eine höhere Empfindlichkeit aus als Stahl. Die Werte können bis auf $M = 0,6$ ansteigen.

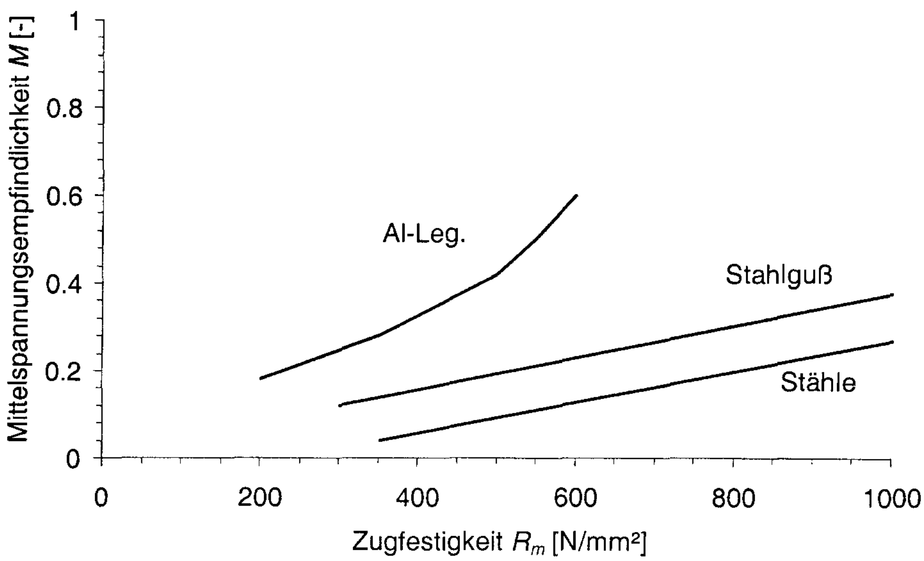


Abbildung 4: Mittelspannungsempfindlichkeit von Stahl- und Aluminium-Werkstoffen

Die Darstellung in Abbildung 4 stimmt überein mit Angaben von *Gurney (1979)*. Während Aluminiumlegierungen sehr empfindlich auf Veränderungen der Mittelspannung reagierten, zeigten Baustähle kaum einen Einfluss.

Frost, zitiert in *Maddox (1975)*, führt die Mittelspannungsempfindlichkeit auf die Spannungs-Dehnungs-Kurve des Werkstoffes zurück. Demnach haben Werkstoffe mit einer ausgeprägten Fließgrenze keine oder nur eine geringe Empfindlichkeit, da durch eine zunehmende plastische Dehnung keine Erhöhung der Spannung erfolgt und somit keine Veränderung der effektiven Mittelspannung an der Rissspitze bei Erhöhung der aufgebrachten Oberspannung bewirkt wird.

Maddox (1978) konnte für den Rissfortschritt eine deutliche Abhängigkeit von der Mittelspannung nachweisen. Die Experimente wurden mit verschiedenen Stählen durchgeführt, die den für Schiffbaustahl verwendeten Bereich der Streckgrenze abdeckten.

Experimentelle Untersuchungen zum Rissfortschritt unter Druckschwellbeanspruchung wie z.B. von *Fleck et al. (1985)* und *Suresh (1985)* zeigten, dass es bei gekerbten Bauteilen unter Druckschwellbelastung zwar zur Anrissbildung kommt, aber nicht zum Bruch. Der Riss bleibt stehen, nachdem die Rissspitze die plastische Zone an der Kerbe verlassen hat. Der Anriss und der anfängliche Rissfortschritt sind nur möglich, weil die Druckbeanspruchung Zugeigenspannungen an der Kerbe aufbaut (*Pippan et al. (1993)*).

3.3 Berücksichtigung der Mittelspannung

Der Einfluss der Mittelspannung dominiert bei gekerbten Bauteilen in der Rissfortschrittsphase. Die rechnerische Erfassung erfolgt daher in den meisten Ansätzen für die stabile Rissausbreitung auf Grundlage der *Paris-Erdogan*-Gleichung

$$\frac{da}{dn} = C(\Delta K)^m . \tag{2}$$

Bei doppelt logarithmischer Auftragung besteht ein linearer Zusammenhang zwischen der Rissfortschrittsrate da/dn und der Spannungsintensität ΔK. Damit die experimentell bestimmten Werkstoffkonstanten C und m ihre Gültigkeit für verschiedene Grenzspannungsverhältnisse beibehalten, bedarf es einer entsprechenden Erweiterung der *Paris-Erdogan*-Gleichung. Dazu gibt es eine ganze Reihe von analytischen Lösungen, die bei der Bewertung von Versuchsergebnissen mit Aluminiumlegierungen gute Ergebnisse zeigen.

Der meist benutzte Ansatz wurde von *Forman et al. (1967)* formuliert. Neben dem Grenzspannungsverhältnis R wird noch der obere Schwellwert der Spannungsintensität K_c berücksichtigt.

$$\frac{da}{dn} = \frac{C(\Delta K)^m}{(1-R)K_c - \Delta K} \tag{3}$$

Damit kann sowohl die Beschleunigung im Zugschwellbereich $R \geq 0$ als auch die Verzögerung des Risswachstums im Wechselbereich $R \leq 0$ berücksichtigt werden.

Pearson, zitiert von *Schwalbe (1980)*, modifizierte den Ansatz von Forman (1967) durch hinzufügen eines Exponenten und erreichte damit eine bessere Übereinstimmung mit Versuchsergebnissen.

$$\frac{da}{dn} = \frac{C(\Delta K)^m}{\left((1-R)K_c - \Delta K\right)^{0,5}} \tag{4}$$

Der R-Einfluss wird hier schwächer berücksichtigt insbesondere bei hohen Werte für R und ΔK.

Weitere Ansätze wurden von *Schwalbe (1980)* und *Maddox (1975)* erläutert. All diese aus der Paris–Erdogan-Gleichung entwickelten Beziehungen haben sich jedoch für zähe Baustähle nicht bewährt (*Petershagen (1990)*).

Eine weitere Deutung des Mittelspannungseinflusses basiert auf *Elber (1970)*. Er stellte fest, dass es beim Durchfahren eines Schwingspiels zum partiellen Schließen des Risses von der Spitze her kommen kann. Die Rissflanken übertragen dann Kräfte und entlasten damit die Rissspitze. Damit wird die effektiv wirksame Spannungsintensität ΔK_{eff} proportional zur Rissöffnung während eines Schwingspiels betrachtet. Die Gültigkeit dieses Ansatzes ist nach *Schwalbe (1980)* aber auf Risse unter Zugbeanspruchung (Mode I) zu beschränken. Steht ein Riss unter Schubbeanspruchung (Mode II) ist auch bei geschlossenem Riss eine Relativbewegung der beiden Rissflächen möglich, und somit eine Spannungsintensität an der Rissspitze vorhanden.

Zur rechnerischen Berücksichtigung des Rissschließens, ist in der *Paris–Erdogan*-Gleichung ΔK_{eff} zu verwenden:

$$\frac{da}{dn} = C(\Delta K_{eff})^m \qquad (5)$$

$$mit \quad \Delta K_{eff} = U \cdot \Delta K \qquad (6)$$

Der relativ wirksame Anteil des Spannungsintensitätsfaktors der als Effektivitätsfaktor U bezeichnet wird, ist für einzelne Werkstoffe in der Literatur gegeben. Dabei wird U oft nur in Abhängigkeit von R definiert. Tatsächlich wird der Effektivitätsfaktor U noch durch weitere Parameter wie Eigenspannungen, Belastung, Bauteil- und Rissgeometrie beeinflusst. Dies erschwert die allgemeine Quantifizierung deutlich.

Unter anderem ist zu berücksichtigen, dass es bei realem Werkstoff an der Rissspitze zu plastischen Verformungen kommt. Der Riss wächst damit durch ein plastiziertes Gebiet, was letztendlich dazu führt, dass der Riss bei von Null verschieden Lasten öffnet und schließt.

3.4 Eigenspannungen und ihr Einfluss auf die Mittelspannung

Bei der thermischen oder mechanischen Bearbeitung von metallischen Bauteilen entstehen fertigungsinduzierte Eigenspannungen. Außerdem können lastinduzierte Eigenspannungen aus der einwirkenden Belastung durch lokale plastische Dehnungen entstehen. Eigenspannungen aus unterschiedlichen Ursachen überlagern sich, doch ist der maximale Wert begrenzt durch das Fließkriterium des Werkstoffes. Die Eigenspannungen innerhalb eines Bauteiles sind im mechanischen Gleichgewicht. Einer über das Fließkriterium hinausgehenden Belastung entzieht sich der Werkstoff durch plastische Verformung mit der Folge, dass eine das Gleichgewicht wiederherstellende Spannungsumlagerung eintritt. Nach Entlastung sind entsprechend umgelagerte Eigenspannungen vorhanden, die in der Regel vom Betrag her niedriger sind als vor der Belastung.

Eigenspannungen und ihre Wirkungsweise auf die Schwingfestigkeit werden oft, z.B. von *Haibach (1976 A)* und *Olivier (1978)*, gleichartig berücksichtigt wie der Einfluss von

Mittelspannungen. In beiden Fällen wird die zyklische Lastspannung durch eine statische Spannung überlagert. Während die Mittelspannung relativ homogen über den Querschnitt verläuft und im kraftgesteuerten Schwingversuch über die gesamte Dauer konstant hoch ist, sind Eigenspannungen in der Regel inhomogen verteilt und werden bei entsprechend hoher Beanspruchung zum Teil abgebaut.

Wie hoch der Einfluss der Eigenspannungen auf die Schwingfestigkeit ist, hängt hauptsächlich von der Zugfestigkeit des Werkstoffes ab. Wie auch bei der Mittelspannung liegt für höherfesten Stahl eine deutlich höhere Empfindlichkeit vor als für normalfesten Stahl. In einer Veröffentlichung von *Macherauch und Wohlfahrt (1985)* ist die Eigen- und Mittelspannungsempfindlichkeit verschiedener Stähle dargestellt (Abbildung 5).

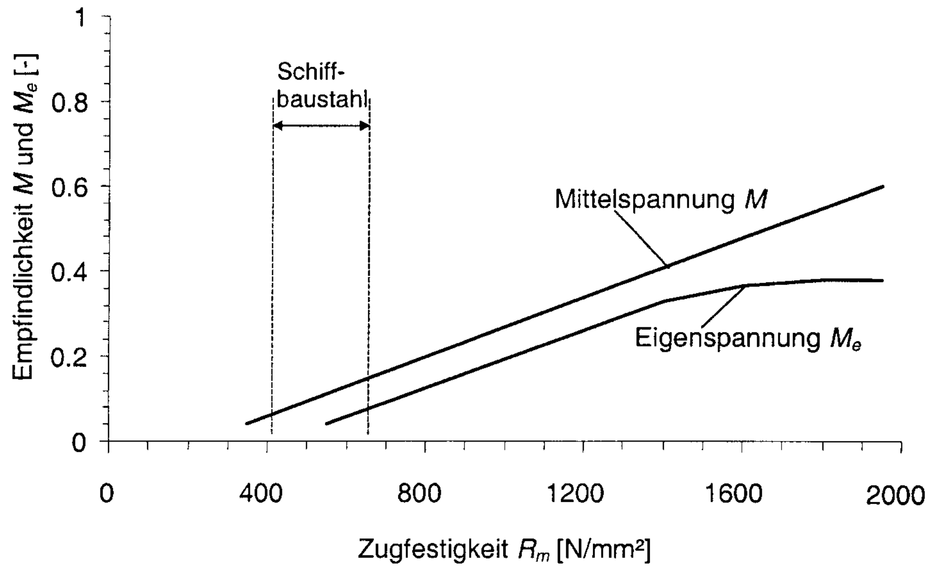


Abbildung 5: Eigen- und Mittelspannungsempfindlichkeit von Stahlwerkstoffen

Die Eigenspannungsempfindlichkeit ist niedriger als die der Mittelspannung. Für letztere ist die Verteilung mit der Lastspannung über den Querschnitt identisch und sie wirken auch in derselben Richtung. Die Verteilung und Wirkungsrichtung der Eigenspannung kann dagegen deutlich von der Lastspannung abweichen. Die zunehmende Eigenspannungsempfindlichkeit für höherfesten Stahl, kann mit dem verminderten Abbau von Eigenspannungen infolge der höher liegenden Fließgrenze erklärt werden.

Zur Erklärung der Mittelspannungsabhängigkeit der Schwingfestigkeit hat *Haibach (1975)* einen Ansatz aufgestellt, der unterschiedlich hohe Schweißeigenspannungen berücksichtigt. Abbildung 6 stellt dies prinzipiell in einem *Haigh*-Diagramm dar. In einem Bauteil ohne Eigenspannungen ergibt sich demnach einer Erhöhung der Schwingfestigkeit bei Verminderung der Mittelspannung. Liegen mäßige Zugeigenspannungen vor, ist die verbessernde Wirkung infolge niedriger Mittelspannungen deutlich geringer und bei hohen Zugeigenspannungen verschwindet der Einfluss ganz.

Eine deutliche Erhöhung der Schwingfestigkeit mit abnehmendem Grenzspannungsverhältnis dokumentieren z.B. *Overbeeke und de Back (1983)* an spannungsarm geglühten Proben.

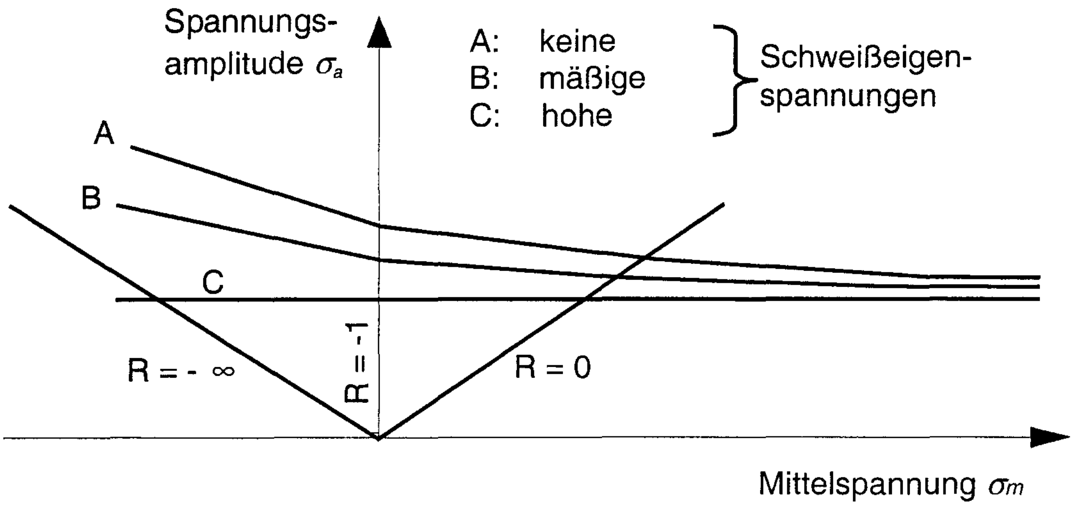


Abbildung 6: Einfluss der Schweißeigenspannungen auf die Mittelspannungsabhängigkeit

Diese Angaben decken sich mit der Vorstellung, durch Spannungsarmglühen der Bauteile eine Verbesserung der Schwingfestigkeit zu bewirken. Eine Reihe von Untersuchungen, in denen im Schweißzustand belassene und spannungsarmgeglühte Proben verglichen wurden, ist in der Arbeit von *Olivier und Ritter (1983)* aufgeführt. Es wurde dabei insbesondere für Proben mit ausgeprägtem Eigenspannungszustand eine Verbesserung der Schwingfestigkeit infolge des Spannungsarmglühens bewirkt. Aber es gibt auch Beispiele für Proben mit geringem Eigenspannungsniveau wo es zu keiner Veränderung oder sogar zu einer Verringerung kam.

Aus neueren Untersuchungen von *Friedrich et al. (1998)* an geschweißten Kreuzstoßproben geht eindeutig eine von der Mittelspannung abhängige Betriebsfestigkeit hervor.

Es existieren aber auch Versuchsergebnisse von *Gurney (1960), Haibach (1976 B), Berge und Eide (1982), Maddox (1982)* und *Olivier und Ritter (1983)* die zeigen, dass die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen kaum oder gar nicht von der Mittelspannung beeinflusst wird.

Eine von *Gurney (1979)* entwickelte Begründung für dieses Verhalten geht davon aus, dass in der Schweißverbindung Zugeigenspannungen in Höhe der Fließgrenze vorliegen, die in Beanspruchungsrichtung wirken und sich mit den Lastspannungen überlagern. Unter der Annahme eines ideal-elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens tritt schon während der ersten Beanspruchungszyklen ein Eigenspannungsabbau auf, wobei die Höhe dem Betrag entspricht, um den die Summe aus Last- und Eigenspannungen die Fließgrenze überschreitet. Bei Beanspruchung mit konstanter Lastwechselhöhe ergibt sich dann, je nach gewähltem Grenzspannungsverhältnis, ein entsprechend hoher Abbau von Eigenspannungen. Bei Zugschwellbeanspruchung (R = 0) entspricht der Betrag der Schwingbreite, bei Wechselbeanspruchung (R = -1) der Schwingamplitude und bei Druckschwellbeanspruchung (R = -∞) werden keine Eigenspannungen abgebaut. In jedem Fall liegt danach eine Spannungsschwingbreite vor, deren Oberspannung stets an der Fließgrenze liegt. Die Schwingfestigkeit wird damit unabhängig vom verwendeten Grenzspannungsverhältnis. Die Folgerung aus diesem Modell ist, dass die Schwing- und auch Betriebsfestigkeit für Schweißverbindungen nach dem „stress range concept" zu bewerten ist. Das heißt, die Beanspruchung ist nur durch die Spannungsschwingbreite gekennzeichnet und demnach ergibt sich die Lebensdauer unabhängig von der Mittelspannung.

Gurney (1980) ermittelte auffällige Versuchsergebnisse für Proben mit aufgeschweißten Längssteifen unter Druckschwellbeanspruchung ($R = -\infty$) und bei Beanspruchung im Druckschwellbereich ($R = 10$). Die ermittelte Wöhlerlinie liegt im Bereich der niedrigen Spannungswerte innerhalb des Streubandes von Versuchsergebnissen unter Zugschwellbeanspruchung ($R = 0$) und verläuft herkömmlich, d.h. bei doppelt logarithmischer Darstellung fällt die Lastwechselzahl mit zunehmender Schwingbreite linear ab. Erreicht jedoch die Spannungsschwingbreite einen oberen Grenzwert, knickt die Wöhlerlinie ab und verläuft für $R = -\infty$ vertikal weiter (entspricht N = konst.) bzw. für $R = 10$ nimmt die Lastwechselzahl sogar wieder zu. Wieder ausgehend von Zugeigenspannungen in Höhe der Fließgrenze und einem ideal-elastisch-plastischen Werkstoffgesetz begründet *Gurney (1980)* die Ergebnisse damit, dass die effektive und damit schädigende Schwingbreite der Kerbspannung auf den Zugbereich begrenzt ist. Für $R = -\infty$ stellt sich damit eine max. Höhe zwischen der positiven Fließgrenze als Oberspannung und der Nullgrenze ein. Eine weitere Erhöhung der Lastschwingbreite verschiebt nur die Unterspannung in den Druckbereich und hat keinen Einfluss mehr auf die Schädigung. Bei Belastung im Druckschwellbereich ($R = 10$) begrenzt zusätzlich auch die Oberspannung die effektive Spannungsschwingbreite. Mit zunehmender Lastschwingbreite stellt sich die Oberspannung immer weiter unterhalb der positiven Fließgrenze ein und verringert somit die Schädigung, anstatt sie zu erhöhen.

4 EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN

4.1 Vorbereitung der Versuchskörper

Für das Versuchsprogramm wurde als Prüfkörper die axial beanspruchte Platte mit Längssteifenauslauf gewählt. Diese Konstruktionsform wurde ausgewählt, weil sie auch an verhältnismäßig kleinen Prüfkörpern bereits ein voll ausgebildetes Eigenspannungsfeld aufweist und außerdem etwa die Grenze zulässiger Kerbformen in hochbeanspruchten Bereichen der Schiffskonstruktion markiert. Die Abmessungen der Versuchskörper zeigt Abbildung 7. Sie entsprechen denen aus *Petershagen (1993).* Somit konnten die Versuchsergebnisse dieses früheren Vorhabens in der Versuchsauswertung dieser Arbeit mit berücksichtigt werden.

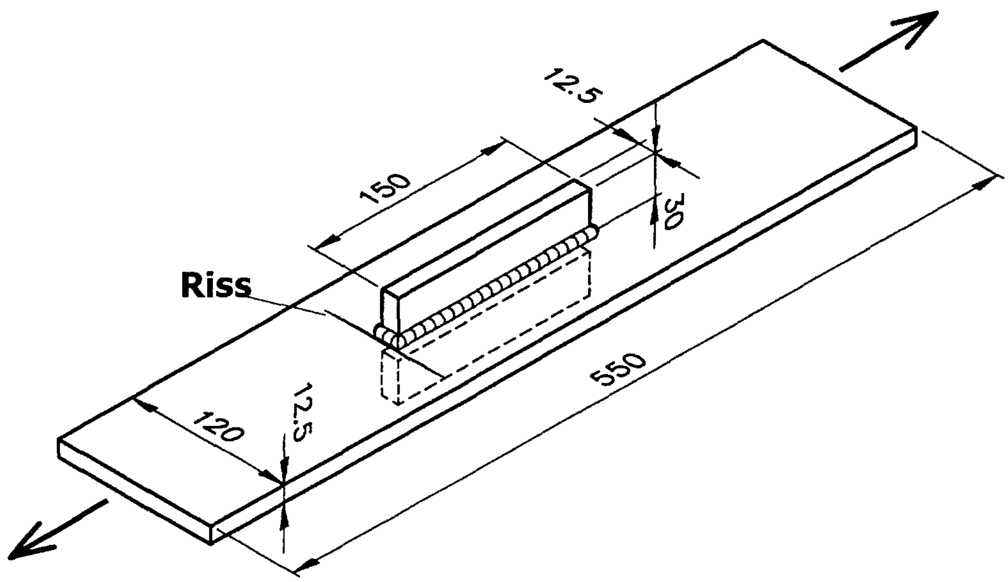


Abbildung 7: Verwendete Probengeometrie mit typischem Riss

Die Versuchskörper wurden aus dem höherfesten Baustahl S355 J2 G3 hergestellt. Nachfolgend wird hier die frühere und geläufigere Bezeichnung St52-3 verwendet. Der max. Kohlenstoffgehalt ist auf $C_{max} = 0{,}2\ \%$ begrenzt. Die Steigerung der Festigkeit wird durch einen höheren Mangananteil erreicht. Für diesen Stahl ist in der Herstellung das vollberuhigte Erschmelzungsverfahren vorgeschrieben. Tabelle 1 enthält die chemische Zusammensetzung des Werkstoffes nach *DIN EN 10025 (1994).* Der Stahl entspricht in etwa einem höherfesten Schiffbaustahl mit 355 N/mm² Mindeststreckgrenze.

Chemische Zusammensetzung nach der Schmelzanalyse						
Legierungselement	C	Mn	Si	P	S	Al
Gewichtsanteil in %	≤0,20	≤1,60	≤0,55	≤0,035	≤0,035	≥0,020

Tabelle 1: Chemische Zusammensetzung des Baustahls St52-3

Zur Ermittlung der Festigkeitskennwerte bei Raumtemperatur für den hier verwendeten Baustahl St 52-3 wurden für die zweite Versuchsserie drei Zugversuche mit Flachzugproben nach *DIN EN 10002-1 (1998)* durchgeführt. Die Streckgrenze wurde über die 0,2 % Dehngrenze bestimmt. Die ermittelten Spannungs-Dehnungskurven haben die für unlegierte Stähle typische ausgeprägte Fließgrenze, d.h. die Verfestigung setzt erst bei etwa 2 % Dehnung ein. Tabelle 2 enthält die Ergebnisse der Zugversuche.

	1. Versuch	2. Versuch	3. Versuch
Streckgrenze R_{eH} [N/mm²]	386	381	380
Zugfestigkeit R_m [N/mm²]	530	526	530
Bruchdehnung A [%]	30	29	31

Tabelle 2: Festigkeitskennwerte des Versuchswerkstoffes

Zur Fertigung der Versuchskörper wurden die einzelnen Bauteile aus Grundblechen des Baustahls St52-3 gesägt. Die Proben der Versuchsserien wurden jeweils aus einem einzelnen Grundblech gesägt.

Für die Durchführung der Versuche mussten die Versuchskörper im Bereich ihrer Einspannung umgearbeitet werden. Da die Einspannbacken der eingesetzten Versuchsanlage Hydropuls eine seitliche Begrenzung hatten, wurde die Breite der Proben im Bereich der Einspannung von 120 auf 95 mm reduziert. Auf die Spannungsverteilung im anrisskritischen Bereich der Versuchskörper und damit auf das Versuchsergebnis hatte diese Maßnahme keinen Einfluss, da ein ausreichender Abstand von mehr als 100 mm zwischem dem anrisskritischen Bereich und den Einspannung vorlag.

Die Kehlnahtverbindungen mit einem a-Maß von ca. 4,0 mm zwischen Platte und Steife wurden als einlagige Elektroden-Handschweißung in Horizontalposition ausgeführt. Dabei wurden Nahtansätze im Bereich der Umschweißungen der Steifenenden vermieden. Für alle Schweißungen wurden dick umhüllte Rutilelektroden E5132 RR6 gemäß *DIN 1913 (1984)* verwendet. Die Mindestfestigkeitskennwerte des Schweißgutes nach *DIN 1913 (1984)* sind etwas höher als die des Grundmaterials:

	Schweißgut	Baustahl St52-3
Streckgrenze R_{eH} [N/mm²]	≥ 380	≥ 355
Zugfestigkeit R_m [N/mm²]	510 - 650	490 - 630

Tabelle 3: Mindestfestigkeitskennwerte

Für die zweite Versuchsserie wurden die elektrischen Kenngrößen Stromstärke und –spannung sowie die Schweißzeiten aufgezeichnet. Dazu diente ein x/y-Schreiber zwischen Schweißstromquelle und Lichtbogen. Die Leitungen vom Schreiber zur Elektrode und zum Probenkörper waren so kurz, dass deren Widerstand vernachlässigbar klein war und somit der tatsächliche Spannungsabfall am Lichtbogen gemessen wurde. Nach 2 Proben hatte der Schweißer eine günstige Einstellung gefunden und für die restlichen Proben waren die elektrischen Kenngrößen nahezu konstant mit: $I = 178\,A$ und $U = 27{,}5\,V$.

Die Steifen konnten jeweils mit zwei Nahtansätzen verschweißt werden (Abbildung 8). Der Schweißer zündete die Elektrode jeweils auf halber Steifenlänge und setzte erst wieder auf halber Länge an der gegenüberliegenden Seite ab. Bis zur Stirnseite hin schweißte er schleppend und von der Stirnseite weg stechend. Für die Anbindung der halben Steife in einem Schweißzug wurde eine Schweißdauer von ca. 50 Sekunden ermittelt. Dabei wurde eine Schweißstrecke von ca. 170 mm zurückgelegt. Das entspricht einer durchschnittlichen Schweißgeschwindigkeit von 3,4 *mm/s*.

Für die erste Probe der zweiten Versuchsserie wurde während des Schweißvorganges die Temperatur an drei Positionen an Vorder- und Rückseite mit NiCr/Ni Thermoelementen gemessen. Der Abstand der Thermoelemente zur Nahtwurzel betrug 20 bzw. 40 mm. In Längsrichtung betrug der Abstand zur Stirnseite der Steife 45 mm.

Die elektrischen Kenngrößen waren bei dieser zuerst geschweißten Probe mit einer Spannung von $U = 25\,V$ und einer Stromstärke von $I = 197\,A$ anders als bei den restlichen Proben. Desweiteren unterschied sich diese Probe von den restlichen darin, dass die Steife an der Unterseite der Platte, bei Schweißung an der Oberseite, noch nicht angeheftet war.

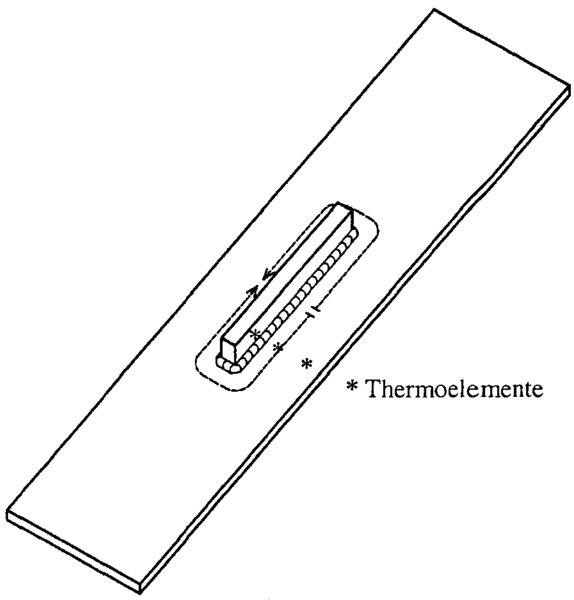


Abbildung 8: Schweißfolge

Die Proben der zweiten Versuchsserie hatten im Bereich der Umschweißung des Steifenendes einen sehr flachen Nahtanstieg von ca. 20° und infolgedessen ein zu geringes a-Maß. Dadurch rissen die Proben untypischerweise an der Nahtwurzel. Damit an den Proben, wie auch in der ersten Versuchsserie, der Anriss am unteren Nahtübergang erfolgen konnte, war es notwendig die Steifenenden mit einer zweiten Lage zu umschweißen. Diese zweite Schweißlage wurde auch wie die Proben der ersten Versuchsserie mit einer durchschnittlichen Geschwindigkeit von ca. 5,5 *mm/s* verschweißt. Aufgrund der höheren Geschwindigkeit bei ungefähr identischen elektrischen Kenngrößen des Schweißvorgangs war die pro Streckeneinheit eingebrachte Wärmemenge ca. 40 % niedriger als bei der ersten Lage.

Durch eine nachträgliche Wärmebehandlung konnten auch praktisch eigenspannungsfreie Versuchskörper erzielt werden. Fünf Proben aus der ersten Versuchsserie wurden dazu nach dem Verschweißen folgendermaßen spannungsarm geglüht:

- Aufwärmphase von 24 Stunden
- Endtemperatur von 520°C über 2 Stunden gehalten
- Abkühlphase von 24 Stunden

Durch vergleichende Versuche an im geschweißten Zustand belassenen und an wärmebehandelten Proben konnte auf den Einfluss von Eigenspannungen sowie von Lastmittelspannungen auf das Schwingfestigkeitsverhalten geschlossen werden.

Besondere Aufmerksamkeit erforderte das Verhalten der Probekörper bei Druckbelastung im Hinblick auf die Gefahr des Ausknickens. Eine von *Petershagen, H. 1993* angefertigte FE-Berechnung ergab eine Ersatz-Knicklänge zur Bestimmung der Eulerschen Knicklast. Sie war mit 116 mm um 26 mm größer als der Abstand zwischen dem Ende der Versteifung und dem vordersten Punkt der kreisförmigen Einspannbacken. Die dabei vorhandene linear-elastische Knickspannung von 1850 N/mm² bot eine ausreichende Sicherheit gegen Ausknicken bei der größten in den Versuchen auftretenden Druckspannung.

4.2 Einfluss der Vorverformung

Bedingt durch den Schweißprozess hatten die Versuchskörper eine Vorverformung. Die zuerst geschweißte Seite, hier als Oberseite bezeichnet, war konkav und die Unterseite konvex. Die Abweichung in Dickenrichtung betrug zwischen den Positionen des Nahtüberganges und der Einspannung durch die Schwingprüfmaschine je nach Probe 0,3 – 0,5 mm. Dabei war kein Unterschied zwischen den einzelnen Versuchsserien feststellbar. Zur Überprüfung der Vorspannung, die infolge der Anpassung der verformten Probe an die ebenen Einspannbacken induziert wurde und der Zusatzbiegung, die bei der Axialbeanspruchung entstehen kann, wurden Versuche mit statischer Last durchgeführt.

An der Probe 15 aus der Serie 2 wurde im zu erwartenden Rissligament jeweils ein Dehnungsmessstreifen (DMS) an Ober- und Unterseite appliziert Die DMS-Rosetten mit 3 Messrichtungen lagen 30 mm von der Außenkante entfernt und damit in einem Bereich ohne geometrische Spannungsüberhöhung. Die gemessene Abweichung in Dickenrichtung betrug bei dieser Probe 0,4 mm.

Nach dem Anziehen der Spannbacken der Schwingprüfmaschine wurde entsprechend der Vorverformung an der Oberseite in Längsrichtung der Probe eine Spannung von 14 N/mm² und an der Unterseite von –9 N/mm² ermittelt. Damit lag eine ungewollte Biegespannung von ±12 N/mm² vor, die bei einer beabsichtigen Mittelspannung von -70 N/mm² die Vorspannung beeinflusste. Das gewünschte Grenzspannungsverhältnis wurde damit insbesondere an Ober- und Unterseite nicht ganz erreicht.

Nach Aufbringung der Druckbeanspruchung von -140 N/mm² wurde wieder entsprechend dem Verformungsbild der Probe an der Oberseite eine Lastspannung von –144 N/mm² und an der Unterseite von –128 N/mm² gemessen. Die daraus resultierende Spannung durch Zusatzbiegung beträgt ±8 N/mm² und ist mit ca. 5 % im Vergleich zur Lastspannung klein.

Desweiteren wurden Messungen zur Vorspannung unmittelbar im Rissspitzenumfeld an Proben der Serie 2 durchgeführt. DMS mit einer Gitterlänge von 0,6 mm wurden nach Erreichen einer bestimmten Risslänge direkt vor der Rissspitze appliziert. Die Dehnungen wurden dann unmittelbar vor und nach dem Ausspannen aus der Schwingprüfmaschine gemessen. Die Vorzeichen der Spannungen sind entgegengesetzt zur Messung beim Einspannen der Probe.

Probe	Risslänge [mm]	DMS oben [N/mm²]	DMS unten [N/mm²]	Biegespg. [N/mm²]
9	86	-38	45	±41
12	60	-30	38	±34

Tabelle 4: Spannungen beim Ausspannen der Proben

Erwartungsgemäß sind die an der Rissspitze ermittelten Spannungen laut Tabelle 4 deutlich höher. Durch die Verringerung der Querschnittsfläche infolge des Risses und die Spannungsüberhöhung an der Rissspitze ist der Faktor 3-4 realistisch. In der Auswertung der Schwingfestigkeitsversuche erfolgte keine Berücksichtigung der Zusatzbiegung.

4.3 Schwingfestigkeitsversuche

Die Versuchskörper wurden Schwingbeanspruchungen mit konstanter (Einstufenversuche), zweistufiger (Zweistufenversuche) oder regellos verteilter Last (Randomversuche) unterworfen. Angaben über den Lastablauf der Randomversuche enthält das Kapitel 4.3.2. Die Versuche wurden an Luft unter Axiallast kraftgeregelt durchgeführt. Die Randomversuche sowie der Großteil der Einstufenversuche wurden auf einer servohydraulisch geregelten Prüfanlage (Hydropuls) bei einer Prüffrequenz von ca. 6 Hz vorgenommen. Ein Teil der Einstufenversuche und die Zweistufenversuche wurden aus betrieblichen Gründen auf dem wesentlich schnelleren Resonanzpulser (ca. 33 Hz) gefahren. Diese deutlich höhere Schwinggeschwindigkeit hatte keinen erkennbaren Einfluss auf die Lebensdauer der Proben.

Die Versuchsauswertung wurde untergliedert in die Lebensdauerbestimmung der Versuchskörper und in die Auswertung des Rissfortschritts. Eine Ermittlung der Anrisslastspielzahl erfolgte für die Proben bei denen der Rissfortschritt kontrolliert wurde sowie für den Großteil der Randomversuche. Der Abknickpunkt der Wöhlerlinie wurde nicht ermittelt.

Durchgeführte Versuche

Es wurden 2 Versuchsserien selbst durchgeführt. Für die Auswertung wurde neben den eigenen beiden Versuchserien noch eine dritte Serie aus einem früheren Forschungsvorhaben berücksichtigt. Einen Überblick über die in den Versuchen einbezogenen Kombinationen der Belastungsparameter und die jeweils benutzte Versuchsanlage gibt Tabelle 5 für die Versuchsserie 1 und Tabelle 6 für Versuchsserie 2. Die dort angegebenen Spannungswerte sind Nennspannungen. Sie sind auf den anrisskritischen Querschnitt des Grundbleches bezogen. Vor Versuchsbeginn wurde der Querschnitt ausgemessen und die Prüflast den vorgegebenen Spannungswerten entsprechend eingestellt.

Lastfolge	Spannungs-amplitude σ_a [N/mm²]	Mittel-spannung σ_m[N/mm²]	Grenzspan-nungs-verhältnis	Versuchs-anlage	Proben-anzahl	Nachbe-handlung	Rissfort-schritts-daten
Einstufen	70	35	0	Hydro	6		Nein
Einstufen	110	55	0	Hydro	3		Nein
Einstufen	110	-55	-3	Hydro	8		Nein
Einstufen	70	-35	-3	Hydro	8		Nein
Einstufen	110	-110	-∞	Hydro	6		Nein
Einstufen	110	-110	-∞	Resonanz	4		Ja
Einstufen	70	-70	-∞	Resonanz	8		Ja
Einstufen	110	-110	-∞	Resonanz	5	geglüht	Ja
Random	200	-100	-3	Hydro	5		Ja

Tabelle 5: Lastkombinationen aus der Versuchsserie 1

In allen Versuchen wurde die Lebensdauer der Proben ermittelt und für die Random- und Zweistufenversuche sowie einen Teil der Einstufenversuche wurde darüber hinaus die Anrisslastspielzahl ermittelt und der Rissfortschritt gemessen.

Zur Ermittlung der Lebensdauer gilt der Bruch der Kleinprobe als Versagenskriterium. Für die durchgeführten Versuche mit einem negativen Grenzspannungsverhältnis $R \leq -3$ wurde eine Risslänge von 80 mm als Versagenskriterium definiert, da bei einem geringen oder überhaupt nicht vorhandenen Zuganteil in der Spannungsschwingbreite sich nur eine minimale Restbruchfläche ergibt, die zu einer vergleichsweise zu hohen Bruchlastwechselzahl führt. Die gewählte Versagenslänge entspricht der rechnerischen Risslänge für Restbruch bei einer Spannungsamplitude $\sigma_a = 200$ N/mm² und $R = -1$.

Die Einstufenversuche wurden auf zwei verschiedenen Lasthorizonten durchgeführt. Damit konnte in der Auswertung die Neigung der Wöhlerlinie für verschiedene Grenzspannungsverhältnisse ermittelt werden.

Lastfolge	Spannungs-amplitude σ_a [N/mm²]	Mittel-spannung σ_m[N/mm²]	Grenz-spannungs-verhältnis	Versuchs-anlage	Proben-anzahl	Nachbe-handlung	Rissfort-schritts-daten
Einstufen	70	-70	$-\infty$	Hydro	7		Ja
Einstufen	90	-90	$-\infty$	Hydro	7		Ja
Zweistufen	90 / 180	-90 / -90	$-\infty$ / -3	Resonanz	4		Ja
Zweistufen	90 / 135	-90 / -135	$-\infty$	Resonanz	2		Ja

Tabelle 6: Lastkombinationen aus der Versuchsserie 2

Zur Bestimmung der Lebensdauer wurden außer den selbst durchgeführten Versuchen die ermittelten Versagenslastspielzahlen aus der Arbeit *Petershagen (1993)* berücksichtigt. Einen Überblick über diese zusätzliche Versuchsserie 0 gibt Tabelle 7.

Lastfolge	Spannungs-amplitude σ_a [N/mm²]	Mittel-spannung σ_m[N/mm²]	Grenz-spannungs-verhältnis R	Versuchs-anlage	Proben-anzahl	Nachbe-handlung	Rissfort-schritts-daten
Einstufen	110	0	-1	Resonanz	7		Nein
	70	0	-1	Resonanz	7		Nein
	110	0	-1	Resonanz	8	geglüht	Nein
	59	0	-1	Resonanz	3	geglüht	Nein
	57	0	-1	Resonanz	3	geglüht	Nein
Block	200	0	-1	Resonanz	3		Nein
	200	-100	-3	Resonanz	3		Nein
Random	200	+200	0	Hydro	9		Nein
	200	+100	-1/3	Hydro	3		Nein
	200	0	-1	Hydro	7		Nein
	200	-100	-3	Hydro	3		Nein

Tabelle 7: Lastkombinationen aus der Versuchsserie 0

Versuchsauswertung

Die statistische Auswertung zur Bestimmung der Wöhlerlinien wurde für den aus den Versuchswerten ermittelten Neigungsexponenten m_0 der Zeitfestigkeitsgeraden vorgenommen. Er entspricht der Steigung der Regressionsgeraden, die aus den logarithmierten Werten der Lastwechselzahlen und Spannungsschwingbreiten der Einzelversuche ermittelt wird. Die Gleichung zur Bestimmung des Neigungsexponenten lautet:

$$m_0 = - \frac{n \sum log N \cdot log \Delta\sigma - \left(\sum log\, N\right) \cdot \left(\sum log\, \Delta\sigma\right)}{n \sum (log\, N)^2 - \left(\sum log\, N\right)^2} \tag{7}$$

n	=	Gesamtzahl der Proben
N	=	Lastwechselzahl der Einzelprobe
$\Delta\sigma$	=	Spannungsschwingbreite der Einzelprobe

Vergleichend wurde die Auswertung auch für $m_0 = 3,0$ durchgeführt. Dieser normierte Wert für geschweißte Verbindungen wird auch im Regelwerk, z.B. in *GL (2000)* verwandt. Für Versuchsreihen mit weniger als 15 Proben ist nach *IIW (1996)* die Auswertung mit der normierten Neigung durchzuführen.

Für die statistische Auswertung wird zunächst der Logarithmus des Mittelwertes der Spannungsschwingbreiten bestimmt. Unter Verwendung der Neigung m_0 werden die logarithmierten Lastwechselzahlen aus den Einzelversuchen auf diesen Mittelwert transformiert, Gleichung (8).

$$log\, N_T = log\, N + m_0\, (log\, \Delta\sigma - log\, \Delta\sigma_T\,) \tag{8}$$

N_T	=	transformierte Lastwechselzahl
N	=	Lastwechselzahl der Einzelprobe
$\Delta\sigma$	=	Spannungsschwingbreite der Einzelprobe
$\Delta\sigma_T$	=	Mittelwert der Spannungsschwingbreiten

Unter der üblichen und vielfach bestätigten Annahme einer Gauß'schen Normalverteilung wird dann eine statistische Auswertung der transformierten Lastwechselzahlen vorgenommen. Dazu werden die Proben in der Reihenfolge zunehmender transformierter Lastwechselzahlen sortiert. Die Überlebenswahrscheinlichkeit $p_ü$ der jeweiligen Probe ergibt sich dann nach *Rossow (1964)* zu

$$p_ü = \frac{3j-1}{3n+1} \cdot 100\% \tag{9}$$

j	=	Ordnungszahl der Probe
n	=	Gesamtzahl der Proben

Eine Ausgleichsrechnung ergibt schließlich Lastwechselzahlen für vorgegebene Überlebenswahrscheinlichkeiten und daraus unter Verwendung des Neigungsexponenten Spannungsschwingbreiten für ausgewählte Lastwechselzahlen und Überlebenswahrscheinlichkeiten.

Wichtig für die Beurteilung des Versuchs ist die Streuspanne T_N.

$$T_N = N_T\,(p_{ü} = 90\%)\,/\,N_T\,(p_{ü} = 10\%). \tag{10}$$

Sie ist im Vergleich zur Streuspanne der normierten Wöhlerlinie für geschweißte Bauteile ein Maß für die Homogenität der untersuchten Stichprobe.

Ein Vergleich der Versuchsergebnisse erfolgte nach *Lieurade (1991)* auf dem am häufigsten vertretenen Spannungshorizont von 140 N/mm². Dazu wurde die transformierte Lastwechselzahl $N_T(p_{ü} = 50\%)$ für das jeweilige Grenzspannungsverhältnis unter Verwendung der Wöhlerlinien-gleichung (11) auf den gewünschten Lasthorizont verschoben.

$$N = N_T \cdot \left(\frac{\Delta\sigma_T}{\Delta\sigma} \right)^{m_0} \tag{11}$$

Es wird jeweils nur die Lastwechselzahl N_{50} für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $p_{ü} = 50$ % aufgeführt. Die Werte N_{10} für $p_{ü} = 10$ % und N_{90} für $p_{ü} = 90$ % berechnen sich aus der Wurzel der Streuspanne T_N und der Lastwechselzahl N_{50}.

$$N_{10} = N_{50} \cdot \sqrt{T_N} \qquad\qquad N_{90} = N_{50} \big/ \sqrt{T_N} \tag{12}$$

Desweiteren wurde die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsprüfungen auf der Grundlage des Regelwerks *GL (2000)* anhand der Entwurfswöhlerline für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,7 % bewertet. Dazu wurde das jeweils untersuchte Grenzspannungsverhältnis einer Detailkategorie zugeordnet. Unter der Detailkategorie wird die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_R$ verstanden, die mit einer Wahrscheinlichkeit von 97,7% 2 Millionen Mal ertragen werden kann. Aufgrund der Bauteilähnlichkeit des Versuchskörpers und seines voll ausgeprägten Eigenspannungsfeldes wurde die kennzeichnende Spannungsschwingbreite bei 2 Mio. Lastwechseln ohne Abminderung auf die Detailkategorie übertragen. Nach *IIW (1996)* ist dagegen für Kleinproben eine Abminderung von 20 % vorzunehmen, um Einflüsse in der Übertragung vom Probekörper zum Bauteil zu berücksichtigen.

4.3.1 *Lebensdauer im Einstufenversuch*

Neben der gesamten Lebensdauer konnte für die Versuche mit dem Grenzspannungsverhältnis R = -∞ auch die Anrisslebensdauer ermittelt werden. Das Erkennen der Anrisse mit einer Länge von ca. 10 mm Länge war mit bloßem Auge oder unter Zuhilfenahme einer Stroboskoplampe möglich. In Tabelle 8 sind die mittleren Anrisslastspielzahlen für diese Risslänge und eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_Ü = 50\%$ aufgeführt.

Versuchsserie	1	2	2
$\Delta\sigma$ [N/mm²]	140	140	180
$N\ (P_Ü=50\%)$	477.000	233.000	76.000

Tabelle 8: Mittlere Anrisslastspielzahl für Einstufenversuche

Nach *Olivier und Seeger (1989)* steht die Schwingfestigkeit geschweißter Proben in Abhängigkeit zum Nahtanstiegswinkel θ_i. Somit führte ein flacherer Nahtanstiegswinkel von $\theta_1 \approx 42°$ statt $\theta_2 \approx 65°$ und auch eine bessere Ausführung der Umschweißung dazu, dass die mittlere Anrisslastwechselzahl für den unteren Lasthorizont bei der ersten Serie mit $N_{50} = 477.000$ um den Faktor 2 höher war als bei der zweiten Serie. Der wesentlich schlechtere Nahtübergang an den Proben der Versuchsereie 2 kam durch die Ausführung der Umschweißung mit zwei Schweißlagen zustande (siehe Seite 13).

Ferner war auffällig, dass die meisten Proben (ca. 85 %) an einem Nahtübergang an der Oberseite anrissen. Infolge der Vorverformung der Proben lag dort das ungünstigere Grenzspannungsverhältnis vor und die aus der Vorverformung resultierende Zusatzbiegung vergrößerte dort die Spannungsschwingbreite im Vergleich zur Unterseite (siehe Kapitel 4.2).

Die Lebensdauern aller Einzelversuche für die im geschweißten Zustand belassenen Proben und die Daten der daraus ermittelten Wöhlerlinien (siehe Abbildung 9 - 13) gehen aus der Tabelle 9 hervor.

Für die Versuchsreihen mit $R = 0$ und $R = -\infty$ wurde die Rissinitiierung lokalisiert. Die mit * gekennzeichneten Versagenslastspielzahlen weisen auf einen Anriss an der Nahtwurzel oder an einem Nahtfehler hin. Für den Großteil der Proben kam es wie erwartet zu einem Anriss am Nahtübergang an der Ober- oder Unterseite. In wenigen Einzelfällen starteten Oberflächenrisse an beiden Seiten, die sich im weiteren Verlauf bei einer Risslänge von ca. 30 mm zu einem Durchriss vereinten. Bei einigen Versuchen bildete sich an beiden Steifenenden ein Riss bis zur Versagenslänge aus. In der Auswertung wird nur der schnellere Riss berücksichtigt.

In allen Versuchsreihen ist die Streuspanne T_N kleiner als 1 : 2 und damit deutlich geringer als die Streuspanne T_N = 1 : 3 der normierten Wöhlerlinie für geschweißte Bauteile nach *Haibach (1989)*.

	R = 0 Serie 1	R = -1 Serie 0	R = -3 Serie 1	R = -∞ Serie 1	R = -∞ Serie 2
$\Delta\sigma = 220\ N/mm^2$	94.700 108.600 124.070	113.600 115.000 122.100 123.300 146.400 151.400 168.800	136.400 138.000 142.700 154.700 163.000 166.500 172.500 185.500	348.000 350.000 357.000 370.000 395.000 398.000 436.000 457.000	
$\Delta\sigma = 180\ N/mm^2$					225.000 230.000 291.000 300.000 400.000 405.000
$\Delta\sigma = 140\ N/mm^2$	306.300 325.000 375.000 428.000 539.100 * 654.900	378.000 381.500 421.500 457.900 464.300 480.600 502.300 520.000	409.000 430.000 501.000 525.000 526.000 583.800 588.500 645.500	755.400 974.000 1.021.000 * 1.210.000 1.311.000 * 1.350.000 1.520.000	520.000 593.000 595.000 730.000 810.000
m_0	3,01	2,74	2,66	2,38	3,02
$N_{50}(\Delta\sigma{=}140)$	422.800	458.900	521.000	1.135.000	646.500
T_N	1 : 1,95	1 : 1,39	1 : 1,45	1 : 1,58	1 : 1,77
$\Delta\sigma_R\ [N/mm^2]$	**71**	**75**	**77**	**96**	**83**
m_0	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00
$N_{50}(\Delta\sigma{=}140)$	421.600	486.700	562.400	1.318.600	644.700
T_N	1 : 1,95	1 : 1,42	1 : 1,55	1 : 1,85	1 : 1,77
$\Delta\sigma_R\ [N/mm^2]$	**71**	**80**	**83**	**105**	**83**

Tabelle 9: Auswertung der Einstufenversuche

Bei Auswertung der Serien 0 und 1 fällt auf, dass mit zunehmendem negativem Grenzspannungsverhältnis die Detailkategorien ansteigen und die Wöhlerlinien steiler werden. Für $R = -\infty$ weicht die Neigung mit $m_0 = 2{,}38$ schon sichtbar vom normierten Wert $m_0 = 3{,}0$ ab. Die niedrigeren Neigungsexponenten der Versuche ergeben auch niedrigere Werte für die Detailkategorie, als bei Auswertung mit normierter Neigung.

Die für $R = 0$ ermittelte Detailkategorie stimmt mit den Angaben aus den Regelwerken (*IIW (1996), GL (2000)*) überein und bestätigt damit die angenommene Bauteilähnlichkeit der Versuchskörper und die direkte Übertragung der kennzeichnenden Spannungsschwingbreite auf die Detailkategorie (Abbildung 9).

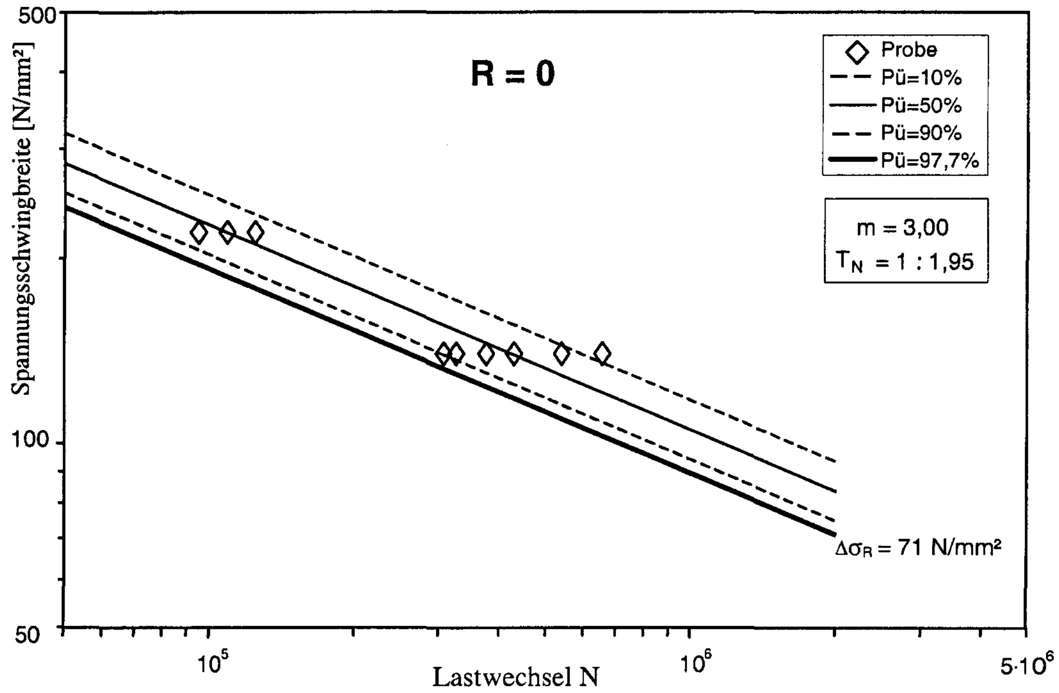


Abbildung 9: Wöhlerlinie für R = 0, Serie 1

Bei Beanspruchung im Wechselbereich mit $R = -1$ (Abbildung 10) erhöhte sich die im Versuch ermittelte Detailkategorie nur um 5 % gegenüber der Belastung mit $R = 0$.

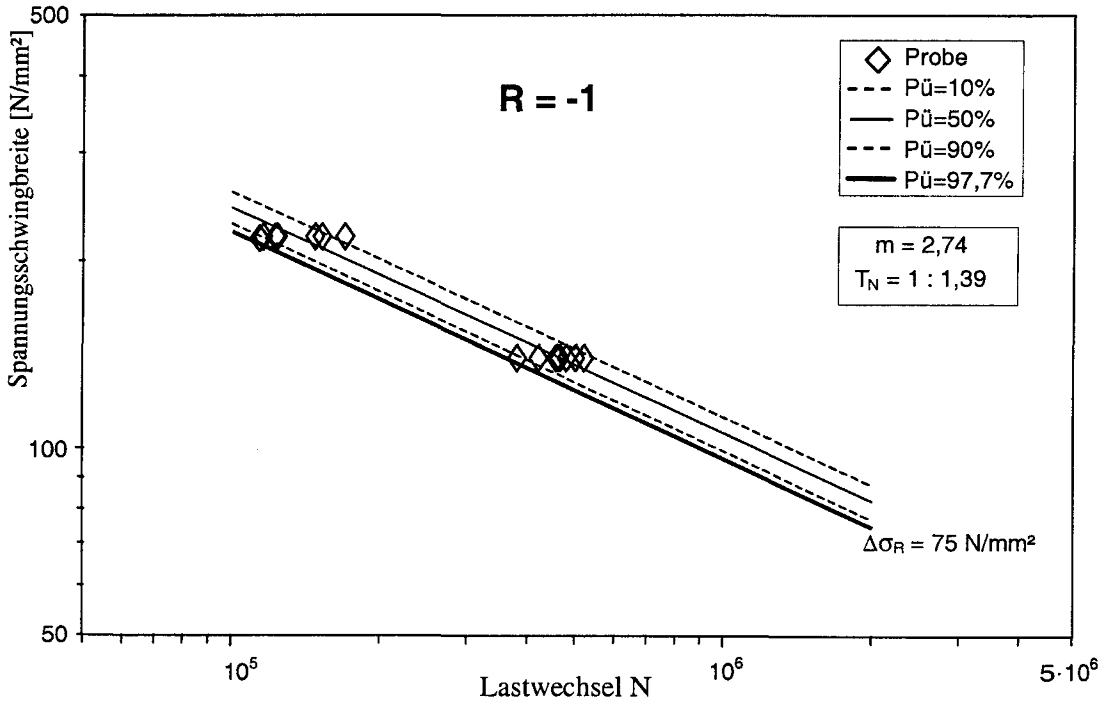


Abbildung 10: Wöhlerlinie für R = -1, Serie 0

Auch bei Beanspruchung im Druckwechselbereich mit dem Grenzspannungsverhältnis R = -3 ist mit einer Erhöhung der Detailkategorie um 8 %, noch keine deutliche Verbesserung gegenüber der Belastung im Zugschwellbereich eingetreten (Abbildung 11).

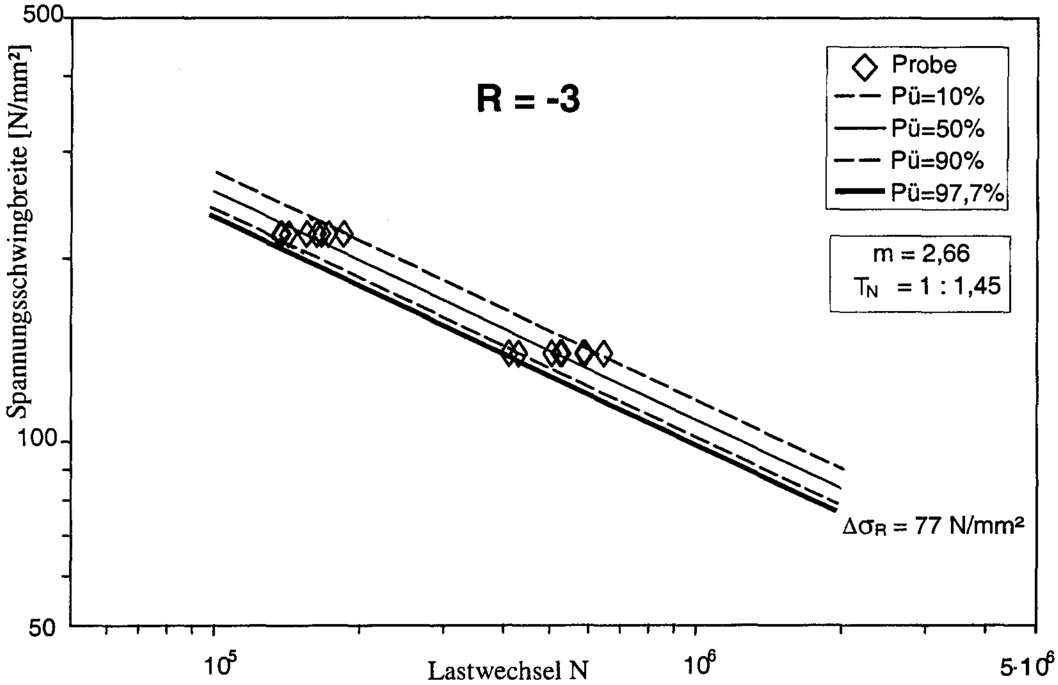


Abbildung 11: Wöhlerlinie für R = -3, Serie 1

Erst bei Druckschwellbeanspruchung mit dem Grenzspannungsverhältnis $R = -\infty$ erhöhte sich die Detailkategorie mit 35 % deutlich gegenüber der Beanspruchung mit R = 0. Diese Verbesserung entspricht ungefähr einer Erhöhung der Lebensdauer um den Faktor 2,5 (Abbildung 12).

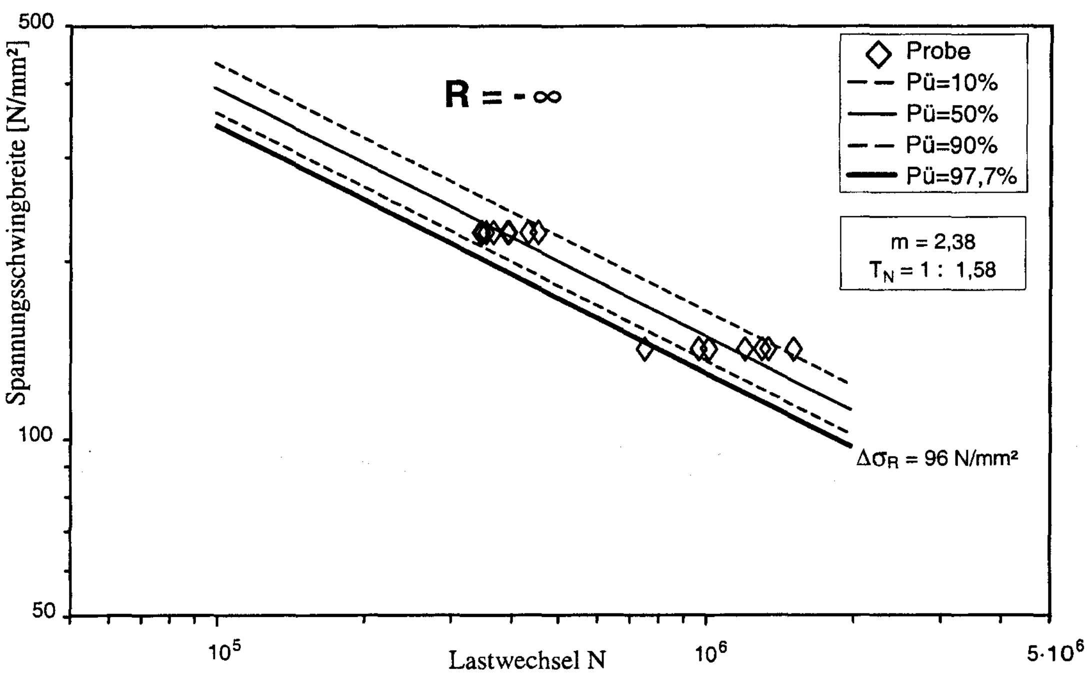


Abbildung 12: Wöhlerlinie für R = -∞, Serie 1

Für das Grenzspannungsverhältnis $R = -\infty$ wurde noch eine zweite Probenserie ausgewertet (Abbildung 13). Das Ergebnis wich deutlich von dem der ersten Serie ab. Die ermittelte Neigung der Wöhlerlinie entsprach fast genau dem normierten Wert aus dem Regelwerk und die Detailkategorie lag mit $\Delta\sigma_R = 83$ N/mm² deutlich niedriger als bei der ersten Serie mit $\Delta\sigma_R = 96$ N/mm². Neben dem schon erwähnten früheren Anriss für die Serie 2 lag auch eine höhere Rissfortschrittsrate vor.

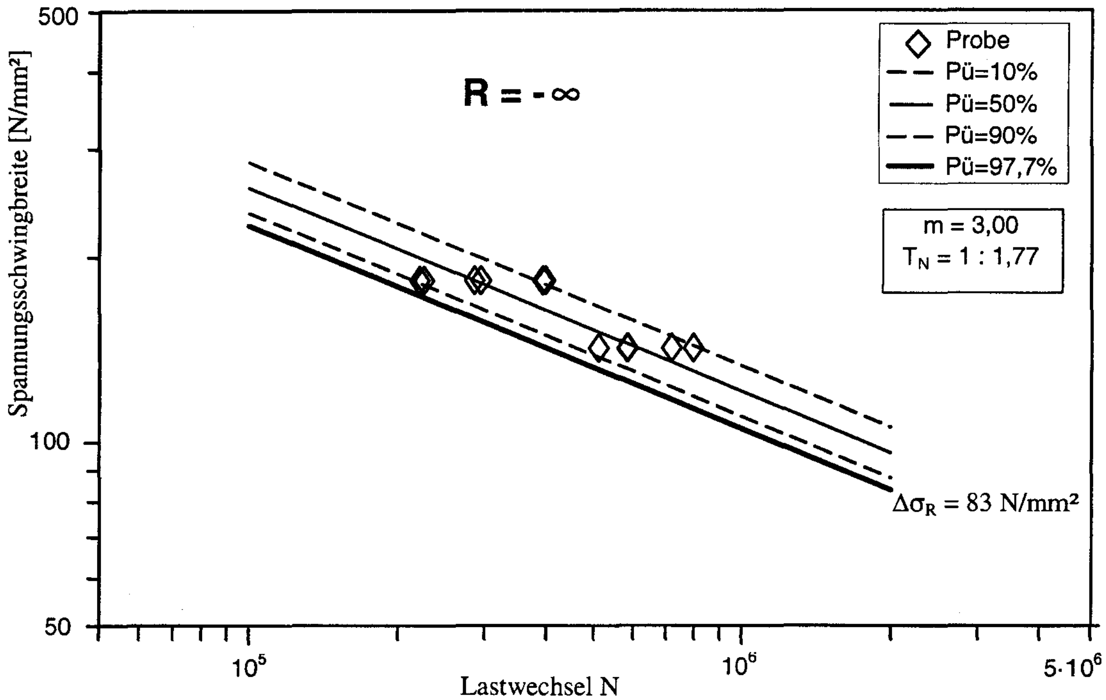


Abbildung 13: Wöhlerlinie für R = -∞, Serie 2

Eine gemeinsame Auswertung der beiden Probenserien für $R = -\infty$ war nicht möglich. Der Vergleich der beiden Serien mit einem Signifikanztest nach *Aeronautical Society (1966)* zeigte im T-Test für die Schwingspiele (*log N*) auf dem gemeinsamen Lasthorizont $\Delta\sigma = 140$ N/mm² einen signifikanten Unterschied (>99 %). Damit war nur eine Auswertung der einzelnen Probenserien möglich.

Die Versuchsergebnisse für R = -∞ konnten das auffällige Verhalten der Versuche aus *Gurney (1989)* (siehe Kapitel 3.4) nicht bestätigen. Für einen Stahl mit identischer Streckgrenze verlief dort die Wöhlerlinie oberhalb eines Grenzwertes, der in etwa dem unteren Lasthorizont der hier durchgeführten Versuche entspricht, nahezu senkrecht. Für die eigenen Versuche wurde bei einem oberen Lasthorizont von 220 N/mm² lediglich eine etwas steilere Wöhlerlinie (mit $m_0 = 2{,}38$) ermittelt. Lag der obere Lasthorizont bei 180 N/mm² entsprach die Steigung der Wöhlerlinie mit $m_0 = 3$ derjenigen der normierten Wöhlerlinie.

In Abbildung 14 sind die ertragbaren Spannungsamplituden bei $2{\cdot}10^6$ Lastwechseln für die verschiedenen Grenzspannungsverhältnisse in einem Haigh-Diagramm dargestellt. Die Versuchsserie 2 ist hier aufgrund der abweichenden Fertigungsbedingungen zu den anderen beiden Serien nicht berücksichtigt wurden. Nach einem leichten kontinuierlichen Anstieg der Zeitfestigkeitslinie zwischen den *R*-Werten 0 bis –3, erhöht sich die Steigung deutlich zum

Grenzspannungsverhältnis $R = -\infty$ hin. Damit bewirkt die Veränderung der Mittelspannung vom Druckwechselbereich zum Druckschwellbereich hin den größten Effekt auf die erreichte Lebensdauer.

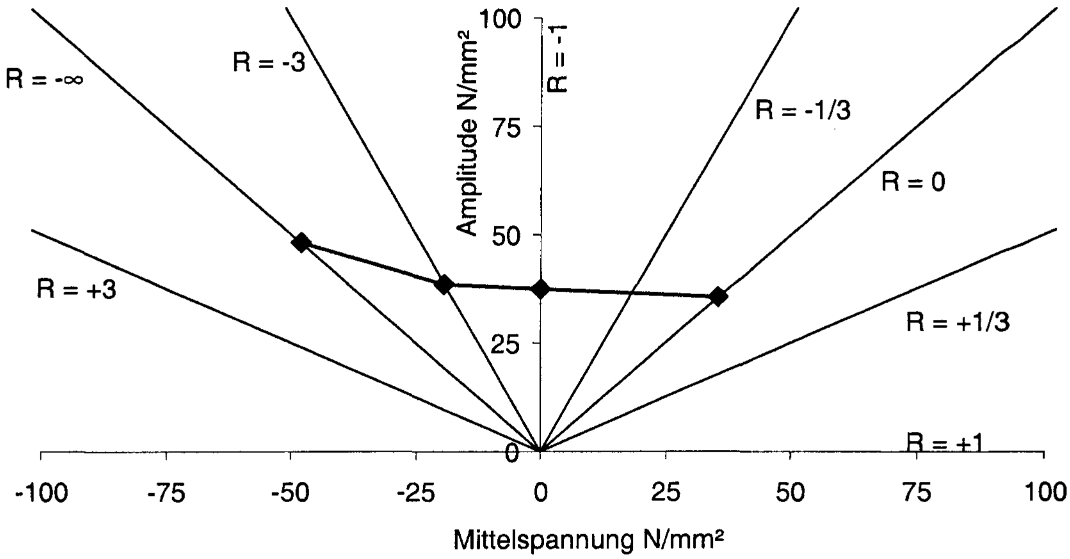


Abbildung 14: Haigh-Diagramm für die Einstufenversuche der Serien 0 und 1

Spannungsarm geglühte Probekörper

Mit spannungsarm geglühten Proben kann das Betriebsfestigkeitsverhalten unter Wegfall der hohen Zugeigenspannungen im anrisskritischen Bereich untersucht werden.

Aus der Versuchsserie 1 wurden fünf geglühte Proben mit $R = -\infty$ getestet. Es kam bei 20 Möglichkeiten (4 Steifenenden pro Versuchskörper) nur zu einem Anriss. Dieser wurde nach ca. 500.000 Lastwechseln sichtbar und schädigte die Probe bei insgesamt 5 Mio. Lastwechseln nur als Oberflächenriss. Dieses Ergebnis zeigt deutlich, dass nach Abbau der fertigungsinduzierten Eigenspannungen an der anrisskritischen Stelle eine deutliche Verbesserung des Betriebsfestigkeitsverhaltens eintritt. Dies ist damit zu begründen, dass die Eigenspannungen ohne Einwirkung äußerer Kräfte eine Rissöffnung bewirken und somit Lastwechsel im Drucklastbereich unter teilweise oder sogar stets geöffnetem Riss ablaufen. Liegen keine fertigungsinduzierten Eigenspannungen vor, kann unter Druckschwellbelastung nur ein Anriss erfolgen, wenn infolge der Beanspruchung ein Eigenspannungsfeld entsteht. „Bei Druckschwellbelastung kommt es zu einer plastischen Verformung im Kerbgrund in Druckrichtung. Beim Entlasten erhält man jedoch Zugeigenspannungen, die zu einer plastischen Zug-Druck-Verformung und damit zu einer Rissinitiierung führen können." Zitat aus *Pippan et al. (1993)*. Das heißt, bei einem entsprechend scharfen Kerb können die zum Anriss nötigen Eigenspannungen durch die äußere Belastung aufgebaut werden. Eine Untersuchung des unter reiner Drucklast (R=$-\infty$) angerissenen Steifenendes zeigte, dass hier an einem Nahtfehler eine tiefe örtliche Kerbe vorhanden war und somit ein Anriss durch lastinduzierte Eigenspannungen erfolgen konnte.

Aus der Versuchsserie 0 wurden ebenfalls 14 spannungsarm geglühte Proben getestet. Für das verwendete Grenzspannungsverhältnis $R = -1$ konnte eine deutlich höhere Schwingfestigkeit ermittelt werden. Die Wöhlerlinie mit einer Steigung von $m_0 = 3{,}13$ hatte eine Detailkategorie von $\Delta\sigma_R = 106$ N/mm². Dies entspricht einer Erhöhung der Lebensdauer fast um den Faktor 3 gegenüber den im geschweißten Zustand belassen Versuchskörpern.

Diese Versuchsergebnisse machen den entscheidenden Einfluss der fertigungsinduzierten Eigenspannungen auf die Betriebsfestigkeit bei Wechsel- bzw. Druckschwellbeanspruchung deutlich.

4.3.2 Lebensdauer im Randomversuch

Die über die Lebensdauer eines Schiffes bzw. eines Bauteils zu erwartenden Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ können durch Spannungskollektive beschrieben werden. Das Geradlinienkollektiv entspricht der typischen Verteilung der Spannungsschwingbreiten über die Lastwechselzahl wie sie durch den Seegang hervorgerufen wird. Um zu einer vertretbaren Laufzeit für diese Versuche unter Randombelastung zu kommen, wurde das eigentlich eine Millionen Lastwechsel umfassende Geradlinienkollektiv modifiziert. Lastwechsel mit Amplituden unterhalb eines Wertes von 5 % der maximalen Amplitude wurden im Versuch nicht angefahren, da sie einen erheblichen Teil der gesamten Laufzeit des Versuchs in Anspruch nehmen würden ohne nennenswert zur Schädigung beizutragen. Mit dieser Vereinfachung, die der Reduktion einer 32-stufigen Verteilung mit konstanter Abstufung um die Laststufe mit der kleinsten Schwingbreite entspricht, konnte die Lastwechselzahl pro Durchlauf des Kollektives von einer Millionen auf 590.620 reduziert werden. Die Anzahl und Höhe der Schwingbreiten aus der verwendeten Markow-Matrix gehen aus Tabelle 10 hervor.

LW	$\Delta\sigma$ [N/mm²]	LW	$\Delta\sigma$ [N/mm²]	LW	$\Delta\sigma$ [N/mm²]
1	395,0	56	257,5	8.319	120,0
1	382,5	88	245,0	12.872	107,5
1	370,0	138	232,5	19.363	95,0
2	357,5	215	220,0	29.322	82,5
2	345,0	340	207,5	47.290	70,0
4	332,5	528	195,0	79.986	57,5
6	320,0	822	182,5	124.030	45,0
8	307,5	1.284	170,0	148.152	32,5
16	295,0	2.032	157,5	107.200	20,0
24	282,5	3.252	145,0		
35	270,0	5.232	132,5	$\Sigma = 590.620$	

Tabelle 10: Schwingbreiten bei Randombelastung

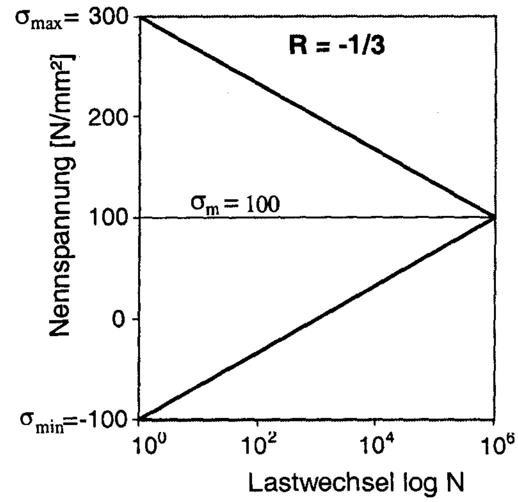
Zur Überführung des Kollektivs in eine Beanspruchungs-Zeitfunktion wurde das Matrix-Verfahren nach *Fischer et al. (1970)* und *Fischer et al. (1979)* angewandt. Mit diesem Verfahren wird eine quasi-zufällige Lastfolge erzeugt, die sowohl reproduzierbar ist als auch innerhalb einer endlichen Versuchsdauer die statistische Verteilung der Spannungsamplituden richtig wiedergibt. Um einen direkten Anschluss an die Ergebnisse aus dem Vorhaben *Petershagen*

(1993) zu gewährleisten, musste die seinerzeit benutzte Lastfolge in das neu implementierte Programm zur Laststeuerung eingearbeitet werden.

Die Randomversuche wurden nur für einen Horizont der maximalen Schwingbreite durchgeführt. Die im Versuch ermittelten Anriss- und Versagenslastspielzahlen wurden um den Faktor 1,69 erhöht, der dem Verhältnis des Kollektivumfanges zur gefahrenen Lastwechselzahl entspricht.

Die Randomversuche wurden mit konstanter Mittelspannung gefahren. Somit stimmt die Angabe des Grenzspannungsverhältnisses nur für die maximale Lastschwingbreite die einmal pro Kollektivdurchlauf vorkommt. Nur für die Randomversuche mit $R = -1$ stimmt das Grenzspannungsverhältnis für alle Lastwechsel. Aus Abbildung 15 wird für das im Zugwechselbereich liegende Grenzspannungsverhältnis $R = -1/3$ ersichtlich, dass der tatsächliche R-Wert für alle Schwingbreiten mit $\Delta\sigma < 200$ N/mm² positiv ist und der Spannungszyklus im Zugschwellbereich liegt. Auf die Lastwechsel bezogen haben nur ca. 1000 von insgesamt 1 Mio. Lastwechsel einen negativen R-Wert.

Für das im Druckwechselbereich liegende Grenzspannungsverhältnisse $R = -3$ sind die Verhältnisse entsprechend. Dort liegen alle Lastwechsel mit Schwingbreiten $\Delta\sigma < 200$ N/mm² im Druckschwellbereich.



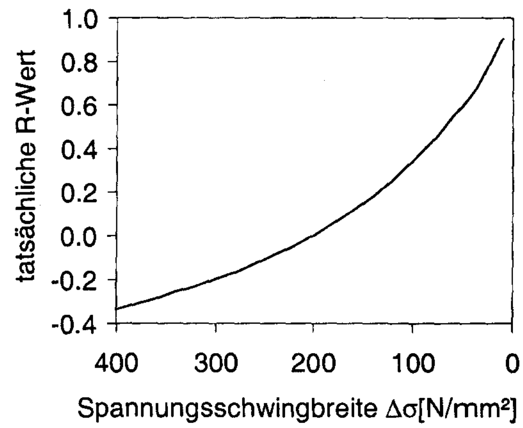


Abbildung 15: Belastungskollektiv und tatsächliche R-Werte im Randomversuch für R = -1/3

Mit den Versuchsdaten wurde bei ausreichender Probenanzahl eine statistische Auswertung vorgenommen, andernfalls wurde nur der Mittelwert bestimmt.

In den Randomversuchen konnte die Anrisslastspielzahl in den meisten Fällen mit direkt vor dem Nahtübergang angeordneten Dehnungsmessstreifen ermittelt werden. Bei einer Risslänge von ca. 12 mm setzte eine kontinuierliche Verminderung der Dehnungsschwingbreiten in den Messaufzeichnungen ein.

Aus Tabelle 11 wird ersichtlich, dass für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 % eine Erhöhung der Anrisslastspielzahl für negative Grenzspannungsverhältnisse nicht ermittelt werden konnte. Im Gegenteil trat hier sogar die Tendenz eines geringfügig früheren Anrisses auf. Diese Tendenz ist aber wegen der zum Teil nur mit wenigen Proben belegten Versuchsreihen statistisch nicht gesichert. Daraus ergibt sich eine Unabhängigkeit der Anrisslastspielzahl vom Grenzspannungsverhältnis.

Mittlere Anrisslastspielzahl für Randomversuche mit $\Delta\sigma_{max}$ = 400 N/mm²				
Versuchsserie	0	0	0	0 und 1
R-Wert	R = 0	R = -1/3	R = -1	R = -3
N ($P_Ü$=50%)	1.526.00	1.522.000	1.223.00	1.394.000

Tabelle 11: Mittlere Anrisslastspielzahl für Randomversuche

Diese Unabhängigkeit ist mit dem Vorhandensein der hohen Zugeigenspannungen im anrisskritischen Bereich zu begründen auf die im Abschnitt „Messung von Eigenspannungen" näher eingegangen wird. Somit ergibt sich auch bei Druckbeanspruchung eine Spannungsschwingbreite, deren Oberspannung in etwa der positiven Fließgrenze entspricht. Es ist auch nicht zu erwarten, dass es durch die Überlagerung von Drucklastspannungen zum Abbau der Zugeigenspannungen kommt, da es infolge des entgegengesetzten Vorzeichens von Eigenspannung und Lastspannung nur zu einer elastischen Reaktion kommt und somit keine plastische Spannungsumlagerung stattfindet; *Gurney (1979).*

Nach Auswertung der Versagenslastspielzahlen *N($P_Ü$=50%)* (siehe Tabelle 12) ergibt sich für *R* = -3 eine Erhöhung der Lebensdauer fast um den Faktor 7 gegenüber den Versuchen im Zugschwellbereich. Zwischen den anderen *R*-Werten schwankt die Lebensdauer nur leicht. Das unlogisch erscheinende Ergebnis für *R* = –1/3 ist aufgrund der geringen Probenanzahl statistisch nicht gesichert. Die Erhöhung der Lebensdauer um 25 % beim Wechsel vom Zugschwell- in den Wechselbereich (*R*=-1) deckt sich ungefähr mit den Ergebnissen aus den Einstufenversuchen.

Versagenslastspielzahlen für Randomversuche mit $\Delta\sigma_{max}$ = 400 N/mm²					
Versuchsserie	0	0	0	0 und 1	
Proben-Nr.	R = 0	R = -1/3	R = -1	R = -3	
1	6.578.000	6.441.000	7.670.000	32.170.000	
2	6.837.000	6.989.000	9.141.000	39.620.000	
3	7.160.000	7.890.000	9.622.000	39.670.000	
4	7.406.000		10.423.000	41.300.000	
5	7.577.000		10.714.000	48.600.000	
6	8.100.000		11.693.000	68.740.000	
7	8.642.000		12.460.000	* 93.120.000	*Anriss an der Nahtwurzel
8	8.836.000			96.200.000	
9	11.862.000				
N (Pü=50%)	**7.989.000**	**7.107.000** [1)]	**10.134.000**	**53.025.000**	1) Mittelwert
Streuspanne T_N	1 : 1,59		1 : 1,57	1 : 3,04	
N (Pü=97,7%)	5.589.000		7.325.000	22.943.000	

Tabelle 12: Auswertung der Randomversuche

Da die Anrisslastwechselzahl kaum schwankte, sind die höheren Lebensdauern größtenteils auf eine verlängerte Rissfortschrittsphase zurückzuführen. Zu berücksichtigen ist auch, dass die Restbruchfläche für $R = -1$, welche auch als Versagenskriterium für $R = -\infty$ galt, kleiner war als für $R = 0$ und $R = -1/3$.

Eine lineare Schadensakkumulationsrechnung nach *Miner* wird in der Regel dazu verwendet, um mit den Wöhlerlinien (ermittelt aus den Versuchen unter konstanter Beanspruchung) eine rechnerische Lebensdauervorhersage für zufallsartig beanspruchte Bauteile durchzuführen.

Zur Ermittlung der gültigen Detailkategorie für das Ergebnis der Randomversuche wird in einer Schadensakkumulationsrechnung nach *Miner* die Detailkategorie $\Delta\sigma_R$ variiert bis die zulässige Schadenssumme $D = 1$ für die im Versuch ermittelte Versagenslastspielzahl erreicht ist.

Die verwendeten Wöhlerlinien haben im Bereich der Zeitfestigkeitsgeraden ($n<5\cdot10^6$) die Neigung $m_0 = 3$. Unterhalb des Abknickpunktes ($n>5\cdot10^6$) fällt die Wöhlerlinie mit $m = 2\cdot m_0-1$ ab. Das benutzte Geradlinienkollektiv entspricht dem Kollektiv aus den Randomversuchen und wurde zur Schadenssummation in 20 Stufen mit jeweils konstanter Schwingbreite unterteilt. Die verwendeten Eingangsparameter und die errechneten Detailkategorien gehen aus Tabelle 13 hervor. Im Hinblick auf eine Nutzung im Regelwerk wurden die Versagenslastspielzahlen für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,7 % verwendet.

Belastung	R = 0	R = -1/3	R = -1	R = -3
$\Delta\sigma_{max}$ [N/mm²]	400	400	400	400
Kollektiv n_{max}	10^6	10^6	10^6	10^6
$N(P_{ü=97,7\%})$ [N/mm²]	$5,6\cdot10^6$	$5,8\cdot10^6$ 2)	$7,3\cdot10^6$	$22,9\cdot10^6$
$\Delta\sigma_{R\ Random}$ [N/mm²]	**74**	**74** 2)	**80**	**113**

2) nur 3 Proben, statistisch nicht abgesichert

Tabelle 13: Ermittlung von Detailkategorien aus dem Randomversuch

Über die Variationsrechnung konnten nun die Detailkategorien aller im Randomversuch berücksichtigten Grenzspannungsverhältnisse ermittelt werden. Bei Verwendung der aus den Einstufenversuchen ermittelten Neigungen für die Wöhlerlinie weichen die Ergebnisse max. um 3 % gegenüber den in Tabelle 13 aufgeführten Detailkategorien ab.

Für $R = -1$ ergibt sich eine relativ gute Übereinstimmung zu den Einstufenversuchen. Die hier berechnete Detailkategorie ist nur etwas höher, bzw. identisch (vergleiche mit Tabelle 9 auf Seite 20). Da hier der tatsächliche R-Wert im Randomversuch für alle Lastwechsel identisch ist, wird der Einfluss der Mittelspannung auf die Lebensdauer nahezu korrekt erfasst.

Für das Grenzspannungsverhältnis $R = -3$ ist die nach den Randomversuchen ermittelte Detailkategorie um ca. 40% höher als nach den Einstufenversuchen. Diese deutliche Differenz ist darauf zurückzuführen, dass im Randomversuch für $R = -3$ der Großteil der Schwingbreiten im Druckschwellbereich liegt (siehe Abbildung 15 für R = -1/3). Selbst die Detailkategorie aus den Einstufenversuchen für $R = -\infty$ wäre zu niedrig um die Randomversuche für $R = -3$ mit einer *Miner*- Rechnung nachzuvollziehen.

Die Abweichung zwischen dem definierten und dem tatsächlichen R-Wert im Randomversuch hat aber nur bei Belastung im Druckbereich eine deutliche Auswirkung auf das Schließen des Risses und somit auf die erreichte Lebensdauer. Bei Belastung im Zugbereich wird der bereits geöffnete Riss noch weiter geöffnet. Dieser Effekt hat aber keinen Einfluss auf das Rissfortschrittsverhalten.

In Abbildung 16 sind die Detailkategorien der verschiedenen Grenzspannungsverhältnisse aus den Randomversuchen in einem Haigh-Diagramm dargestellt.

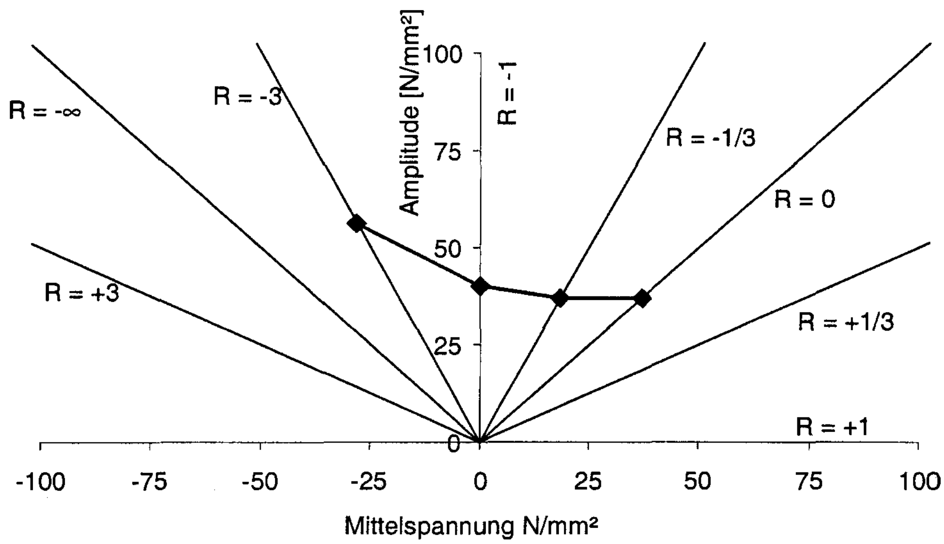


Abbildung 16: Haigh-Diagramm für die Randomversuche

Ein signifikanter Einfluss infolge der Mittelspannung liegt bei einer Verschiebung in den Druckbereich ($R = -3$) vor. Im Vergleich zur Einstufenbelastung (Abbildung 14) ist die Wirkung der Druckmittelspannung bei Randombelastung für diesen R-Wert deutlich ausgeprägter.

4.3.3 Lebensdauer im Blockprogrammversuch

Die Blockprogrammversuche für das Grenzspannungsverhältnis $R = -1$ und $R = -3$ wurden innerhalb der Versuchsserie 0 durchgeführt. Dazu wurde ein 500.000 Lastwechsel umfassendes Geradlinienkollektiv in eine 8-stufige Verteilung nach *Gaßner (1954)* umgewandelt. Aufgrund der langen Laufzeiten der Versuche und der geringen Streuung der Versagenslastspielzahlen wurden je Grenzspannungsverhältnis nur drei Probekörper untersucht.

Tabelle 14 enthält die ermittelten Versagenslastspielzahlen und deren Mittelwerte. Für die Blockprogrammversuche ist mit Veränderung des Grenzspannungsverhältnisses von R = -1 auf $R = -3$ ist eine Erhöhung der Lebensdauer um den Faktor 4 feststellbar.

Versagenslastspielzahlen für Blockprogrammversuche max. Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{max} = 400$ N/mm²		
Proben-Nr.	R = -1	R = -3
1	24.500.000	81.200.000
2	21.000.000	103.700.000
3	20.500.000	83.000.000
N (Mittelwert)	**22.000.000**	**89.300.000**

Tabelle 14: Auswertung der Blockprogrammversuche

4.3.4 Vergleich der Lebensdauern

Die Lebensdauer unter Blockprogrammbelastung liegt ungefähr um den Faktor 2 höher als unter Randombelastung (Abbildung 17). Diese Tendenz ist aus der Literatur z.B. *Eulitz et al. (1994)* bekannt und lässt darauf schließen, dass die Lastreihenfolge in den durchgeführten Versuchen einen Einfluss auf die erreichte Lebensdauer hatte.

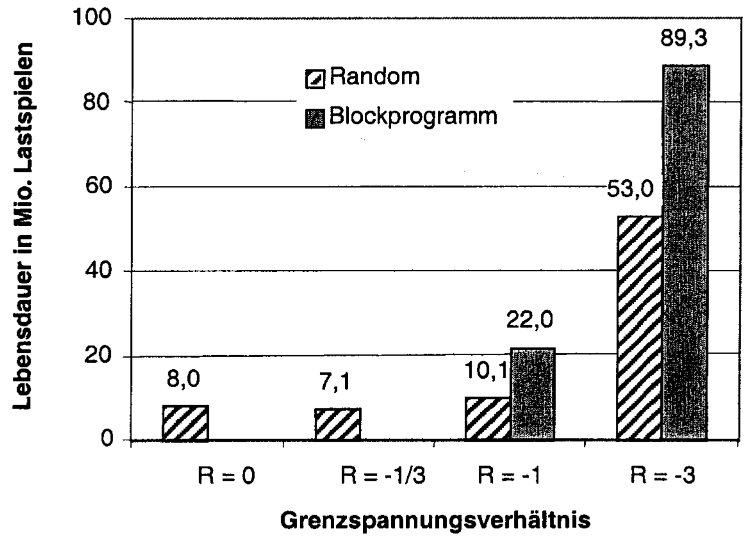


Abbildung 17: Lebensdauer im Random- und Blockprogrammversuch für $P_{ü}$ = 50 %

Der Einfluss des negativen Grenzspannungsverhältnisses auf die erreichte Lebensdauer zeigte eine deutliche Abhängigkeit von der im Versuch verwendeten Lastfolge. In den Einstufenversuchen war erst bei R = -∞ eine deutliche Lebensdauererhöhung ersichtlich. In den Random- oder Blockprogrammversuche trat dieser Effekt schon für R = -3 auf und war noch ausgeprägter.

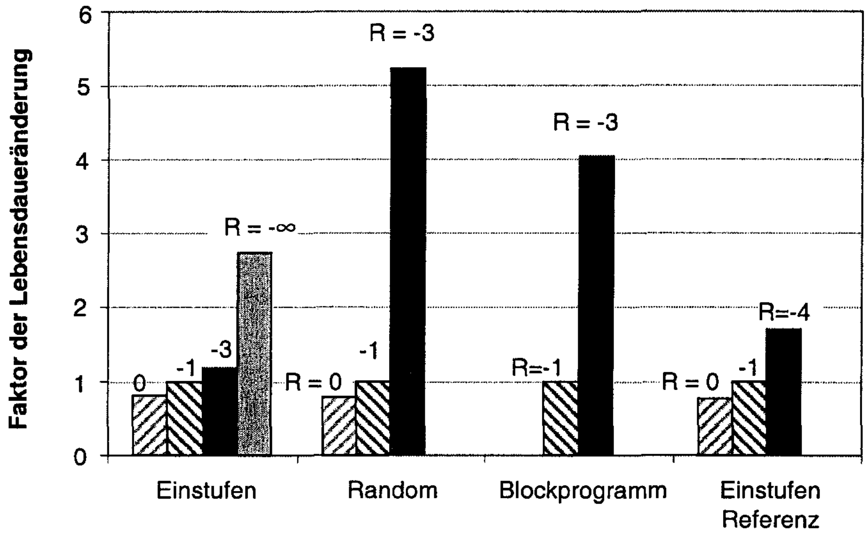


Abbildung 18: Einfluss der Mittelspannung auf die Lebensdauer für $P_{ü}$ = 50 %

In Abbildung 18 ist die Lebensdaueränderung in Abhängigkeit vom *R*-Wert für die unterschiedlichen Lastfolgen ersichtlich. Für $R = -1$ wird jeweils der Faktor 1 angenommen. Für die Einstufenversuche wurden die ermittelten Lebensdauern der Versuchsserien 0 und 1 mit normierter Wöhlerlinienneigung verwendet. Vergleichsweise sind auch Ergebnisse für eine ähnliche Probe der Serie L 7.10-12 aus *Olivier und Ritter (1983)* aufgeführt. Deutliche Lebensdaueränderungen treten nur für die hohen negativen Grenzspannungsverhältnisse ein. Bei Zugmittelspannung ergaben sich unabhängig von der Belastungsfolge ca. 20 % niedrigere Laufzeiten als für $R = -1$.

4.3.5 *Ermüdungsrissfortschritt*

Der Rissfortschritt wurde für die Proben unter Einstufenbelastung mit $R = -\infty$ und unter Randombelastung mit $R = -3$ aufgenommen. Durch Verwendung einer farbigen Flüssigkeit (metal check) die bei laufendem Versuch in den Riss eindringt und ihn damit sichtbar macht, konnte die Länge mit einer Schieblehre gemessen werden. Die dabei erreichte Genauigkeit beträgt ±0,5 mm. Die aufgeführten Risslängen entsprechen der gemessenen Länge an der zuerst angerissenen Seite bzw. der Länge des Oberflächenrisses an der Probenoberfläche.

Einstufenbelastung

Bei den beobachteten Rissverläufen in Abbildung 19 setzt bei einer Risslänge von ca. 30 mm ein Anstieg der Kurven ein, der bis zu einer Risslänge von ca. 70 mm andauert. Hier setzt dann eine deutliche Verzögerung (Abflachung der Kurven) ein, die in einigen Fällen dem Rissverlauf nach zu urteilen wohl auch zum Rissstillstand geführt hätte. Eine bis zum Bruch gefahrene Probe der Versuchsserie 1 ertrug insgesamt 2,6 Mio. Lastwechsel, was einer Erhöhung der Lastwechselzahl um mehr als den Faktor 2 zum definierten Versagenskriterium von 80 mm Risslänge entspricht.

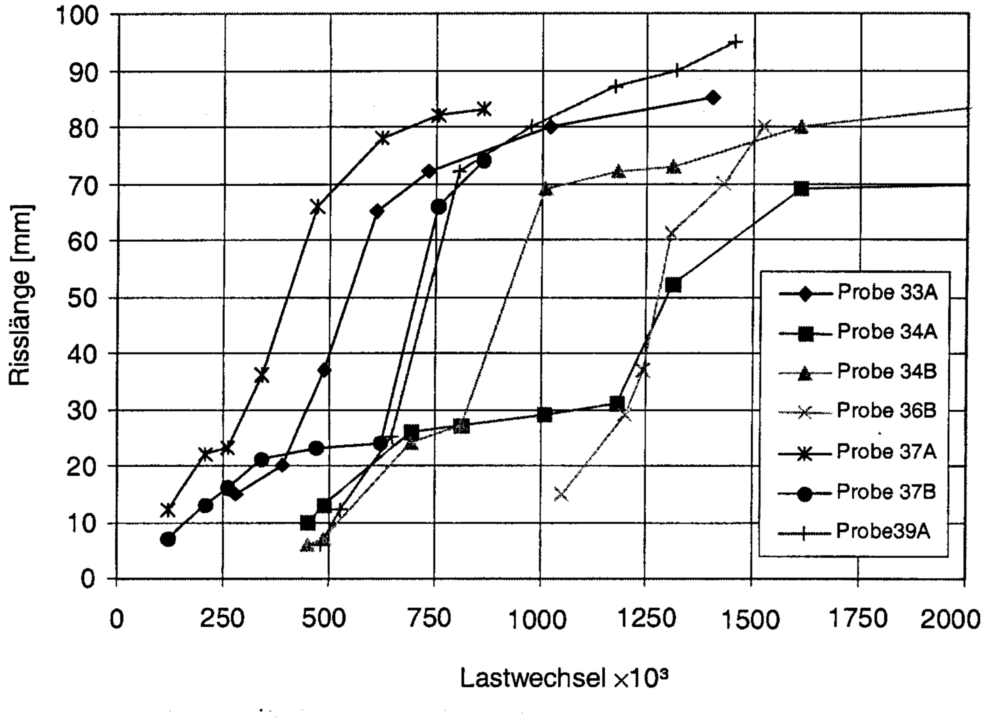


Abbildung 19: Rissfortschritt im Einstufenversuch; $R = -\infty$, $\Delta\sigma = 140\ N/mm^2$, Serie 1

Die Proben der Versuchsserie 2 hatten auf dem unteren Lasthorizont einen deutlich höheren Rissfortschritt als die der Serie 1. Die Verzögerung ab einer Risslänge von ca. 65 mm war bei weitem nicht so ausgeprägt. Als Ursache hierfür wird das höhere fertigungsinduzierte Eigenspannungsniveau in den Proben der Versuchsserie 2 angesehen. Abbildung 37 auf Seite 47 ermöglicht für beide Serien einen Vergleich der gemessen Eigenspannungen an der Probenoberseite im Bereich der gesamten Risslänge. Als repräsentatives Beispiel für den unterschiedlichen Rissfortschritt in den beiden Versuchsserien werden in Abbildung 21 die Rissforschrittsraten für Probe 33 aus der Serie 1 und Probe 10 aus der Serie 2 verglichen. Es fällt insbesondere die deutlich stärkere Rissverzögerung ab einer Länge von ca. 65 mm für die Serie 1 auf.

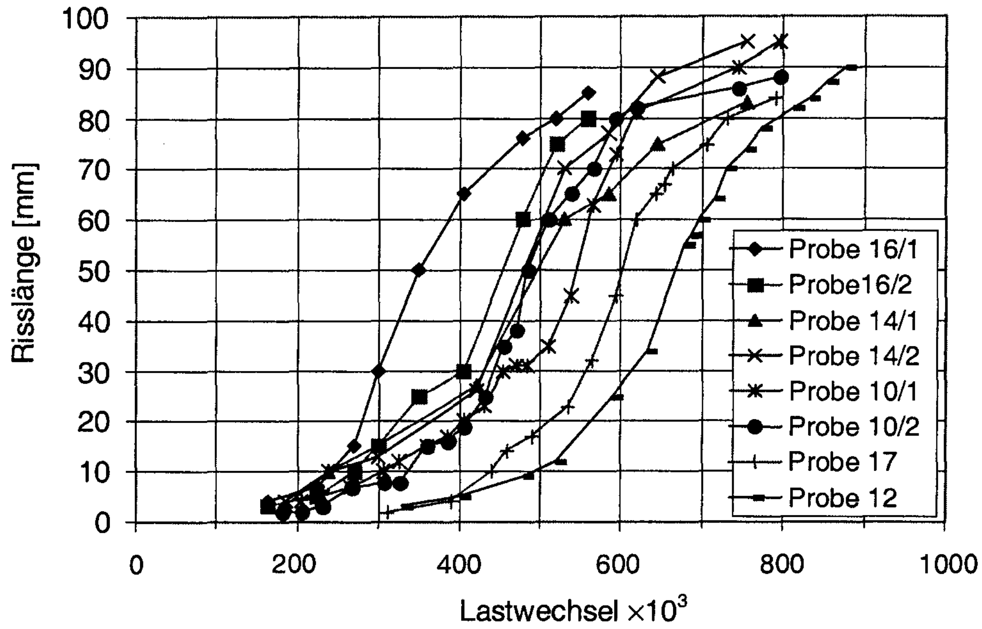


Abbildung 20: Rissfortschritt im Einstufenversuch; R = -∞, Δσ = 140 N/mm², Serie 2

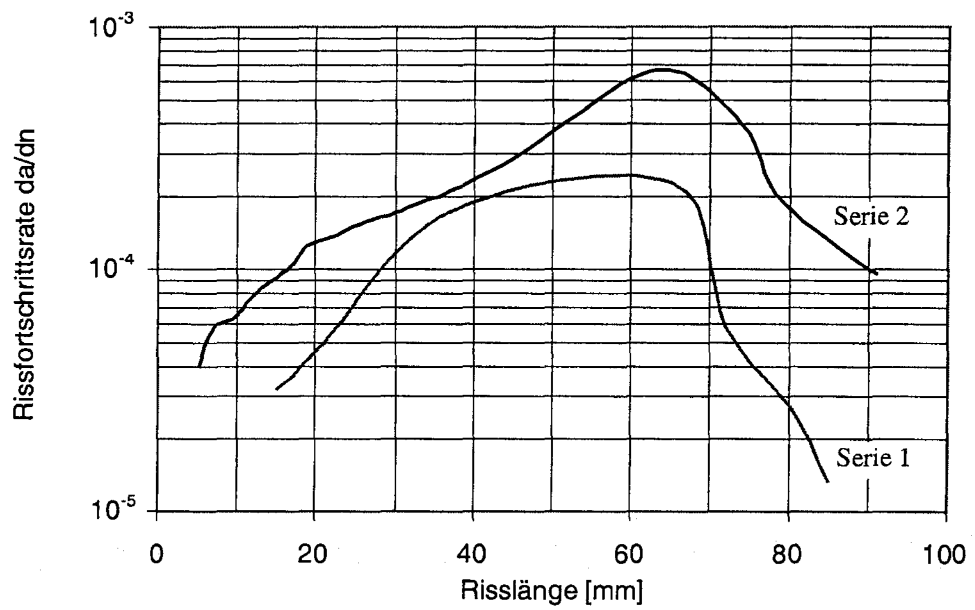


Abbildung 21: Rissfortschrittsraten beider Versuchsserien für R = -∞, Δσ = 140 N/mm²

Für die Proben des oberen Lasthorizontes der Versuchsserie 2 war die Verzögerung dann wieder ausgeprägter (Abbildung 22). Unter Voraussetzung einer identischen Rissöffnung der entlasteten Probe im Bereich der Risslängen bei denen die Verzögerung einsetzt, bewirkt die höhere Schwingbreite einen relativ größeren Anteil des Rissschließens.

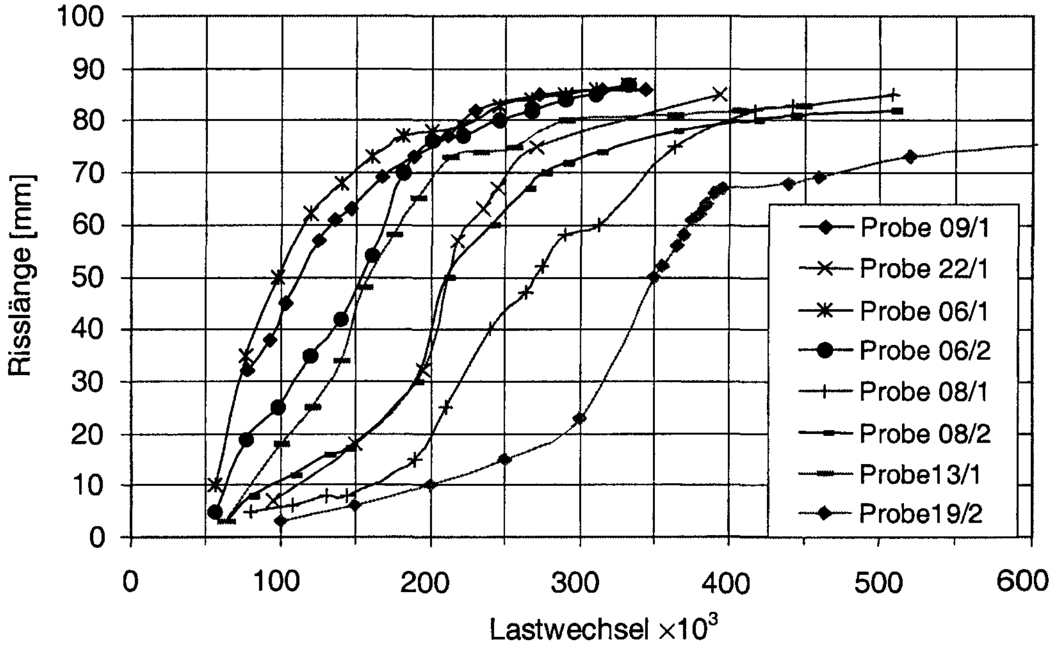


Abbildung 22: Rissfortschritt im Einstufenversuch; $R = -\infty$, $\Delta\sigma = 180\ N/mm^2$, Serie 2

Randombelastung

Bei den Randomversuchen für $R = -3$ sind über den gesamten Verlauf keine klaren Beschleunigungs- oder Verzögerungsphasen erkennbar (Abbildung 23).

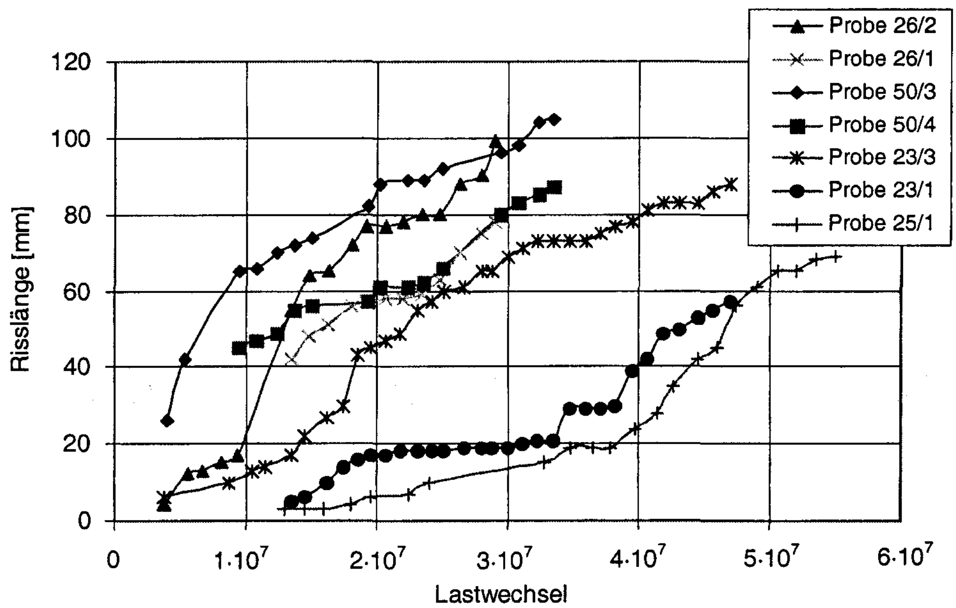


Abbildung 23: Rissfortschritt im Randomversuch; $R = -3$, $\Delta\sigma_{max} = 400\ N/mm^2$

Zweistufenbelastung

Zur Klärung des Rissfortschrittsverhaltens im Randomversuch wurden innerhalb der Versuchsserie 2 Zweistufenversuche durchgeführt. Auf 10.000 Lastwechsel die in der Beanspruchungshöhe dem oberen Lasthorizont für $R = -\infty$ aus der Serie 2 entsprechen, folgten 10 Lastwechsel mit doppelt so großer Schwingbreite und identischer Mittelspannung (Tabelle 15).

Lastwechsel		10.000	10
Oberspannung	[N/mm²]	0	+90
Unterspannung	[N/mm²]	-180	-270
Mittelspannung	[N/mm²]	-90	-90

Tabelle 15: Lastfolge im Zweistufenversuch mit konstanter Mittelspannung

Es trat wie im Randomversuch keine ausgeprägte Rissverzögerung auf (Abbildung 24). Über die gesamte aufgenommene Risslänge lag ein mehr oder weniger konstanter Rissfortschritt vor.

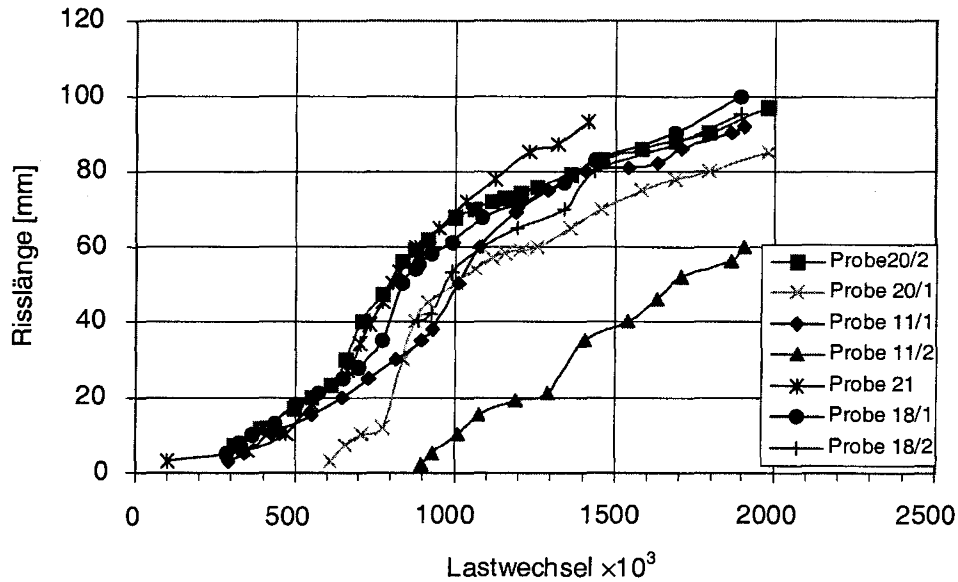


Abbildung 24: Rissfortschritt im Zweistufenversuch mit konstanter Mittelspannung

Bei den Zweistufenversuchen mit konstanter Mittelspannung erhöhte sich die mittlere Lebensdauer der Proben auf 1,4 Mio. Lastwechsel und damit um den Faktor 4,6 gegenüber den Einstufenversuchen. Diese deutlich höheren Laufzeiten im Zweistufenversuch lassen vermuten, dass durch den Zuganteil der großen Lastwechsel ein Druckeigenspannungsfeld an der Rissspitze induziert wurde und somit der Anteil des Lastzyklus, über den sich der Riss schließt, deutlich erhöht wurde. Messungen mit DMS an den Rissflanken konnten dies nicht bestätigen. Bei Risslängen von 70-90 mm wurde ein Öffnen des Risses an der Spitze über ca. 30° % der Schwingbreite gemessen und somit ein geringerer Anteil, über den der Riss geschlossen war, als im Einstufenversuch. Hierbei ist anzumerken, dass das Rissöffnen nur festgestellt werde konnte, wenn die Rissspitze mindestens 3 mm Abstand zum Dehnungsmessstreifen hatte. Somit konnte das Öffnen der Rissflanken nicht unmittelbar hinter der Rissspitze aufgenommen werden. Dies lässt die Möglichkeit offen, dass ein stärkers partielles Schließen unmittelbar an der Rissspitze vorlag.

Vergleichsweise durchgeführte Zweistufenversuche an 2 Proben mit konstanter Oberspannung und somit ohne einen Zuganteil in den Überlasten, bestätigen aber die obengenannte Begründung für den deutlichen geringeren Rissfortschritt. Tabelle 16 zeigt die sich wiederholende Lastfolge der Zweistufenversuche mit konstanter Oberspannung.

Lastwechsel		10.000	10
Oberspannung	[N/mm²]	0	0
Unterspannung	[N/mm²]	-180	-270
Mittelspannung	[N/mm²]	-90	-135

Tabelle 16: Lastfolge im Zweistufenversuch mit konstanter Oberspannung

Ohne einen Zuganteil in den Überlasten entspricht der Rissfortschritt im Zweistufenversuch (Abbildung 25) ungefähr dem im Einstufenversuch (Abbildung 20). Es liegt wieder eine deutliche Rissverzögerung vor und auch die erreichte Lastwechselzahl ist nur unwesentlich höher.

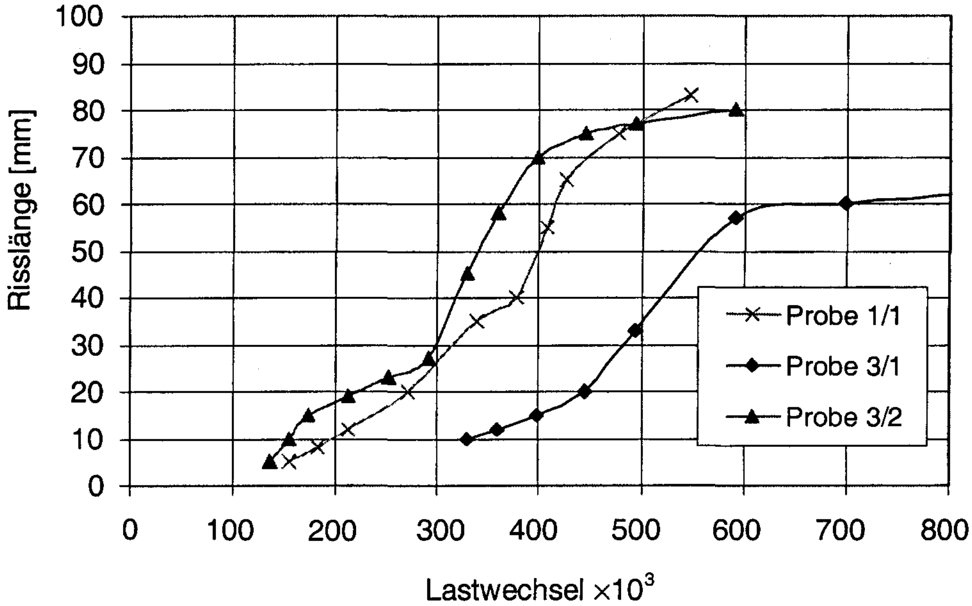


Abbildung 25: Rissfortschritt im Zweistufenversuch mit konstanter Oberspannung

Die deutlich höhere Lastwechselzahl im Zweistufenversuch mit konstanter Mittelspannung ist damit auf den Zuganteil in den Überlasten zurückzuführen der zu einer plastischen Aufweitung des Materials im Bereich der Rissspitze führt und somit ein vorzeitiges Schließen des Risses bewirkt, siehe Seite 97.

4.4 Rastlinienversuche

Im Anfangsstadium des Risswachstums liegt ein einseitiger Oberflächenriss vor. Zur Berechnung des Rissfortschrittes in diesem Stadium muss das sich über den Rissverlauf verändernde Verhältnis der Risstiefe *a* zur halben Risslänge *c* bekannt sein. Zur Ermittlung des Verhältnisses wurden Rastlinienversuche an 2 Probekörpern durchgeführt. Sie entsprechen Schwingfestigkeitsversuchen mit Zweistufenbeanspruchung. Abwechselnd wurden bei konstanter Oberlast jeweils 10^4 Lastwechsel mit $\Delta\sigma = 140$ N/mm² bei $R = 0$ und 10^4 Lastwechsel mit $\Delta\sigma = 70$ N/mm² bei $R = +0{,}5$ gefahren. Mit diesen Schwingbreiten im Zugschwellbereich konnten Rastlinien erzeugt werden, die auch mit bloßem Auge gut erkennbar waren (Abbildung 26). An einer Probe wurden die Bruchflächen mit Lupe und Mikroskop untersucht, um das Verhältnis der Tiefe *a* zur halben Länge *c* einzelner Rastlinien messen zu können.

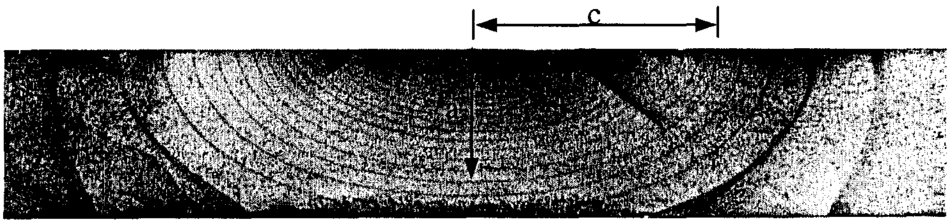


Abbildung 26: Bruchfläche mit Rastlinien im Bereich des Oberflächenrisses

Neben den Rastlinien des Oberflächenrisses ist in Abbildung 26 auch erkennbar wie innerhalb von 10^4 Lastwechseln die Kontur des Oberflächenriss sich zum Durchriss veränderte. Dabei wurde schon eine fast gleiche Länge an Ober- und Unterseite erreicht.

Die erzeugten Rastlinien entsprechen in ihrer Form dem halbelliptischen Oberflächenriss und konnten ab einer Risslänge von 14 mm exakt vermessen werden. In Abbildung 27 ist die gemessene Risstiefe über der Risslänge dargestellt. Für die Ausbreitung des Oberflächenrisses mit 14 mm Länge bis zum Durchriss liefen die Proben 420.000 bzw. 480.000 Lastwechsel.

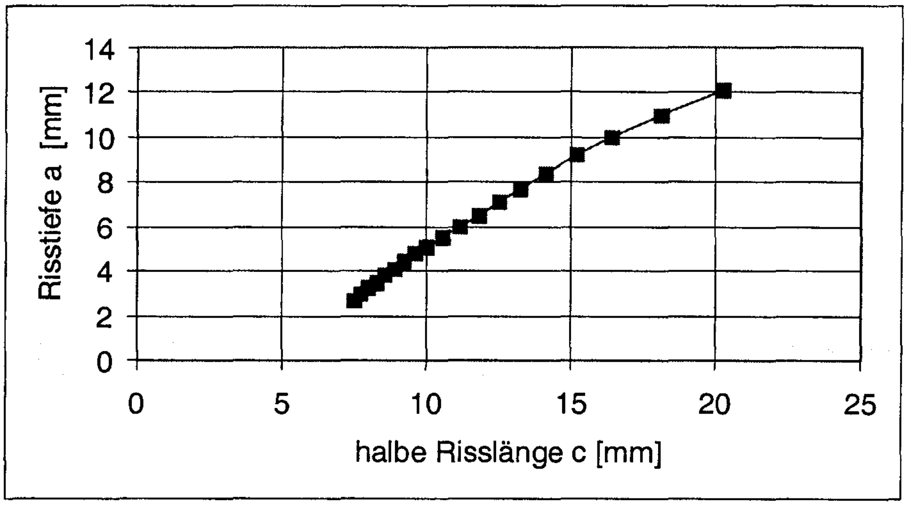


Abbildung 27: Geometrie des Oberflächenrisses

5 MESSUNG DER EIGENSPANNUNGEN

Zur messtechnischen Bestimmung der fertigungs- und lastinduzierten Eigenspannungsfelder wurden an ausgewählten Probenkörpern die Eigenspannungen mit verschiedenen Messverfahren bestimmt. Die schweißbedingten Eigenspannungen wurden mit der Bohrlochmethode und der Röntgen-Diffraktionsmethode ermittelt. Die lastinduzierten Eigenspannungen an der Rissspitze wurden mittels Neutronen- und Röntgendiffraktometrie bestimmt. Außerdem konnte die lastinduzierte Umlagerung des Eigenspannungsfeldes im Schwingversuch mit Dehnungsmessstreifen beobachtet werden. Die Messergebnisse beschränken sich größtenteils auf die Eigenspannungen in Längsrichtung des Probenkörpers, da für die Betriebsfestigkeit diese in Lastrichtung wirkende Eigenspannung von entscheidender Bedeutung ist.

5.1 Röntgendiffraktometrie

Die röntgenographische Spannungsanalyse beruht auf der Bestimmung von elastischen Gitterdehnungen, denen unter Anwendung elastizitätstheoretischer Beziehungen Spannungen zugeordnet werden.

Das von *Macherauch und Müller (1958)* formulierte *$sin^2\psi$*-Verfahren ist das Standardverfahren der röntgenographischen Eigenspannungsanalyse. Es geht von einem oberflächenparallelen Spannungszustand aus. Diese Voraussetzung ist an freien Werkstoffoberflächen erfüllt und kann wegen der sehr kleinen Eindringtiefe der verwendeten Röntgenstrahlen in metallische Werkstoffe auch für die röntgenographisch vermessene Oberflächenschicht als gültig angesehen werden.

Wenn Röntgenstrahlen der Wellenlänge λ auf einen kristallinen oder teilkristallinen Stoff treffen, erfolgt eine selektive Reflektion der Strahlung an bestimmten Gitterebenen $\{hkl\}$ mit dem Abstand D_0 günstig orientierter Kristallite.

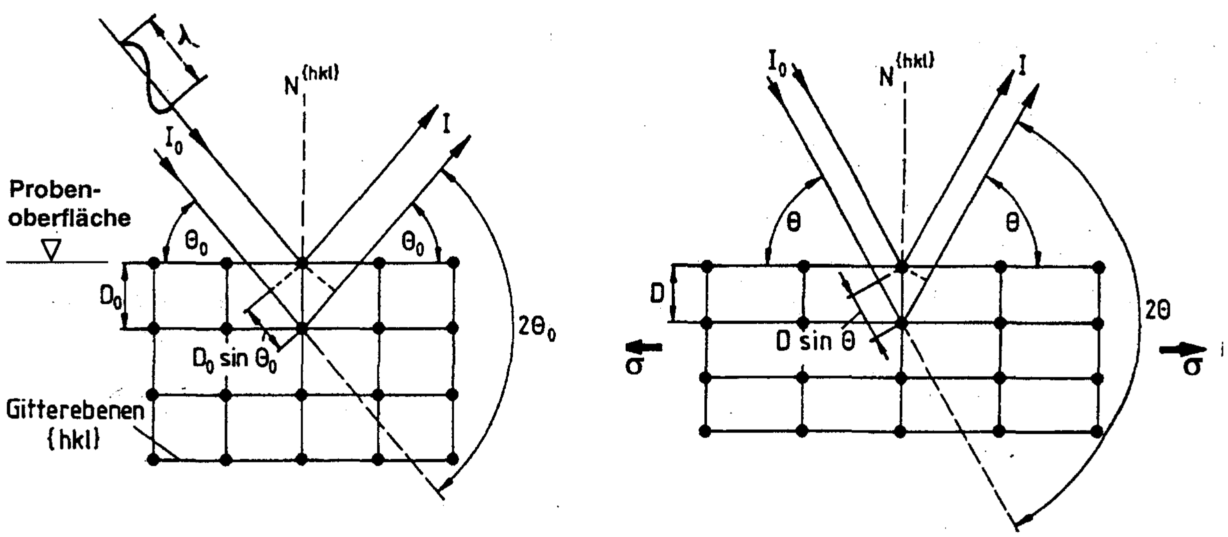


Abbildung 28: Beugung der Röntgenstrahlung, nach Eigenmann und Macherauch (1995)

Die linke Hälfte der Abbildung 28 zeigt, wie ein unter dem halben Braggwinkel Θ_0 auf die Gitterebenen $\{hkl\}$ treffender Röntgenstrahl mit der Intensität I_0 eine gegenüber der Einfallsrichtung um $2\Theta_0$ abgebeugte Intensität I aufweist, wenn der Gangunterschied für die an benachbarten Ebenen reflektierten Strahlen ein ganzzahliges Vielfaches der verwendeten Röntgenlänge λ beträgt.

Damit ist die Bragg'sche Gleichung

$$n\lambda = 2D_0 \sin \Theta_0 \tag{13}$$

erfüllt, wobei $n = 1,2,...$ die Ordnung der Interferenzerscheinung ist.

Wird der Gitterbereich nun belastet verändert sich der Gitterebenenabstand D und damit auch der Braggwinkel 2Θ (recht Hälfte in Abbildung 28). Die Intensität I weist ein Maximum auf, wenn die Bragg'sche Gleichung erfüllt ist. Wird die Intensität I der gebeugten Strahlen als Funktion eines veränderlichen Ausfallwinkels gemessen, lässt sich der Braggwinkel 2Θ somit bestimmen.

Parallel zur Probenoberfläche wirkende Zugspannungen werden in Kristalliten die auch parallel zur Oberfläche ausgerichtet sind, den Gitterebenenabstand verringern und in Kristalliten die eher senkrecht dazu ausgerichtet sind, den Gitterebenabstand vergrößern.

Durch Variation des Einstrahlwinkels ψ wechseln die günstig orientierten Kristallite, die die Beugungsbedingung für den Reflex und somit die Bragg'sche Gleichung erfüllen können.

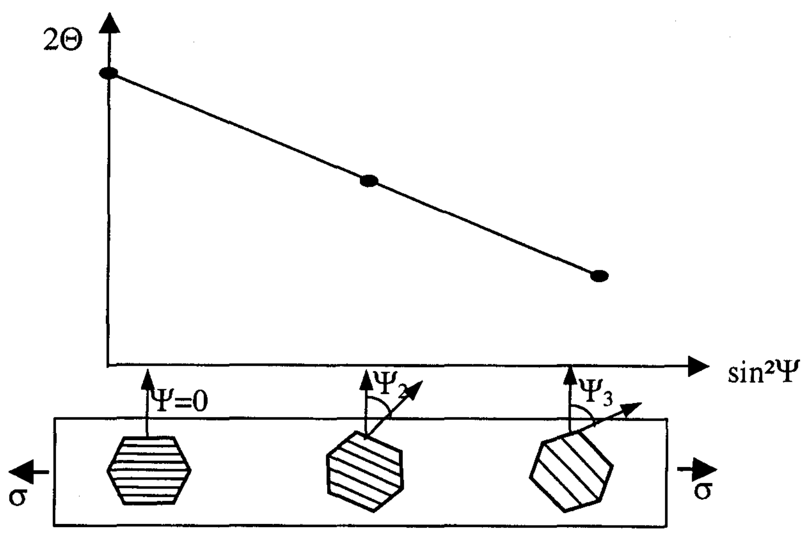


Abbildung 29: Spannungsermittlung nach dem $sin^2\Psi$-Verfahren

Wird der Braggwinkel 2Θ nun für verschiedene Einstrahlwinkel ψ bestimmt und trägt man in einem Diagramm 2Θ gegen $sin^2\psi$ auf (Abbildung 29), kann aus der Steigung der Ausgleichsgeraden durch die Messpunkte die Eigenspannung mit folgender Gleichung berechnet werden:

$$\sigma = \frac{E}{(1+\upsilon)} \cdot \frac{1}{\tan \Theta_0} \cdot \frac{-\pi}{360} \cdot \frac{d(2\Theta)}{d(\sin^2 \psi)} \tag{14}$$

Der halbe Braggwinkel Θ_0 im spannungsfreien Zustand ist durch das untersuchte Material und die verwendete Strahlung definiert. Die Richtung der gemessenen Eigenspannung entspricht der Projektion des Primärstrahls auf die Probenoberfläche. Die Dehnung in Querrichtung dazu wird dabei in gleicher Höhe aber mit umgekehrtem Vorzeichen angenommen.

Eine vollständige Beschreibung zur Ermittlung des Eigenspannungszustandes unter Berücksichtigung des ebenen Spannungszustandes mit dem $sin^2\psi$-Verfahren findet man bei *Eigenmann und Macherauch (1995)* und *Wohlfahrt et al. (1997)*.

Die schweißbedingten Eigenspannungen wurden mit dem Röntgendiffraktometer „Strainflex MSF-2M" der Firma Rigaku in Zusammenarbeit mit dem GKSS-Forschungszentrum in Geesthacht gemessen. Die Aufnahmen der {310}-Interferenzlinien des Ferrits erfolgten für Einstrahlwinkel von $\psi = 0°$, 15°, 30° und 45° mit einem Szintillationszähler im Braggwinkelbereich von $153° < 2\Theta < 170°$ mit CoK_α-Strahlung. Für den spannungsfreien Zustand wurde der Braggwinkel $2\Theta_0 = 161{,}35°$ für ferritische Stähle verwendet. Der vermessene Oberflächenbereich war auf 10×4 [mm $\times$ mm] begrenzt, wobei die große Ausdehnung des Messbereiches in Querrichtung der Proben lag. Die Eigenspannungen wurden wie oben beschrieben nach Gleichung (14) berechnet.

Die röntgenographischen Messungen an der Rissspitze wurden mit einem Ω-Diffraktometer vom Institut für Schweißtechnik der Technischen Universität Braunschweig durchgeführt. Unter Verwendung der CrK_α-Strahlung wurden Interferenzlinien der {211}-Ebene des Ferrits im Braggwinkelbereich von $150° < 2\Theta < 162°$ und für Einstrahlwinkel von $\psi = 0°$, 18°, 27°, 33°, 39° und 45° gemessen. Der Durchmesser des bestrahlten Messbereiches betrug 1 mm. Die Eigenspannungen wurden unter Berücksichtigung des ebenen Spannungszustandes mit dem $sin^2\psi$-Verfahrens ermittelt.

5.2 Neutronendiffraktometrie

Mit der Methode der Neutronenbeugung wird prinzipiell wie bei der Röntgendiffraktometrie der Abstand bestimmter Gitterebenen in den Kristalliten bestimmt. Während die Röntgenstrahlen an der Werkstoffoberfläche reflektiert werden, ist bei der Beugung von Neutronenstrahlen eine Eindringtiefe von bis zu 20 mm in eine Stahlprobe realisierbar.

Bei der hier angewendeten winkeldispersiven Neutronendiffraktometrie werden Neutronenstrahlen einer festen Wellenlänge verwendet. Die Intensität des gebeugten Strahls wird mit einem Flächenzähler für den interessierenden Braggwinkelbereich gleichzeitig gemessen und als Funktion über den Braggwinkel 2Θ aufgetragen. Die Funktion $I(2\Theta)$ weist ein Maximum auf, wenn die Braggsche Gleichung erfüllt ist. Zur Ermittlung des genauen Maximums werden die Messwerte durch eine Gaußkurve angenähert. Der Fehler bei der Kurvenanpassung an die Messwerte wird über das Fehlerfortpflanzungsgesetz von Gauß nach *DIN 1319 (1985)* ermittelt. Durch eine erhöhte Strahlungsintensität kann der Fehler bei Bestimmung der Braggwinkel begrenzt werden. Dazu muss die Messzeit im Verhältnis zum gewählten Messvolumen ausreichend lang sein.

Aus der Lage des Maximums der Funktion $I(2\Theta)$ im spannungsbehafteten Zustand im Vergleich zum spannungsfreien Zustand wird die Veränderung des Gitterebenabstandes und somit die wirkende Dehnung durch folgende Funktion ermittelt:

$$\varepsilon = \frac{\Delta D}{D_0} = -\frac{\Delta\Theta}{\tan\Theta_0} \tag{15}$$

Die Änderung des halben Braggwinkels $\Delta\theta$ ist mit einem Fehler $\delta(\Delta\theta)$ behaftet, der aus den Fehlern bei Bestimmung der Braggwinkel für den belasteten und unbelasteten Zustand ermittelt wird:

$$\delta(\Delta\Theta) = \frac{1}{2}\sqrt{\delta(\Delta\Theta)^2 + \delta(\Delta\Theta_0)^2} \tag{16}$$

Der Fehler der gemessenen Dehnung ergibt sich dann aus:

$$\delta(\varepsilon) = \frac{\delta(\Delta\Theta)}{\tan\Theta_0} \tag{17}$$

Der vermessene Gitterebenabstand D ist in Richtung des Beugungsvektors $\vec{q}$ orientiert. Dieser liegt in Richtung der Winkelhalbierenden des einfallenden $\vec{k}_i$ und des gebeugten ausfallenden Strahles $\vec{k}_o$ (Abbildung 30).

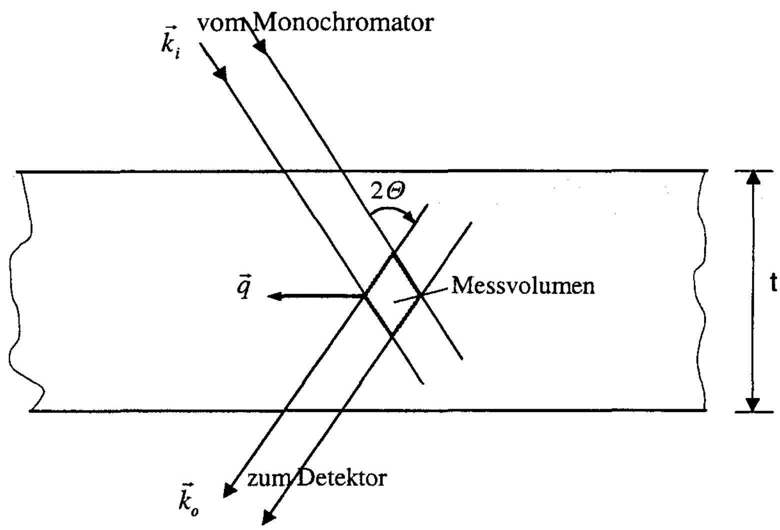


Abbildung 30: Messanordnung beim Neutronendiffraktometer

Im Gegensatz zur Röntgenbeugung wird bei der Neutronenbeugung der Spannungszustand für ein Volumen im Inneren der Probe erfasst. Bei der Auswertung muss daher von einem dreiachsigen Spannungszustand ausgegangen werden. Seine vollständige Bestimmung erfordert mindestens sechs Messrichtungen bei geeigneten Probenkippungen. Zur Begrenzung des Messaufwandes wurden nur die Dehnungen rechtwinkelig zum Riss, in Rissrichtung und in Dickenrichtung gemessen. Die Normalspannungen in Messrichtung wurden über das Hooke'sche Gesetz für den räumlichen Spannungszustand ermittelt. Für die erste Spannungsrichtung lautet die Gleichung:

$$\sigma_{11} = \frac{E^{\{hkl\}}}{1+\upsilon^{\{hkl\}}}\left(\varepsilon_{11} + \frac{\upsilon^{\{hkl\}}}{1-2\upsilon^{\{hkl\}}}(\varepsilon_{11}+\varepsilon_{22}+\varepsilon_{33})\right). \tag{18}$$

Für die Werkstoffkonstanten Elastizitätsmodul und Querkontraktionszahl sind die für die vermessene Gitterebene gültigen Werte $E^{\{hkl\}}$ und $\nu^{\{hkl\}}$ zu berücksichtigen. Für die hier durchgeführten Messungen am Baustahl St52-3 wurden für die Werkstoffkonstanten $E^{\{hkl\}} = 220.000$ N/mm² und $\nu^{\{hkl\}} = 0{,}28$ nach *Eigenmann und Macherauch (1995)* berücksichtigt.

Die Neutronenmessungen wurden am Reaktor FRG-1 des GKSS-Forschungszentrums in Geesthacht durchgeführt. Abbildung 31 nach *Staron et al. (2000)* zeigt schematisch den Aufbau des Neutronendiffraktometer ARES (**A**nalysis of **R**esidual **S**tresses). Zur Selektion der Wellenlänge $\lambda = 0{,}221$ [nm] wurde ein Silizium-Monochromator mit {220}-Reflex verwendet. Die Detektion der gebeugten Neutronen erfolgte mit einem Flächenzähler mit einer Auflösung von ca. 2×2 [mm²]. Die Messungen der Gitterebenen wurden am {110}-Reflex des Ferrits bei $2\Theta \approx 66{,}0°$ durchgeführt. Das zu beugende Volumen in Form eines schiefen Quaders von ca. $3 \times 3 \times 3$ [mm³] wurde durch eine Primär- und eine Sekundärblende begrenzt. Eine Messung für 20 Punkte wurde für ein Volumen von ca. $1 \times 1 \times 1$ [mm³] durchgeführt. Die Messzeit erhöht sich infolge der Abnahme der Strahlungsintensität für das verringerte Volumen deutlich.

Der Braggwinkel des spannungsfreien Materials wurde an einer spannungsarm geglühten Werkstoffprobe bestimmt. Der ermittelte Wert mit $2\Theta_0 \approx 66{,}025°$stimmt mit Angaben für ferritische Stähle von *Landolt-Börnstein (1950)* nahezu überein und entspricht einem Gitterebenenabstand von $D_0 = 0{,}2028$ [nm].

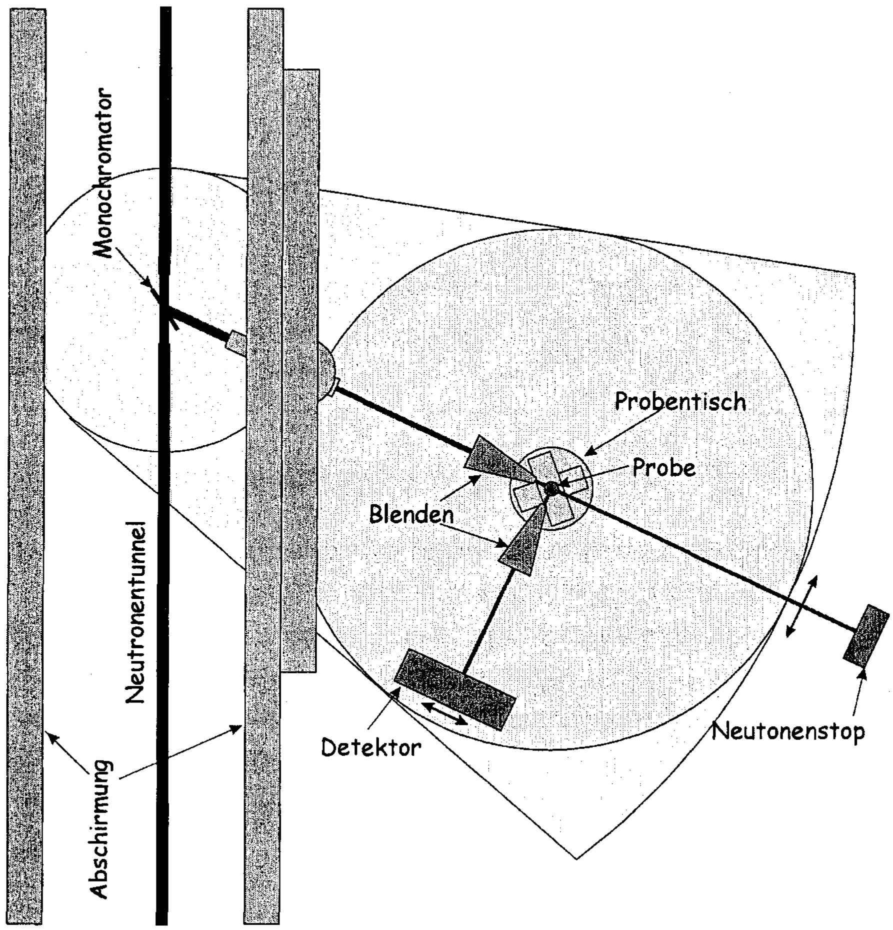


Abbildung 31: Neutronendiffraktometer ARES

5.3 Bohrlochmethode

Zur Messung der Eigenspannungen mit der Bohrlochmethode wird ein Sackloch in mehren Tiefenschritten in die Bauteiloberfläche dort eingebracht, wo die Eigenspannungen ermittelt werden sollen. Durch die Entfernung spannungsbehafteter Werkstoffbereiche wird das innere Gleichgewichtssystem in der Bohrlochumgebung örtlich gestört. Diese Störung führt zu entsprechenden Verformungen, die mittels einer Dehnungsmessrosette an der Werkstoffoberfläche in 3 Richtungen radial zum Bohrloch für jeden Schritt der eingebrachten Bohrung gemessen wird.

Die Auswertung wird nach *ASTM E837 (1995)* vorgenommen. Das Verfahren ist nur bei relativ konstanten Eigenspannungen über die Bohrlochtiefe anwendbar.

Die Bohrungen wurden mit einem Hochgeschwindigkeitsbohrer eingebracht. Der dabei verwendete Stirnfräser führt zu einer nahezu idealen Sacklochform mit einem Durchmesser von 1,8 mm. Bei einer Bohrlochtiefe die in etwa dem Bohrungsdurchmesser entspricht, konvergieren die gemessenen Dehnungswerte gegen einen Grenzwert. Dieser wird als gültiger Werte für die Eigenspannungsberechnung verwendet.

Unter Annahme des ebenen Spannungszustandes ergibt sich für die radiale Dehnung ε_r am Punkt P eines Messgitters folgende Beziehung:

$$\varepsilon_r = \sigma_{max}\left(\overline{A} + \overline{B}\cos 2\alpha\right) + \sigma_{min}\left(\overline{A} - \overline{B}\cos 2\alpha\right). \qquad (19)$$

Dabei ist α der gemessene Winkel zwischen der radialen Dehnung und der maximalen Hauptspannung σ_{max} (siehe Abbildung 32).

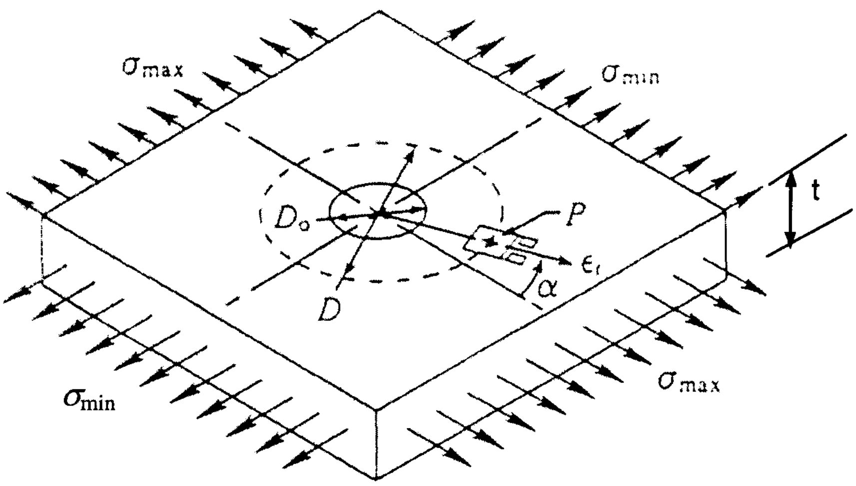


Abbildung 32: Definition der Symbole für die Bohrlochmethode

Unter Verwendung der DMS-Rosetten mit den 3 radialen Messrichtungen ε_1, ε_2, und ε_3 unter 0°/45°/90°-Anordnung ergeben sich aus der Gleichung für die radiale Dehnung ε_r folgende Gleichungen für die Haupteigenspannungen σ_{max} und σ_{min} sowie deren Richtungswinkel β relativ zu den Rosettenachsen.

$$\sigma_{max/min} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{4\bar{A}} \pm \frac{1}{4\bar{B}}\sqrt{(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2 + (2\varepsilon_2 - \varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2} \tag{20}$$

$$tan\,2\beta = \frac{\varepsilon_1 - 2\varepsilon_2 + \varepsilon_3}{\varepsilon_3 - \varepsilon_1} \tag{21}$$

Die verwendeten Koeffizienten $\bar{A}$ und $\bar{B}$ dienen der Einbeziehung der Messgittergeometrie, der Materialeigenschaften des untersuchten Bauteils und der Lochform. Ihre Definition lautet:

$$\bar{A} = -\frac{1+\nu}{2E}\bar{a}\,; \qquad \bar{B} = -\frac{1}{2E}\bar{b}\,. \tag{22}$$

Die Werte $\bar{a}$ und $\bar{b}$ geben die geometrischen Verhältnisse zwischen dem Messgitter und dem Bohrloch wieder.

5.4 Durchgeführte Messungen

Tabelle 17 gibt einen Überblick über die durchgeführten Messungen zur Ermittlung der Eigenspannungen.

Fertigungsinduzierte Eigenspannungen

Probe	Versuchsserie	Schweißlagen	Bohrloch	Röntgen
3	2	1		X
7	2	2		X
15	2	2	X	
55	1	1	X	

Lastinduzierte Eigenspannungen

Probe	Versuchsserie	Schweißlagen	Risslänge	Neutronen	Röntgen
12	2	2	60	X	
16	2	2	80		X

Tabelle 17: Durchgeführte Messungen zur Ermittlung der Eigenspannungen

5.5 Messergebnisse für fertigungsinduzierte Eigenspannungen

Bei der Versuchsserie 2 mit zwei Schweißlagen wurden die charakteristischen Längseigenspannungen in den Bereichen des möglichen Rissverlaufes röntgenographisch ermittelt. Dazu wurde an der Probe 7, ausgehend von beiden Nahtübergängen jeweils eine Linie in Querrichtung zum rechten und linken Außenrand hin abgefahren und in Abständen von max. 15 mm der jeweilige Eigenspannungswert an Ober- und Unterseite ermittelt. Neben dem eigentlichen Spannungswert wurde auch der mögliche Fehler für jeden Messwert bestimmt. Das Streuband in den Diagrammen wurde durch eine Interpolation zwischen den gemessenen Extremwerten unter Berücksichtigung des möglichen Fehlers ermittelt Wie aus Abbildung 34 ersichtlich, ist das Streuband dargestellt in Form der Linien, sehr breit.

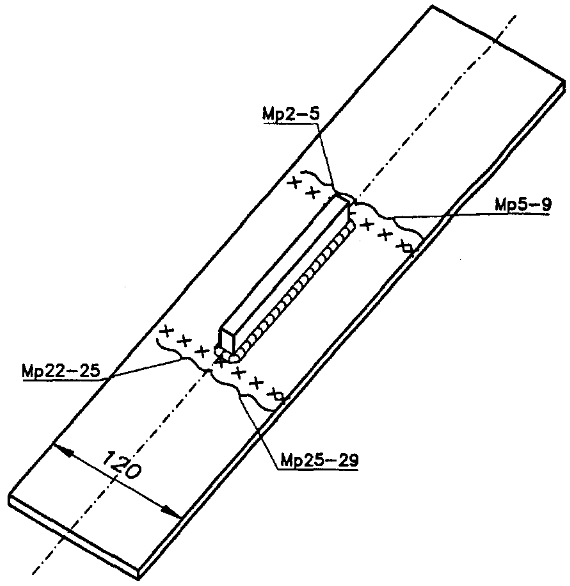


Abbildung 33: Erfasste Messbereiche für die fertigungsinduzierten Eigenspannungen

Als mögliche Ursache hierfür ist zu berücksichtigen, dass vier verschiedene Messpfade ausgewertet wurden, die durch die verwendete Schweißfolge (Abbildung 8, Seite 13) auch unterschiedlich hohe Eigenspannungsniveaus aufweisen können.

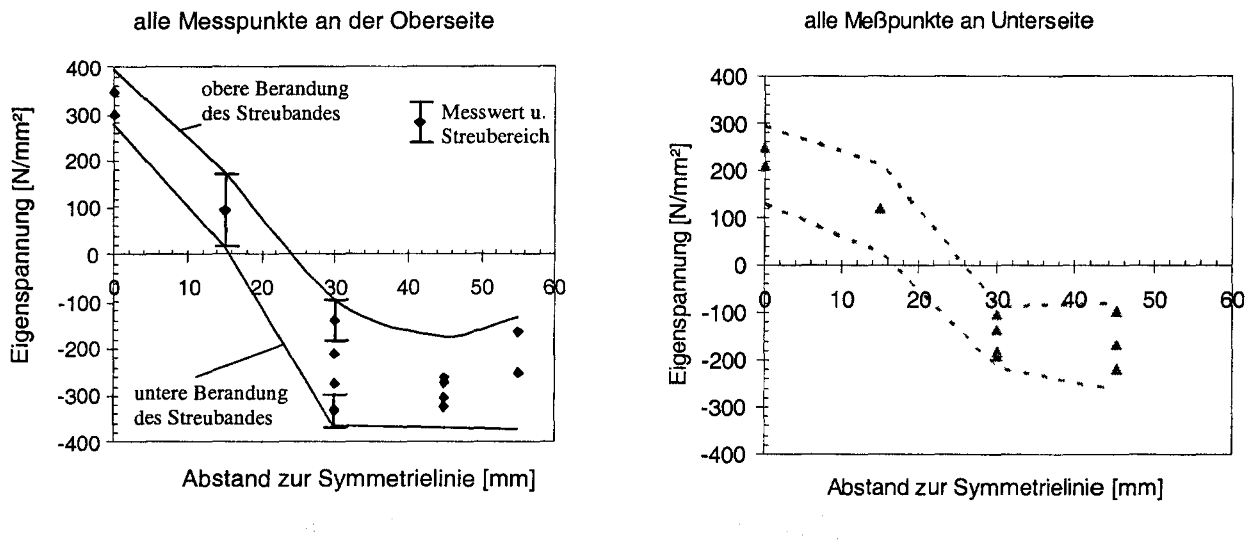


Abbildung 34: Streuband aller röntgenographisch vermessenen Punkte

An der zuerst geschweißten Seite, hier als Oberseite bezeichnet, sind die Eigenspannungen ausgeprägter als an der Unterseite. Am Nahtübergang wurden hier die höheren Zugeigenspannungen gemessen und auch die Druckeigenspannungen im freien Plattenfeld sind von der Tendenz her an der Oberseite höher als an der Unterseite. Dies entspricht auch dem Verformungsbild der Proben. Die zuerst geschweißte Oberseite ist nach innen gewölbt (konkav)und die Unterseite ist konvex.

Die Darstellung von zwei Messverläufen zeigt aber, dass die Differenz zwischen Ober- und Unterseite sehr unterschiedlich ausgeprägt sein kann (Abbildung 35).

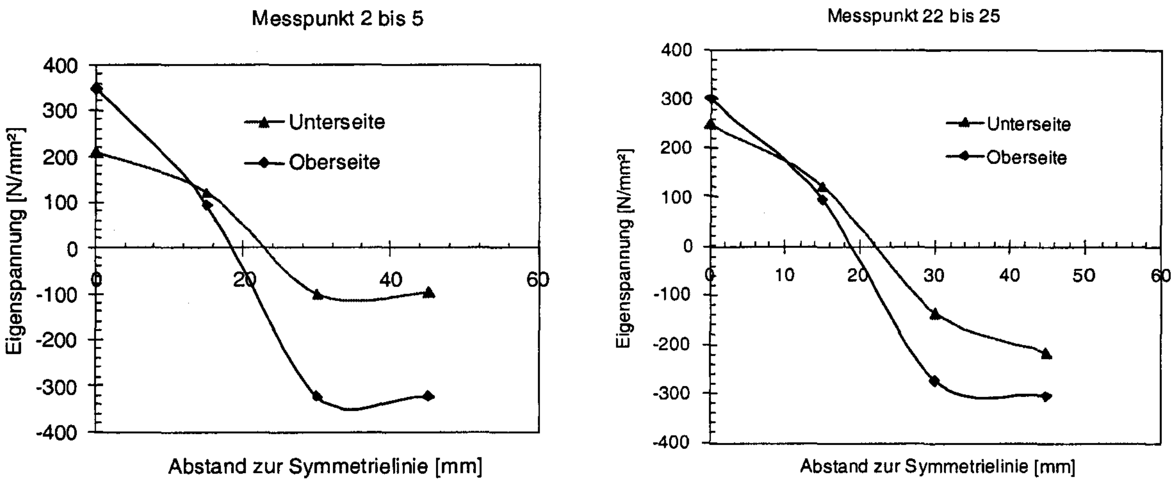


Abbildung 35: Röntgenographisch gemessene Schweißeigenspannungen

Der Messverlauf der Punkte 2 bis 5 ist unrealistisch, da die Gleichgewichtsbedingungen für den Schnitt nicht erfüllt sind. Es ist davon auszugehen, dass die sehr hohen Druckeigenspannungen zum Teil noch aus dem Walzvorgang bei Herstellung der Stahlplatten resultieren und somit verstärkt an der Oberfläche vorhanden sind. Diese Annahme wird durch die Messungen mit der Bohrlochmethode bestätigt. Die dabei gemessenen maximalen Druckeigenspannungen sind deutlich niedriger.

Um die Auswirkungen der zusätzlich geschweißten zweiten Lage abschätzen zu können, wurde an einer einlagig geschweißten Probe aus der Serie 2 der Verlauf der Eigenspannungen an der Oberseite einmal vermessen. Die Darstellung der Messwerte im Vergleich mit dem Streuband bei zweilagiger Schweißung weist darauf hin, dass durch die zweite geschweißte Lage weitere Eigenspannungen induziert wurden (Abbildung 36). Alle vier Messwerte liegen an der unteren bzw. oberen Berandung des Streubandes der in zwei Lagen ausgeführten Schweißnaht.

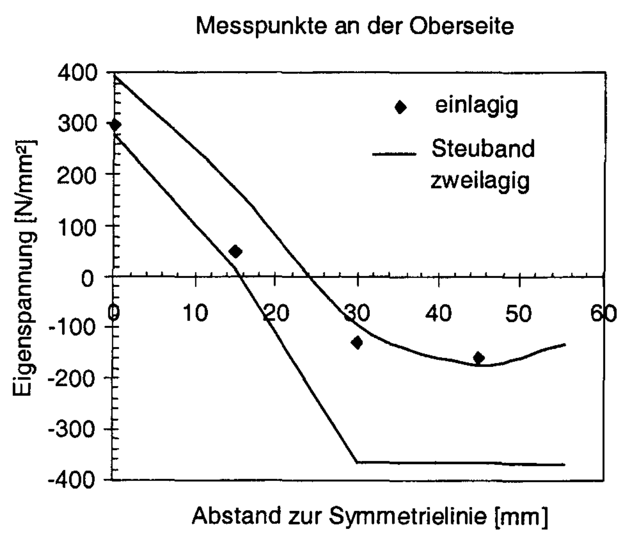


Abbildung 36: Röntgenographisch gemessene Eigenspannungen für ein- und zweilagiges Schweißen

Vergleichend zu den röntgenographischen Messungen wurde auch mit der Bohrlochmethode gemessen. Für die Versuchsserie 2 mit zwei Schweißlagen wurden die Messungen an der Probe

15 durchgeführt. Dazu wurde ausgehend von beiden Nahtübergängen jeweils eine Linie in Querrichtung zum einem Außenrand hin abgefahren und in Abständen von 15 mm die Eigenspannung an Oberseite und in einem Fall auch an der Unterseite ermittelt.

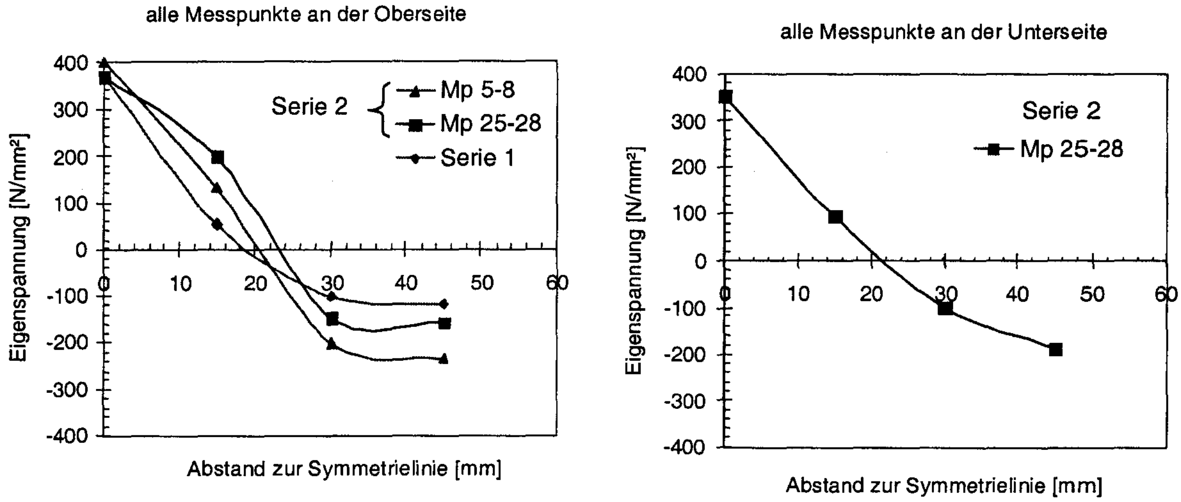


Abbildung 37: Eigenspannungen in Längsrichtung nach Bohrlochmethode

Der Vergleich der Eigenspannungen an Ober- und Unterseite für die Messpunkte 25-28 (Abbildung 37) weist nur leicht höhere Spannungen an der Oberseite aus.

Für die Serie 1 wurden die Eigenspannungen an einer Probe auf der Oberseite mit der Bohrlochmethode gemessen. Der Messwert am Nahtübergang liegt wie bei der Serie 2 im Bereich der Streckgrenze. Ansonsten sind die Eigenspannungen niedriger, insbesondere die Druckeigenspannungen im äußeren Bereich der Platte sind mit ca. –100 N/mm² nicht so ausgeprägt wie bei der Serie 2.

Bei Messung der Eigenspannung mit der Bohrlochmethode wurde der Hauptspannungszustand ermittelt. Abbildung 38 zeigt exemplarisch wie sich die Richtung mit zunehmendem Abstand vom Nahtübergang ändert. Nur im Nahtübergang selbst wirkt die maximale Hauptspannung nahezu in Längsrichtung der Probe.

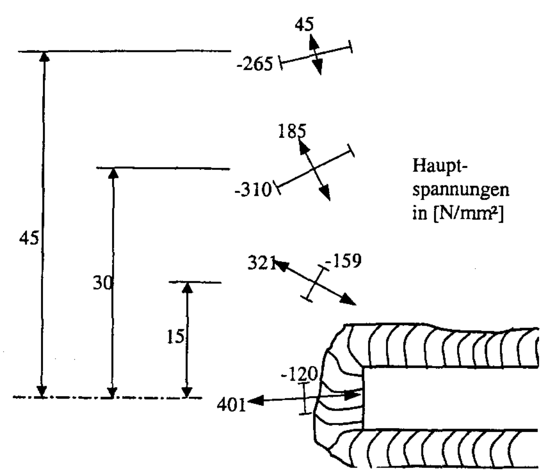


Abbildung 38: Hauptspannungen Probe 15, Messpunkte 5-8, an der Oberseite

Mit der Bohrlochmethode konnten bei allen Messungen direkt am Nahtübergang Zugeigenspannungen in Höhe der Streckgrenze ermittelt werden. Die röntgenographisch ermittelten

Messwerte waren hier größtenteils deutlich niedriger. Dieser Umstand kann mit der größeren Messfläche des Röntgendiffraktometers erklärt werden. Dadurch konnten die Spannungsspitzen weniger genau als mit der Bohrlochmethode erfasst werden. Die mit dem Röntgendiffraktometer gemessenen Druckeigenspannungen sind höher als die mit der Bohrlochmethode ermittelten Werte, da bei der röntgenographischen Methode auch die aus dem Walzvorgang resultierenden Druckeigenspannungen mit erfasst wurden.

Vergleichbare Eigenspannungsmessungen an Längssteifenproben wurden von *Paetzold und Petershagen (1990)* und *Lopez Martinez (1997)* durchgeführt. Die dort ermittelten fertigungsinduzierten Eigenspannungen entsprechen vom Verlauf her den hier ermittelten. Bei einem Vergleich der Messergebnisse von Röntgen- und Neutronendiffraktometer ermittelte *Lopez Martinez (1997) auch* deutlich niedrigere Zugeigenspannungen am Nahtübergang und wesentlich höhere Druckeigenspannungen in den äußeren Bereichen der Platte für die Messungen mit dem Röntgendiffraktometer.

5.6 Messergebnisse für lastinduzierte Eigenspannungen

Durch die Rissentstehung und –vergrößerung kommt es zu einer globalen Umlagerung des fertigungsinduzierten Eigenspannungsfeldes und zu einer lokalen Überhöhung an der Rissspitze.

Die Umlagerung konnte im Schwingversuch mit nur einem Dehnungsmessstreifen (DMS) beobachtet werden. Der DMS wurde vor Versuchsbeginn an der eingespannten Probe im erwarteten Rissligament appliziert. Damit verringerte sich nach Anriss der Probe der Abstand y zwischen der Rissspitze und dem DMS, Abbildung 39. Die Dehnungen wurden jeweils bei Messung der aktuellen Risslänge mit und ohne Last notiert. Aus den Werten ohne Last wurde die Änderung der Eigenspannung mit zunehmender Risslänge ermittelt. In Abbildung 39 sind die gemessenen Dehnungen in Längsrichtung der Probe mit und ohne Last aufgetragen. Die Dehnungswerte wurden mit dem Elastizitätsmodul multipliziert. Damit entsprechen die Werte aus dem Diagramm in etwa den zu erwartenden Spannungen. Der DMS hat einen Abstand von 45 mm zur Symmetrielinie des Prüfkörpers. Die Messlänge des DMS beträgt 1,5 mm.

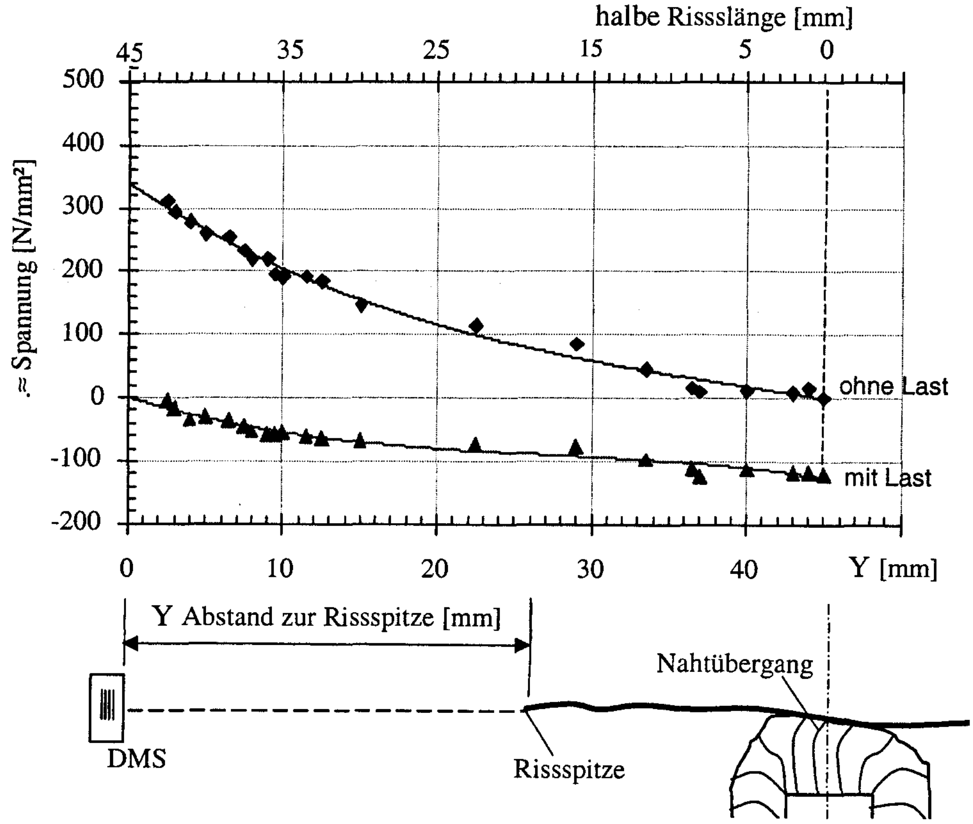


Abbildung 39: Spannungsmessungen im Rissligament an Probe 17, Serie 2

Die gemessenen Spannungen bei entlasteter Probe (Maximum-Kurve) nehmen mit Annäherung der Rissspitze an den DMS deutlich zu und entsprechen in etwa einer Änderung der Eigenspannung in Längsrichtung der Probe um 350 [N/mm²] in den Zugbereich. Der Verlauf der Spannungswerte, die jeweils bei Beanspruchung mit $\sigma_{Nenn} = -140$ N/mm^2 gemessen wurden, weist einen wesentlich geringen Anstieg auf. Aus der Differenz der beiden Kurven ergibt sich die Schwingbreite der Dehnungen am Messort.

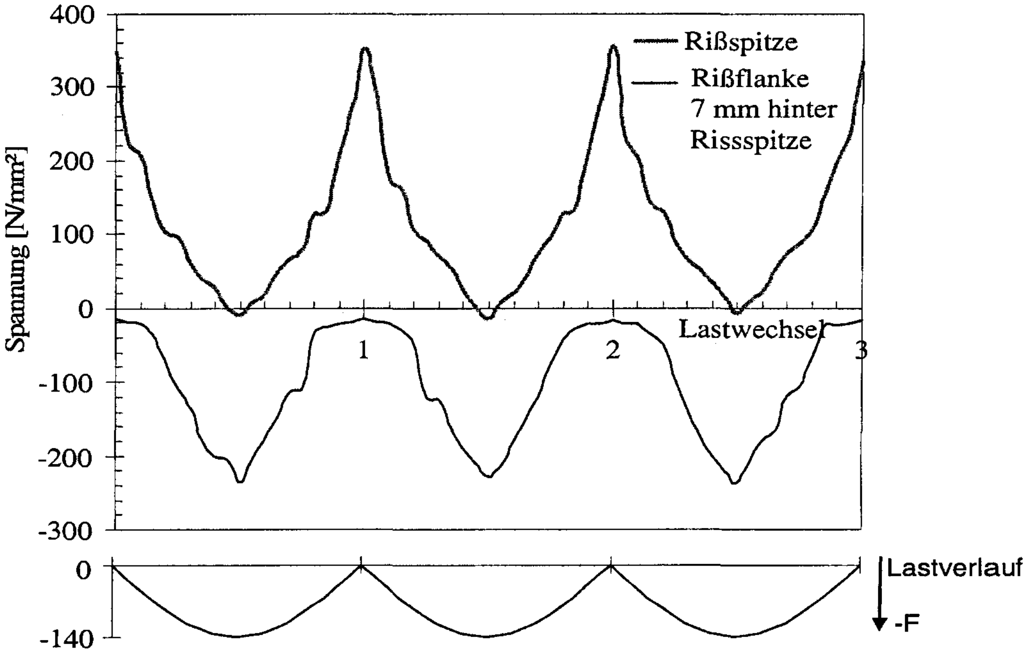


Abbildung 40: Spannungswerte innerhalb eines Schwingspiels

Die in Abbildung 40 dargestellten Spannungswerte über den Verlauf von drei Schwingspielen wurden bei einer halben Risslänge von 42,5 mm gemessen. Für den Verlauf an der Rissspitze treten die Maxima bei Entlastung der Probe auf. Dann ist der Riss vollständig geöffnet. An einem 7 mm hinter der Rissspitze direkt an der Rissflanke applizierten DMS, ist dies deutlich erkennbar. Solange der Riss geöffnet ist, sind die dort gemessenen Dehnungen nur minimal und nahezu konstant, da keine Last mehr über die Rissflanke übertragen wird. Über ca. 40 % des Schwingspiels ist der Riss geöffnet und ermöglicht somit noch weiterhin einen Rissfortschritt.

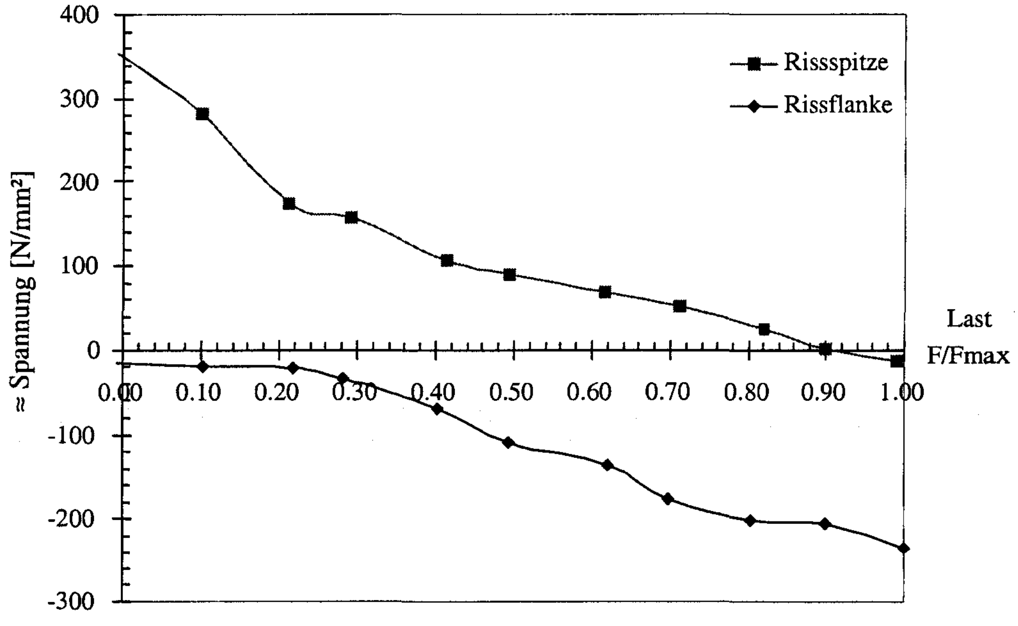


Abbildung 41: Spannungswerte an Rissspitze und –flanke bei zunehmender Belastung

In Abbildung 41 sind die gemessenen Spannungen für ein halbes Schwingspiel über der wirkenden Last aufgetragen. Man erkennt, dass der Spannungsanstieg an der Rissspitze bei Entlastung zunimmt, während die Spannung an der Rissflanke infolge der Rissöffnung nahezu konstant wird. Da die hohen Zugspannungen an der Rissspitze bei Entlastung der Probe auftreten, handelt es sich um Eigenspannungen.

Diese lastinduzierten Eigenspannungen resultieren aus der Rissentstehung und –vergrösserung. Dabei schiebt die Rissspitze ein Zugeigenspannungsfeld durch die Bereiche mit ursprünglich fertigungsinduzierten Druckeigenspannung vor sich her.

Zur Erfassung der absoluten Werte wurden an der Rissspitze Messungen für zwei Risslängen mittels Neutronendiffraktometrie durchgeführt. Dazu wurde die Probe aus der Schwingprüfmaschine entnommen.Um den Verlauf der Eigenspannung um die Rissspitze zu ermitteln, wurden jeweils 20-30 Volumina vermessen. Für die ersten Messungen in Probenlängsrichtung wurden über die Probendicke drei Ebenen verwendet (siehe Abbildung 42). Bei den Ergebnissen zeigte sich eine deutliche Abhängigkeit hinsichtlich des Abstands zur Risskontur. In welcher Ebene dabei gemessen wurde, war von untergeordneter Bedeutung. Für die nachfolgenden Messungen wurde nur noch die Ebene 3 mm unterhalb der Oberseite verwendet. Da bei allen Messungen stets ein Bereich von mindestens 6 × 8 mm um die Rissspitze erfasst wurde, konnten Dehnungs- und Spannungsverläufe für die gesamte Messfläche erzeugt werden.

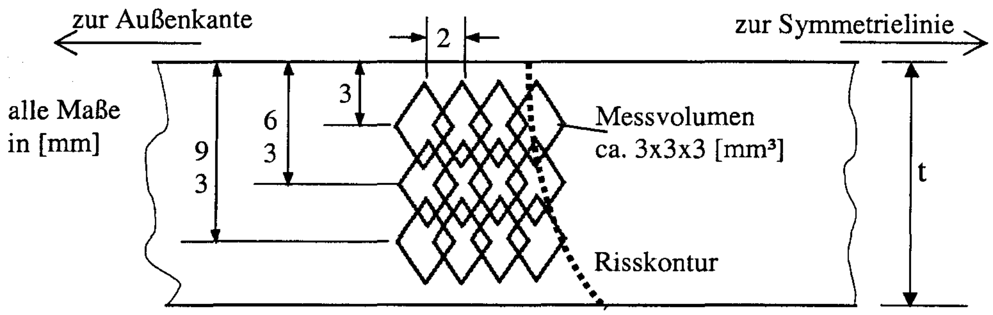


Abbildung 42: Verwendete Messvolumina an der Rissspitze

Bei den zwei berücksichtigten Risslängen von 60 und 80 mm konnte mit dem verwendeten Messvolumen von $3 \times 3 \times 3$ mm³ ein deutlicher Anstieg der Spannung in Probenlängsrichtung zur Rissspitze hin ermittelt werden. Für den langen Riss wurde eine weitere Messung mit verkleinerten Messvolumen von ca. $1 \times 1 \times 1$ mm³ durchgeführt. Damit wurden um bis zu 67 % höhere Dehnungen gemessen, da das kleinere Messvolumen eine bessere Annäherung an das Maximum der Spannung ermöglichte, Abbildung 43.

Die dargestellten Messverläufe für das Rissligament zeigen auch, dass die verwendete Messlänge von 3 mm, im Verhältnis zum ermittelten Gradienten, relativ groß ist. Die vertikalen Balken im Diagramm kennzeichnen das Streuband der einzelnen Messwerte.

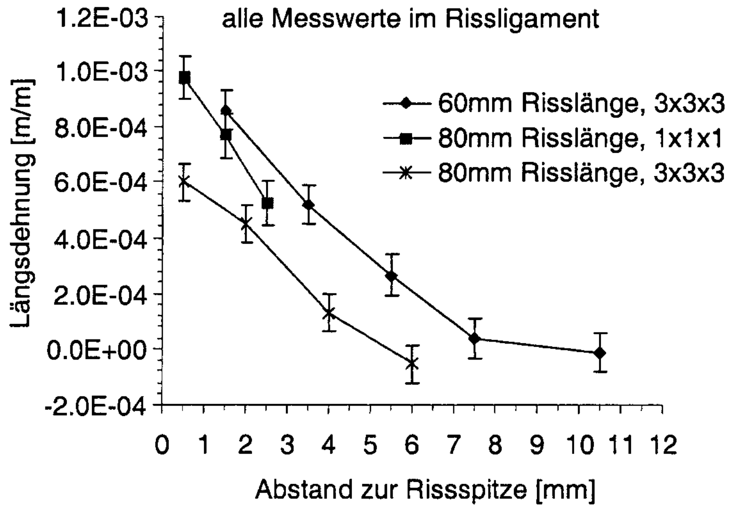


Abbildung 43: Im Rissligament gemessene Längsdehnungen

Der Vergleich der Verläufe mit großem Messvolumen in Abbildung 43 zeigt, dass der Bereich der hohen Zugeigenspannungen für den 60 mm langen Riss eine größere Ausdehnung hat als am 80 mm langen Riss, da das Zugeigenspannungsfeld an der Rissspitze mit zunehmender Risslänge an Größe und Intensität verliert.

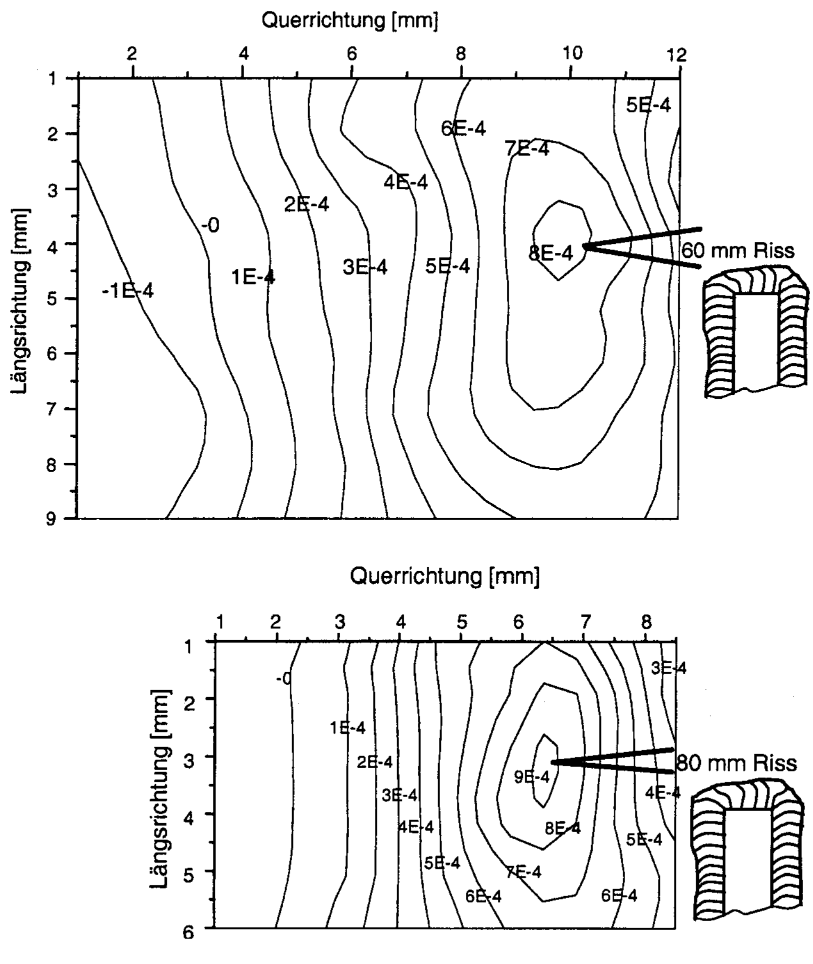


Abbildung 44: Gemessene Dehnungen [-] in Längsrichtung

Die Darstellung der Dehnungen in Längsrichtung der Probe über den gesamten Messbereich für beide Risslängen (Abbildung 44) bestätigt dies. In beiden Fällen ist ein deutlicher Anstieg zur Rissspitze hin erkennbar, wobei der Gradient in Querrichtung für den 80 mm Riss etwas steiler ist.

Für den 60 mm Riss wurden nur Messvolumina von $3 \times 3 \times 3$ mm³ verwendet, die dabei verwendeten Messpunkte haben in beiden Richtungen einen Abstand von 2 mm zueinander. Für den 80 mm Riss wurden im Bereich der Rissspitze Messvolumina von $1 \times 1 \times 1$ mm³ mit 1 mm Abstand verwendet. Die gezeigten Verläufe wurden durch Interpolation zwischen den Messpunkten erzeugt.

Für den 80 mm Riss wurden auch die Dehnungen in Quer- und Dickenrichtung der Probe gemessen. Damit konnten die Normalspannungen in den drei Messrichtungen ermittelt werden. Die gemessenen Dehnungen in Dickenrichtung variieren nur zwischen -2×10^{-4} und -5×10^{-4} m/m und zeigen keine eindeutige Tendenz zur Rissspitze hin. In Anbetracht des möglichen Fehlers der Messungen von ca. $\pm 0{,}8\times10^{4}$ m/m, ist die gemessene Dehnung in Dickenrichtung fast konstant. Für den Verlauf der Dehnungen in Querrichtung der Probe ist hingegen deutlich eine Beeinflussung durch die Rissgeometrie ersichtlich. Die Kontur der Isolinien wird im Rissligament nahezu gespiegelt, wobei die Dehnungswerte zum Rissligament hin abfallen und dort das Vorzeichen wechseln (Abbildung 45). Die gemessenen Werte liegen zwischen -4×10^{-4} und 6×10^{-4} m/m .

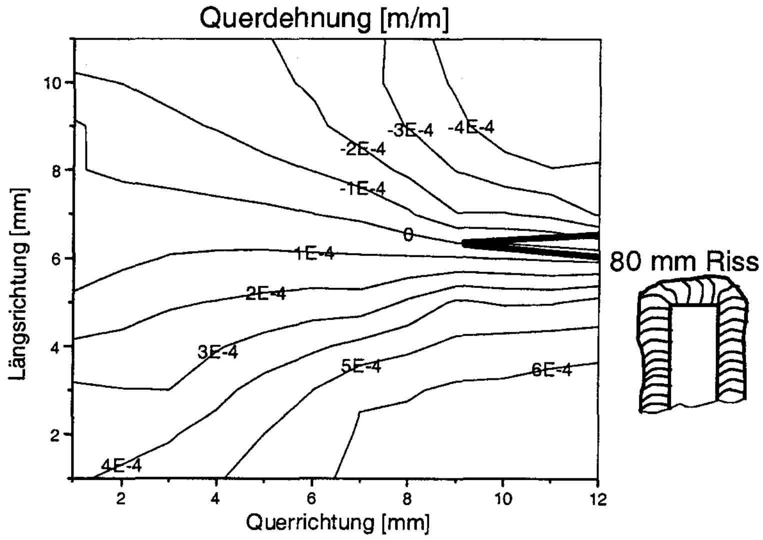


Abbildung 45: Am 80 mm Riss gemessene Dehnungen in Querrichtung

Die über das Hooke'sche Gesetz ermittelten Spannungen in Längs-, Quer- und Dickenrichtung für die Probe mit 80 mm Risslänge sind in Abbildung 46 bis Abbildung 48 dargestellt.

In Dickenrichtung variiert die Spannung deutlich geringer als in den beiden anderen Richtungen. Ein direkter Einfluss des Risses auf den Verlauf in Dickenrichtung ist nicht erkennbar.

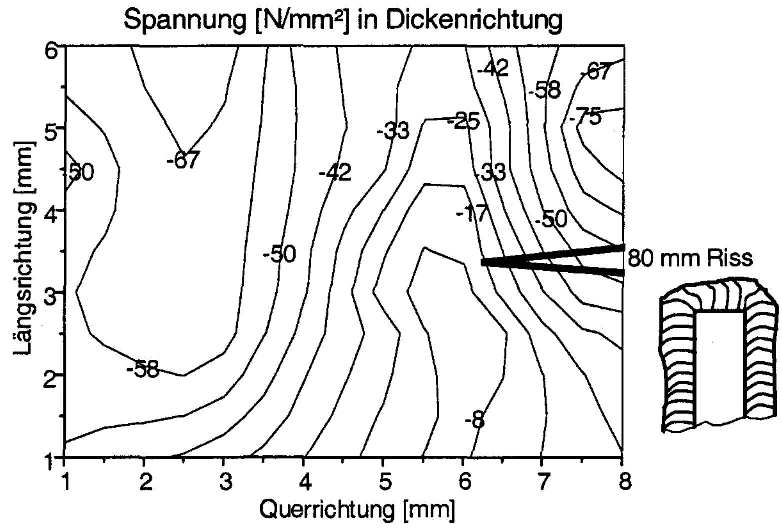


Abbildung 46: Am 80 mm Riss ermittelter Eigenspannungsverlauf in Dickenrichtung

Für den Eigenspannungsverlauf in Querrichtung in Abbildung 47 ist wie auch beim Dehnungsverlauf (Abbildung 45) ein Vorzeichenwechsel ungefähr im Bereich des Rissligaments festzustellen. Zur Steife hin sind die ermittelten Spannungswerte positiv und vom Betrage her höher als zu der der Steife abgewandten Seite.

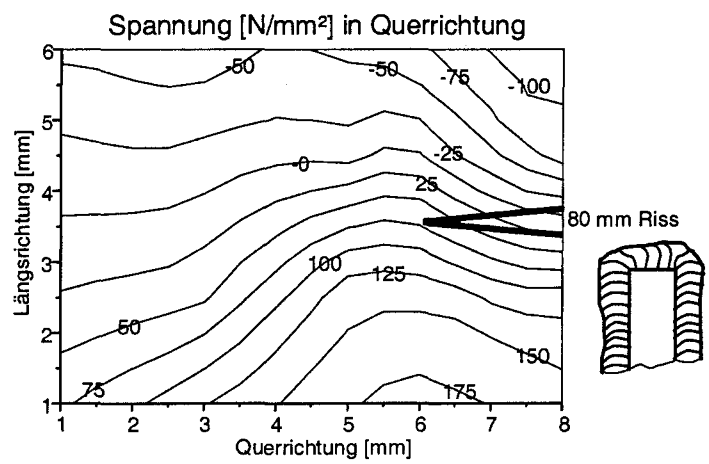


Abbildung 47: Am 80 mm Riss ermittelter Eigenspannungsverlauf in Querrichtung

Für die Spannung in Längsrichtung ist deutlich eine Konzentration an der Rissspitze mit einem Maximum von 215 N/mm² ersichtlich (Abbildung 48). Unter der Voraussetzung, dass sich an der Rissspitze eine plastische Zone ausbildet, müssten die maximalen Spannungen dort im Bereich der Streckgrenze liegen. Die Ausdehnung dieser Spannungsspitze ist aber örtlich so begrenzt, dass selbst mit dem kleinen Messvolumen von ca. 1×1×1 mm³ eine messtechnische Erfassung nicht möglich war.

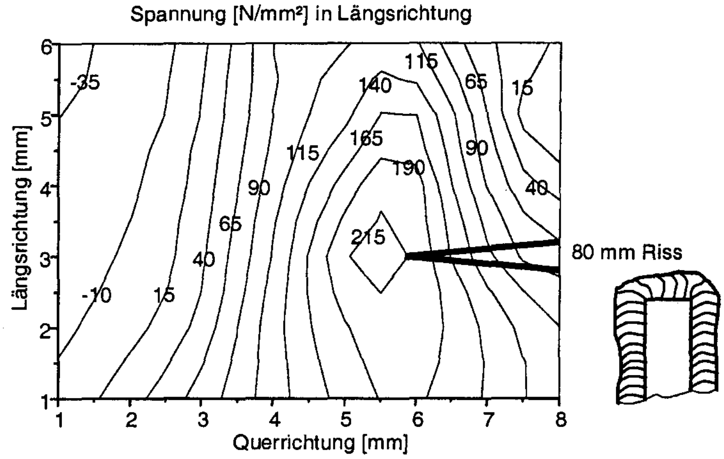


Abbildung 48: Am 80 mm Riss ermittelter Eigenspannungsverlauf in Längsrichtung

Vergleichend zu den Messungen mit dem Neutronendiffraktometer wurde exemplarisch am 80 mm langen Riss auch eine Messung mit der Röntgen-Diffraktionsmethode durchgeführt. Die Messungen wurden an derselben Probe und an derselben Rissspitze ausgeführt. Bei Durchführung der Messungen war die Probe nicht mehr in der Schwingprüfmaschine eingespannt. Somit wirkten keinerlei äußere Kräfte auf die Probe. Im Gegensatz zu den im Bauteilinneren messenden Neutronendiffraktometer wurden hier die an der Bauteiloberfläche wirkenden Eigenspannungen ermittelt. Die Ausdehnung eines Messpunktes war auf 1 mm im Durchmesser begrenzt. In Abbildung 49 sind die im Rissligament mit beiden Methoden gemessenen Eigenspannungen in Längsrichtung dargestellt. Die mit dem Röntgendiffraktometer ermittelten Eigenspannungen sind trotz gleich großer Messpunkte deutlich geringer. Besonders auffällig ist, dass der Spannungsanstieg zur Rissspitze hin nicht voll erfasst wurde. Das gemessene Spannungsmaximum liegt hier ca. 1 mm vor der Rissspitze. Direkt vor der Rissspitze fällt die Spannung dann um ca. 20 % zum gemessenen Maximum ab. Als Ursache hierfür sind die unterschiedlich großen plastischen Zonen im Inneren und an der Oberfläche der Probe zu betrachten. Während an der Oberfläche ein ebener Spannungszustand herrscht, wird im Inneren ein dreiachsiger Spannungszustand ausgebildet, der dem ebenen Dehnungszustand ähnelt. Infolge der Fließbehinderung durch die dritte Normalspannung bildet sich die plastische Zone im ebenen Dehnungszustand deutlich kleiner als im ebenen Spannungszustand und in einer anderen Form aus.

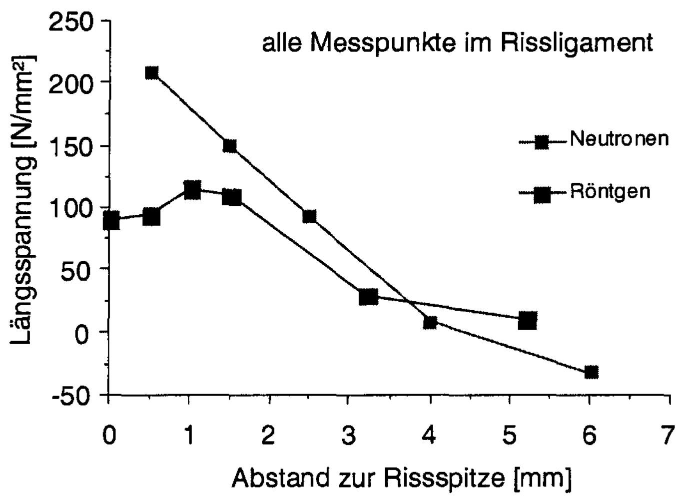


Abbildung 49: Eigenspannungen in Längsrichtung am 80 mm Riss

Unter der Annahme des von Mises'schen Fließkriteriums bei Kleinbereichsfließen kann die Größe der plastischen Zone ω für die Rissebene bzw. das Rissligament ($\theta = 0$) nach *Schwalbe (1980)* abgeschätzt werden:

$$\omega = \frac{1}{\pi}\left(\frac{K_I}{R_{p0,2}}\right)^2 \qquad \textit{für ESZ} \qquad (23)$$

$$\omega = \frac{1}{\pi}\left(\frac{K_I}{R_{p0,2}}\right)^2 (1-2\nu)^2 \qquad \textit{für EDZ} \qquad (24)$$

Unter Verwendung der Querkontraktionszahl $\nu = 0{,}28$ ist die plastische Zone im Ebenen Spannungszustand (ESZ) um Faktor 5 größer als im Ebenen Dehnungszustand (EDZ). Aus dem Rissfortschritt für diese Probe kann für die vorliegende Risslänge von 80 mm ein Spannungsintensitätsfaktor von ca. $K_I = 800$ N/mm$^{3/2}$ ermittelt werden. Damit ergibt sich für die plastische Zone unter Berücksichtigung der 0,2% Dehngrenze mit $R_{p0,2} = 380$ N/mm² eine Ausdehnung in der Rissebene von 0,71 mm für den ESZ und von 0,14 mm im EDZ.

Da an der Probenoberfläche die plastische Zone deutlich größer ist, sind die Messungen mit dem Röntgendiffraktometer in unmittelbarer Nähe der Rissspitze nur innerhalb der plastischen Zone möglich. In plastisch verformten Bereichen ist aber eine korrekte Messung nicht mehr gegeben

Als weiterer Grund für die niedrigeren Messwerte mit dem Röntgendiffraktometer ist noch aufzuführen, dass die röntgenographischen Messungen auf der konkaven Oberseite durchgeführt wurden. Hier lag die größte Veränderung der lastinduzierten Eigenspannungen durch das Ausspannen der Probe vor (siehe Kapitel 4.2).

6 BERECHNUNG DER SCHWEIßEIGENSPANNUNGEN

Um eine Simulation der Rissschließeffekte durchführen zu können, müssen zuvor die fertigungsinduzierten Eigenspannungen berechnet werden.

Die Temperaturfeldberechnungen können mit einem Finite-Elemente-Modell des ganzen Probekörpers bestehend aus Volumenelementen durchgeführt werden. Durch einen Abgleich der berechneten Temperaturverläufe an den gemessenen wird der Wärmewirkungsgrad für das Berechnungsmodell bestimmt. Der Wärmewirkungsgrad bewertet mit dem Verhältnis der für den Schweißvorgang umgesetzten und der aufgewendeten Energie den Energieumsatz des Schweißprozesses. Der ermittelte Wirkungsgrad wird dann auf ein thermomechanisches Modell übertragen, welches unter Ausnutzung der geometrischen Symmetrie auf ein Viertel der Größe des Vollmodells reduziert ist. Die Verkleinerung des Modells für die thermomechanische Analyse zur Ermittlung der Eigenspannungsverteilung ist zwingend erforderlich, um die Berechnungen hinsichtlich der verfügbaren Rechnerkapazitäten durchführen zu können.

Für die letztendlich angestrebte Simulation der Rissschließeffekte ist dann eine Übertragung des Eigenspannungszustandes auf ein Scheibenmodell notwendig.

Durch die örtliche Erwärmung beim Schweißprozess kann die temperaturbedingte Volumenänderung innerhalb eines Bauteils nicht frei ausgeführt werden. Die Behinderung der Ausdehnung hat durch die bei hohen Temperaturen geringe Fließgrenze des Werkstoffes eine plastische Stauchung in der Wärmeeinflusszone zur Folge. Beim anschließenden Abkühlen kann die Stauchung nicht vollständig abgebaut werden, so dass Eigenspannungen im Bauteil verbleiben.

6.1 Vereinfachungen

Beim Schweißvorgang reichen die Temperaturen im Werkstück von der Raumtemperatur bis über die Schmelztemperatur hinaus. Für eine physikalisch sinnvolle Betrachtung verwendete *Goldak et al. (1997)* drei Bereiche mit unterschiedlichem Werkstoffverhalten:

- Bis zur halben Schmelztemperatur T_m wird ein elastisch-plastisches Werkstoffverhalten verwendet. Es ist zeitunabhängig, das heißt jede Laständerung zieht unmittelbar eine Verformungsänderung nach sich.
- Von 0,5 – 0,8 T_m liegt ein viskoplastisches Werkstoffverhalten vor. Das Fließen erfolgt zeitabhängig mit einer endlichen Dehnungsgeschwindigkeit.
- Oberhalb von 0,8 T_m existiert keine Fließgrenze mehr. Das Werkstoffverhalten ist vergleichbar mit dem eines Newtonschen Fluids.

In Anlehnung an *Hinrichsen (1999)* wird für die hier durchgeführten Berechnungen nur das elastisch-plastische Werkstoffverhalten bis zu einer Temperatur von 750 °C genau erfasst. Das Verhalten oberhalb dieser Temperatur hat nur eine untergeordnete Bedeutung für die Ausbildung der Eigenspannungen, da die Fließgrenze bei diesen Temperaturen schon derart niedrig ist, dass der Werkstoff kaum noch in der Lage ist, Spannungen aufzunehmen. Somit kann unter Annahme einer sehr niedrigen Fließgrenze das elastisch-plastische Werkstoffverhalten auch für die hohen Temperaturbereiche verwendet werden.

Die Temperaturdifferenzen während des Schweißens führen zu örtlich und zeitlich versetzt auftretenden Dehnungen, mit Ausdehnungsbehinderungen für die höher erwärmten Bereiche, die nach Abkühlung Zugspannungen in Längsrichtung der Nähte bewirken. Aus Gleichgewichtsgründen entstehen dabei in den weiter außen liegenden kälteren Bereichen Druckeigenspannungen.

Anderseits können Umwandlungs-Eigenspannungen auftreten, wenn hoch erhitzte Bereiche im Verlauf der Erwärmung oder Abkühlung einer Phasenumwandlung und somit einer zusätzlichen Volumenänderung unterliegen, während umliegende kühlere Bereiche sich nicht umwandeln. Beim Erwärmen liegt die Phasenumwandlung vom kubisch-raumzentrierten Ferrit zum kubisch-flächenzentrierten Austenit in einem festen Temperaturbereich. Während der Abkühlung ist der Temperaturbereich der Phasenumwandlung und das neu entstehende Gefüge von der Stahlsorte und der Abkühlungsgeschwindigkeit abhängig. Während bei langsamer Abkühlung im Bereich der A_{C1}-Temperatur ein ferritisch-perlitisches Gefüge entsteht, wird bei sehr hohen Abkühlungsgeschwindigkeiten in einem deutlich niedrigeren Temperaturbereich von ca. 300-400 °C Martensit gebildet *(Wohlfahrt (1986))*. Unabhängig von dem entstehenden Gefüge findet die Phasenumwandlung während der Abkühlung unter Volumenvergrößerung statt und erzeugt damit Druckeigenspannungen, sofern für den Temperaturbereich der Umwandlung eine ausreichend hohe Warmstreckgrenze vorhanden ist.

Die Phasenumwandlung von Baustählen kann unter normalen Abkühlbedingungen, aufgrund der niedrigen Fließgrenze in diesem Temperaturbereich, vernachlässigt werden. Andernfalls ist die geometrische Größenordnung, in der die Phasenumwandlungen ablaufen, so klein, dass bei ihrer Berücksichtigung in einer Finite-Elemente-Rechnung eine deutlich höhere Anzahl von Elementen benötigt wird. Dadurch und auch aufgrund der zu berücksichtigenden signifikanten Unstetigkeiten für die Koeffizienten von Wärmekapazität und Wärmeausdehnung, würde der Aufwand zur numerischen Lösung erheblich steigen. Eine Untersuchung von *Mok und Pick (1989)* zeigt, dass die Vernachlässigung der Umwandlung unter den genannten Bedingungen gerechtfertigt ist.

Die genannten Vereinfachungen führen zu einer deutlichen Verringerung des Rechenaufwandes. Auch bei Berücksichtigung der tatsächlichen physikalischen Vorgänge für den hohen Temperaturbereich gäbe es aufgrund unbekannter Werkstoffparameter weiterhin Unsicherheiten für die Bestimmung der Eigenspannung im unmittelbaren Bereich der Wärmeeinflusszone. Da das Ziel der hier durchgeführten Berechnungen die Bestimmung des Eigenspannungszustandes über den gesamten Probenkörper ist, werden auch mit den hier beschriebenen Vereinfachungen ausreichend genaue Ergebnisse erreicht.

6.2 Grundlagen

6.2.1 Temperaturfelder

Wärmezufuhr und –verteilung hängen sowohl vom Schweißvorgang als auch von der Wärmeübertragung ab.

Die eingebrachte elektrische Leistung, beschrieben durch das Produkt von Stromstärke *I [A]* und Spannung *U [V]*, kann nicht im vollen Umfang zum Schweißen ausgenutzt werden, sondern geht zum Teil durch Wärmeverluste am Lichtbogen verloren Diese Verluste werden über den Wärmewirkungsgrad η_W erfasst. Für die effektive Wärmeleistung $\dot{Q}$ *[W]* beim Lichtbogenschweißen gilt nach *Rykalin (1957)*:

$$\dot{Q} = \eta_w U I \,. \tag{25}$$

Für das Lichtbogenschweißen mit Mantelelektroden liegt der Wirkungsgrad η_W nach *Radaj (1992)* im Bereich von 0,65 – 0,90.

Bestehen zwischen verschieden, nicht voneinander isolierten Körpern oder innerhalb verschiedener Bereiche eines Körpers Temperaturunterschiede, so fließt Wärme so lange von Orten höherer zu Orten tieferer Temperatur, bis sich die verschiedenen Temperaturen angeglichen haben. Man bezeichnet diesen Vorgang als Wärmeübertragung wobei verschiedene Arten zu unterscheiden sind:

- Bei der Wärmeübertragung durch Leitung in festen Körpern wird kinetische Energie durch die Beweglichkeit freier Elektronen im metallischen Gitter übertragen. Die Wärmeleitfähigkeit λ *[W/mK]* ist ein temperaturabhängiger Werkstoffkennwert.
- Die Wärmeübertragung vom Werkstück an die Umgebung wird zum einen durch Konvektion d.h. infolge einer Teilchenbewegung in der Umgebungsluft bewirkt und zum andern durch Strahlung, die sich ohne materielle Träger mit Hilfe der elektromagnetischen Wellen vollzieht. Die Beschreibung erfolgt mit Hilfe der Wärmeübergangskoeffizienten α_k und α_s *[W/m²K]* sowie der Werkstoff- und Umgebungstemperatur.

Neben den Werten für die Wärmeübertragung werden für die Beschreibung der nichtstationären Wärmeleitung folgende temperaturabhängige Werkstoffkennwerte benötigt:

- die massenspezifische Wärmekapazität *c [J/kgK]*
- und die Dichte ρ *[kg/m³]*.

Bei mehrdimensionaler isotroper Wärmeleitung genügt das von den kartesischen Ortskoordinaten *x, y* und *z* sowie von der Zeit *t* abhängige Temperaturfeld *T* der Fourierschen Wärmeleitungsgleichung:

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z}\right) = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \,. \tag{26}$$

Die Gleichung ist für vorgegebene Anfangs- und Randbedingungen zu lösen. Die Randbedingungen beschreiben den Wärmeaustausch mit der Umgebung, der im wesentlichen durch natürliche Konvektion und Strahlung verursacht wird und über die Wärmeübergangskoeffizienten α_k und α_s definiert ist. Als Anfangsbedingung wird im allgemeinen eine der Umgebungstemperatur entsprechende konstante Temperaturverteilung im Werkstück verwendet.

Eine ausführliche Darstellung der Wärmeleitungsgleichung findet man in *Boley und Weiner (1960)*.

6.2.2 Thermomechanisches Spannungsfeld

Schweißeigenspannungen werden mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode bestimmt, indem die thermische Energie schrittweise für den gesamten Schweißvorgang aufgebracht und in jedem Lastschritt die aus den Temperaturänderungen resultierenden elastischen und plastischen Dehnungen berechnet werden.

Für einen isotropen Werkstoff berechnet sich der thermische Dehnungsvektor mit:

$$\{\varepsilon_t\} = \alpha(T - T_0)\{b_t\}. \tag{27}$$

Da in einem isotropen Werkstoff die Temperaturänderung stets mit einer in allen Koordinatenrichtungen gleich großen volumetrischen Wärmedehnung verbunden ist, treten dabei keine Schubspannungen auf und der Zuordnungsvektor $\{b_t\}$ ist entsprechend mit 1 oder 0 besetzt. Für den ebenen Spannungszustand erhält man z.B.:

$$\{b_t\} = \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} \tag{28}$$

Der lineare Zusammenhang zwischen der Temperaturerhöhung T-T_0 und der Wärmedehnung ε_t besteht nur bei kleinen Temperaturänderungen. Werden diese größer, so ist der Wärmeausdehnungskoeffizient α temperaturabhängig und damit gilt innerhalb eines Temperaturinkrements ΔT:

$$\{\Delta\varepsilon_t\} = \alpha \cdot \Delta T\{b_t\} + \frac{\partial\alpha}{\partial T} T \cdot \Delta T\{b_t\}. \tag{29}$$

Durch die örtliche Erwärmung beim Schweißprozess kann die Wärmedehnung nicht frei ausgeführt werden und es entstehen Wärmespannungen. Diese bewirken in jedem Fall elastische und, beim Überschreiten der Fließgrenze, auch plastische Dehnungen. Die kinematisch verträgliche Gesamtdehnung $\{\varepsilon\}$, die sich aus den Verschiebungen des Kontinums durch Differentation nach den Koordinaten errechnet, setzt sich zusammen aus der elastischen Dehnung $\{\varepsilon_e\}$, der plastischen Dehnung $\{\varepsilon_p\}$ und der Wärmedehnung $\{\varepsilon_t\}$:

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon_e\} + \{\varepsilon_p\} + \{\varepsilon_t\} \tag{30}$$

Die zur inkrementellen Lösung des thermo-elasto-plastischen Strukturproblems benötigte vollständige Spannungs-Dehnungsbeziehung infolge der Temperaturänderung lautet:

$$\{\Delta\sigma\} = [E_p] \cdot \{\Delta\varepsilon\} - [E_p] \cdot \left(\alpha + \frac{\partial\alpha}{\partial T} T\right) \cdot \Delta T\{b_t\} - \{E_{pt}\} \cdot \Delta T \tag{31}$$

Die Plastizitätsmatrix $[E_p]$ und der Plastizitätsvektor der Temperaturänderung $\{E_{pt}\}$beinhalten die Elastizitätskonstanten, die Fließbedingungen sowie die Verfestigungsparameter.

Mit der bei duktilen metallischen Werkstoffen fast ausschließlich verwendeten Fließbedingung nach von Mises kann bei geeigneter Definition des Vektors für die Deviatorspannung $\{\sigma\}_D$, die Fließfunktion in folgender einfacher Form ausgedrückt werden:

$$\left(\frac{3}{2}\cdot\{\sigma\}_D^t\{\sigma\}_D\right)^{\frac{1}{2}}-\sigma_F(T)=0 \tag{32}$$

Dabei ist $\sigma_F(T)$ die temperaturabhängige Fließspannung, die aus einachsigen Zugversuchen gewonnen werden kann. $\{\ \}^t$ kennzeichnet den transponierten Vektor.

Das Verfestigungsverhalten wird im folgenden für das isotrope und das kinematische Verfestigungsgesetz vorgestellt. Unter isotroper Verfestigung ist ein in allen Belastungsrichtungen gleich hoher Anstieg der Fließgrenze durch plastische Formänderung zu verstehen. Die Steigerung der Fließspannung erfolgt durch eine gleichmäßige Vergrößerung der von-Mises-Ellipse, wobei der Ellipsenmittelpunkt im Koordinatenursprung des Hauptspannungsraumes verbleibt. Unter Berücksichtigung der isotropen Verfestigung ist die in der von Mises Fließbedingung zu berücksichtigende Fließgrenze auch vom Verfestigungsparameter κ abhängig.

$$\left(\frac{3}{2}\cdot\{\sigma\}_D^t\{\sigma\}_D\right)^{\frac{1}{2}}-\sigma_F(\kappa,T)=0 \tag{33}$$

Der Verfestigungsparameter κ ist eine positive skalare Größe, die aus der Summe der plastischen Arbeiten im Verlauf der Belastungsgeschichte berechnet wird.

Da bei der isotropen Verfestigung die Fließspannung mit jeder weiteren plastischen Dehnung nur wachsen kann, ergeben sich Widersprüche zu Belastungsabläufen mit Umkehrung. In Zugversuchen beobachtet man, dass das Werkstofffließen nach einer Lastumkehr deutlich früher einsetzt. Bei der kinematischen Verfestigung wird dieser sogenannte Bauschinger-Effekt berücksichtigt. Anstelle einer Vergrößerung der von-Mises-Ellipse wird in diesem Fall die Ellipse im Hauptspannungsraum verschoben. Um diesen Effekt zu erfassen, wird die von Prager modifizierte von Mises Fließbedingung

$$\left(\frac{3}{2}\cdot\{\sigma-\kappa\}_D^t\{\sigma-\kappa\}_D\right)^{\frac{1}{2}}-\sigma_F(T)=0 \tag{34}$$

verwendet *(Argyris u. Mlejnek, (1987))*. Der Verfestigungsparameter κ ist in diesem Fall ein Vektor, der die Translation des Zentrums der von-Mises-Ellipse im Hauptspannungsraum wiedergibt.

Beide Theorien der Werkstoffverfestigung können zur Berechnung von Schweißeigenspannungen verwendet werden. *Lindhorst (1999)* gibt einen ausführlichen Überblick über die von verschiedenen Autoren verwendeten Werkstoffmodelle. Da beide Theorien der Problemstellung nicht in jeder Hinsicht gerecht werden, ist es sinnvoll, eine Kombination von beiden zu verwenden. Bei der sogenannten kombinierten Verfestigung ist die Anfangsverfestigung isotrop, aber nach einer gewissen plastischen Dehnung entspricht das Verfestigungsverhalten dem kinematischen.

Die oben aufgeführten Gleichungen veranschaulichen nur einen Einblick in die grundlegenden Beziehungen der Thermomechanik. Eine ausführliche Darstellung zur Theorie der Thermoplastizität findet man unter anderem bei *Radaj (1975)* und *Karlsson (1986)*.

6.3 Werkstoffparameter

Folgende temperaturabhängige Werkstoffparameter werden für die Berechnung der schweißinduzierten Eigenspannungen berücksichtigt:

- Dichte ρ *[kg/m³]*
- spezifische Wärmekapazität *c [J/kgK]*
- Wärmeleitfähigkeit λ *[W/mK]*
- Wärmeübergangskoeffizienten α_k *und* α_s *[W/m²K]*
- Wärmeausdehnungskoeffizient α *[1/K]*
- Elastizitätsmodul *E [N/mm²]*
- Querkontraktionszahl ν *[-]*
- Fließgrenze σ_F *[N/mm²]*

Für die hier durchgeführten Berechnungen wird die Veränderlichkeit der Werkstoffkennwerte nur bis zu einer Temperatur von 800 °C berücksichtigt. Darüber hinaus werden die Werkstoffeigenschaften als konstant angesetzt, da aus bereits erwähnten Gründen die genaue thermomechanische Analyse auf den Temperaturbereich unter 800 °C beschränkt wird.

Für das eingebrachte Schweißgut und das Grundmaterial werden die gleichen Werkstoffparameter berücksichtigt.

Für den verwendeten Baustahl St52-3 konnten Angaben zum Werkstoffverhalten bis zu einer Temperatur von ca. 600°C aus dem *VDI-Wärmeatlas (1997)* oder dem Stahleisen-Werkstoffblatt *SEW 310 (1992)* entnommen werden. Beide Quellen basieren im wesentlichen auf den Untersuchungen von *Richter (1973)* und *(1983)*, wobei in der früheren Veröffentlichung zum Teil Angaben bis zu einer Temperatur von 1500°C vorliegen.

Für die nur schwach temperaturabhängige Werkstoffdichte wird in den Berechnungen mit $\rho = 7850$ *kg/m³* ein konstanter Wert verwendet. Der eigentliche leichte Abfall mit steigender Temperatur und die Unstetigkeitsstelle am Umwandlungspunkt haben einen vernachlässigbar kleinen Einfluss auf das Berechnungsergebnis.

Der Verlauf der differentiellen bzw. wahren spezifischen Wärmekapazität ist für alle un- und niedriglegierten Stähle ziemlich einheitlich. Er steigt bis zu einer Temperatur von ca. 725 °C stetig an und fällt dann nahezu auf den Ausgangswert wieder ab. Dieser Abfall im Bereich der Umwandlungstemperatur beschreibt den Einfluss der Gefügeänderungen auf das Temperaturfeld. Hierbei wird Wärme erzeugt oder verbraucht, ohne dass eine Temperaturänderung auftritt. Unter den vorgenannten Vereinfachungen hat dies nur einen unwesentlichen Einfluss auf die Temperaturfeldberechnungen und kann nach *Goldak (1997)* vernachlässigt werden (Abbildung 50).

Die Wärmeleitfähigkeit des niedriglegierten Stahls St 52-3 nimmt im Temperaturbereich von 100 bis 800°C ab und steigt dann wieder leicht an. In Anlehnung an *Mahrenholtz und Hamann (1994)* wird in den Berechnungen ab der Schmelztemperatur von ca. 1500° C zusätzlich ein starker Anstieg verwendet, um den hohen Wärmetransport in der Schmelze durch Konvektion und einen unruhigen Lichtbogen zu approximieren. Damit wird in den Berechnungen eine unrealistische Temperaturüberhöhung in der Schmelzzone vermieden (Abbildung 50).

Die Wärmeübergangskoeffizienten für Konvektion und Strahlung werden in den Berechnungen zu einem Wert zusammengefasst. Der Verlauf über die Temperatur ist aus *Hinrichsen (1999)* übernommen. Der Wärmeübergangskoeffizient für Strahlung wurde dort für die unbehandelte Oberfläche eines Baustahls RSt 37-2 experimentell bestimmt und deckt näherungsweise den Bereich schiffbaulicher Anwendungen ab.

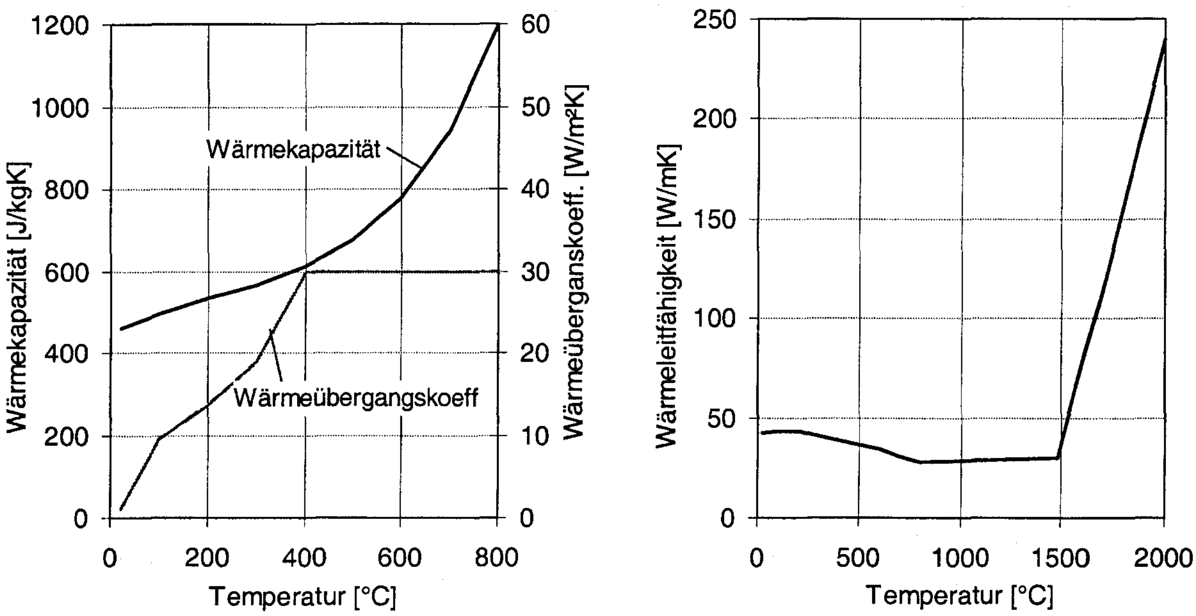


Abbildung 50: Thermische Werkstoffkennwerte

Für die thermomechanischen Berechnungen ist die Verwendung des differentiellen Wärmeausdehnungskoeffizienten α erforderlich. Bis zu einer Temperatur von *600 °C* können die Werte aus dem Stahleisen-Werkstoffblatt *SEW 310 (1992)* direkt entnommen werden. Darüber hinaus ist eine Umrechnung aus den, in *Richter (1973)* enthaltenen, mittleren Wärmeausdehnungskoeffizienten $\overline{\alpha}$ erforderlich:

$$\alpha = \overline{\alpha} + \frac{d\overline{\alpha}}{dT}(T - T_0) \qquad (35)$$

Der mittlere Wärmeausdehnungskoeffizient $\overline{\alpha}$ bezieht sich auf den Unterschied zwischen der aktuellen Temperatur T und der Anfangstemperatur T_0. Der differentielle Wärmeausdehnungskoeffizient α bezieht sich auf einen kleinen Temperaturschritt.

Die aus den Phasenumwandlungen resultierenden Diskontinuitäten im Bereich der Umwandlungstemperatur werden in den Berechnungen nicht berücksichtigt. Der Wärmeausdehnungskoeffizient α kann aufgrund der niedrigen Warmfließgrenze ab einer Temperatur von $T = 500$ °C als konstant angenommen werden (Abbildung 51).

Der Elastizitätsmodul E fällt nach *Richter (1973)* bis zu einer Temperatur von etwa 600 °C relativ mäßig ab. Danach wird der Abfall deutlich steiler und nach *Egge (1981)* geht der Elastizitätsmodul bei einer Temperatur von ca. 800 °C gegen Null (Abbildung 51).

Die Querkontraktionszahl ν steigt nach *Richter (1973)* im Temperaturbereich bis ca. 700 °C nur geringfügig an. Im höheren Temperaturbereich wird der Anstieg steiler und nach *Radaj (1992)* wird in der Schmelze für die Querkontraktionszahl ein Wert von $\nu = 0{,}5$ erreicht.

Die in den Berechnungen verwendeten Verläufe der thermomechanischen Werkstoffkennwerte sind in Abbildung 51 dargestellt.

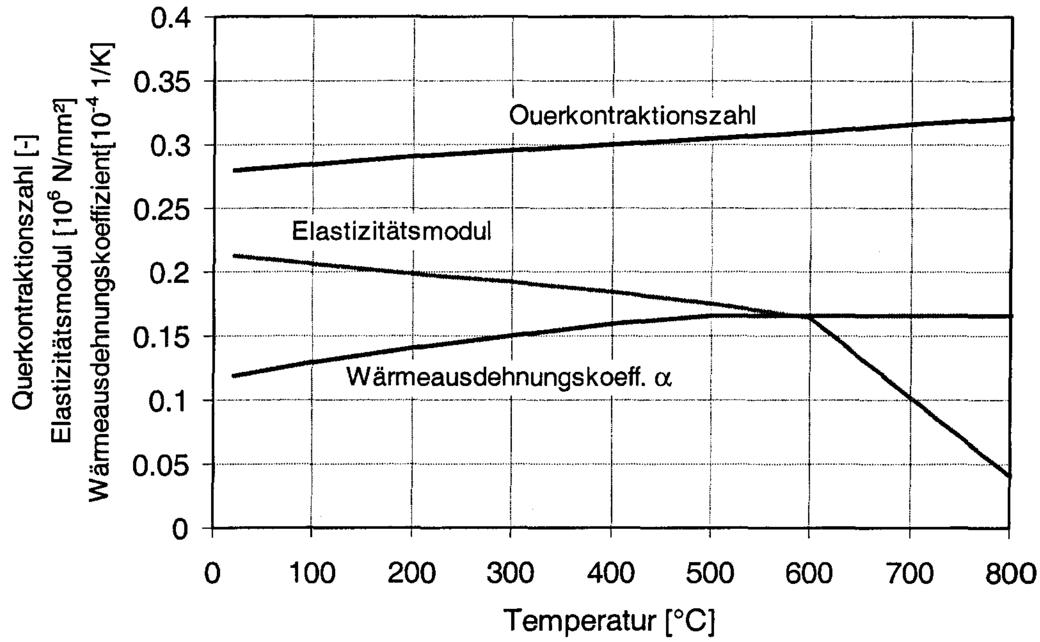


Abbildung 51: Thermomechanische Werkstoffkennwerte

Zur Vermeidung numerischer Probleme muss sowohl der Anstieg der Querkontraktionszahl als auch der Abfall des E-Moduls sinnvoll begrenzt werden. Da in den durchgeführten Berechnungen das Werkstoffverhalten nur bis ca. 750 °C genau erfasst ist, wird in Anlehnung an *Hinrichsen (1999)* der Anstieg der Querkontraktionszahl auf $\nu = 0{,}32$ und der Abfall des Elastizitätsmoduls auf $E = 40.000\ N/mm^2$ bei einer Temperatur von 800 °C begrenzt und für die höheren Temperaturen dann konstant fortgesetzt. Das Verhalten oberhalb dieser Temperatur hat aufgrund der niedrigen Warmfließgrenze nur eine untergeordnete Bedeutung für die Ausbildung der Eigenspannungen.

Angaben über die Temperaturabhängigkeit der Fließgrenze und der Zugfestigkeit von Stählen findet man nur unzureichend in den Werkstoffblättern. In *FEZEN (1990)* sind die Fließgrenzen bis 300 °C aufgeführt, wobei es sich aber nur um die zu erfüllenden Mindestwerte handelt. Da die Fließgrenze eines Stahlwerkstoffes eine erhebliche Streuung aufweist, können die tatsächlichen Werten deutlich höher liegen. In *Hinrichsen (1999)* findet man Angaben über die Temperaturabhängigkeit der Fließgrenze von Baustahl, die unterschiedliche Autoren ihren Berechnungen von Schweißeigenspannungen zugrunde gelegt haben. In *Rothman (1988)* gibt es Angaben über zwei Stähle (ASTM A441 und ASTM A537) die in ihrer chemischen

Zusammensetzung dem St52-3 ähnlich sind. Diese normierten Kennwerte für Fließgrenze und Zugfestigkeit beziehen sich auf die Festigkeitswerte bei Raumtemperatur. Sie werden für die hier durchgeführten Berechnungen verwendet. Die Werte stimmen auch relativ gut mit den von *Hinrichsen (1999)* verwendeten überein.

Zur Ermittlung der Festigkeitskennwerte bei Raumtemperatur für den hier verwendeten Baustahl St 52-3 wurden drei Zugversuche mit Flachzugproben nach *DIN EN 10002-1 (1998)* durchgeführt (siehe Kapitel: Vorbereitung der Versuchskörper).

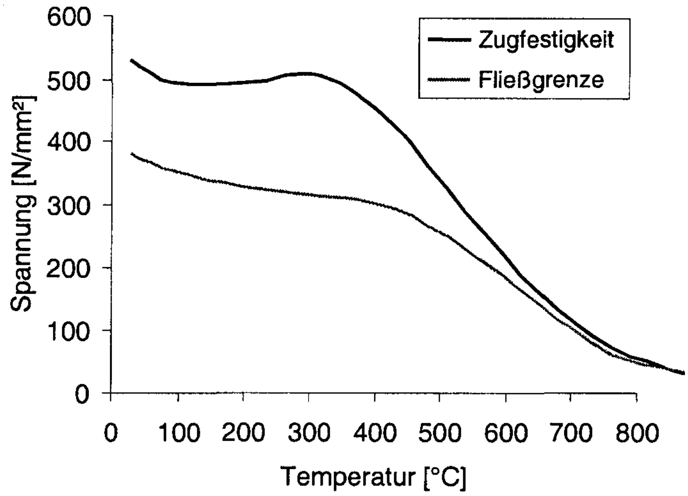


Abbildung 52: Temperaturabhängige Festigkeitskennwerte

Unter Verwendung der in Abbildung 52 aufgeführten Werte für die Fließgrenze σ_F und der Zugfestigkeit R_m werden die in Abbildung 53 dargestellten Spannungs-Dehnungskurven ermittelt.

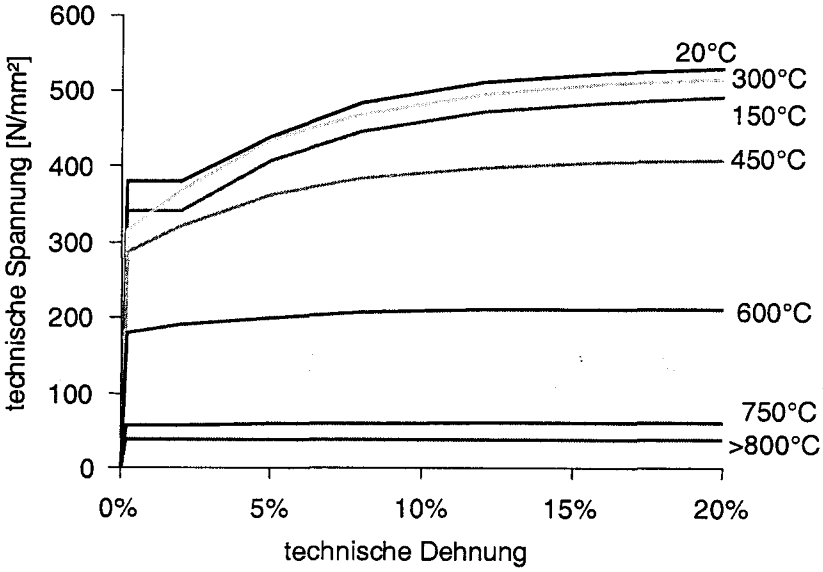


Abbildung 53: Spannungs-Dehnungskurven

Bei den niedrigen Temperaturen verfestigt der Werkstoff deutlich. Die Spannungs-Dehnungskurve für $T = 150\ °C$ hat keine Anfangsverfestigung. Wie auch bei Raumtemperatur setzt hier die Verfestigung erst bei der 2 % Dehngrenze ein. Im Temperaturbereich ab 600 °C ist kaum noch eine Werkstoffverfestigung vorhanden.

Die durchgeführten thermomechanischen Berechnungen mit der Finite-Elemente-Methode berücksichtigen große Werkstoffdehnungen. Dazu muss die Eingabe der Verfestigungskurven in Form der wahren (Cauchy-)Spannungen σ_{cauchy} und der logarithmischen Dehnungen ε_{log} erfolgen. Mit folgender Umrechnung können die Eingabewerte mit Hilfe der technischen Spannung σ_{tech} und Dehnung ε_{tech} bestimmt werden:

$$\varepsilon_{log} = ln\left(1 + \varepsilon_{tech}\right) \quad , \tag{36}$$

$$\sigma_{cauchy} = \sigma_{tech}\left(1 + \varepsilon_{tech}\right) \quad . \tag{37}$$

6.4 Berechnung der Temperaturfelder

Modellbildung

Durch einen Vergleich der gemessenen und berechneten Temperaturverläufe kann der Wärmewirkungsgrad des Berechnungsmodells bestimmt werden. Für einen möglichst realistischen Abgleich wird für die Temperaturfeldberechnungen mit dem Finite-Elemente-Programm *MSC-MARC 2000* ein Modell des ganzen Versuchskörpers verwendet (Abb. 55). Das Modell besteht aus isoparametrischen Volumenelementen mit je 8 Knoten. Für die lokal hoch erhitzten Bereiche erfolgt eine Verfeinerung des Netzes. Insgesamt hat das Modell 10696 Elemente mit 13726 Knoten. Die Schrittweite bei der zeitlichen Integration wird vom Programm unter Einhaltung einer maximalen Temperaturänderung selbst angepasst.

Das FE-Modell umfasst die Bauteile Grundplatte und Steife sowie die Elemente für die Naht, die mit dem ersten Zeitschritt schon alle existieren. Diese geometrischen Vereinfachungen sind hinsichtlich der späteren thermomechanischen Analyse vertretbar, da deren Zweck die Ermittlung des Eigenspannungszustandes für den gesamten Probekörper ist und weniger auf die Berechnung der Spannungsspitzen im Nahtbereich abzielt.

Die Wärmeeinbringung erfolgt im FE-Modell durch eine bewegte Volumenquelle. Die gleichmäßige Quelle ist *5 mm* lang und umfasst die Kehlnaht sowie das angrenzende Grundmaterial über eine Tiefe von 1,75 mm. Damit ist die Wärmequelle in etwa so breit und lang wie der Elektrodendurchmesser. Mit diesen Abmessungen der Wärmequelle werden nach *Lombera et al. (1990)* ausreichend genaue Temperaturfelder erreicht. Der Schweißvorgang im Vollmodell wird nur bis zum ersten Absetzen des Lichtbogens simuliert (siehe Abbildung 8 auf Seite 13). Dabei wird nur die Steife an der Oberseite über die halbe Länge angebunden. Damit kann ein ausreichender Vergleich der Temperaturverläufe zwischen Messung und Rechnung erfolgen. Durch die Variation des Wirkungsgrades in der Berechunung wird dieser für die sichtbar beste Übereinstimmung der Verläufe für die weiteren Berechnungen festgelegt. Die Simulation des Schweißvorgangs mittels einer beweglichen Wärmequelle umfasst 1050

Zeitinkremente. Die vollständige Abkühlung auf Raumtemperatur dauert ca. 6 Stunden und erfordert noch weitere 50 Zeit- bzw.- Rechnungsschritte.

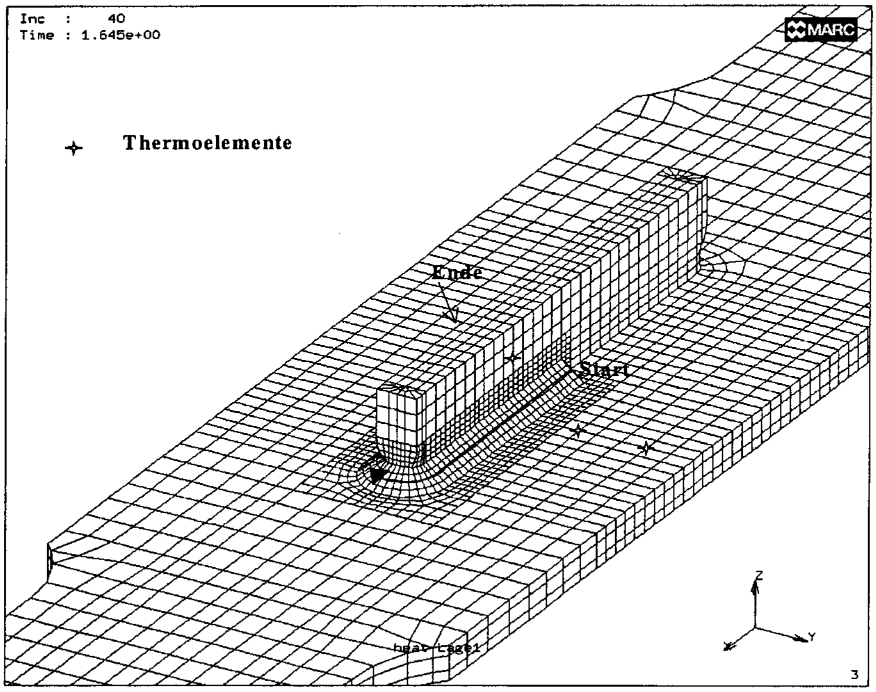


Abbildung 54: Vollmodell für Temperaturberechnungen

Ergebnisse und Vergleich mit Messung

Für den in den Berechnungen verwendeten Wärmewirkungsgrad von $\eta_w = 0,85$ zeigt Abbildung 55 den Vergleich zwischen Rechnung und Messung. Der Schweißvorgang dauerte über die ersten 50 Sekunden an.

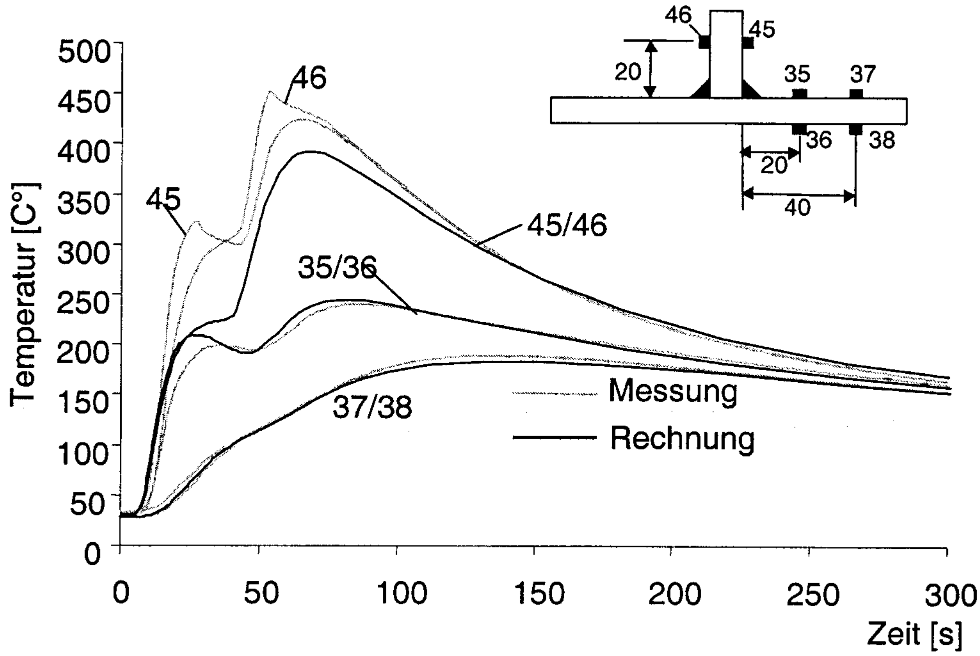


Abbildung 55: Temperaturverläufe aus Messung und Rechnung mit dem Vollmodell

Die Messwerte an der Steife zeigen in der Erwärmungsphase eine deutliche Temperaturdifferenz über die Materialdicke. Die Temperatur an Ober- und Unterseite der Grundplatte ist für die äußeren Messpunkte 37 und 38 identisch. Bei den Messpunkten mit 20 mm Abstand zur Nahtwurzel ist das Thermoelement an der Oberseite (Nr. 35) defekt gewesen, somit liegen dort nur die Messwerte an der Unterseite vor. Die berechnete Temperaturverteilung ist über die Materialdicke an allen drei Positionen nahezu konstant. In der Berechnung liegt ein Temperaturabfall über die Dicke nur an Positionen mit weniger als 15 mm Abstand zur Nahtwurzel vor. Der Grund für den nicht so ausgeprägten Temperaturabfall über die Materialdicke für die berechneten Werte kann auf die deutlich höhere Umgebungstemperatur im Bereich der Schweißquelle zurückgeführt werden. Dadurch ist dort der Wärmeübergang an die Umgebungsluft deutlich geringer. Dies führt zu den höheren Materialtemperaturen im Vergleich zur Gegenseite. In den Berechnungen wurde eine konstante Umgebungstemperatur von $T = 20\ °C$ berücksichtigt. Damit konnte diese Gegebenheit nicht hinreichend genau wiedergeben werden.

Die Temperaturmaxima werden an allen Messpunkten sowohl in der Messung als auch in der Simulation erst nach Beendigung des Schweißvorgangs in der ersten Phase der Abkühlung erreicht.

Sowohl die gemessenen als auch die berechneten Werte weisen deutlich höhere Temperaturen in der Steife aus. Dies ist auf den wesentlich kleineren Querschnitt der Steife zurückzuführen, der ziemlich schnell zum Durchwärmen der Steife führt und somit die Wärmeableitung verzögert. Die ausgeprägtere Temperaturdifferenz zwischen Steife und Platte für die gemessenen Werte lässt erkennen, dass die Wärme nicht zu gleichen Teilen in die Steife und die Platte eingebracht wird. Der Grund hierfür könnte an einem flachen Neigungswinkel gegenüber der Platte für die Haltung der Elektrode liegen. Damit ist die Elektrodenspitze mehr auf die Steife gerichtet und leitet dort somit auch mehr Energie ein.

Im weiteren Verlauf des Schweißvorganges zur Anbindung der Steife auf der Unterseite funktionierte auch das Thermoelement Nr. 35. Die dabei gemessene Temperaturverteilung über die Materialdicke ist auch für die inneren Messpunkte 35 und 36 auf der Grundplatte nahezu konstant, wobei zu diesem Zeitpunkt ein höheres Temperaturniveau vorliegt, da die Oberseite noch nicht vollständig abgekühlt war.

Der in Abbildung 56 gezeigte Temperaturverlauf umfasst die Anbindung der ganzen Steife auf der Unterseite, das entspricht zwei Schweißzügen je 50 Sekunden. Die Messpunkte 45/46 stellen den Temperaturverlauf in der an der Oberseite befindlichen Steife dar, während die Steife an der Unterseite verschweißt wird. Trotz der deutlich größeren Distanz zur Wärmequelle für die Messpunkte an der Steife im Vergleich zu den Messpunkten 35/36 auf der Grundplatte herrscht an beiden Positionen ungefähr das gleiche Temperaturniveau.

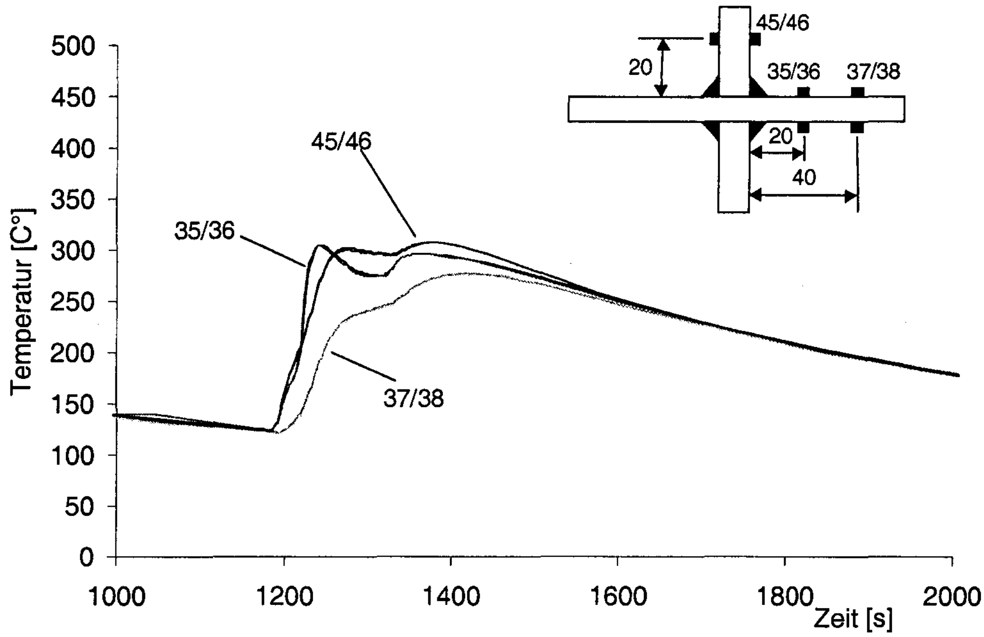


Abbildung 56: Gemessener Temperaturverlauf bei Anbindung der Steife auf der Unterseite

Im Rahmen der thermomechanischen Analyse mit einem Viertelmodell werden die Abweichungen nach Abbildung 57 im Temperaturverlauf zum Vollmodell akzeptiert. Dabei werden für das Viertelmodell (Abbildung 58, Seite 71) in der Grundplatte leicht überhöhte Temperaturen erreicht. Der Wirkungsgrad von $\eta_w = 0{,}85$ wurde beibehalten. Der Wärmeübergangskoeffizient zur Umgebung wurde um 67 % erhöht, um einen Ausgleich für die kleinere Bauteiloberfläche zu schaffen, an der die Wärme abgegeben wird.

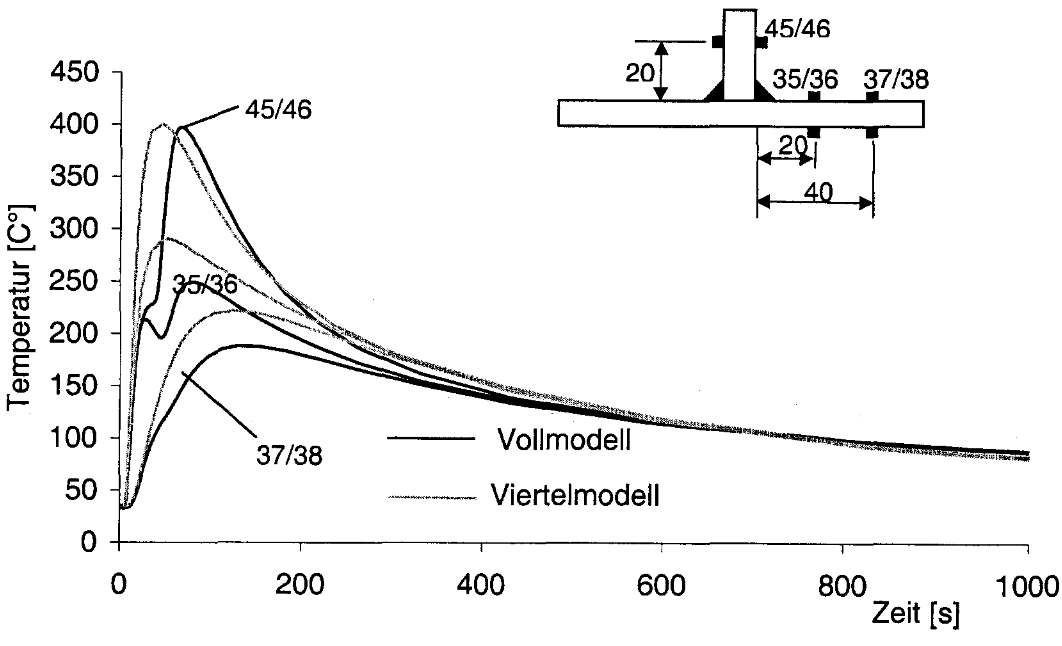


Abbildung 57: Temperaturverläufe für das Viertel- und das Vollmodell

6.5 Thermomechanische Modelle

Für die thermomechanische Analyse zur Berechnung der fertigungsinduzierten Eigenspannungsverteilung im Probekörper wird unter Ausnutzung der geometrischen Symmetrie ein Viertelmodell verwendet.

Nach Ermittlung der Eigenspannungsverteilung mit einem Volumenmodell erfolgt eine Übertragung des Eigenspannungszustandes auf ein Scheibenmodell, um die beabsichtigten Rissfortschrittsberechnungen durchführen zu können.

6.5.1 Volumenmodell

Die thermomechanische Simulation des Schweißprozesses wird mit dem FE-Programm *MSC-MARC 2000* unter Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit aller Werkstoffparameter durchgeführt. Als Fließkriterium wird die von-Mises Fließbedingung mit kombinierter Verfestigung verwendet.

Randbedingungen

Bei den Randbedingungen ist zwischen den thermischen und mechanischen zu unterscheiden. Wie schon erwähnt, muss die Symmetrie des Modells in Längs- und Querrichtung ausgenutzt werden, um die Berechnungen hinsichtlich der verfügbaren Rechnerkapazitäten überhaupt durchführen zu können. Hinsichtlich der thermischen Belastung existiert diese Symmetrie nicht. Mit dem symmetrischen Modell wird eine gleichzeitige Wärmeeinbringung an vier Positionen abgebildet die nicht der Realität entspricht, aber als Näherungsannahme verwendet wird.

Die Modellgeometrie ließe auch noch eine weitere Symmetrieebene in Dickenrichtung der Grundplatte zu, die aber wegen der bekannten Verwölbung aus dem Schweißprozess nicht ausgenutzt wird.

Die Lagerung des Modells ist eine mechanische Randbedingung. Sie hat Einfluss auf die Eigenspannungsverteilung. Aufgrund der Symmetrieausnutzung muss das Modell nur noch in z-Richtung gelagert werden. Dies erfolgt, wie im Experiment, an den Probenenden.

Hinsichtlich der thermischen Randbedingung sind die Symmetrieebenen für gewöhnlich adiabat, d.h. der Wärmestrom ist dort verschwindend klein. Da die thermische Symmetrie hier nicht existiert, wird dort, wie an allen Außenflächen, ein Wärmeübergang an die Umgebung nach Abbildung 50 berücksichtigt.

Modellbildung

Das FE-Netz wurde im Verlauf der Berechnung jeweils im Bereich der Schweißwärmequelle selbstadaptierend verfeinert, da lediglich hier hohe Temperatur- und Spannungsgradienten vorliegen. Üblicherweise reicht eine unabhängige Berechnung der Temperaturfelder für die gesamte Aufwärm- und Abkühlphase, die dann für die zweite mechanische Berechnung als Belastungsgeschichte wieder eingelesen werden. Um das selbstadaptierende Netz verwenden zu können, musste aber eine gekoppelte Berechnung durchgeführt werden. Das heißt nach jedem Temperaturschritt wurde auch unmittelbar die mechanische Reaktion berechnet.

Die Wärmeeinbringung erfolgt durch eine bewegte Volumenquelle entsprechend dem thermischen Vollmodell. Die Schweißprozesse an Ober- und Unterseite dauern jeweils 25 Sekunden. Dazwischen kühlt die Probe für 100 Sekunden ab. Diese Zeit entspricht der Zeit zum Drehen der Probe. Die endgültige Abkühlung auf Raumtemperatur dauert ca. 6 Stunden. Insgesamt werden hierfür 1458 Berechnungsschritte ausgeführt. Die Schrittweite wird vom Programm selbst unter Einhaltung einer maximalen Temperaturänderung (Aufwärmung: 100°C, Abkühlung: 50°C) angepasst. Abbildung 58 zeigt die Diskretisierung der Probe für die Abkühlphase, d.h. alle Netzverfeinerungen sind schon ausgeführt. Das Modell hat dann 7536 isoparametrische 8-Knoten-Elemente mit 9455 Knoten.

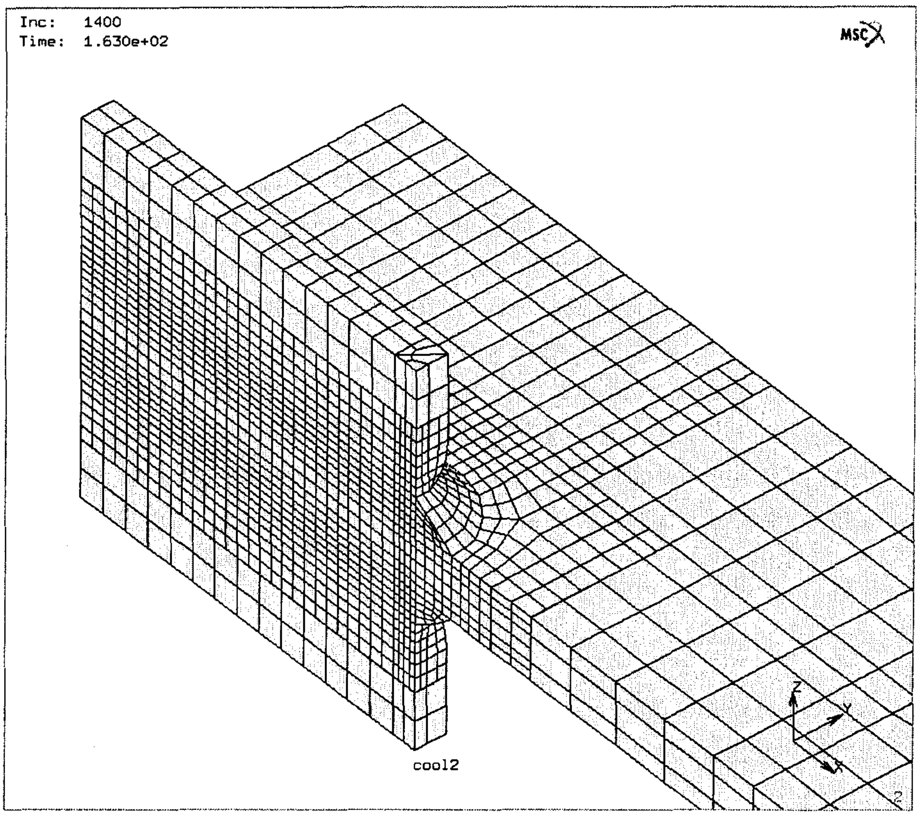


Abbildung 58: Viertelmodell für die thermomechanische Analyse

Vernachlässigung der Umwandlungsspannungen

Die Berechnung der Eigenspannungen erfolgt unter Berücksichtigung der Schrumpfspannungen. Die Umwandlungsspannungen konnten nach Abschätzung der Abkühlzeit $t_{8/5}$ und unter Berücksichtigung der messtechnisch erfassten Eigenspannungen vernachlässigt werden.

Die Abkühlzeit $t_{8/5}$ im Temperaturbereich zwischen etwa 850 und 500 °C ist von maßgeblicher Bedeutung für den Temperaturbereich der Phasenumwandlung von un- und niedriglegierten Stählen. Die Abkühlung erfolgt um so rascher, je kleiner die Wärmezufuhr und die Ausgangstemperatur sind. Es erfolgt eine Abschätzung der Abkühlzeit nach *Dorn (1986)*. Für mittlere thermophysikalische Werkstoffkennwerte von Stählen wird $t_{8/5}$ in Abhängigkeit der Wärmeeinbringung, Vorwärmung, Blechdicke und Verbindungsform (Nahtart) bestimmt. Ausgehend von einer Streckenenergie von 14,5 kJ/cm und fehlender Vorwärmung zum Beginn der Schweißung beträgt die Abkühlzeit $t_{8/5}$ für einen Kreuzstoß mit 12,5 mm Blechdicke ca.

8,5 Sekunden. Diese Abschätzung steht in guter Übereinstimmung mit einer entsprechenden Abkühlkurve aus der FE-Berechnung mit dem Vollmodell. Für einen Knoten aus der Wärmeeinflusszone am unteren Nahtübergang vom Steifenende beträgt die Abkühlzeit $t_{8/5} = 9$ s. Bei Berücksichtigung einer Vorwärmtemperatur von t = 130 °C nach Abbildung 56 für die Schweißung an der Unterseite erhöht sich nach *Dorn (1986)* die Abkühlzeit $t_{8/5}$ auf 17 Sekunden

Anhand des Schweiß-ZTU-Schaubildes für den Stahl St52-3 nach *Seyffarth (1982)* kann der Abkühlzeit $t_{8/5}$ die entsprechende Abkühlungskurve zugeordnet werden und der Temperaturbereich in dem die Phasenumwandlung stattfindet, bestimmt werden. Für die kurze Abkühlungszeit von $t_{8/5} = 8{,}5$ s setzt die Phasenumwandlung bei 520 °C ein und bei 400°C sind über 60 % des Austenits in Bainit (Zwischenstufengefüge) umgewandelt. Die restlichen 40 % des Gefüges wandeln sich bis 300 °C in Martensit um. Bei einer Abkühlzeit von 17 s entstehen 85 % Bainit im Temperaturbereich von 600 bis 440 °C.

Nach einem Vergleich mit einem von *Wohlfahrt (1986)* dokumentierten Abkühlungsverlauf kann bei der Abkühlzeit von $t_{8/5} = 17$ s der Einfluss von Umwandlungsspannungen ausgeschlossen werden. Für die kurze Abkühlungszeit ist dies nicht mehr gegeben. Die röntgenographischen Messungen der fertigungsinduzierten Eigenspannungen zeigten aber einen ausgeprägteren Eigenspannungszustand an der zuerst geschweißten Seite (Abbildung 34 auf Seite 45) und belegen damit, dass auch bei den kurzen Abkühlungszeiten kein deutlicher Einfluss der Umwandlungsspannungen vorliegt. Läge dieser vor, so hätten die Eigenspannungen an der zuerst geschweißten Seite niedriger sein müssen, da die Phasenumwandlungen während der Abkühlung unter Volumenvergrößerung und damit unter Erzeugung von Druckeigenspannungen stattfinden.

Ergebnisse

Die Darstellung der Ergebnisse beschränkt sich auf die Eigenspannungen in Längsrichtung des Probenkörpers. Für die Betriebsfestigkeit ist in erster Linie diese in Lastrichtung wirkende Eigenspannung maßgebend.

Die berechneten Eigenspannungen nach einlagiger Schweißung an Ober- und Unterseite gehen aus Abbildung 59 hervor. Es sind deutlich die hohen Zugeigenspannungen im Bereich der Naht und die aus Gleichgewichtsgründen resultierenden Druckeigenspannungen im äußeren Bereich der Grundplatte ersichtlich. Die Zugeigenspannungen fallen im Bereich der Naht zum Steifenende hin deutlich ab, wobei aber am unteren Nahtübergang der Umschweißung ein weiteres lokales Spannungsmaximum vorliegt.

In Abbildung 61 sind die Längseigenspannungen im Schnitt des voraussichtlichen Rissverlaufes dargestellt. Im Gegensatz zu den röntgenographischen Messungen, die einen ausgeprägteren Eigenspannungszustand an der zuerst geschweißten Seite ermittelten, liegt bei den berechneten Eigenspannungen kein nennenswerter Unterschied zwischen Ober- und Unterseite vor.

Mit Ausnahme des Bereichs am Nahtübergang sind die berechneten Eigenspannungen im betrachteten Schnitt über die Dicke betrachtet annähernd konstant. Im FE-Modell trat keine Biegeverformung der Grundplatte auf, da die Steifen schon vor dem Beginn der Berechnung an der Grundplatte angeschlossen waren und somit die Biegesteifigkeit der Probe während des Schweißprozesses zu hoch war. In Anbetracht der notwendigen Vereinfachung des FE-Modells auf ein Scheibenmodell zur Simulation des Rissschließens werden die Biegeverformungen ohnehin vernachlässigt. Im Kapitel: „Versuche mit statischer Last“ konnte nachgewiesen werden, dass die aus den Biegeverformungen resultierenden Spannungen im Vergleich zu den aufgebrachten Lastspannungen vernachlässigbar sind. Damit wird das hier erreichte Ergebnis zur Ermittlung der Eigenspannungen mit einem Volumenmodell als ausreichend betrachtet.

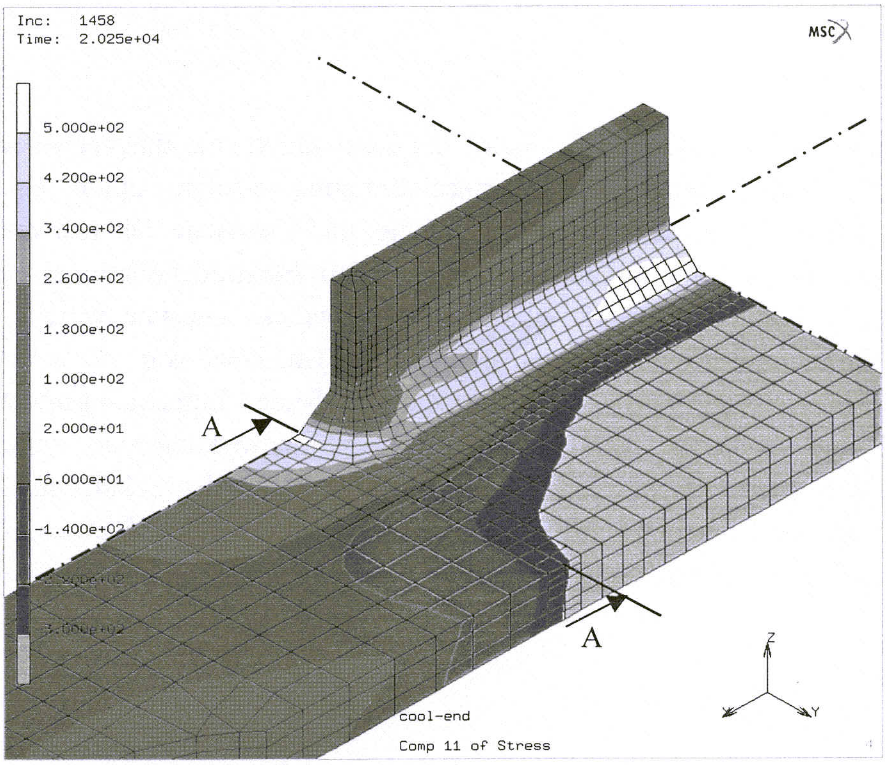


Abbildung 59: Berechnete Eigenspannungen mit dem Viertelmodell

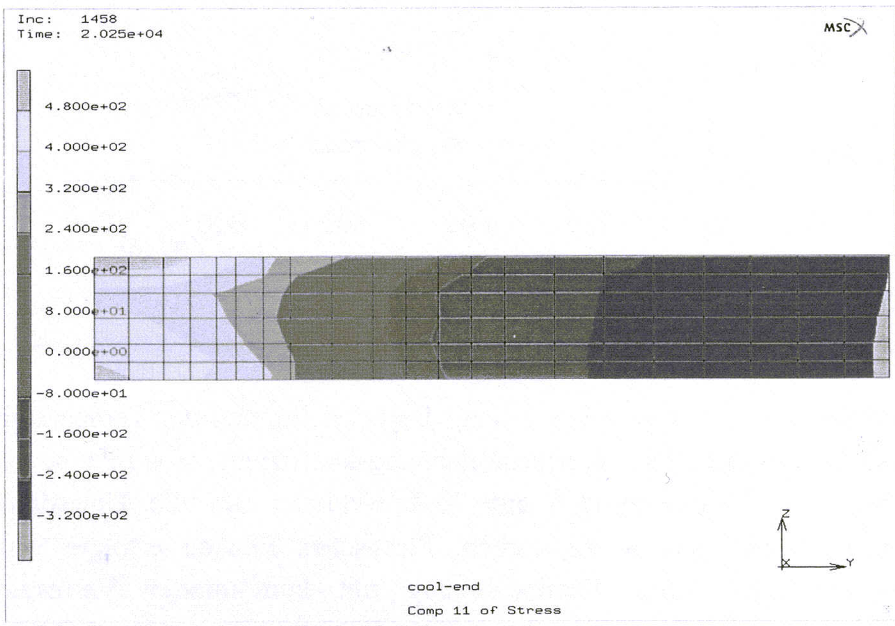


Abbildung 60: Berechnete Eigenspannungen im Schnitt A-A

6.5.2 Scheibenmodell

Die nichtlineare Strukturanalyse zum Rissfortschritt unter Berücksichtigung des Schließens und Öffnens des Risses konnte aufgrund der kleinen Elemente mit einer Kantenlänge von 0,25 mm im Rissbereich nur mit einem zweidimensionalen Scheibenmodell unter Ausnutzung der Symmetrie mit einem Viertelmodell verwirklicht werden. Dazu war es notwendig, den mit dem dreidimensionalen Volumenmodell berechneten Eigenspannungszustand auf das Scheibenmodell zu übertragen.

Modellbildung

In dem FE-Scheibenmodell wurde die Geometrie der Steife durch eine entsprechende Erhöhung der Materialdicke berücksichtigt. Die Wärmeeinbringung erfolgte durch eine bewegte Volumenquelle gleichzeitig für die Schweißung an Ober- und Unterseite. Die rechteckige Quelle war 5 mm lang und ebenso breit und entsprach in etwa dem Elektrodendurchmesser. Aufgrund des ebenen Modells ist die Quellstärke über die Scheibendicke konstant verteilt. Durch die gleichzeitige Einbringung der Wärmeenergie an Ober- und Unterseite war aber eine realistische Erwärmung des Materials gegeben, wie der Vergleich der beiden Berechnungsmodelle für die Messpunkte 35 und 36 zeigt, Abbildung 61. Der Wärmewirkungsgrad wurde für das Scheibenmodell auf $\eta_w = 0{,}75$ reduziert. Da an der Oberfläche der Scheibenelemente kein Wärmeübergang an die Umgebung erfolgt, wurde ein entsprechender Wärmeabfluss an die Umgebung an den Elementkanten berücksichtigt.

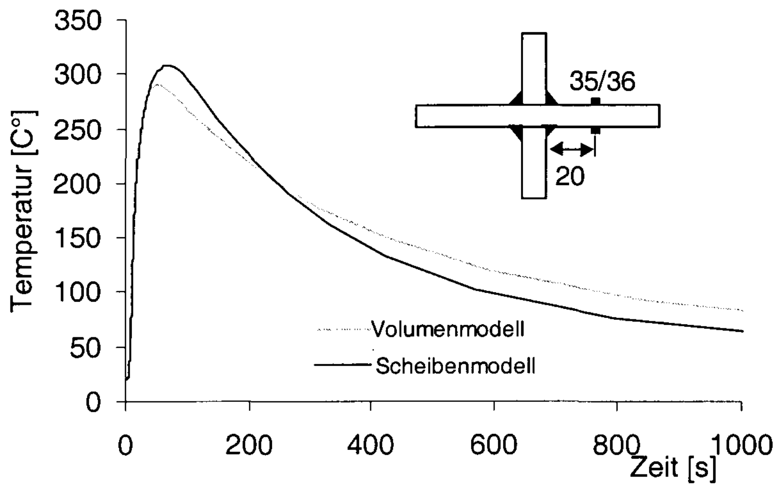


Abbildung 61: Temperaturverlauf für das Volumen- und das Scheibenmodell

Die thermo-elastoplastische Analyse erfolgte unter Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit aller Werkstoffkennwerte. Der Wärmeausdehnungskoeffizient α wurde gegenüber den Berechnungen mit dem Volumenmodell auf 70 % reduziert um die Unterdrückung des Freiheitsgrads in Dickenrichtung auszugleichen. Plastisches Fließen erfolgte wieder unter Berücksichtigung der von Mises Fließbedingung mit kombinierter Verfestigung. Die Berechnungen wurden unter Anwendung des ebenen Spannungszustandes durchgeführt. Die verwendete Netzgeometrie musste schon mit dem Modell für die Rissberechnungen übereinstimmen.

Ergebnisse

Der berechnete Eigenspannungsverlauf nach einlagiger Schweißung ist in Abbildung 62 dargestellt. Es konnte eine relativ gute Übereinstimmung mit dem Volumenmodell erreicht werden. (vgl. Abbildung 59).

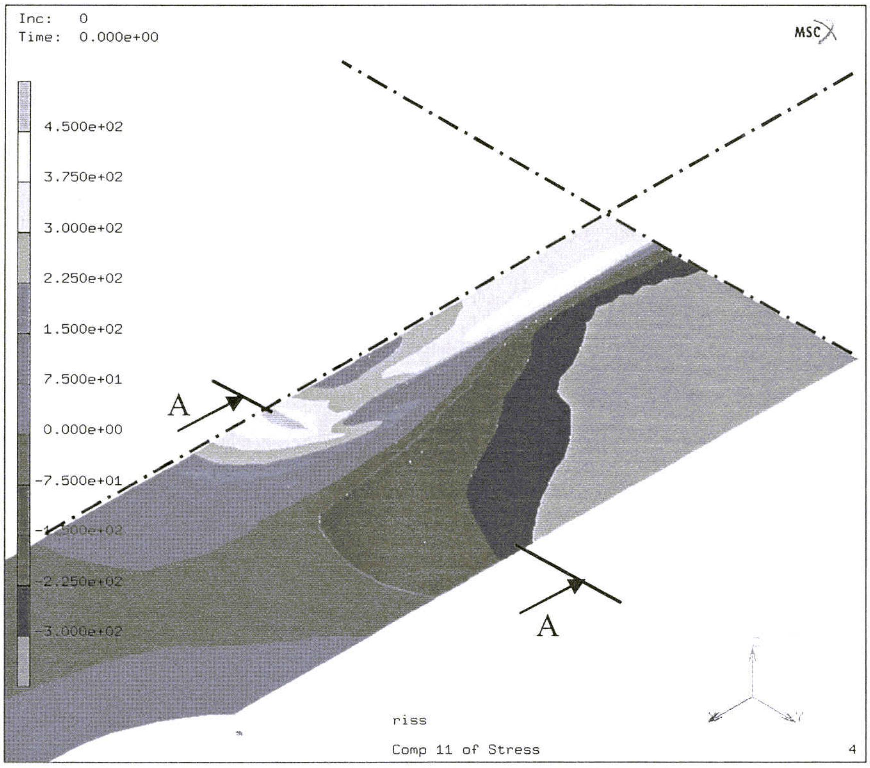


Abbildung 62: Berechnete Eigenspannungen mit dem Scheibenmodell

Mit dem Scheibenmodell wurden auch Berechnungen für die zweilagig ausgeführte Umschweißung der Steifenenden durchgeführt. Nach vollständiger Abkühlung auf Raumtemperatur und der Ausbildung der Eigenspannungen nach Simulation der ersten Lage wurde wieder die aus dem Versuch bekannte Wärmeenergie eingebracht. Der berechnete Eigenspannungszustand nach der zweiten Schweißlage ist dann noch ausgeprägter. Sowohl die Zugeigenspannungen im Bereich des Nahtübergangs als auch die Druckeigenspannungen am Plattenrand sind vom Betrag her etwas höher.

In Abbildung 63 erfolgt ein Vergleich der Eigenspannungen im Schnitt A-A. Neben den Verläufen aus den Berechnungen für die einlagige Schweißung mit dem Volumen- und Scheibenmodell ist auch der Verlauf für die Berechnung mit zweilagig ausgeführter Naht am Scheibenmodell und der entsprechende mit der Bohrlochmethode gemessene Verlauf dargestellt.

Beim Vergleich zwischen Rechnung und Messung für die zweilagige Schweißung fällt der geringere gemessene Maximalwert an der Symmetrielinie auf. Hierzu ist anzumerken, dass bei der Messung ein Abstand von ca. 5 mm zwischen Bohrloch und Messung vorlag und zum anderen die Messungen bei Ergebnissen in Höhe der Streckgrenze an Zuverlässigkeit verlieren.

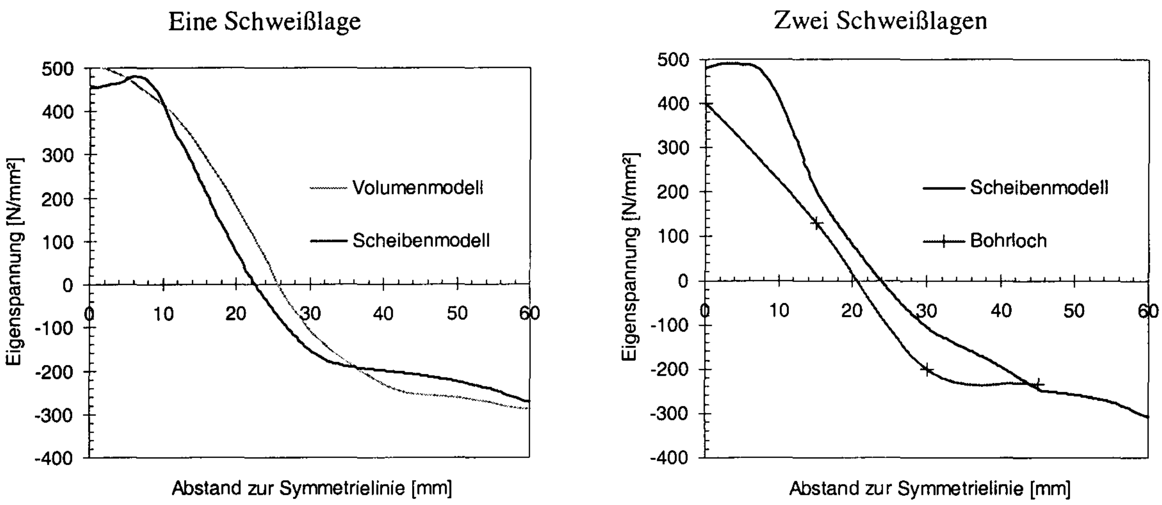


Abbildung 63: Vergleich der berechneten und gemessenen Eigenspannungen

In Anbetracht der bekannten Streuung der Messergebnisse und bei einer vorsichtigen Beurteilung konnte sowohl im Vergleich zur Messung als auch zwischen den Berechnungen mit dem Volumen- und Scheibenmodell eine gute Übereinstimmung erreicht werden.

7 BERECHNUNGEN ZUM ERMÜDUNGSRISSFORTSCHRITT

7.1 Grundlagen

Bei schwingender Beanspruchung tritt Rissfortschritt bereits bei Belastungen auf, die weit unterhalb der kritischen statischen Last liegen. Dieser stabile Rissfortschritt wird als Ermüdungsrisswachstum bezeichnet und durch die Risswachstumsrate *da/dn*, in einer Größenordnung von 10^{-8} bis 10^{-3} mm pro Lastwechsel, beschrieben. Der Grund für den Ermüdungsrissfortschritt sind die Wechselplastizierungen an der Rissspitze. Mit der stetigen Rissverlängerung tritt eine zunehmende Schädigung des Bauteils ein, die bis zum endgültigen Bruch führen kann.

Das Erscheinungsbild des Bruches ist im wesentlichen verformungsarm und lässt darauf schließen, dass der Fließbereich um die Rissspitze verhältnismäßig klein ist (small scale yielding). Damit kann der Beanspruchungszustand an der Rissspitze mit der linear-elastischen Bruchmechanik beschreiben werden.

Setzt man voraus, dass die zyklische Verformung an der Rissspitze maßgebend für den Rissfortschritt ist und diese im direkten Verhältnis zur Schwingbreite der äußeren Spannung $\Delta\sigma$ steht, beschreibt der Spannungsintensitätsfaktor ΔK die Beanspruchung an der Rissspitze in ausreichender Weise.

$$\Delta K = \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot f_{geom} \tag{38}$$

Neben der äußeren Beanspruchung geht in diese Gleichung noch die aktuelle Risslänge a und der Faktor f_{geom} ein, der wiederum von der Riss- und Bauteilgeometrie abhängig ist und für verschiedene Standardfälle in der Literatur, z.B. *BSI (1991), Schwalbe (1980), Hahn (1976)* gegeben ist. Bei der Ermittlung des Spannungsintensitätsfaktors wird zwischen den drei Grundbeanspruchungsarten Normal-, Längsschub-, und Querschubbeanspruchung unterschieden. Diese werden auch als Modus I, II und III bezeichnet. Für einen Beanspruchungsfall aus Komponenten aller drei Beanspruchungsmoden können die Spannungsintensitätsfaktoren der einzelnen Moden zu einer resultierenden Spannungsintensität überlagert werden (*Schwalbe (1980)*).

Für in der Literatur nicht beschriebene Fälle kann der Spannungsintensitätsfaktor mit der Methode der Finiten Elemente ermittelt werden. Vielfach wird dazu das J-Integral verwendet. Das J-Integral wurde ursprünglich von *Rice (1968)* für ebene Probleme definiert. Es ist ein geschlossenes Linienintegral entlang eines die Rissspitze umschließenden Weges und lautet:

$$J = \int_{\Gamma} \left[W \cdot dy - \sigma_{ij} \cdot n_i \frac{du_j}{dx} ds \right] \tag{39}$$

Dabei ist W die Dehnungsenergiedichte, die für beliebige Punkte um den Riss aus den Komponenten des Spannungs- und Dehnungstensors bestimmt werden kann. $\sigma_{ij} \cdot n_j$ ist der

Spannungsvektor einer an der Kontur Γ angreifenden Last und *ds* kennzeichnet einen Teilabschnitt auf der Kontur Γ (Abbildung 64).

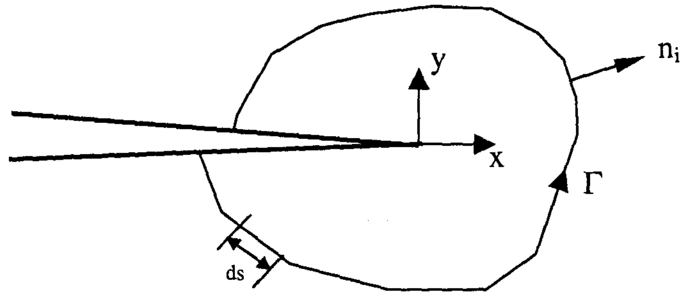


Abbildung 64: Definition des J-Integrals um die Rissspitze

Rice (1968) konnte nachweisen, dass der Wert für *J* unabhängig vom gewählten Integrationsweg um die Rissspitze einen identischen Wert aufweist und damit ein Maß für die Spannungssingularität an der Rissspitze darstellt.

Für die Anwendung des J-Integrals mit der Finite-Elemente-Methode ist es von Bedeutung, dass *J* aus der Änderung der Verformungsenergie *U* bestimmt werden kann, die nötig ist, den Riss um die Länge *da* zu verlängern. Die Probendicke *t* ist für ebene Probleme als konstanter Wert definiert.

$$J = -\frac{dU}{da} \cdot \frac{1}{t} \tag{40}$$

Solange linear-elastisches Verhalten oder nur Kleinbereichsfließen vorliegt korreliert *J* mit der Energiefreisetzungsrate *G* und ermöglicht es, die Spannungsintensität *K* zu bestimmen:

$$J = G = \frac{K^2}{E'} \qquad \begin{array}{l} EDZ: \;\; E' = \dfrac{E}{(1-\nu^2)} \\ ESZ: \;\; E' = E \end{array} \tag{41}$$

Der Wert *E´* ist für den Ebenen Spannungszustand (ESZ) und den Ebenen Dehnungszustand (EDZ) unterschiedlich definiert.

Aber auch bei größeren plastischen Zonen (Nettoquerschnittsfließen) kann der Spannungsintensitätsfaktor unter Berücksichtigung der Verfestigung mit entsprechenden Korrekturfunktionen z. B. nach *SINTAP (1999)* oder *Gross (1990)* mit dem J-Integral ermittelt werden.

Aus der ursprünglichen Ableitung für nicht-linear elastisches Werkstoffverhalten (d.h. bei Entlastung bleibt keine bleibende Deformation zurück) ergibt sich jedoch eine wesentliche Einschränkung. Das J-Integral ist nur auf proportionale, monoton ansteigende Belastung anwendbar. Proportional bedeutet, dass das Verhältnis der lokalen Spannungen und Dehnungen untereinander und im Verhältnis zur äußeren Last während der Beanspruchung konstant bleibt. Damit ist das J-Integral unter Berücksichtigung der plastischen Verformungen bei zyklischer Belastung nicht anwendbar.

Bei Mode I Beanspruchung liegt nach *Elber (1970)* ein direkter Zusammenhang zwischen der Rissöffnung und der effektiven Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK_{eff} vor.

Ausgehend von der Hypothese, dass bei geschlossenem Riss die Spannungssingularität an der Rissspitze verschwindet, entspricht der Effektivitätsfaktor U genau dem Anteil, zu dem der Riss über den Verlauf einer Schwingbreite betrachtet, vollständig geöffnet ist (siehe auch Kapitel 3.3).

Dabei ist der Effektivitätsfaktor U neben dem Grenzspannungsverhältnis R noch von weiteren Parametern wie Eigenspannungen, Belastung, Bauteil- und Rissgeometrie abhängig.

Unter anderem beeinflussen die an den Rissflanken zurückgebliebenen plastischen Deformationen das Rissschließen. Diese entstehen dadurch, dass der Riss die vor der Rissspitze liegende plastische Zone durchtrennt. Das heißt, die plastischen Deformationen an den Rissflanken resultieren aus der plastischen Zone vor der Rissspitze. Deren Größe und Intensität hängt wiederum von der Lasthöhe ab. Dadurch prägt sich die gesamte Lastgeschichte in die Rissflanken ein und das Rissschließverhalten wird damit abhängig von der Lastreihenfolge.

Bei Anwendung der Finiten-Element Methode reicht somit eine Berechnung für gegebene Risslängen nicht aus. Vielmehr muss der gesamte Rissverlauf simuliert werden. Die Berechnungsergebnisse zeigen dabei eine höhere Abhängigkeit von der Idealisierung als bei stationären Rissen. Die zu verwirklichenden Risslängenerweiterungen sind identisch mit der verwendeten Elementlänge und damit selbst bei sehr feinen Netzen mindestens um eine Größenordnung höher als die Rissfortschrittsraten in der Realität. *Newman (1976)* weist auf die Abhängigkeit der Rissöffnungslast σ_{open} und Rissschließlast σ_{close} von der Länge der berücksichtigten Risserweiterung und damit von der verwendeten Elementgröße hin. Auch der Zeitpunkt zur Durchführung der Rissverlängerung beeinflusst nach *Wu und Ellyin (1996)* oder *Ogura et al. (1977)* das Ergebnis und sollte nach Möglichkeit im Lastmaximum liegen.

7.2 Oberflächenriss

Bis zu einer Risslänge von knapp 40 mm lag ein einseitiger Oberflächenriss vor, der eine dreidimensionale FE-Rechnung mit Volumenelementen erforderte, um die Spannungsintensität bestimmen zu können. Dieser Oberflächenriss lag aber im Bereich der fertigungsinduzierten Zugeigenspannungen, die eine vollständige Rissöffnung verursachten. Unter dieser Voraussetzung konnte die Berechnung auf eine lineare Analyse beschränkt werden.

Zur Korrelation der Fortschrittsberechnungen für den Oberflächenriss erfolgte ein Vergleich mit dem gemessenen Risswachstum im Rastlinienversuch.

7.2.1 Modellbildung

Für den hier zu berechnenden halbelliptischen Oberflächenriss existiert nach *BSI (1991)* eine Geometriefunktion die sowohl bei Membran-, wie im vorliegenden Fall, als auch bei Biegebeanspruchung angewendet werden kann. Die Funktion ist folgenderweise definiert:

$$f_{geom} = \frac{M_k \cdot M_m}{\Phi} \qquad \text{mit } \Phi = \sqrt{1 + 1{,}464 \cdot (a/c)^{1{,}65}} \qquad (42)$$

$$M_m = \left\{M_1 + M_2 (a/B)^2 + M_3 (a/B)^4\right\} \cdot \sqrt{1/cos\left((\pi \cdot c/W) \cdot (a/B)^{0{,}5}\right)}$$

mit: M_k = Spannungskonzentrationsfaktor

a = Risstiefe, c = halbe Risslänge, W = Plattenbreite, B = Plattendicke

$M_1, M_2, M_3 = f(a/c)$

Der Spannungsintensitätsfaktor wurde an den Scheitelpunkten des halbelliptischen Oberflächenrisses bestimmt: Zum einem an der tiefsten Stelle (Punkt A) und zum anderem an der äußersten Position an der Oberseite (Punkt C). Das berechnete Verhältnis der Risstiefe a zur Risslänge $2c$ konnte sich, wie auch im Versuch, über den Rissverlauf ändern.

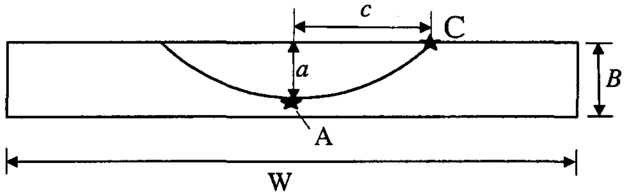


Abbildung 65: Rissgeometrie des Oberflächenrisses

Für den halbelliptischen Oberflächenriss in einer ungestörten Platte ist der Spannungskonzentrationsfaktor $M_k = 1{,}0$. Bei Berücksichtigung der aufgesetzten Steife ergibt sich eine Spannungsüberhöhung die zumindest am Punkt A mit zunehmender Risstiefe auf $M_k = 1{,}0$ abklingt. Für die Anordnung einer quer zur Kraftrichtung stehenden Steife existieren analytische Lösungen nach *BSI (1991)*. Für den hier zu betrachtenden Fall der längs zur Kraftrichtung angeordneten Steife konnte die Spannungsüberhöhung mit der Finite-Elemente-Methode ermittelt werden. Dazu wurde der Spannungsintensitätsfaktor K_I unter reiner Modus-I Beanspruchung nach dem Konzept der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) an zwei Modellen mit identischer Rissgeometrie berechnet. Modell 1 entsprach dem Probenkörper und Modell 2 bestand nur aus der Grundplatte. Aus dem Vergleich der Spannungsintensitäten beider Modelle konnte die Spannungsüberhöhung infolge der Steifenanordnung an den beiden Scheitelpunkten des Oberflächenrisses ermittelt werden. Ein Vergleich der berechneten Spannungsintensitäten für das Modell ohne Steife mit der analytischen Lösung diente zur Verifizierung des FE-Modells.

Die Viertelmodelle wurden unter Ausnutzung der geometrischen Symmetrie aus isoparametrischen Volumenelementen erstellt. In Anlehnung an *Mikkola (1992)* konnte dazu eine relativ grobe Elementierung verwendet werden. Die $1/\sqrt{r}$ Singularität an der Rissspitze konnte bei diesem groben FE-Netz mit sogenannten Viertel-Punkt-Elementen nachgebildet werden. Die isoparametrischen Viereckselemente werden im Rissspitzenbereich zu dreieckigen Elementen degeneriert. Desweiteren wird bei diesen Rissspitzenelementen durch eine Verschiebung der Mittelknoten der radialen Elementkanten auf den ¼ -Punkt zur Rissspitze hin die gewünschte Singularität erzwungen (*Bathe (1991)*). Untersuchungen zur Größe der Rissspitzenelemente insbesondere in radialer Richtung liegen z.B. von *Bohlmann (1990)* vor. Die hier verwendeten Rissspitzenelemente hatten eine Kantenlänge von ca. 20 % der Risslänge. Abbildung 66 zeigt ein Gesamtmodell des Versuchskörpers und die Rissspitze im Detail. Der Nahtanstiegswinkel orientierte sich mit $\theta_i = 42°$ an den Proben der Serie 1.

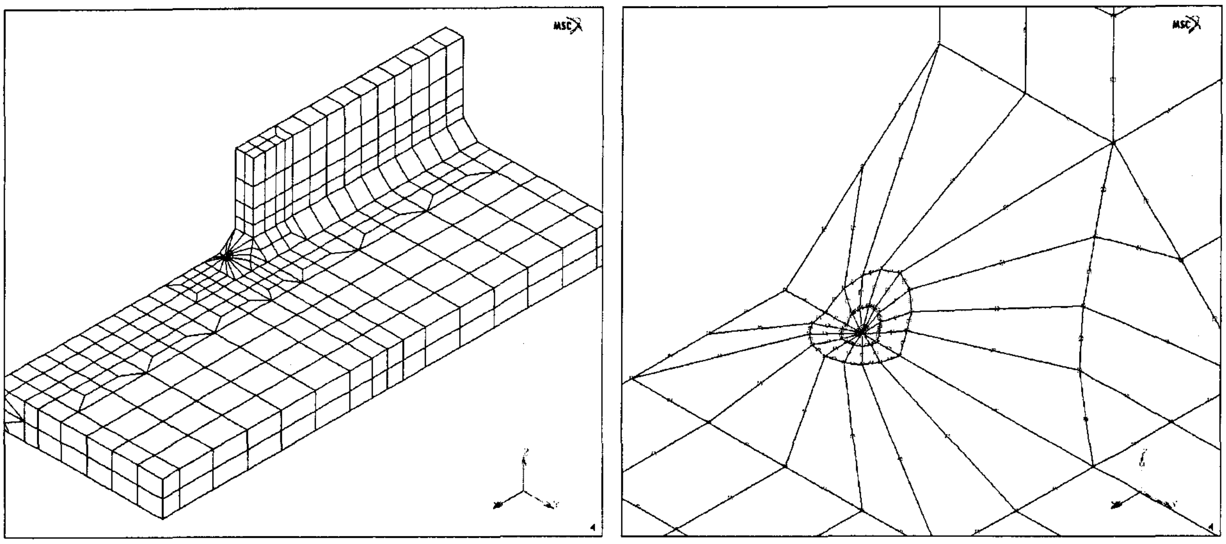


Abbildung 66: Lineares FE-Modell mit Viertel-Punkt-Elementen an der Rissspitze

Der Spannungsintensitätsfaktor K_I wurde aus der Änderung der potentiellen Energie, die durch eine virtuelle Rissverlängerung hervorgerufen wird, berechnet. K_I wurde für verschiedene Rissgrößen an beiden Modellen ermittelt. Das dabei verwendete Verhältnis von Risslänge zu Risstiefe wurde den Rastlinienversuchen entnommen

7.2.2 Ergebnisse

Die berechneten Spannungskonzentrationen an den Stützstellen in Abbildung 67 konnten in beiden Fällen durch eine Exponentialfunktion beschrieben werden. Unter Verwendung der analytischen Lösung für einen halbelliptischen Oberflächenriss und der beiden Exponentialfunktionen konnte die Spannungsintensität zu jeder Rissgröße an den beiden Scheitelpunkten (Abbildung 65) beschrieben werden.

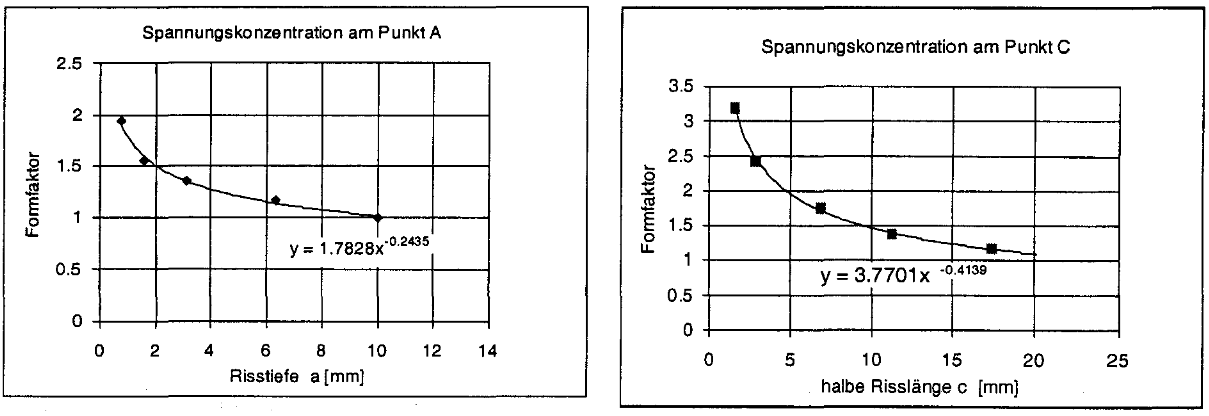


Abbildung 67: Berechnete Spannungskonzentratioen für den Oberflächenriss

Mit den gewählten Parametern und unter Anwendung der *Paris-Erdogan* Beziehung wurde eine Routine zur Berechnung des Rissfortschritts programmiert. Für die Werkstoffkonstanten wurden nach *IIW (1996)* $C = 1{,}834 \cdot 10^{-13}$ und $m = 3{,}0$ verwendet. Diese Werte gelten für Risswachstum von Stählen mit einer Streckgrenze kleiner 600 N/mm² und einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 %. Mit einer Gegenüberstellung zu den gemessenen Lastwechselzahlen aus dem

Rastlinienversuch konnten die getroffenen Annahmen verifiziert werden. Als Ausgangspunkt der Berechnungen diente die erste genau messbare Rastlinie aus dem Versuch (2c = 14 mm), die auf der dick gezeichneten Diagonalen im doppeltlogarithmischen Diagramm (Abbildung 68) liegt.

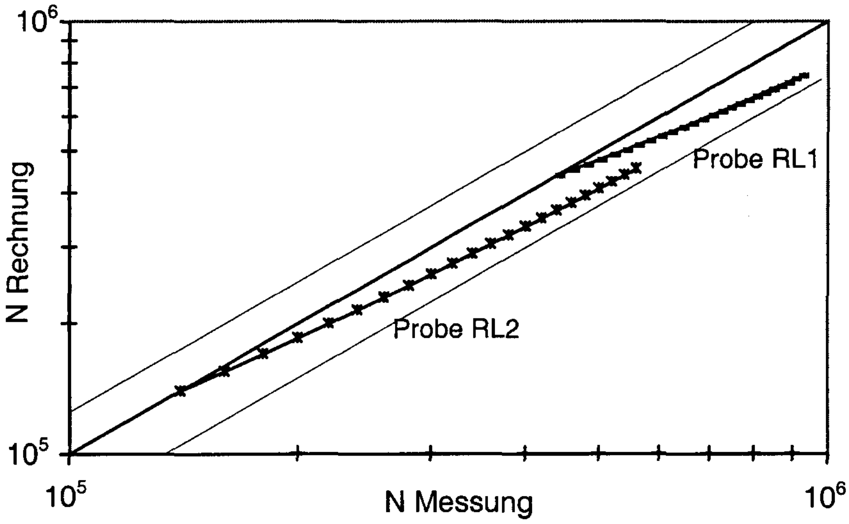


Abbildung 68: Gemessener und berechneter Rissfortschritt im Rastlinienversuch

Die berechnete Lastspielzahl unterschätzte in beiden Fällen die Versuchsergebnisse und lag damit auf der konservativen Seite. Das eingetragene Streuband von 1 : 1,25 (dünn gezeichnete Diagonalen) zu jeder Seite wird dabei nicht durchschritten. Damit konnte der Rissfortschritt an den untersuchten Proben mit guter Genauigkeit vorhergesagt werden.

Für alle weiteren Berechnungen wurden als Anfangsgrößen eine Risslänge von $2c = 2{,}0$ mm und eine Risstiefe von $a = 0{,}5$ mm nach *Haibach (1989)* gewählt.

In Abbildung 69 ist der Spannungsintensitätsfaktor K_C an der Rissoberseite und K_A am tiefsten Punkt über der Risslänge aufgetragen. Die Belastung entspricht mit $\Delta\sigma = 140$ N/mm² dem unteren Lasthorizont aus den Einstufenversuchen.

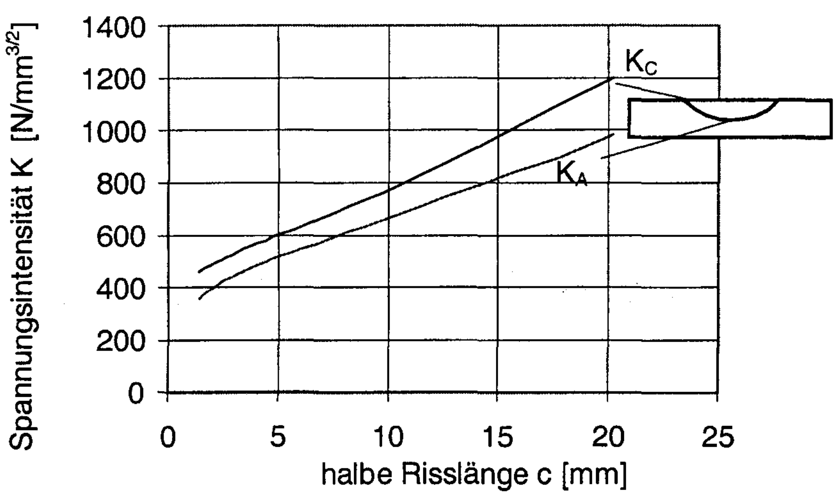


Abbildung 69: Spannungsintensität am Oberflächenriss

Der Anstieg der Spannungsintensität ist an beiden Positionen annähernd linear.

Für einen Vergleich der Risslängenmessungen mit den Rissfortschrittsberechnungen außerhalb der Rastlinienversuche wird nur noch die Ausbreitung an der Rissoberseite am Punkt C berücksichtigt, da für den Fortschritt in Dickenrichtung keine Messergebnisse ermittelt werden konnten.

Die Ergebnisse werden im Abschnitt 7.3.2 zusammen mit dem Rissfortschritt für den Durchriss aufgeführt.

7.3 Durchriss

Nachdem der Riss die Blechdicke durchschlagen hat, liegt ein Durchriss vor, der in den Bereich der fertigungsinduzierten Druckeigenspannungen fortschreitet. Zur Bestimmung der Spannungsintensitätsfaktoren unter Berücksichtigung des teilweisen Rissschließens muss die Belastungsgeschichte numerisch simuliert werden.

7.3.1 Modellbildung

Ein Durchriss bei Beanspruchung im Modus I kann mit einem Scheibenmodell bewertet werden. Dies trägt zu einer erheblichen Vereinfachung des numerischen Aufwandes bei. Die Versuche mit statischer Last zeigten, dass die aus den Vorverformungen der Probekörper resultierenden Zusatzbiegungen im Verhältnis zur aufgebrachten Axialbeanspruchung vernachlässigbar klein sind und somit eine Membranbeanspruchung vorherrschte. Diese wurde auch durch die sowohl zur Bauteiloberfläche als auch zum Außenrand der Platte senkrecht ausgebildete Risskontur aller Bruchbilder verifiziert.

Die Längssteife und auch die Naht werden im Scheibenmodell nur durch eine entsprechende Erhöhung der Elementdicke berücksichtigt. Dieses einfache Vorgehen ist gerechtfertigt, da die Ergebnisse dieses Modells erst ab einer Risslänge ausgewertet werden, bei der nur noch globale Spannungsüberhöhungen (infolge der Geometrie von Steife und Naht) von Bedeutung sind. Die vorhandene ¼-Symmetrie des Probenkörpers wird für das Scheibenmodell ausgenutzt.

Für das Rissfortschrittsmodell wurden Scheibenelemente des ebenen Dehnungszustandes mit 4 Knoten verwendet. Experimentelle Untersuchungen von *Schwalbe (1990)* oder *Gurney (1979)* weisen nach, dass der Spannungszustand an einem Ermüdungsriss eher dem ebenen Dehnungszustand (EDZ) ähnelt und sich erst bei hohen Schwingbreiten eine dem ebenen Spannungszustand (ESZ) entsprechende Spannungsverteilung einstellt.

Werkstoffverhalten

Unter schwingender Beanspruchung weicht das Verformungsverhalten metallischer Werkstoffe deutlich von der statischen Spannungs-Dehnungs-Kurve ab. Bei einer Schwingbeanspruchung mit konstanter Amplitude und konstantem R-Verhältnis bilden sich Hysteresisschleifen aus, deren Abweichungen mit zunehmender Anzahl von Zyklen geringer werden, bis schließlich nach ca. 10 - 20 % ein stabilisierter Zustand erreicht ist. Für diesen quasi-stabilen Zustand lässt sich das Spannungs-Dehnungsverhalten metallischer Werkstoffe mit der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve beschreiben. Für die durchgeführten Berechnungen mit dem Rissfortschrittsmodell wurde die von *Klee (1973)* ermittelte zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve für den Baustahl St 52 verwendet. Abbildung 70 zeigt die benutzte zyklische Kurve im Vergleich zur statischen Kurve. Unter Verwendung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve und der Fließbedingung nach *von Mises* mit kombinierter Verfestigung wird das elastisch-plastische Werkstoffverhalten im Schwingversuch hinreichend genau beschrieben.

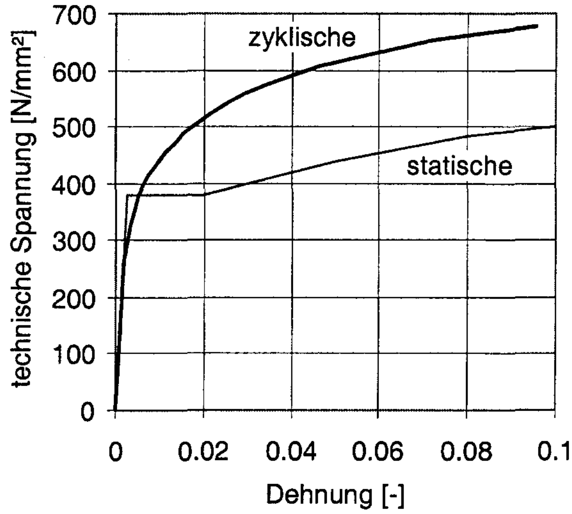


Abbildung 70: Zyklische und statische Spannungs-Dehnungs-Kurve

Geometrische Nichtlinearität

Neben der Nichtlinearität des Werkstoffverhaltens wurden in den Berechnungen auch die geometrischen Nichtlinearitäten berücksichtigt, die infolge der großen Knotenverschiebungen durch die Rissöffnung entstehen. Um die dabei entstehenden Veränderungen in der Steifigkeitsmatrix berücksichtigen zu können, wurde das *Newton-Raphson* Verfahren verwendet. Bei jedem Iterationsschritt wird die Steifigkeitsmatrix erneut aufgestellt, um das Gleichgewicht zwischen den äußeren und inneren Kräften besser erfüllen zu können.

Die Berechnungen mit dem FE-Programm *MSC-MARC 2000* unter Berücksichtigung großer Verschiebungen und Dehnungen erfordern auch eine Anpassung der Spannungs-Dehnungs-Kurve an die aktuellen geometrischen Verhältnisse. Dazu muss die Eingabe der σ-ε-Kurve in den wahren Spannungen σ_{cauchy} und logarithmischen Dehnungen ε_{log} vorgenommen werden. Auch die Ausgabe der berechneten Dehnungen und Spannungen erfolgt in dieser Form (siehe Kapitel 6.3). Nennenswerte Unterschiede zwischen der wahren σ_{cauchy} und der technischen Spannung σ_{tech} liegen erst im Bereich größerer Dehnungen ($\varepsilon > 5$ %) vor.

Elementgröße

Die Wahl der Elementgröße im Rissspitzenumfeld, das sich bei dem verwendeten Rissfortschrittsmodell über den gesamten Rissausbreitungspfad erstreckt, erfolgte in Anlehnung an *Marquardt (1996)* und *Wang et al. (1999)*. Beide Autoren verwendeten eine Elementkantenlänge von 0,2 mm zur Simulation der lastinduzierten Eigenspannungen bei einer Rissausbreitung über $\Delta a = 2$mm. *Wang et al. (1999)* ermittelte damit im Vergleich zu durchgeführten röntgenographischen Messungen deutlich höhere Spannungen. Aus diesem Grund und in Anbetracht der beabsichtigten Simulation der Rissausbreitung über eine Länge von ca. 40 mm wird eine Elementkantenlänge von 0,25 mm verwendet.

Simulation der Belastungsgeschichte bei Einstufenbelastung

Zur Bestimmung der Spannungsintensitätsfaktoren unter Berücksichtigung des teilweisen Rissschließens musste die Belastungsgeschichte numerisch simuliert werden. Die zyklischen äußeren Lasten wurden über eine Zeitfunktion aufgegeben. Die sich durch den Rissfortschritt zeitlich verändernden Randbedingungen im Rissausbreitungspfad wurden durch Aufknüpfen des in diesem Bereich sehr feinen FE-Netzes und durch Verwendung von unendlich steifen und nur in Druckrichtung wirkenden Stabelementen erreicht. Die Stabelemente verhindern dabei ein Überlappen der Rissufer.

Die Definition der Last-Zeit-Funktion erfolgte in kleinen, gleichmäßig verteilten Schritten um den Rissuferkontakt richtig erfassen zu können. Jede Schwingbreite wurde in 40 Lastschritte unterteilt, wobei die Schrittgröße bei Umkehrung der Lastrichtung noch verringert wurde. Bei jeder zweiten Schwingbreite wurde der Riss um 0,25 mm verlängert, indem eine Verknüpfung (rigid link) zwischen den beiden an der Rissspitze vorhanden Knoten beseitigt wurde. Insgesamt wurden bei der Berechnung des Rissfortschritts unter Einstufenbelastung über die gesamte Risslänge 15.560 Lastinkremente verwendet.

Die Risserweiterung wurde jeweils bei maximaler Beanspruchung des Risses vorgenommen. Bevor die Rissschließlast σ_{close} und die Rissöffnungslast σ_{open} ermittelt werden konnten, wurde ein Lastwechsel ohne Risserweiterung vorgenommen. Damit erfolgte eine vollständige Plastifizierung an der Rissspitze, die für die richtige Erfassung von σ_{close} und σ_{open} notwendig ist. Abbildung 71 zeigt den Zeitpunkt der Risserweiterung und die mit Klammer gekennzeichneten Bereiche in denen die gültige Rissschließlast σ_{close} und Rissöffnungslast σ_{open} ertastet wurde.

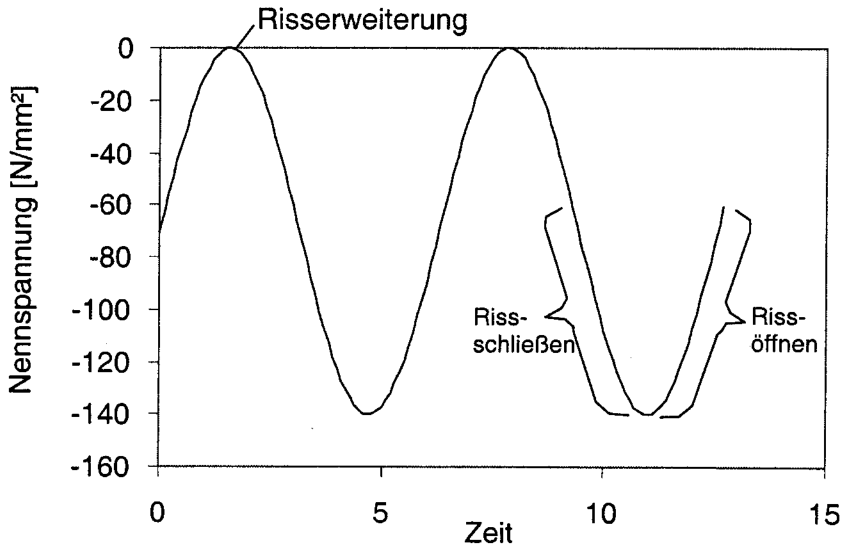


Abbildung 71: Last-Zeit-Funktion bei Simulation der Einstufenversuche

Auswertung

Zur Kontrolle ob sich der Riss von der Rissspitze her zu schließen beginnt, wurde nach jedem Lastschritt die Position der beiden Knoten, die auf den Rissflanken unmittelbar an die Rissspitze anschließen, überprüft. Bei einer Differenz der Positionen mit $dx \leq 10^{-4}$ mm für die Richtung senkrecht zum Riss lag gemäß der gewählten Definition ein Rissschließen vor.

Infolge der vorgegebenen Lastschrittweite war zur Ermittlung eines stetigen Verlaufes des Effektivitätsfaktors U über die Risslänge a nur das erste Auftreten des Rissschließens bei einer bestimmten Lasthöhe bzw. das letztmalige Rissöffnen von Interesse. Bei Auftragung aller Werte ergibt sich ein Treppenstufenverlauf, zwischen dessen Eckpunkten ein realistischer Verlauf zu interpoliern ist. In Abbildung 72 ist der Treppensufenverlauf für die Rissschließlast σ_{close} dargestellt. Durch die Verbindung der unteren Eckpunkte ergibt sich der Verlauf des Effektivitätsfaktors U. Bei Auftragung des Treppenstufenverlaufs für die Rissöffnungslast σ_{open} sind die oberen Eckpunkte zu verbinden.

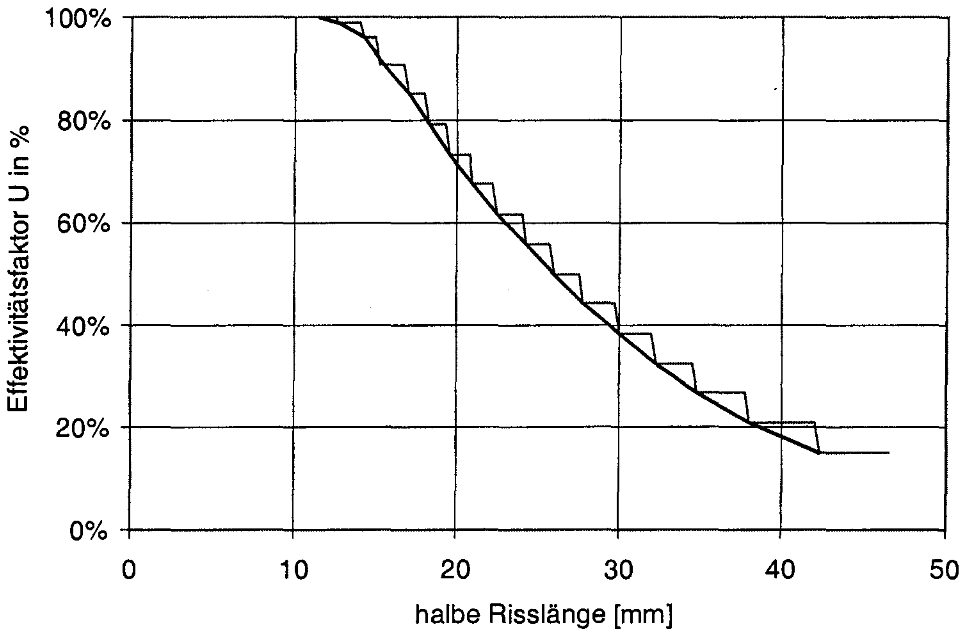


Abbildung 72: Ermittlung des Effektivitätsfaktors U

Die im folgenden Abschnitt 7.3.2 dargestellten Ergebnisse für den Effektivitätsfaktor U wurden anhand der Rissschließlast σ_{close} ermittelt. Die Ermittlung über die Rissöffnungslast σ_{open} ergab nahezu identische Verläufe für den Effektivitätsfaktor U.

Simulation der Belastungsgeschichte bei Zweistufenbelastung

Zur Simulation der Zweistufenversuche mit konstanter Mittelspannung wurde die in Abbildung 73 dargestellte Last-Zeit-Funktion verwendet. Nach der Risserweiterung im Maximum eines kleinen Lastwechsels erfolgte die Plastizierung an der Rissspitze durch einen erhöhten Lastwechsel. Die Messung der Rissschließung und -öffnung wurde dann in einem dritten Lastwechsel wieder mit kleiner Schwingbreite vorgenommen. Der überhöhte Lastwechsel durchfuhr zuerst den Zug- und dann den Druckbereich. Dies entspricht der Versuchsführung.

Durch den dritten hier notwendigen Lastwechsel bei einer Begrenzung der Rissausbreitung bis 90 mm Länge erhöhte sich die Gesamtanzahl der Lastinkremente auf 18.360. Der erhöhte Lastwechsel konnte aufgrund der nicht notwendigen Erfassung des Rissuferkontaktes in diesem Bereich auch mit 40 Lastschritten simuliert werden.

Das im Versuch verwendete Verhältnis von 1 zu 1000 für die Anzahl der Lastwechsel mit großer Schwingbreite zu denen mit kleiner Schwingbreite konnte bei der Simulation nicht eingehalten werden. Ausgehend davon, dass die wenigen hohen Lastwechsel das Belastungskollektiv nicht wesentlich beeinflussen, werden in der Rissfortschrittsrechnung nur die kleinen Lastwechsel berücksichtigt. Es geht darum, die durch die Überlasten bewirkten Rissschließeffekte auf die kleinen Lastwechsel erfassen zu können. Im Versuch wird sich innerhalb eines Lastblockes mit 10.000 Lastwechseln auch das Rissschließverhalten verändern. Laut *Führing (1978)* ist unmittelbar nach hohen Lastwechseln der Verzögerungseffekt am größten und klingt mit zunehmender Anzahl der kleinen Lastwechsel wieder ab. Bei der durchgeführten Simulation konnte die Rissfortschrittsrate innerhalb eines Lastblocks nur als konstanter Wert ermittelt werden.

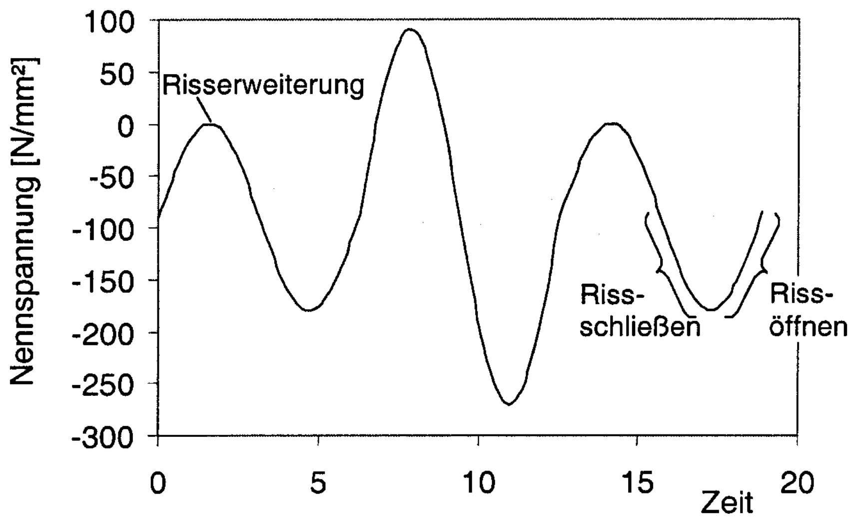


Abbildung 73: Last-Zeit-Funktion bei Simulation der Zweistufenversuche

Anfangsbedingung

Ausgangspunkt der Berechnungen mit dem Rissfortschrittsmodell ist der fertigungsinduzierte Eigenspannungszustand. Die im Ebenen Spannungszustand ESZ berechneten Eigenspannungen und äquivalenten plastischen Dehnungen wurden für die Rissfortschrittsberechnungen in ein identisches Netz ohne Knotenverformungen eingelesen. Da hier ein Scheibenmodell im EDZ zu verwenden war, musste auch die Spannung in Dickenrichtung berücksichtigt werden. Sie ergibt sich aus den beiden in der Ebene wirkenden Normalspannungen.

Lineare Spannungsintensität

Zur Ermittlung der Spannungsintensitätsfaktoren für den Durchriss wurden mit dem im Rissfortschrittsmodell verwendeten FE-Netz zuerst linear-elastische Rechnungen für die unterschiedlichen Risslängen durchgeführt. Die Spannungsintensität K_{linear} wurde aus der Änderung der potentiellen Energie (Energiefreisetzungsrate), die durch eine virtuelle Rissverlängerung hervorgerufen wird, berechnet.

Hierbei ist noch kein Rissschließen berücksichtigt. Dieser Einfluss wird dann durch die in den Rissfortschrittsberechnungen ermittelten Verläufe für den Effektivitätsfaktor U nach Gleichung (6) überlagert und anschließend in den Rissfortschrittsberechnungen nach *Paris-Erdogan* mit ΔK_{eff} berücksichtigt (Gleichung (5) auf Seite 7).

7.3.2 Ergebnisse und Vergleich

Lineare Spannungsintensität

In Abbildung 74 sind die linear berechneten Spannungsintensitätsfaktoren des Durchrisses für den Probekörper mit Längssteife und einem nur aus der Grundplatte bestehenden Modell aufgeführt. Die Beanspruchung entspricht mit $\Delta\sigma = 140$ N/mm² dem unteren Lasthorizont der Einstufenversuche.

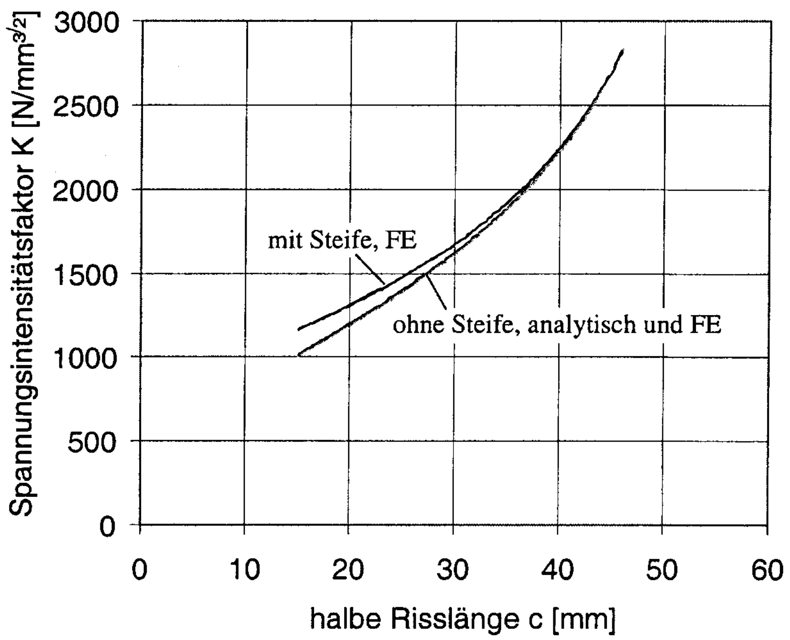


Abbildung 74: Spannungsintensitätsfaktoren K_{linear}

Für das Modell ohne Steife lag eine gute Übereinstimmung mit einer analytischen Lösung für den Geometriefaktor nach *Engesvik (1985)* vor. Beide Kurven decken sich in Abbildung 74.

$$f_{geom} = \left\{1 - 0{,}1\left(\frac{a}{2b}\right)^2 + 0{,}96\left(\frac{a}{2b}\right)^4\right\} \cdot \frac{1}{\sqrt{\cos\left(\frac{\pi a}{2b}\right)}} \qquad (43)$$

mit : $2a$ = Risslänge $\qquad$ $2b$ = Plattenbreite

Die Differenz zwischen den Verläufen mit und ohne Steife entspricht dem Faktor für die Spannungsüberhöhung infolge der Steifenanordnung. Diese ist erst bei einer Risslänge von ca. 70 mm vollständig abgeklungen.

Nicht linearer Rissfortschritt im Einstufenversuch

Für die Schwingfestigkeitsversuche mit dem Grenzspannungsverhältnis $R = -\infty$ wurde eine Simulation des Rissschließverhaltens durchgeführt

Für den unteren Lasthorizont der Einstufenversuche aus der Serie 2 wurde der in Abbildung 75 dargestellte Verlauf für die effektive Spannungsintensität K_{eff} ermittelt. Die Kurve K_{linear} entspricht der Spannungsintensität bei vollständiger Rissöffnung. Bis 40 mm Risslänge wurde dazu die Geometrie des Oberflächenrisses berücksichtigt. Der Effektivitätsfaktor U entspricht dem Anteil zu dem die Rissspitze geöffnet ist. Das Produkt aus der linear ermittelten Spannungsintensität und dem Faktor U entspricht der effektiven Spannungsintensität K_{eff}. Der Riss beginnt sich ab einer Länge von ca. 40 mm zu schließen

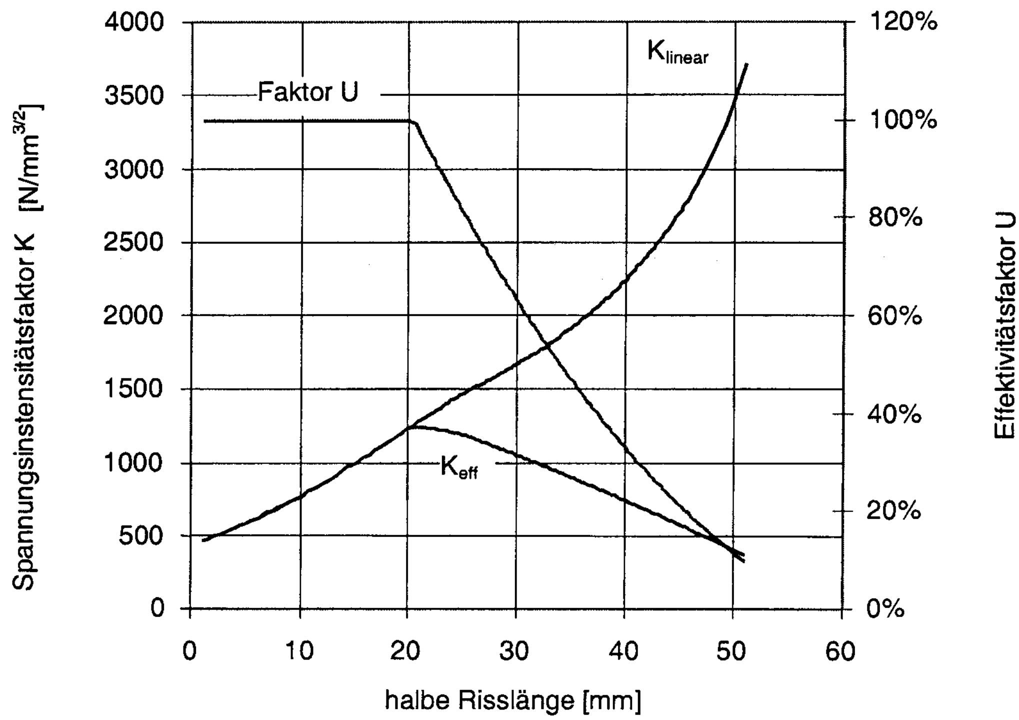


Abbildung 75: Berechnete effektive Spannungsintensität (Serie 2, $\Delta\sigma = 140\ N/mm^2$)

In Abbildung 76 wird der berechnete Rissfortschritt (dicke Linie) den gemessenen Risslängen (Symbole, siehe Abbildung 20) gegenübergestellt. Die berechnete Rissfortschrittskurve hat über die gesamte Risslänge einen den gemessenen Werten entsprechende Steigung und für das Versagenskriterium von 80 mm Risslänge eine Lastwechselzahl erreicht, die 12 % niedriger ist als das statistische Mittel N_{50} der Versuchsergebnisse.

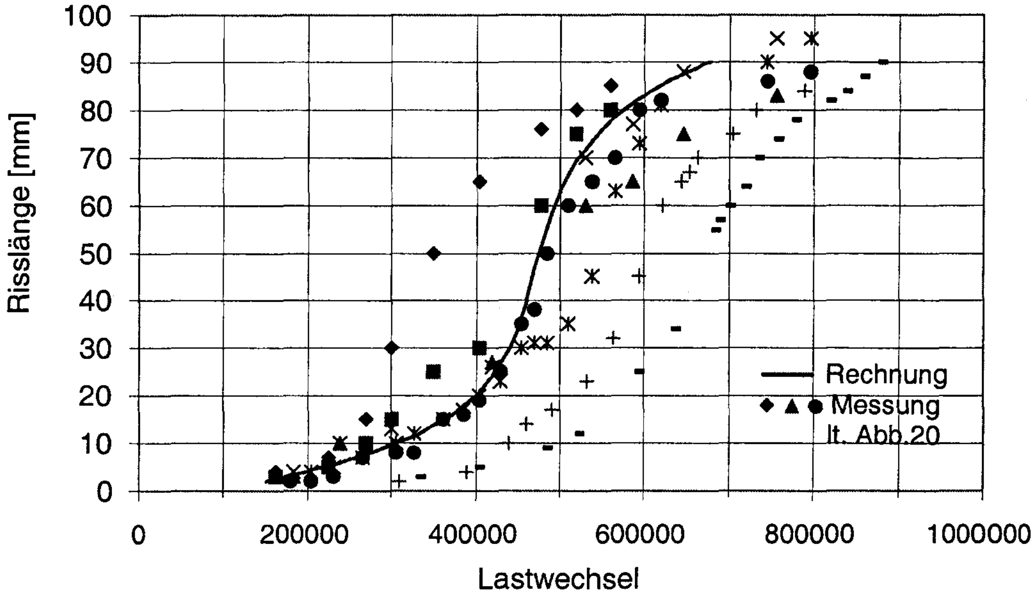


Abbildung 76: Berechneter und gemessener Rissfortschritt (Serie 2, $\Delta\sigma$ = 140 N/mm²)

In Abbildung 77 beziehen sich die Lastwechselzahlen in Prozent auf die Lastwechselzahl bei Erreichen des Versagenskriteriums von 80 mm Risslänge der jeweiligen Probe. Mit dieser Darstellungsweise wird der Steigungsverlauf der Messwerte besser dargestellt. Die berechnete Rissfortschrittskurve stimmt, mit Ausnahme einer Probe, sehr genau mit dem Verlauf der Messwerte überein.

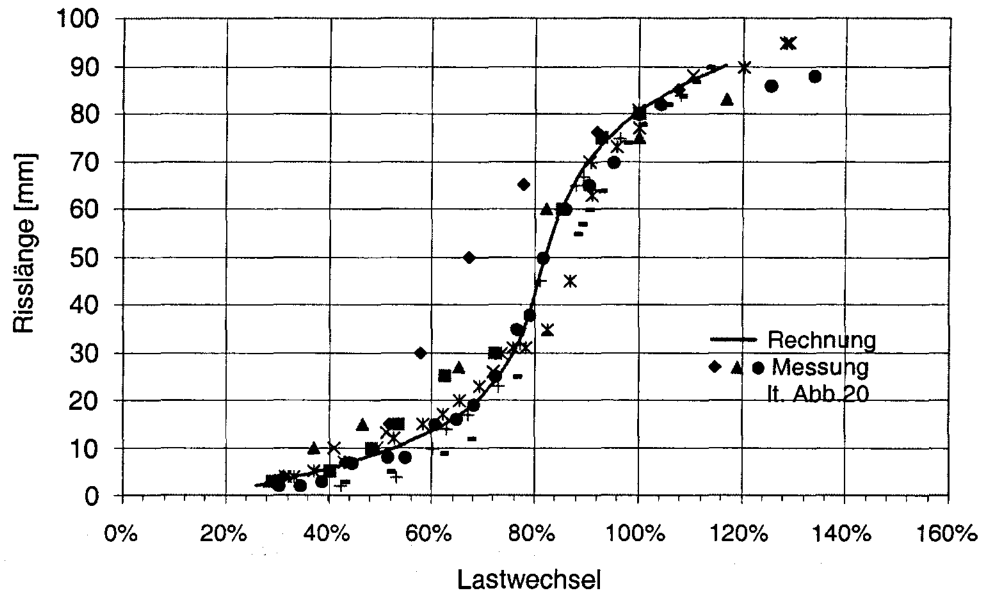


Abbildung 77: Berechneter Rissfortschritt im Streuband der Messwerte (Serie 2, $\Delta\sigma$ = 140)

Bei doppelt-logarithmischer Darstellung der berechneten Rissfortschrittsrate *da/dn* über dem linear ermittelten Spannungsintensitätsfaktor K_{linear} knickt der Verlauf nach dem Einsetzen der Rissschließung deutlich ab (Abbildung 78). Damit liegt ein klarer Unterschied zu der gewöhnlich linear ansteigenden Rissfortschrittsrate vor.

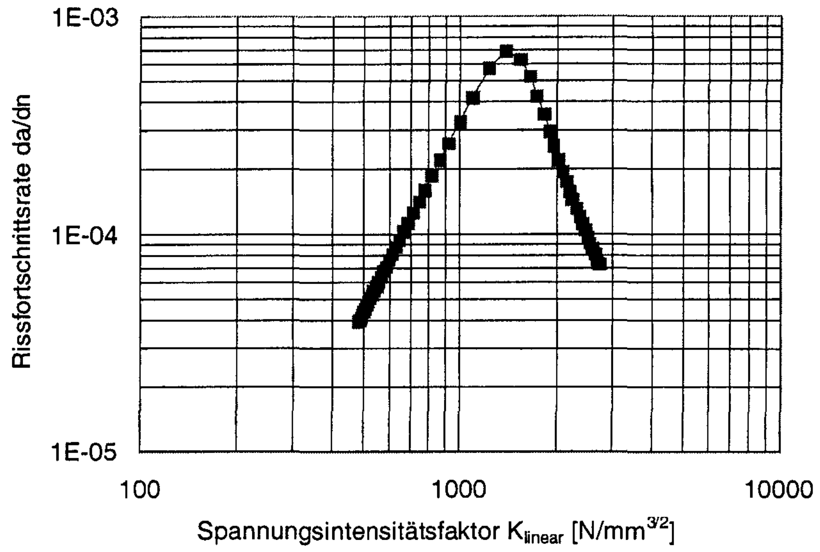


Abbildung 78: Rissfortschrittsdiagramm (Serie 2, $\Delta\sigma$ = 140 N/mm²)

In Abbildung 79 ist die bei 80 mm Risslänge berechnete Eigenspannungsverteilung ersichtlich. Die Abstufung der Isolinien ist identisch zur gemessenen Eigenspannungsverteilung in Abbildung 48. Die gemessene und die berechnete Eigenspannungsverteilung sind ähnlich.

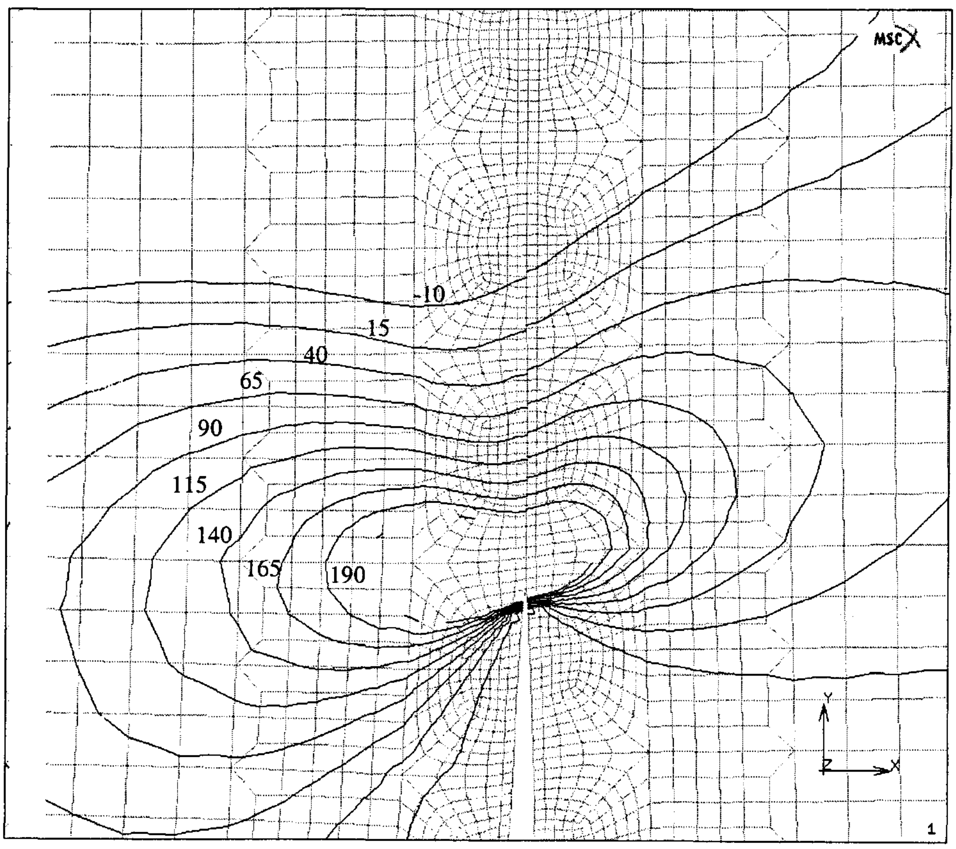


Abbildung 79: Berechneter Eigenspannungsverlauf an der Rissspitze (Serie 2, $\Delta\sigma$ = 140 N/mm²)

Einen Vergleich der berechneten und gemessen Eigenspannungen im Rissligament zeigt Abbildung 80. Die berechneten Werte sind höher, aber der Spannungsanstieg ist ganz ähnlich. Nur unmittelbar vor der Rissspitze wird der berechnete Verlauf wesentlich steiler. Eine Messung war in diesem Bereich nicht mehr möglich.

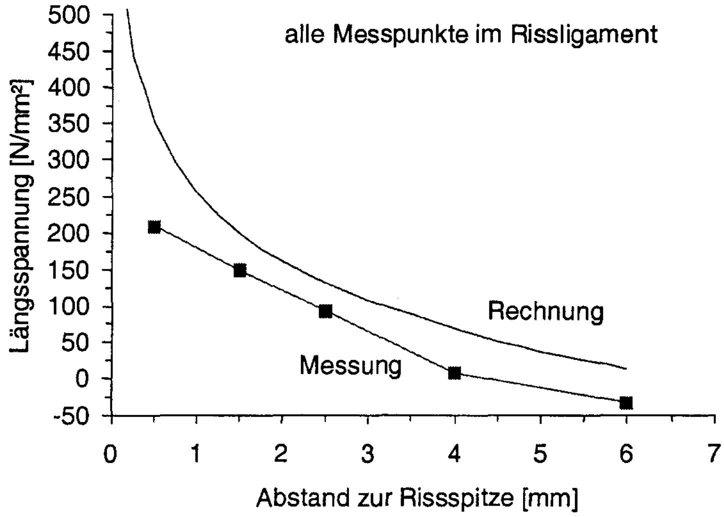


Abbildung 80: Berechnete Eigenspannung im Vergleich zur Messung

Für den oberen Lasthorizont von $\Delta\sigma$ = 180 N/mm² der zweiten Versuchsserie beginnt der Riss sich schon ab einer Länge von 33 mm zu schließen (Abbildung 81). Aufgrund der höheren Lastschwingbreite kann hier der Rissuferkontakt schon entsprechend früher bewirkt werden. Der maximal ermittelte effektive Spannungsintensitätsfaktor K_{eff} ist mit ca. 1300 N/mm$^{3/2}$ nur geringfügig höher als bei einer Belastung mit $\Delta\sigma$ = 140 N/mm². Ab einer Risslänge von 40 mm ist der Verlauf von K_{eff} für beide Lasthorizonte relativ ähnlich (vergleiche Abbildung 75 mit Abbildung 81).

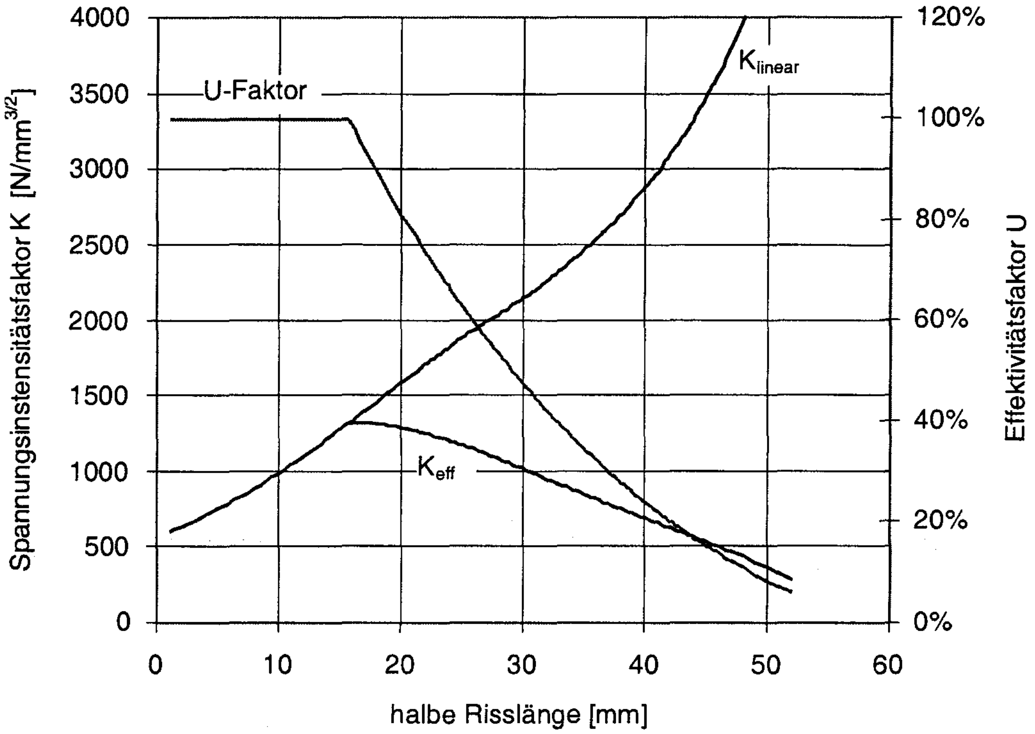


Abbildung 81: Berechnete effektive Spannungsintensität (Serie 2, $\Delta\sigma$ = 180 N/mm²)

Der berechnete Rissfortschritt ist in Abbildung 82 dargestellt. Es wird eine ähnlich gute Übereinstimmung wie beim unteren Lasthorizont erreicht. Im Bereich einer Risslänge von 30 bis 70 mm durchläuft die Kurve allerdings nur den äußeren Bereich des Streubandes.

Die ca. 50 % niedrigeren Laufzeiten im Vergleich zum unteren Lasthorizont sind auf die Rissausbildung bis 40 mm Länge zurückzuführen. Für die Rissausbreitung von 40 bis 80 mm Risslänge wurden für beide Lasthorizonte ca. 120.000 Lastwechsel ermittelt. Dieser Sachverhalt erklärt sich folgenderweise: Bei Entlastung der Probe ist der Riss geöffnet. Um einen Rissuferkontakt herstellen zu können, ist eine bestimmte Druckbeanspruchung notwendig. Sobald diese Grenzbeanspruchung überschritten wird, schließt der Riss noch weiter, ohne dass dabei eine weitere Schädigung an der Rissspitze hervorgerufen wird.

Der ähnliche Verlauf von K_{eff} für beide Lasthorizonte lässt vermuten, dass unter den berücksichtigen Verhältnissen der fertigungsinduzierte Eigenspannungsverlauf einen größeren Einfluss auf den Rissfortschritt hat als die lastinduzierten Eigenspannungen an der Rissspitze. Das zusätzliche Rissschließen infolge des höheren Lastniveaus hatte zumindest keinen Einfluss auf die effektive Rissöffnung.

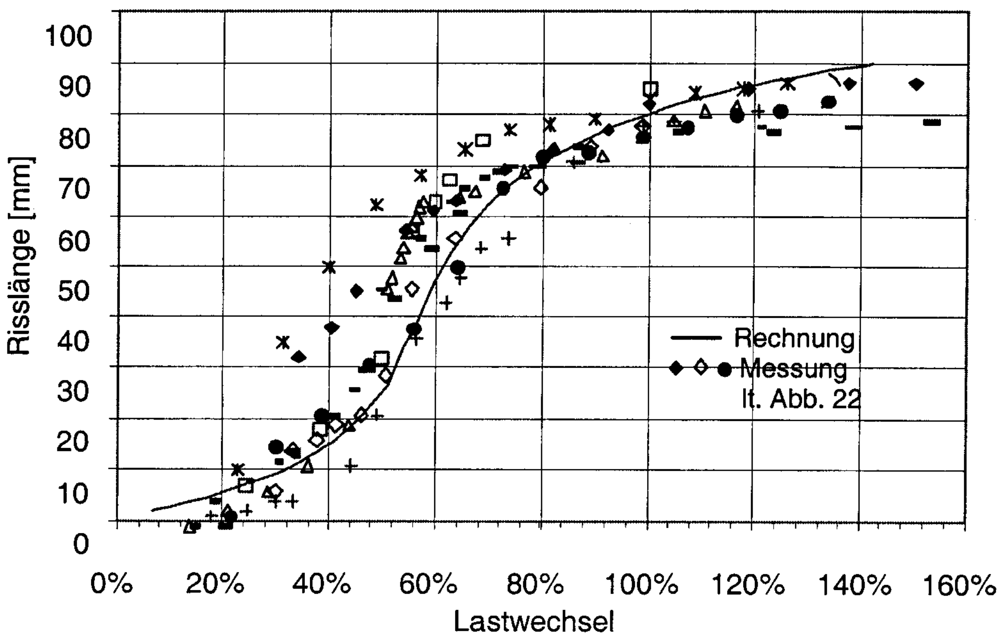


Abbildung 82: Berechneter Rissfortschritt im Streuband der Messwerte (Serie2, $\Delta\sigma$ = 180 N/mm²)

Die Proben der Versuchsserie 1 und 2 hatten für das Grenzspannungsverhältnis R = -∞ deutliche Unterschiede in der Laufzeit (Tabelle 9, Seite 20). Da die Proben der Serie 1 mit einer höheren Schweißgeschwindigkeit gefertigt wurden (5,5 mm/s statt 3,4 mm/s) und die Naht auch nur einlagig ausgeführt war, sind Unterschiede im fertigungsinduzierten Eigenspannungsverlauf zu erwarten. Ein Vergleich der gemessenen Eigenspannungen im Rissligament bestätigt dies (Abbildung 37, Seite 47). Die in Abbildung 83 aufgeführten Verläufe aus den thermomechanischen Berechnungen weisen ähnliche Unterschiede zwischen den beiden Serien auf.

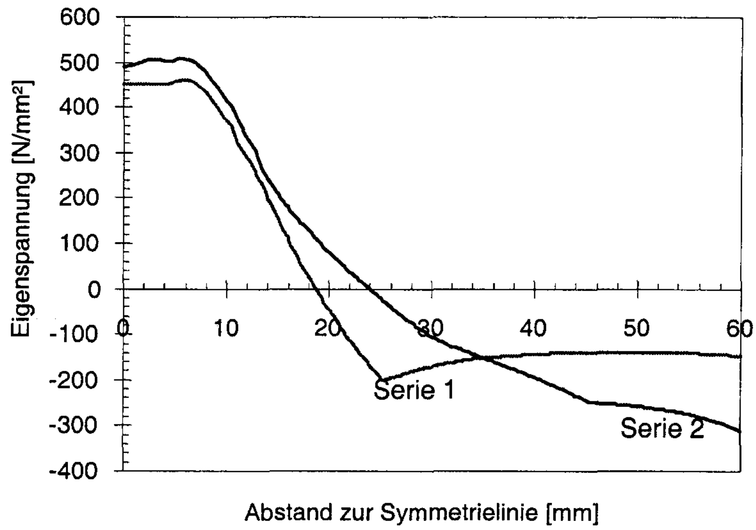


Abbildung 83: Berechnete Eigenspannungen für die Versuchsserie 1 und 2

Infolge des niedrigeren Niveaus der fertigungsinduzierten Eigenspannungen für die Serie 1 verringert sich der Anteil zu dem die Rissspitze geöffnet ist. Für den unteren Lasthorizont ($\Delta\sigma$ = 140 N/mm) beginnt sich der Riss schon bei einer Länge von ca. 35 mm zu schließen. Der effektive Spannungsintensitätsfaktor erreicht ein Maximalwert von ca. 1100 N/mm$^{3/2}$ (Abbildung 84).

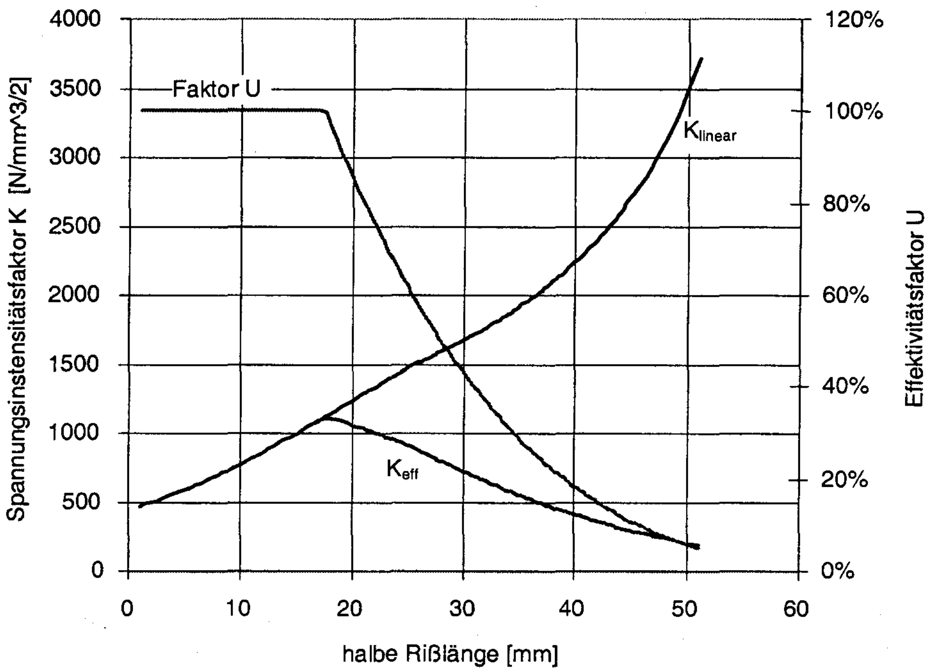


Abbildung 84: Berechnete effektive Spannungsintensität (Serie 1, $\Delta\sigma$ = 140 N/mm²)

Die in der Versuchsserie 1 ermittelte Rissverzögerung wird durch die berechnete Rissfortschrittskurve wieder relativ gut abgebildet. (Abbildung 85)

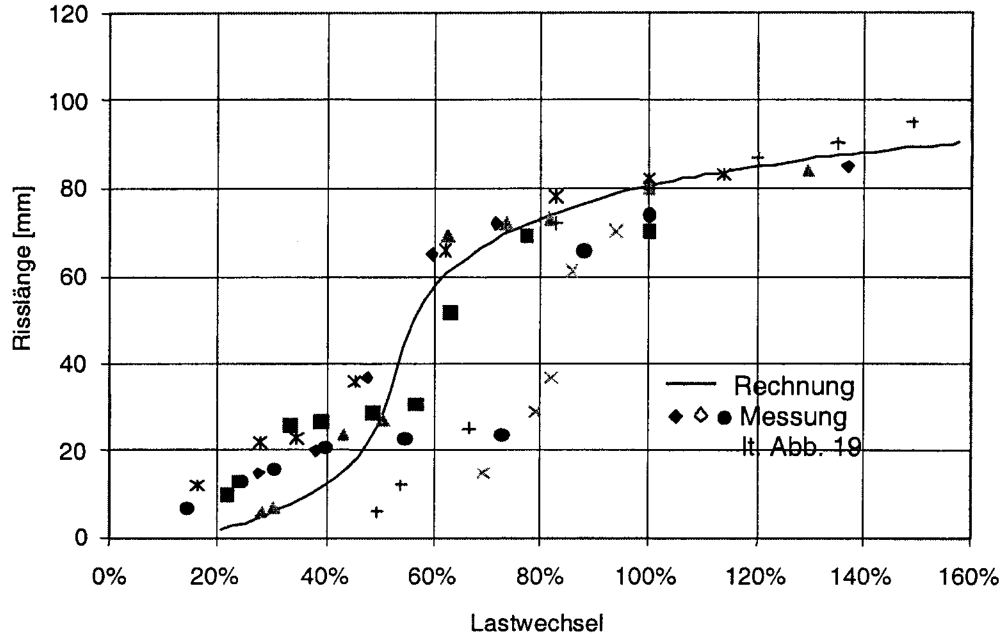
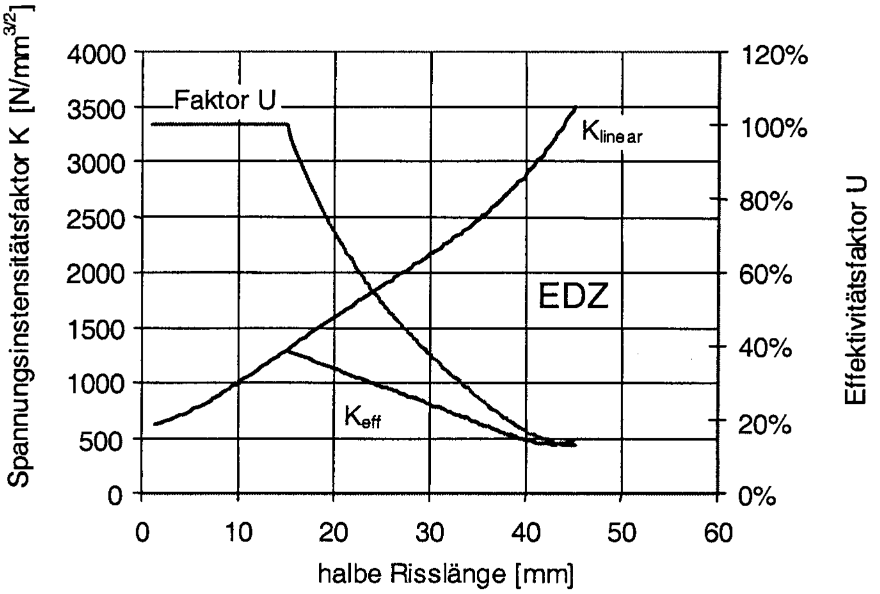


Abbildung 85: Berechneter Rissfortschritt im Streuband der Messwerte (Serie 1, $\Delta\sigma$ = 140N/mm²)

Mit dem hier vorgestellten Rissfortschrittsmodell konnten die bei Einstufenbeanspruchung mit R = -∞ erreichten Lebensdauern mit einer hohen Genauigkeit abgeschätzt werden. Sowohl unterschiedlich hohe Lasthorizonte als auch verschiedene Eigenspannungszustände konnten mit dem Scheibenmodell unter Verwendung des Ebenen Dehnungszustandes (EDZ) berücksichtigt werden.

Nicht linearer Rissfortschritt im Zweistufenversuch

Bei einer numerischen Simulation des Zweistufenversuchs mit konstanter Mittelspannung ist bei einer Berechnung im EDZ ein Unterschied zu den Einstufenversuchen zu erkennen. Die berechnete effektive Spannungsintensität ist über den ganzen Verlauf um ca. 10 - 20 % niedriger. Damit können aber die wesentlich höheren Laufzeiten im Schwingversuch nicht verifiziert werden. Bei einer Berechnung im ESZ, die hier aufgrund der hohen Schwingbreiten in Betracht zu ziehen war, wird ein deutlich höherer Anteil ermittelt zu dem der Riss geschlossen ist. Da die Annahme eines Durchrisses aber erst ab einer Risslänge von ca. 30 mm realistisch ist, konnten die Schließeffekte im Bereich des Oberflächenrisses mit Risslängen kleiner als 30 mm mit dem verwendeten Scheibenmodell nicht richtig erfasst werden.



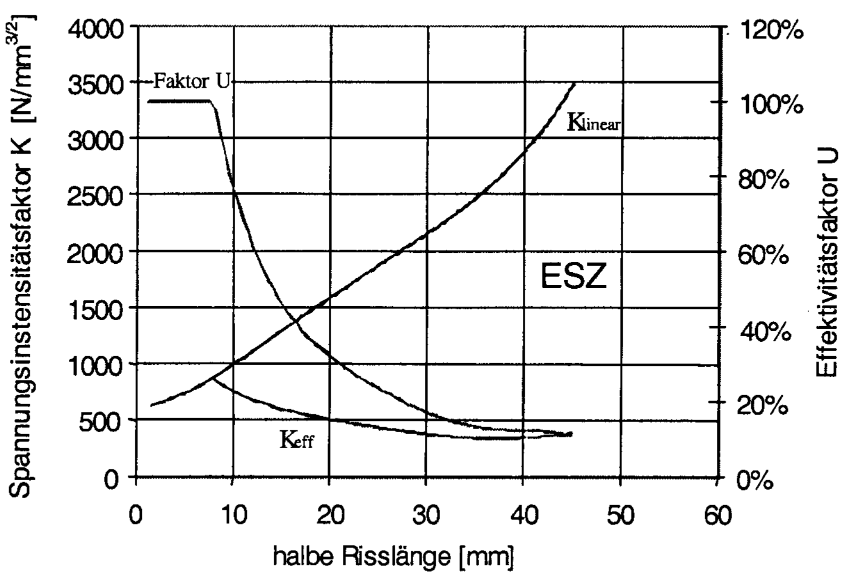


Abbildung 86: Berechnete effektive Spannungsintensität (Serie 2, Zweistufenversuch)

Bei einer Berechnung im EDZ ist der berechnete Rissverlauf über die gesamte Länge zu steil und die ermittelte Versagenslastwechselzahl ist um den Faktor 3 zu klein, Abbildung 87.

Im ESZ ist der berechnete Rissverlauf in der Anfangsphase, bis zu einer Risslänge von 30 mm, wesentlich steiler als der Verlauf der Messwerte. Danach verläuft die berechnete Kurve zu flach, d.h. im Bereich des Durchrisses werden die Schließeffekte durch das gewählte Modell überschätzt, Abbildung 87. In der Summe kommt es zu einer Überschätzung von ca. 70 % für die Versagenslastwechselzahl bei 80 mm Risslänge.

Der berechnete Rissfortschritt im Bereich des Durchrisses ist im EDZ zu hoch und im ESZ zu niedrig.

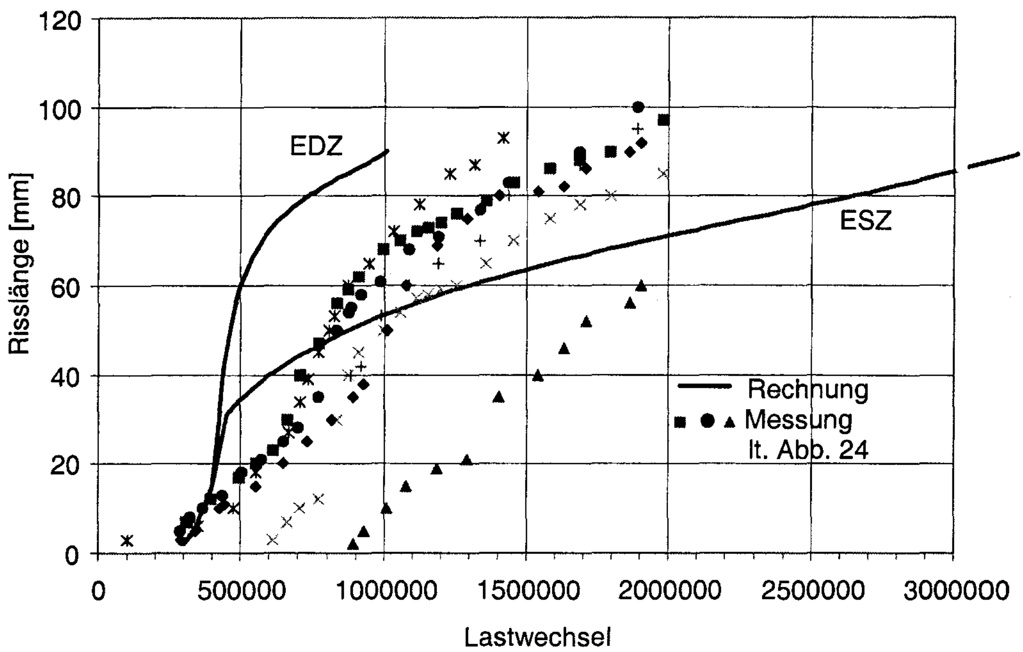


Abbildung 87: Berechneter und gemessener Rissfortschritt im Zweistufenversuch

Das deutlich frühere Schließen des Risses im Versuch kann aus der Berechnung im ESZ erklärt werden. Vor der Rissspitze wird der Werkstoff bei Erreichen der Oberspannung σ_{max} plastisch aufgeweitet. Bei Entlastung bauen sich infolgedessen elastische Stauchungen auf, die den Riss bei anschließender Druckbelastung vorzeitig schließen lassen. Zum früheren Schließen tragen auch die plastischen Deformationen an den Rissflanken bei, die auch aus der plastischen Zone vor der Rissspitze und somit auch aus den Lastwechseln mit überhöhter Schwingbreite resultieren. Ein Vergleich der berechneten elastischen und plastischen Dehnungen für die Simulation im Einstufen- und Zweistufenversuch bestätigen die erwähnten Effekte. Für eine Risslänge von 60 mm wurden im entlasteten Zustand die Verläufe nach Abbildung 88 ermittelt.

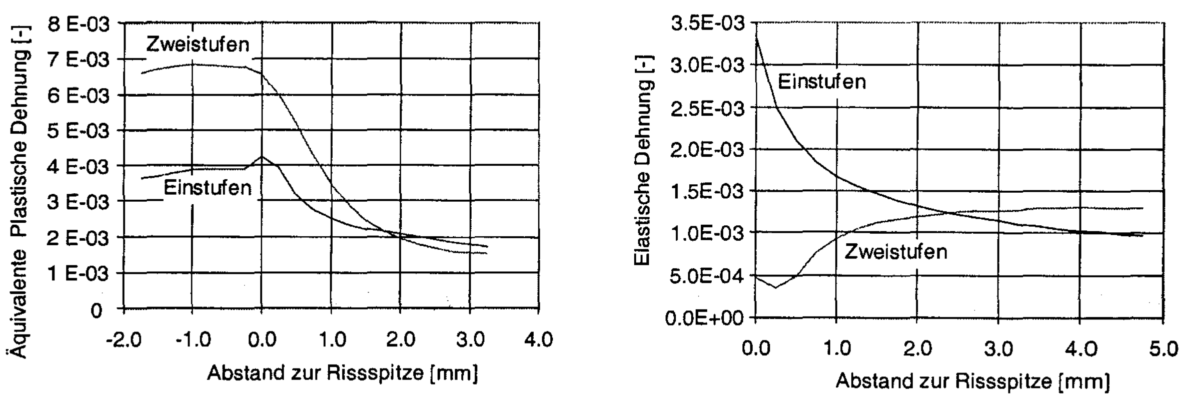
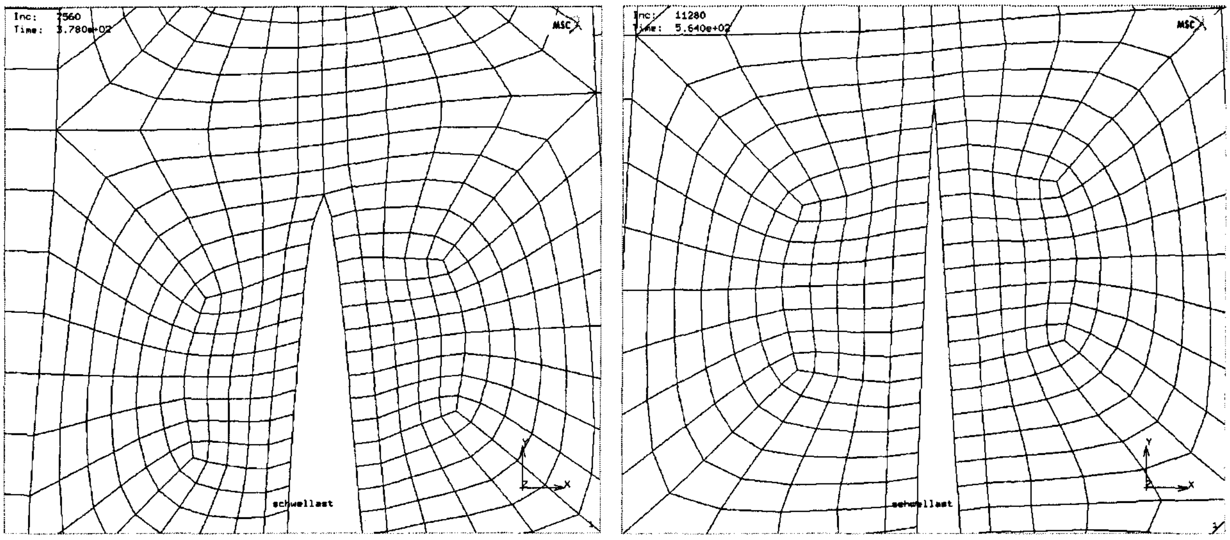


Abbildung 88: Berechnete Dehnungen bei 60 mm Risslänge

Die berechnete plastische Dehnung ist im Zweistufenversuch an der Rissspitze und an den Rissflanken um 70 % höher als im Einstufenversuch. Für die elastische Dehnung senkrecht zum Riss wurde bei Simulation des Einstufenversuchs ein steilerer Anstieg zur Rissspitze hin ermittelt. Im Zweistufenversuch hingegen nimmt die elastische Dehnung ab, wobei das Minimum noch kurz vor der Rissspitze erreicht wird. Die bekannten hohen Zugdehnungen aus dem Einstufenversuch heben sich dabei nahezu mit den elastischen Stauchungen, die aus der Plastizierung der Rissspitze resultieren, auf. Die damit bewirkte Rissöffnung ist im Zweistufenversuch auch deutlich geringer.



Einstufen *Zweistufen*

Abbildung 89: Rissöffnung bei 60 mm Risslänge

In Abbildung 89 sind die Rissöffnungen im entlasteten Zustand um den Faktor 25 überhöht dargestellt. Während im Einstufenversuch noch eine lokale Aufweitung der Rissspitze ersichtlich ist, laufen die Rissflanken im Zweistufenversuch in einem flachen Winkel zur Rissspitze ein. Die dabei erreichte effektive Spannungsintensität ist bei Zweistufenbelastung um einen Faktor von ≥ 2 kleiner als im Einstufenversuch.

Die im Zweistufenversuch über die gesamte Risslänge auftretenden Schließeffekte konnten im Bereich des Oberflächenrisses mit dem vorgestellten Scheibenmodell nicht richtig erfasst werden. Aber auch im Bereich des Durchrisses war weder unter Anwendung des Ebenen Dehnungszustandes noch des Ebenen Spannungszustandes eine zufriedenstellende Abschätzung des Rissfortschritts möglich. Als Alternative zu dem hier verwendeten Scheibenmodell wäre ein nicht-lineares Rissfortschrittsmodell aus Volumenelementen sowohl im Bereich des Oberflächenrisses als auch des Durchrisses in Betracht zu ziehen. Die Anforderungen an die benötigten Rechnerkapazitäten würden damit zwar um ein vielfaches ansteigen, aber in Anbetracht der fortschreitenden EDV-Technik wäre eine Umsetzung in absehbarer Zeit denkbar.

8 ZUSAMMENFASSUNG

Das Thema der vorgelegten Arbeit ist die Berücksichtigung des Einflusses von Druckmittelspannungen innerhalb eines Betriebsfestigkeitsnachweises. Damit besteht die Möglichkeit zur wirtschaftlicheren Dimensionierung und Gestaltung von tragenden Verbänden des Schiffskörpers, die im Betrieb kontinuierlich mit Druckmittelspannungen beaufschlagt sind.

An Proben der axial beanspruchten Platte mit aufgeschweißter Längssteife wurde das Schwingfestigkeitsverhalten bei verschiedenen Grenzspannungsverhältnissen untersucht. Das Niveau der fertigungsinduzierten Eigenspannungen hatte einen entscheidenden Einfluss auf die erreichte Lebensdauer bei einer Beanspruchung mit dem Grenzspannungsverhältnis $R = -\infty$. Die ermittelte Lebensdauer für die Versuchsserie 2 mit einem hohen Eigenspannungsniveau lag um den Faktor 2 niedriger als für die Versuchsserie 1 mit einem Eigenspannungsniveau welches unter üblichen Fertigungsbedingungen entstanden war.

Für Proben mit durchschnittlichem Eigenspannungsniveau ist bei Einstufenbeanspruchung für das Grenzspannungsverhältnis $R = -\infty$ und bei regellos verteilter Beanspruchung (Randombelastung) schon für $R = -3$ eine Erhöhung der Nennspannung um ca. 35 % zu den derzeit gültigen Werten aus dem Regelwerk *GL (2000)* möglich. Für die Proben aus der Versuchsserie mit dem höheren Eigenspannungsniveau konnte eine mögliche Erhöhung der Nennspannung um ca. 17 % bei Einstufenbeanspruchung mit $R = -\infty$ ermittelt werden.

Die Verschiebung der Mittelspannung σ_m vom Zugbereich in den Druckbereich bewirkte eine Erhöhung der Lebensdauer, die aus einem geringeren Rissfortschritt resultierte. Die Anrisslastwechselzahl war relativ unabhängig vom Grenzspannungsverhältnis.

Durchgeführte Randomversuche mit Druckmittelspannung zeigten, dass es hierbei nicht zu einer derart ausgeprägten Verzögerung des Risswachstums wie im Einstufenversuch kommt. Zweistufenversuche mit konstanter Druckmittelspannung zeigten den gleichen Effekt. Obwohl über die gesamte aufgenommene Risslänge ein annähernd konstanter Rissfortschritt vorlag, erhöhte sich die Lebensdauer im Zweistufenversuch um den Faktor 4-5 gegenüber einer Belastung mit konstanter Schwingbreite.

Messtechnische Untersuchungen ermöglichten es sowohl die fertigungsinduzierten Eigenspannungsfelder als auch die aus der Rissausbreitung entstandenen Umlagerungen zu erfassen. Aufgrund der am Nahtübergang gemessenen Zugeigenspannungen kann der Anriss unter Druckschwellbeanspruchung erklärt werden. Die an der Rissspitze ermittelten Zugeigenspannungen bei Entlastung der Probe geben eine Begründung dafür, dass der Riss in Bereiche fortschreitet in denen Druckeigenspannungen aus dem Schweißprozess vorliegen. Der Riss schiebt dabei ein Zugeigenspannungsfeld vor sich her, welches mit zunehmender Risslänge an Größe und Intensität verliert.

Mit der Methode der Finiten-Elemente erfolgte, unter Berücksichtigung der zuvor berechneten Schweißeigenspannungen, eine nichtlineare Strukturanalyse zur Erfassung der Schließeffekte für einen Durchriss. Der Verlauf der effektiven Spannungsintensität wurde für Risslängen von 30 - 90 mm ermittelt. Damit wurde die Abschätzung der Lebensdauer bei einer Belastung im Druckschwellbereich ($R = -\infty$) ermöglicht. Das Modell lieferte gute Ergebnisse für die

Simulation von Einstufenversuchen. Bei den durchgeführten Zweistufenversuchen lag partielles Rissschließen schon im Stadium des Oberflächenrisses vor, welches mit dem verwendeten Modell nicht erfasst werden konnte.

Bei Einstufenbelastung erreichten die berechneten Versagenslastwechselzahlen, mit Abweichungen von unter 20 %, eine gute Übereinstimmung mit dem statistischen Mittel aus den Schwingfestigkeitsversuchen. Sowohl unterschiedlich hohe Lasthorizonte als auch verschiedene Eigenspannungszustände konnten mit dem Scheibenmodell unter Verwendung des Ebenen Dehnungszustandes berücksichtigt werden. Die in den Versuchen ermittelte Rissverzögerung wurde in allen Fällen durch die berechnete Rissfortschrittskurve in zufriedenstellender Weise abgebildet.

Sowohl die experimentellen als auch die rechnerischen Untersuchungen aus der vorliegenden Arbeit zeigten an einem repräsentativen Beispiel, dass für tragende Schiffsverbände unter Druckmittelspannung eine wirtschaftlichere Bemessung als nach den derzeitigen Regelwerken möglich wäre. Insbesondere unter einer regellos verteilten Beanspruchung, wie sie aus dem Seegang resultiert, wäre eine deutliche Erhöhung der Nennspannung möglich.

9 SYMBOLVERZEICHNIS

Die Liste der wichtigsten Formelzeichen folgt erst dem lateinischen und dann dem griechischen Alphabet. Die Dimensionsangaben orientieren sich an den gebräuchlichen Einheiten. Im Text werden jedoch zum Teil auch abweichende Einheiten verwendet. Doppelt benannte Formelzeichen sind, ebenso wie Formelzeichen von nur lokaler Bedeutung, am jeweiligen Ort erläutert, um die Eindeutigkeit der Formeln zu gewährleisten.

a	*[mm]*	a-Maß von Kehlnähten
a, c	*[mm]*	Risstiefe und halbe Risslänge
c	*[J/kgK]*	Massenspezifische Wärmekapazität
C	*[-]*	Konstante der *Paris-Erdogan*-Gl. für ΔK in $[N/mm^{3/2}]$
D	*[-]*	Schadenssumme
da/dN	*[mm]*	Rissforschrittsrate
E	$[N/mm^2]$	Elastizitätsmodul
I	*[A]*	Elektrische Stromstärke
j	*[]*	Ordnungszahl
K_I	$[N/mm^{3/2}]$	Spannungsintensitätsfaktor für den Mode I
ΔK	$[N/mm^{3/2}]$	Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors
K_{eff}	$[N/mm^{3/2}]$	effektiver Spannungsintensitätsfaktor
K_c	$[N/mm^{3/2}]$	obere Schwellwert der Spannungsintensität
K_{th}	$[N/mm^{3/2}]$	untere Schwellwert der Spannungsintensität
K_I	$[N/mm^{3/2}]$	Spannungsintensitätsfaktor Modus-I
K_{II}	$[N/mm^{3/2}]$	Spannungsintensitätsfaktor Modus-II
K_{III}	$[N/mm^{3/2}]$	Spannungsintensitätsfaktor Modus-III
m	*[-]*	Exponent der *Paris-Erdogan*-Gleichung
m_0	*[-]*	Neigung der Wöhlerlinie im Bereich der Zeitfestigkeitsgeraden
M	*[-]*	Mittelspannungsempfindlichkeit
N	*[-]*	Lastwechselzahl
N_T	*[-]*	transformierte Lastwechselzahl

N_{10}	[-]	Lastwechselzahl für 10 % Überlebenswahrscheinlichkeit
N_{50}	[-]	Lastwechselzahl für 50 % Überlebenswahrscheinlichkeit
N_{90}	[-]	Lastwechselzahl für 90 % Überlebenswahrscheinlichkeit
$N_{97,7}$	[-]	Lastwechselzahl für 97,7 % Überlebenswahrscheinlichkeit
n	[-]	Gesamtanzahl
$p_{ü}$	[%]	Überlebenswahrscheinlichkeit
$\dot{Q}$	[W]	Effektive Wärmeleistung einer Schweißwärmequelle
r	[mm]	Radius
R	[-]	Grenzspannungsverhältnis
R_{eH}	[N/mm^2]	Obere Streckgrenze
R_m	[N/mm^2]	Zugfestigkeit
$R_{p0.2}$	[N/mm^2]	0,2%-Dehngrenze
t	[s]	Zeit
$t_{8/5}$	[s]	Abkühlzeit von 850 °C auf 500 °C
T	[K]	Temperatur
T_0	[K]	Umgebungstemperatur
T_m	[K]	Schmelztemperatur
T_N	[-]	Streuspanne einer Stichprobe
U	[-]	Effektivitätsfaktor für die Spannungsintensität
U	[V]	Elektrische Spannung
v	[cm/min]	Schweißgeschwindigkeit
x, y, z	[m]	Kartesische Raumkoordinaten in einem ortsfesten System
$\overline{\alpha}$	[1/K]	Mittlerer Wärmeausdehnungskoeffizient
α	[1/K]	Differentieller Wärmeausdehnungskoeffizient
α_k	[W/m^{2}K]	Wärmeübergangszahl für Konvektion
α_s	[W/m^{2}K]	Wärmeübergangszahl für Strahlung
ε	[-]	Dehnung
ε_{log}	[-]	Logarithmische Dehnung
ε_t	[-]	Thermische Dehnung

ε_e	[-]	Elastische Dehnung
ε_p	[-]	Plastische Dehnung
ε_{log}	[-]	Logarithmische Dehnung
ε_{tech}	[-]	Technische Dehnung
η_w	[-]	Wärmewirkungsgrad eines Schweißverfahrens
λ	[W/mK]	Wärmeleitzahl
ν	[-]	Querkontraktionszahl
Θ_i	[°]	Nahtanstiegswinkel
ρ	[kg/m^3]	Dichte
σ_1, σ_2	[N/mm^2]	Hauptspannungen
σ_{cauchy}	[N/mm^2]	Wahre Spannung
σ_F	[N/mm^2]	Fließgrenze
σ_{tech}	[N/mm^2]	Technische Spannung
σ_v	[N/mm^2]	Von-Mises-Vergleichsspannung
σ_a	[N/mm^2]	Spannungsamplitude
σ_{max}	[N/mm^2]	größte obere Spannung eines Lastwechsels
σ_{min}	[N/mm^2]	größte untere Spannung eines Lastwechsels
σ_m	[N/mm^2]	Mittelspannung
σ_{close}	[N/mm^2]	Rissschließlast
σ_{open}	[N/mm^2]	Rissöffnungslast
$\Delta\sigma$	[N/mm^2]	Spannungsschwingbreite
$\Delta\sigma$	[N/mm^2]	Spannungsschwingbreite
$\Delta\sigma_T$	[N/mm^2]	Mittelwert der Spannungsschwingbreiten
$\Delta\sigma_R$	[N/mm^2]	Detailkategorie
τ_{xy}	[N/mm^2]	Schubspannung
ω	[mm]	Größe der plastischen Zone

10 LITERATUR

Das Literaturverzeichnis ist gemäß der Namen der jeweils erstgenannten Autoren in alphabetischer Reihenfolge geordnet. Treten mehrere Literaturstellen mit einem gleichnamigen erstgenannten Autor auf, so erfolgt die Ordnung aufsteigend nach dem Erscheinungsjahr. Im Text werden die Literaturhinweise durch den Familiennamen des Autors und das Erscheinungsjahr gekennzeichnet, z.B. *Müller (1997)*. Bei zwei Autoren werden beide Namen aufgeführt, z.B. *Müller und* Schulz *(1997)*. Bei drei oder mehr Autoren erfolgt die Kennzeichnung nur durch den Namen des erstgenannten Autors, z.B. mit *Müller et al. (1997)*.. Wenn die Identität von Autorenname(n) und Erscheinungsjahr zu Verwechslungen führen kann, wird zur Jahreszahl ein Großbuchstabe angefügt, z.B. *Schulz (1997 A)* und *Schulz (1997 B)*.

ABS (1995)
Rules for Building and Classing Steel Vessels, Part5 Section2 Appendix 5/2AA
Guide for Fatigue Strength Assessment of Tankers
American Bureau of Shipping, New York

Aeronautical Society (1966)
Aeronautical Series, Data Sheets on Fatigue
The Royal Aeronautical Society, London

ASTM E837 (1995)
Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole Drilling Strain Gage-Method ASTM E837-95
American Society of Testing and Materials, Philadelphia

Argyris,j.; Mlejnek, H.-P. (1987)
Die Methode der Finiten Elemente, Vol.1
Vieweg Verlag, Braunschweig

Bathe, K.J. (1991)
Finite Element Methoden
Springer-Verlag, Berlin

Berge, S.; Eide, O. (1982)
Residual stress and stress interaction in fatigue testing of welded joints
in: ASTM STP 776 “Residual Stress effects in Fatigue”, S. 115-131
American Society of Testing and Materials, Philadelphia

Bohlmann, B. (1990)
Zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors für Normalbeanspruchung (Modus I) mit Hilfe des FEP ADINA
Schrift Nr. 2379, Institut für Schiffbau der Universität Hamburg

Boley, B.A.; Weiner, J.H. (1960)
Theory of Thermal Stresses
J. Wiley, New York

BSI (1991)
Guidance on methods for assessing the acceptability of flaws in fusion welded structures
BSI PD 6493, British Standards Institution, London

DNV (1998)
Classifcation Notes No. 30.7, Fatigue Assessment of Ship Structures
Det Norske Veritas, Hovik, Norway

DIN EN 10002-1 (1998)
Zugversuch, Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur
Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth-Verlag

DIN EN 10025 (1994)
Warmgewalzte Erzeugniss aus unlegierten Baustählen
Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth-Verlag

DIN 1319 (1985)
Grundbegriffe der Meßtechnik
Teil4: Behandlung von Unsicherheiten bei der Auswertung von Messungen
Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth-Verlag

DIN 1913 (1984)
Teil 1: Stabelektroden für das Verbindungsschweißen von Stahl, un- und niedriglegiert
in: DIN-Taschenbuch Nr. 8, Schweißtechnik 1, Beuth-Verlag 1985

Dorn, L. (1986)
Schweißen von Baustählen und hochfesten Feinkornbaustählen
Kontakt & Studium, Band 147
Expert Verlag, Sindelfingen

Egge, E.D. (1981)
Messung und Berechnung von Schweißeigenspannungen an einer schiffbaulichen Konstruktion, Bericht Nr. 405
Institut für Schiffbau der Universität Hamburg

Eigenmann, B. und Macherauch, E. (1995)
Röntgenographische Untersuchung von Spannungszuständen in Werkstoffen
in: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 26, Teil 1 S.148-160, Teil 2 S.199-216
VCH Verl. Ges., Weinheim

Elber, W. (1970)
The Significance of Fatigue Crack Closure
in: Damage Tolerance in Aircraft Structures, ASTM STP 468
American Society for Testing and Materials, Philadelphia

Engesvik, K. (1985)
Fracture Mechanics as a Tool in Fatigue Analysis
in: Fatigue Handbook edited by Almar-Naess
Tapir, Trondheim

Eulitz, K.-G.; Esderts, A.; Kotte, K.L.; Zenner,H. (1994)
Lebensdauerabschätzung durch systematische Aufarbeitung und Auswertung vorliegender Versuchsreihen
Forschungshefte Forschungskuratorium Maschinenbau e.V., Heft 189, Frankfurt

Eurocode 3 (1992)
Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten ENV 1993-1-1, Teil 9 Werkstoffermüdung
Europäisches Komitee für Normung, Brüssel

FEZEN-Werkstoffdatenbank (1990)
Handbuch der Kennwerte von metallischen Werkstoffen zur FEZEN-Werkstoff-Datenbank
DVO, Gruppe Dt. Babcock – Düsseldorf, Dt. Verlag für Schweißtechnik

Fleck, N.A.; Shin, C.S.; Smith, R.A. (1985)
Fatigue Crack Growth under Compressive Loading
in: Engineering Fracture Mechanics, Vol. 21, No.1
Pergamon, Oxford

Forman, R.G;, Kearney, V.E.; Engle, R.M. (1967)
Numerical Analysis of Crack Propagation in Cycllic Loaded Structures
in: Journal of Basic Engineering, ASME Vol 89
American Society of Mechanical Engineers, New York

Friedrich, P.; Bakczewitz, F.; Naubereit, H. (1978)
Einfluß der Druckmittelspannung auf die Betriebsfestigkeit
Abschlußbericht BMBF-Vorhaben Life Cycle Design C 5.1
Universität Rostock

Führing, H. (1978)
Berechnung von elastisch-plastischen Beanspruchungsläufen in Dugdale-Rißscheiben mit Rißuferkontakt auf der Grundlage nichtlinearer Schwingbruchmechanik
Heft 30, Veröffentlichungen des Instituts für Statik und Stahlbau der Technischen Hochschule Darmstadt

Gaßner, E. (1954)
Betreibsfestigkeit, eine Bemessungsgrundlage für Konstruktionsteile mit statisch wechselnden Betriebsbeanspruchungen, in: Konstruktion Heft 3/1954, S. 97-104
Springer-Verlag, Berlin

GL (2000)
Klassifikations- und Bauvorschriften
I – Schiffstechnik, Teil 1 Seeschiffe, Kapitel 1 Schiffskörper
Germanischer Lloyd , Hamburg

Goldak, J.; Breiguine, V.; Dai, N.; Hughes, E.; Zhou, J. (1997)
Thermal Stress Analysis in Solids Near the Liquid Region in Welds
in: Mathematical Modeling of Weld Phenomena 3, Hrsg.: H. Cerjak, S. 543-569,
The Institute of Materials, London

Goldak, J. (1997)
Thermal Analysis of Welds
In: Modeling in Welding, Hot Powder Forming, and Casting, Hrsg.: L. Karlsson, S. 17-29,
ASM International, Material Parks, Ohio

Gross, D.. (1990)
Path Independent Integrals and Crack Growth Parameters in Nonelinear Fracture Mechanics; in: Nonelinear Fracture Mechanics, International Centre for Mechanical Sciences, Courses and Lectures – No.314
Springer, Wien - New York

Gurney, T.R. (1960)
Influence of Residual Stresses on Fatigue Strength of Plates with Filet Welded Attachments; in: British Welding Journal , Vol. 7, No. 6, S. 415-431
Institute of Welding, London

Gurney, T.R. (1979)
Fatigue of Welded Structures
Cambridge University Press, Cambridge

Gurney, T.R. (1980)
Fatigue tests on two types of welded joints under compressive loading
Research Report 112/1980
The Welding Institute, Cambridge

Hahn, H. G. (1976)
Bruchmechanik
Teubner Studienbücher, Stuttgart

Haibach, E. (1975)
Schwingfestigkeit hochfester Feinkornbaustähle im geschweißten Zustand
in: Schweißen und Schneiden, Jahrgang 27, Nr.5, S. 179-181
DVS-Verlag, Düsseldorf

Haibach, E. (1976 A)
Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen
in: VDI-Bericht 268 "Werkstoff- und Bauteilverhalten unter Schwingbeanspruchung
S. 179-192, VDI-Verlag, Düsseldorf

Haibach, E. (1976 B)
Einfluß von Eigenspannungen auf den Schwingbruch
in: Schweißtechnisches Kolloquium: Eigenspannungen in geschweißten Konstruktionen
Schweißtechnische Lehr- und Versuchsanstalt, Duisburg

Haibach, E. (1989)
Betriebsfestigkeit – Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung
VDI-Verlag, Düsseldorf

Hinrichsen, B. (1999)
Berechnung des Schweißverzuges dünnwandiger Decksektionen aus Schiffbaustahl
Technische Universität Hamburg-Harburg, Arbeitsbereiche Schiffbau, Bericht Nr. 599

IIW (1996); Hobbacher, A.
Fatigue design of welded joints and components, IIW-Doc. XIII-1539-96
The International Institute of Welding, Cambridge

Karlsson, L. (1986)
Thermal Stresses in Welding
in: Thermal Stresses I, Hrsg.: R.B. Hetnarski, S. 299-389, Elsevier Science Publishers

Klee, S. (1973)
Das zyklische Spannungs-Dehnungs und Bruchverhalten verschiedener Stähle
Heft 22, Veröffentlichungen des Instituts für Statik und Stahlbau der Technischen Hochschule Darmstadt

Landolt-Börnstein (1950)
Zahlenwerte und Funktionen aus Physik Vol. 1, Part 1,, S. 215-223
Springer Verlag Berlin, Göttingen, Heidelberg

Lieurade, H. P. (1991)
Fatigue Testing of Welded Components, Welding in the World Vol. No. 29,
Pergamon Press

Lindhorst, L. (1999)
Numerische Simulation des Plasma-MIG-Unterwasserschweißens - Eigenspannungen, Gefüge und Bruchmechanik
Fortschrittsberichte VDI, Reihe 2, Nr. 499, VDI-Verlag, Düsseldorf

Lombera, G.; Sendrai, A.; de Vedia, L.A. (1990)
Computational and experimental determination of temperature distribution in arc welding
in: Recent trends in welding science and technology TWR`89, S. 55-58
ASM-International, Ohio

Lopez Martinez, L. (1997)
Fatigue Behaviour of Welded High-Strength Steels, Report No. 97-30
Department of Aeronautics of the Royal Institute of Technology, Stockholm

Macherauch, E. und Müller, P. (1961)
Das $\sin^2\psi$-Verfahren der röntgenographischen Spannungsmessung
in: Zeitschrift für angewandte Physik 13, S.305-312
Springer-Verlag, Berlin

Macherauch, E. und Wohlfahrt, H. (1985)
Eigenspannung und Ermüdung
in: Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe, S. 237-283
Deutsche Gesellschaft für Metallkunde, Oberursel

Maddox, S.J. (1975)
The effect of mean stress on fatigue stress propagation. A literature review
in: International Journal of Fracture, Vol. 11, No. 3, S. 389-408
Noordhoff, Leiden

Maddox, S.J. (1978)
An investigation on the influence of applied stress ratio on fatigue crack propagation in structural steels
Research Report 72/1978/E, The Welding Institute, Cambridge
oder IIW-Doc. XIII-973-80, The International Institute of Welding, Cambridge

Maddox, S.J. (1982)
Influence of Tensile Residual Stresses on the Fatigue Behaviour of Welded Joints in Steel
in: ASTM STP 776 "Residual Stress effects in Fatigue", S. 63-92
American society of testing and materials, Philadelphia

Mahrenholtz, O.; Hamann, R. (1994)
On the influence of the surface heat transfer coefficient on wet underwater welds
in: Proceedings of the Fourth Int. Offshore and Polar Engineering Conference (ISOPE)
Volume IV, Page 112-119

Marquardt, R.S. (1996)
Analytische und nummerische Untersuchungen über den Einfluß von Eigenspannungszuständen auf Spannungsintensitätsfaktoren und Rißausbreitungsverhalten
Bericht Nr. 573, Institut für Schiffbau der Universität Hamburg

Mikkola, T.P.J. (1989)
Numerical analysis methods of surface cracks
VTT Publications 119, Technical Research Centre of Finnland, Espoo

Mok, D.H.B.; Pick, R.J. (1989)
Consideration of Metallurgical Transformations in the Prediction of Weld Residual Stresses
Proc. 3rd International Conference on Residual Stress, Institute for Industrial Technology

Newman, J.C., Jr. (1976)
A Finite Element Analysis of Fatigue Crack Closure
in: Mechanics of Crack Growth, ASTM STP 590
American Society for Testing and Materials, Philadelphia

Ogura, K.; Ohji, K.; Honda, K. (1977)
Influence of Mechanical Factors on the Fatigue Crack Closure
in: Advances in Research on the Strength and Fracture of Materials, Vol. 2b – Fatigue
Pergamon, New York

Olivier, R. (1978)
in: Verhalten von Stahl bei schwingnder Beanspruchung, S. 319-328
Verlag Stahleisen, Düsseldorf

Olivier, R. und Ritter, W. (1983)
Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen
DVS-Bericht Nr. 56/I-V, Deutscher Verlag für Schweißtechnik e.V., Düsseldorf

Olivier, R. und Seeger, T. (1989)
Einfluß des Nahtanstiegswinkels auf die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen
Selbstverlag Fachgebiet Werkstoffmechanik, TH Darmstadt

Overbeeke, J.L. and de Back, J. (1983)
The effect of residual stresses an R-value on the service life of welded connections subject to fatigue, IIW-Doc. XIII-1095-83
Netherlands Institution for Welding Technology, Den Haag

Paetzold, H. und Petershagen, H. (1990)
The effect of post-weld explosion treatment on the fatigue strength of plates with longitudinal stiffeners
IIW-Document XIII-1369-90, Hamburg

Petershagen, H. (1983)
Untersuchungen zum Einfluß schweißbedingter Fehler auf die Schwingfestigkeit von Schiffbauschweißverbindungen, , Bericht Nr. 430
Institut für Schiffbau der Universität Hamburg

Petershagen, H. (1990)
Vorlesungsmanuskript Betriebsfestigkeit
Institut für Schiffbau der Universität Hamburg

Petershagen, H. (1993)
Experimentelle Untersuchungen zur Aufstellung standardisierter Belastungskollektive für Schiffskonstruktionen
Abschlußbericht zum Teilvorhaben C 3.3/1 im Verbundvorhaben „Zukünftige Dimensionierung und Gestaltung der Schiffskonstruktion"
Institut für Schiffbau der Universität Hamburg

Pippan, R. et al (1993)
Schwellwerte für den Ermüdungsrißfortschritt bestimmen
in: Materialprüfung, Band 35, Nr. 1-2
Carl Hanser Verlag, München

Radaj, D. (1975)
Vollständige Spannungs-Dehnungs-Temperaturänderungsbeziehung für die Schweißeigenspannungsberechnung mit finiten Elementen
in: Schweißen und Schneiden, Jahrgang 27, Nr. 10, S. 394-396
DVS-Verlag, Düsseldorf

Radaj, D. (1992)
Heat Effects of Welding – Temperature Field, Residual Stress, Distortion
Springer Verlag, Berlin Heidelberg New York

Rice, J.R. (1968)
A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks
in: Journal of Applied Mechanics, Vol. 35
American Society of Mechanical Engineers (ASME), New York

Richter, F. (1973)
Die wichtigsten physikalischen Eigenschaften von 52 Eisenwerkstoffen
Stahleisen Sonderberichte, H. 8, Düsseldorf, Verlag Stahleisen

Richter, F. (1983)
Physikalische Eigenschaften von Stählen und ihre Temperaturabhängigkeit
Stahleisen Sonderberichte, H. 10, Düsseldorf, Verlag Stahleisen

Rothman, M.F. (1988)
High Temperature Property Data: Ferrous Alloys
ASM International, Metals Park, Ohio

Rossow, E. (1964)
Eine einfache Rechenschiebernäherung an die den normal score entsprechenden Prozentpunkte
Qualitätskontrolle 9 Nr. 12/1964, S. 146-147

Schwalbe, K.-H. (1980)
Bruchmechanik metallischer Werkstoffe
Carl Hanser Verlag, München

Schwarz, T. und Kockelmann; H. (1993)
Die Bohrlochmethode – ein für viele Anwendungsbereiche optimales Vefahren zur experimentellen Ermittlung von Eigenspannungen
in: Meßtechnische Briefe 29, Heft 2, S. 33-38
Hottinger Baldwin Meßtechnik, Darmstadt

SEW 310 (1992)
Stahl-Eisen-Werkstoffblatt 310 – Physikalische Eigenschaften von Stählen
Verein Deutscher Eisenhüttenleute, Verlag Stahleisen, Düsseldorf

Seyffarth, P. (1982)
Atlas Schweiß-ZTU-Schaubilder
Deutscher Verlag für Schweißtechnik (DVS), Düsseldorf

SINTAP (1999), Zerbst, U.; Wiesner, C.; Kocak, M.; Hodulak,L.
Entwurf einer vereinheitlichten Fehlerbewertungsprozedur – eine Einführung
GKSS-Forschungszentrum Geesthacht

Suresh, S. (1985)
Crack Initiation in Cyclic Compression and its Applications
in: Engineering Fracture Mechanics, Vol 21, No. 3
Pergamon, Oxford

Staron, P. et al. (2000)
The new difractometer ARES for the analysis of residual stresses
in: Proceedings (ECNS'99), Physica B 276-278, S. 158-159
Elsevier Science B.V.

VDI-Wärmeatlas (1997)
Berechnungsblätter für den Wärmeübergang
Achte Auflage, Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg

Wang, F.; Buchholz, F.-G.; Richard, S.; Jägg, S.; Scholtes, B. (1999)
Numerische und experimentelle Untersuchungen von Eigenspannungen bei Ermüdungsrißwachstum unter Mode I und Mode II Beanspruchung
in: DVM-Bericht 231, Bruchmechanische Bewertungskonzepte im Leichtbau
Deutscher Verband für Materialforschung und –prüfung e.V., Berlin

Wohlfahrt, H. (1986)
Die Bedeutung der Austenitumwandlung für die Eigenspannungsentstehung beim Schweißen; in: Härterei-Technische Mitteilungen HTM 41, S. 248-257
Carl Hanser Verlag, München

Wohlfahrt, H.; Nitschke, T.; Kaßner, M. (1994)

Schweißbedingte Eigenspannungen – Entstehung und Erfassung, Auswirkung und Bewertung; DVS-Berichte Band 187

Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf

Wu, J. and Ellyin, F. (1996)

A study of fatigue crack closure by elastic-plastic finite element analysis for constant amplitude loading in: International Journal of Fracture 82, S. 43-65

Kluwer Academic Publishers, Netherlands

11 ABBILDUNGSVERZEICHNIS