

Schlussbericht

zu dem IGF-Vorhaben

***Ermüdungsnachweis für unbearbeitete und nachbearbeitete Schweißverbindungen
einschließend thermozyklische, elastisch-plastische Beanspruchungen***

der Forschungsstellen

Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik,

Fachgebiet und Institut für Werkstoffkunde.

Das IGF-Vorhaben 17457 N der Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e.V.
des DVS wurde über die



im Rahmen des Programms zur Förderung der Industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom



Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie

aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

Ort, Datum

Prof. Dr.-Ing. Michael Vormwald

Name und Unterschrift des Projektleiters
an der 1. Forschungsstelle

Ort, Datum

Prof. Dr.-Ing. Matthias Oechsner

Name und Unterschrift des Projektleiters
an der 2. Forschungsstelle



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
DARMSTADT



Schlussbericht zum dem IGF-Vorhaben

Ermüdungsnachweis für unbearbeitete und nachbearbeitete
Schweißverbindungen einschließlich thermozyklische, elastisch-
plastische Beanspruchungen

IGF-Vorhaben-Nr. 17457 N

Forschungsstelle 1:
Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik
Franziska-Braun-Straße 3
64287 Darmstadt

Forschungsstelle 2:
Fachgebiet und Institut für Werkstoffkunde
Grafenstraße 2
64283 Darmstadt

Laufzeit des Vorhabens: 01.04.2012 – 31.07.2014

Verfasser Forschungsstelle 1: Alexander Bosch
Eliane Lang
Heinz Thomas Beier
Michael Vormwald

Verfasser Forschungsstelle 2: Kay Langschwager
Alfred Scholz
Matthias Oechsner

Danksagung

Das IGF-Vorhaben Nr.: 17457 N der Forschungsvereinigung Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e.V. des DVS, Aachener Str. 172, 40223 Düsseldorf, wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung und -entwicklung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

Den Mitgliedern des projektbegleitenden Ausschusses und des Fachausschusses 9 „Konstruktion & Berechnung“ der Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e.V – DVS, sei an dieser Stelle für die Unterstützung des Vorhabens und die Diskussion der Ergebnisse gedankt.

Ein besonderer Dank gilt außerdem Herrn Dr. Jürgen Rudolph der als Obmann des Arbeitskreises mit seinem kontinuierlichen Einsatz zum Erfolg des Vorhabens beigetragen hat. Außerdem bedanken wir uns bei allen weiteren Mitarbeitern des Arbeitskreises für die konstruktiven Anmerkungen während der Projektlaufzeit. Unser Dank geht ebenfalls an die AREVA NP GmbH für die erbrachten Sachleistungen und Dienstleistungen.

Inhalt

1	Einleitung	5
2	Stand der Technik	6
2.1	Berechnungskonzepte.....	6
2.2	Örtliche Konzepte im niederzyklischem Bereich	8
2.3	Thermozyklische Beanspruchungsverhältnisse	10
2.4	Ermüdungsanalyse nach Regelwerk (KTA 3201.2)	11
3	Experimentelle Arbeiten	14
3.1	Versuchswerkstoff und Probenentnahme	14
3.2	Messen örtlicher Beanspruchungen	16
3.3	Basischarakterisierung der Versuchswerkstoffe.....	18
3.3.1	Chemische Zusammensetzung und mechanische Eigenschaften.....	18
3.3.2	Charakterisierung Grundwerkstoff	20
3.3.3	Charakterisierung Schweißzusatzwerkstoff	24
3.3.4	Charakterisierung Wärmeeinflusszone	26
3.3.5	Härtemessungen	27
3.3.6	Eigenspannungen.....	31
3.3.7	Rauigkeitsmessung	32
3.4	Versagensbeurteilung geschweißter Proben bei Raumtemperatur	33
3.4.1	LCF-Rundproben.....	34
3.4.2	Nachbearbeitete Rohrsegmentproben, praxisnah beschliffen	43
3.4.3	Unbearbeitete Rohrsegmentproben, wie geschweißt.....	52
3.5	Versagensbeurteilung geschweißter Proben bei erhöhter Temperatur	58
3.5.1	LCF-Rundproben.....	58
3.5.2	Rohrsegmentproben mit nachbearbeiteter Kontur	60
3.5.3	Rohrsegmentproben wie geschweißt.....	62
3.6	Versagensbeurteilung geschweißter Kreuzproben	64
3.6.1	Versuchsdurchführung.....	64
3.6.2	Voruntersuchungen	65
3.6.3	Isotherme Versuche.....	67
3.6.4	Anisotherme Versuche	71
3.7	Zusammenfassung der experimentellen Arbeiten.....	82
4	Theoretische und numerische Arbeiten	84
4.1	Allgemeines	84
4.1.1	Umgang mit mechanischen und thermischen Dehnungen	84
4.1.2	Finite Elemente-Berechnungen	84
4.1.3	Darstellung von Ergebnissen	84

4.2	Voruntersuchungen.....	85
4.2.1	Rohrsegmentproben (Voruntersuchungen).....	85
4.2.2	3D-Scanning der Proben	86
4.2.3	Härtemessungen	88
4.2.4	Ermüdungsversuche.....	90
4.3	Modellierung	94
4.3.1	Geometrie.....	94
4.3.2	Materialinhomogenitäten	95
4.4	Steuerung der Berechnungsprozedur.....	101
4.5	Berechnung der Beanspruchungen unbearbeiteter Proben der Vorversuchsserie am 2D-Modell	102
4.5.1	Ergebnisse unter der Verwendung einer idealisierten Kerbgeometrie.....	103
4.5.2	Ergebnisse unter der Verwendung der individuellen Kerbgeometrie	105
4.6	Berechnung der Beanspruchungen am 3D-Modell unter Bestimmung und Berücksichtigung weiterer Einflussfaktoren	106
4.6.1	Geschweißte Rundproben	107
4.6.2	Nachbearbeitete Rohrsegmentproben aus der Vorversuchsserie (IFSW)	110
4.6.3	Nachbearbeitete Rohrsegmentproben (IfW)	112
4.6.4	Bewertung des Einflusses aus der Oberflächenrauigkeit	116
4.6.5	Berücksichtigung des Einflusses aus der Oberflächenrauigkeit	118
4.6.6	Bewertung von Stützwirkung und Größeneinfluss.....	120
4.6.7	Unbearbeitete Rohrsegmentproben aus der Vorversuchsserie (IFSW), mit Berücksichtigung von Stützwirkung und Größeneinfluss	123
4.7	Ermüdungsanalyse der Rohrsegmentproben nach KTA 3201.1 mittels des vereinfachten elastisch-plastischen Verfahrens.....	125
4.8	Skizze zur Berechnung der Kreuzprobe	137
4.9	Thermozyklische Berechnungen an einem Rohrbauteil.....	146
4.9.1	Modellbildung und Belastung.....	146
4.9.2	Methodik zur Erfassung der maßgebenden Beanspruchung.....	148
4.9.3	Ergebnisse	149
4.10	Zusammenfassung für die theoretischen und numerischen Arbeiten.....	151
5	Literatur.....	153
6	Anhang.....	156
A.	Exemplarische Schweißprotokolle der AREVA-Dokumentation	156
B.	Versuchsergebnisse.....	158
C.	Geometrie-Parameter – Ermittelt aus 3D-Scans.....	161
D.	Ergebnisse am 2D-Modell für die unbearbeitete Probe mit variiertem Mismatch	164
E.	Transienten	169

1 Einleitung

Das Ermüdungsverhalten von Komponenten der Kraftwerkstechnik und des chemischen Apparatebaus wird betriebsbedingt häufig von Beanspruchungen im niederzyklischen Bereich sowie von thermisch transienten bzw. thermomechanischen Belastungen bestimmt. Dies gilt sowohl für ungeschweißte als auch für geschweißte Bauteilbereiche. Im Vergleich dazu sind ingenieurtechnische Gebiete wie der Stahl-, Maschinen- und Fahrzeugbau etc. durch Betriebsbeanspruchungen im hochzyklischen Bereich ohne maßgebende thermozyklische Beanspruchungen gekennzeichnet. Regelwerke aus dem Bereich des Kraftwerks- und Anlagenbaus sind zumeist auf deren Anwendungen spezialisiert und damit nicht allgemein anwendbar. Zielsetzung des Forschungsvorhabens ist die Entwicklung eines einheitlichen Ermüdungsnachweis-Konzepts für thermozyklisch, elastisch-plastisch beanspruchte Schweißnähte, welches insbesondere die Schweißnahtausführung (nachbearbeitet/nicht nachbearbeitet), die Beanspruchungen im nieder- und hochzyklischen Bereich sowie die thermozyklischen Beanspruchungsverhältnisse berücksichtigt.

KMU sind in hohem Maße in der Zulieferung von Komponenten für thermische Maschinen und Anlagen eingebunden, ebenso im Bereich von Inspektion und Revision von betriebsbeanspruchten Bauteilen. Die Ergebnisse des geplanten Forschungsvorhabens liefern den KMU wichtige allgemeine Berechnungsgrundlagen für Herstellung, Bearbeitung und Betrieb von Bauteilen für den thermischen Maschinen- und Anlagenbau sowie für die Durchführung von Inspektionen und Revisionen. Sie dienen somit der Sicherung und dem Aufbau von Arbeitsplätzen in diesem wichtigen Fertigungssektor und bieten zusätzlich durch fundierte Aussagen zur Restlebensdauer im Betrieb befindlicher Anlagen Möglichkeiten zu deren nachhaltigeren, umweltschonenden Weiternutzung.

Zum Erreichen der oben genannten Ziele wurde das Forschungsvorhaben „Ermüdungsnachweis für unbearbeitete und nachbearbeitete Schweißverbindungen einschließlich thermozyklische, elastisch-plastische Beanspruchungen“ gemeinsam durch die zwei Forschungsstellen „Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik“ (IFSW) und das „Fachgebiet und Institut für Werkstoffkunde“ (IfW) durchgeführt. Die Forschungsschwerpunkte des IFSW liegen im Bereich der Theorie und Numerik, die Forschungsschwerpunkte des IfW liegen dagegen im Bereich des Experiments. Die Arbeiten am IFSW erfolgen auf Grundlage der Arbeiten am IfW.

Zur Einhaltung dieser logischen Reihenfolge werden nach dem Kapitel zum Stand der Technik zuerst die experimentellen und anschließend die theoretischen und numerischen Arbeiten und Ergebnisse präsentiert.

2 Stand der Technik

2.1 Berechnungskonzepte

Bei allen Betriebsfestigkeits-Nachweisen geht es darum, die wesentlichen Einflussgrößen zu erfassen. Sie lassen sich zu Einflussgruppen zusammenfassen:

- Lastfolgen (konstante und variable Amplituden, zusammengesetzte Belastung),
- Beanspruchung (Geometrie/Größe, Lastkonfiguration),
- Werkstoff,
- Fertigung (Eigenspannungen, Randschichten, Wärmeeinflusszone, Rauigkeit),
- Versagen (Anriss, Bruch, Streuung),
- Umgebung (Temperatur, Korrosion).

Als Methoden zur Betriebsfestigkeitsbestimmung haben sich bis heute vier Grundkonzepte herausgebildet:

- die experimentelle Ermittlung,
- das Nennspannungskonzept,
- das Konzept der örtlichen Beanspruchungen (Örtliches Konzept, Kerbgrundkonzept),
- das Rissfortschrittskonzept.

Darüber hinaus gibt es eine Reihe von Konzeptvarianten. Hierbei werden Elemente innerhalb eines Grundkonzepts oder Elemente konzeptübergreifend miteinander kombiniert mit dem Ziel, Vorteile zu nutzen und Nachteile der Verfahren zu vermeiden. Zu diesen Konzeptvarianten zählen z.B.:

- das Strukturspannungskonzept und
- das Konzept der örtlich elastischen Beanspruchungen.

Die Berechnungskonzepte für die Ermüdungsfestigkeit lassen sich allgemein danach unterteilen, ob sie auf globalen oder lokalen Beanspruchungsparametern beruhen und ob sie bauteilbasiert oder werkstoffbasiert sind (siehe Abbildung 1). Bauteilbasiert sind lokale Konzepte, die die Grenzwerte der lokalen Beanspruchung aus „globalen“ Versuchen mit bauteilähnlichen Proben gewinnen (daher auch „semilokale Konzepte“). Werkstoffbasiert sind lokale Konzepte, die von den Werkstoffkennwerten des ungeschweißten Grundwerkstoffs ausgehen. Grundsätzlich ist jedes lokale Konzept bauteil- oder werkstoffbasiert durchführbar.

Das Nennspannungskonzept – die klassisch bewährte Art einer Nachweisführung – ist üblicherweise bauteilbasiert. Bei komplexen Naht- bzw. Anschlussformen kann in der Praxis jedoch oftmals keine eindeutige Nennspannung definiert werden. Hier ist der Anwender gezwungen, auf eines der örtlichen Konzepte zur Bewertung der Schwingfestigkeit zurückzugreifen. In der Regel ist die Ermittlung der Beanspruchung dabei mit einer FE-Analyse verbunden.

Beim Rissfortschrittskonzept bleibt die Lebensdauer des Bauteils bis zum Anriss – ein bedeutender Teil der Lebensdauer nachbearbeiteter Nähte – außer Betracht. An der Anrissstelle wird ein Riss angenommen, dem eine definierte Anfangsrisslänge a_0 (z.B. $a_0 = 0.1$ mm) zugewiesen wird. Bei den Eingabedaten treten an die Stelle der elastischen Übertragungsfaktoren bruchmechanische Spannungsintensitätsfaktoren, die von der Lastgröße und der Risslänge abhängen. Auf der Seite des Werkstoffs werden als Versagensaussage werkstoffbasierte Rissgeschwindigkeits-Diagramme mit kritischen Risszähigkeitswerten als Ober- und mit Dauerfestigkeits-Schwellwerten als Untergrenze der Rissgeschwindigkeitskurven bereitgestellt. An die Stelle der Schädigungsrechnung tritt eine

Rissfortschrittsrechnung, die als Ergebnis zur Rissfortschrittslebensdauer bzw. zur Lebensdauerlinie für den Rissfortschritt führt.

Der Anwendung des Konzeptes der örtlich elastischen Beanspruchungen (Kerbspannungskonzept) bei geschweißten, nicht nachbearbeiteten Bauteilen stehen zunächst drei Schwierigkeiten entgegen. Zum einen ist stets mit vorhandenen Eigenspannungen zu rechnen. Zum anderen lassen sich keine genauen Angaben über den Kerbradius am Schweißnahtübergang bzw. der Nahtwurzel machen, er wird im Bereich zwischen 0 und ca. 3 mm gemessen. Schließlich treffen im Kerbgrund auf engstem Raum drei in ihrem Festigkeitsverhalten ggf. sehr unterschiedliche Werkstoffzustände (Grundwerkstoff, Wärmeinflusszone und Schweißgut) aufeinander.

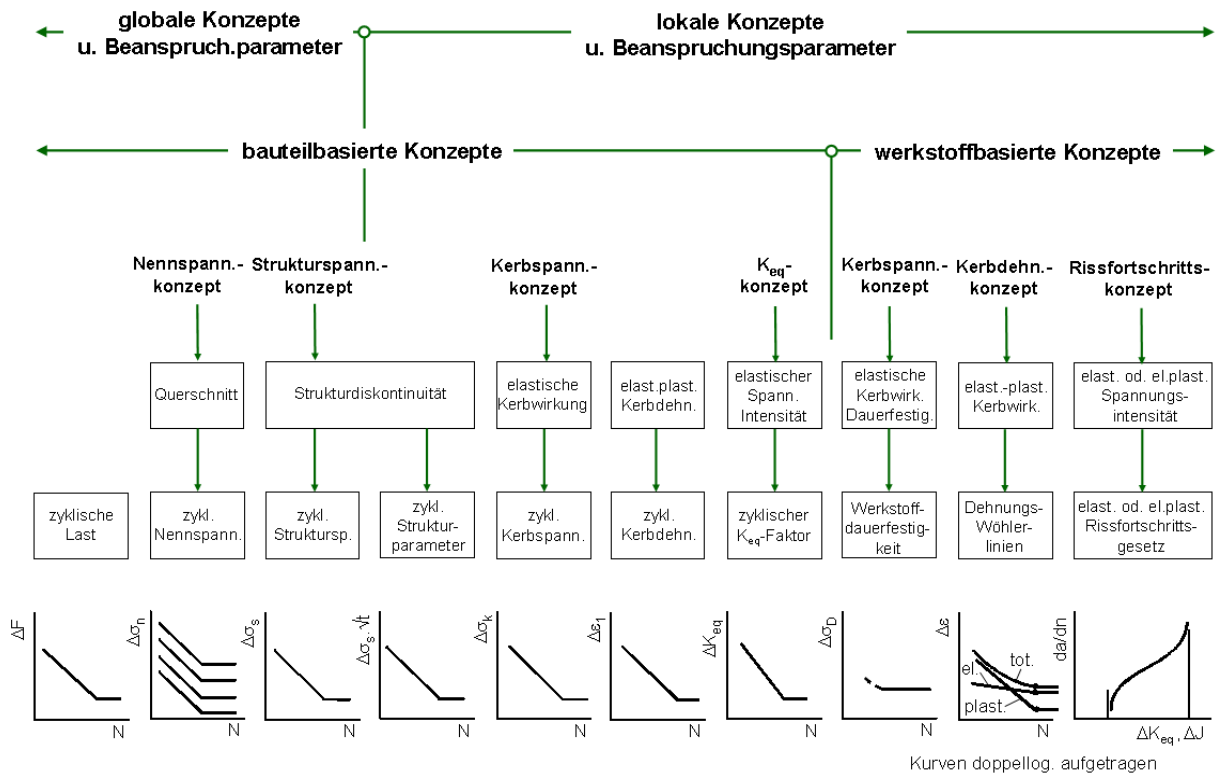


Abbildung 1: Nachweiskonzepte

Die erste Schwierigkeit lässt sich dadurch beheben, dass die Mittelspannungs- bzw. R-Abhängigkeit vom Nennspannungskonzept übernommen wird. In der üblicherweise angesetzten Mittelspannungseinflussfunktion $f(R)$ können Spannungseinflüsse näherungsweise erfasst werden. Zur Behebung der anderen beiden Probleme sind Kerbwirkungsmodelle entwickelt worden.

Die praktische Umsetzung des Konzeptes erfolgt derart, dass für eine gegebene Schweißverbindung alle geometrischen Parameter festzulegen und an den Nahtübergängen die Kerbradien abzubilden sind. Die Struktur wird in genügender Feinteilung, insbesondere in den Kerbbereichen, diskretisiert. Unter der vorgegebenen Belastung wird die elastizitätstheoretische Kerbspannung σ_e berechnet. Sie kann unmittelbar der ertragbaren Kerbspannung gegenübergestellt werden. Diese modellgebundene Dauerfestigkeit σ_{eD} des Werkstoffelementes am Nahtübergang wird aus experimentell ermittelten und daher streubehafteten Bauteildauerfestigkeiten $S_{D,exp}$ gewonnen, indem diese mit elastizitätstheoretischen Formzahlen multipliziert werden. Damit wird der bauteilbasierte Charakter dieses Konzeptes deutlich.

Die Dauerfestigkeiten σ_{eD} erfassen die Streuungen der Kerbradien um den Mittelwert, Streuungen der rein werkstofflich bedingten Festigkeiten, eventuelle Streuungen anderer

geometrischer Parameter um deren angesetzte Mittelwerte sowie Rauheits- und Stützwirkungseffekte.

In einer umfangreichen Untersuchung von Olivier [1] wurden für eine große Anzahl von Schweißverbindungen mit unterschiedlichen Knotenausbildungen und Lastkonfigurationen mit unterschiedlichen Lastspannungsverhältnissen, Blechdicken und sowohl HV- als auch Kehlnähten Bauteil-Wöhlerlinien ermittelt und diesen die Dauerfestigkeiten entnommen. Danach erfolgte die Berechnung der örtlichen Dauerfestigkeiten. Die benötigten Formzahlen sind für Kerbradien $\rho = 1$ mm und Nahtanstiegswinkel, die etwa dem Mittelwert der jeweiligen Versuchsserie entsprechen, numerisch ermittelt worden.

Als Bezugsspannung gilt im Eurocode 3, $R_0 = 0$, in der IIW-Richtlinie $R_0 = 0,5$. Die Funktionen $f(R)$ für eigenspannungsfreie Schweißverbindungen sind für beide Regelwerke verschieden. Derzeit ist dieses Berechnungskonzept mit einer charakteristischen Schwingweite 225 MPa in der IIW-Richtlinie verwirklicht. Eine wesentliche Einschränkung ist die Mindestblechdicke von 5 mm, die den wichtigen Anwendungsbereich der Dünnblechverbindungstechnik ausschließt.

Hier setzte unter anderem das DVS-Forschungsvorhaben „Festigkeit geschweißter Bauteile. Anwendbarkeit lokaler Nachweiskonzepte bei Schwingbeanspruchung“ [2] an. Für unterschiedliche Blechdicken wurden gestützt durch neue experimentelle Ergebnisse zutreffende Referenzradien und charakteristische Schwingfestigkeitskennwerte abgeleitet. Weiterhin existieren im Ergebnis des Forschungsvorhabens abgesicherte Erkenntnisse zu den anzusetzenden Wöhlerlinienneigungen und Abknickpunkten, ausdrücklich auch für Schubbeanspruchungen. Die für die praktische Anwendung besonders wichtige Bewertung der Wurzelkerbe wurde im Rahmen des Strukturspannungskonzeptes ermöglicht. Die Performance der verschiedenen Nachweiskonzepte wurde anhand einer großen Datenbasis bewertet. Zusammenfassend kommen die Autoren zum Ergebnis, dass eine wirtschaftlichere und zugleich sichere Bemessung von geschweißten, schwingbelasteten Bauteilen erzielt werden kann [2].

2.2 Örtliche Konzepte im niederzyklischem Bereich

Das Örtliche Konzept (Kerbdehnungskonzept) ist in [3] erfolgreich zur Lebensdauerabschätzung von geschweißten Bauteilen mit bearbeiteter Naht und Beanspruchungen im niederzyklischen Bereich herangezogen worden. Allerdings bezogen sich die Untersuchungen auf niederfeste Werkstoffe, für die als erste Näherung die zyklischen Kenndaten des Grundwerkstoffs verwendet werden konnten.

Die Untersuchung in [3] warf darüber hinaus gehend bereits die Frage der Berücksichtigung realer Oberflächenzustände auf. Ein technologisch bedingter Unterschied in den Oberflächenzuständen muss bei einer Lebensdauerbewertung konservativ erfasst sein. Der Größeneinfluss, der in Anwendungsfällen häufig zu der Verwendung der Kerbwirkungszahl K_f anstelle des Kerbfaktors K_t führt, war dagegen in [3] nicht von Bedeutung. Da das Örtliche Konzept in der Regel werkstoffbasiert angewandt wird, sind Größeneinfluss und Stützwirkung jedoch explizit methodisch einzufangen.

Sonsino hat in einer grundlegenden Arbeit [4; 5] das Festigkeitsverhalten von Schweißverbindungen unter kombinierter phasengleicher und phasenverschobener Beanspruchung untersucht. Dabei wurden Ermüdungsversuche sowohl an Rohrproben als auch an Kreuzproben durchgeführt. Erwähnenswert ist insbesondere, dass auch Beanspruchungen im niederzyklischen Bereich aufgebracht wurden. Der Autor konnte zeigen, dass bei körperfesten konstanten Hauptspannungsrichtungen die Anwendung der Gestaltänderungsenergiehypothese sowohl ausgehend von Strukturdehnungen als auch von Kerbdehnungen zu einer guten Bewertung der Schwingfestigkeit führt. Thermomechanische Beanspruchungen, die nicht Gegenstand dieser Untersuchungen waren, erfüllen zumeist die Forderung nach konstanten

Hauptspannungsrichtungen. Daher können die Ergebnisse von Sonsino als starkes Indiz gelten, dass die Beschreibung der thermomechanischen Ermüdung von Schweißverbindungen auf der Basis eines örtlichen, d.h. Kerbdehnungskonzepts erfolgreich möglich sein wird.

In [6] wurde die Ermüdungsbewertung von mechanisch belasteten Schweißverbindungen im extrem niederzyklischen Bereich auf Basis des Örtlichen Konzeptes durchgeführt. Resultate von experimentellen Begleituntersuchungen an T-Stößen waren zum Vergleich verfügbar. Das lokale Dehnungsfeld um den Schweißnahtübergang – Ausgangspunkt des Ermüdungswachstums in den Experimenten – wurde auf Basis von elastisch-plastischen FE-Analysen bestimmt. Die Testergebnisse korrelierten mit den auf Basis der Werkstoff-Dehnungswöhlerlinie gewonnenen Berechnungsergebnissen. Es wurde die Schlussfolgerung gezogen, dass die Ermüdungsbewertung nach Örtlichem Konzept von Schweißverbindungen unter extrem hohen lokalen Dehnungen einen gangbaren Weg darstellt.

In [7] wurde in gezielten experimentellen Untersuchungen der ermüdungsfestigkeitssteigernde Effekt der Schweißnahtnachbearbeitung mittels WIG-Nachbehandlung und Beschleifen der Schweißnahtübergänge im extrem niederzyklischen Bereich untersucht. Hierbei wurde gegenüber den vergleichbaren unbearbeiteten Nähten eine Lebensdauererweiterung um den Faktor 3 attestiert. WIG-Nachbehandlung und Beschleifen der Schweißnahtübergänge führten in den beschriebenen Untersuchungen zu vergleichbaren Lebensdauersteigerungen. Es gelang die Korrelation der experimentell gewonnenen Resultate mit einer Nachweisführung nach dem Örtlichen Konzept. Voraussetzung ist selbstverständlich das Vorliegen der Werkstoffdaten (Werkstoff-Dehnungswöhlerlinie, Spannungs-Dehnungs-Kurve) im extrem niederzyklischen Bereich.

In [8] wurden bezogen auf geschweißte Druckgerätekomponten – die häufig Beanspruchungen im niederzyklischen Bereich erfahren – Verfahren der rechnerischen Lebensdauererweiterung unter Berücksichtigung der realen Beanspruchungen und des Ermüdungsschädigungsprozesses einschließlich der auf dem Riss-schließverhalten beruhenden Reihenfolgeeffekte erarbeitet. Die gängigen Schadensakkumulationshypothesen wurden bezüglich ihrer Anwendbarkeit für den genannten Einsatzbereich bewertet. Die konzeptionellen Unterschiede bei der Berechnung von nicht nachbearbeiteten und nachbearbeiteten Schweißnähten wurden herausgearbeitet. Hierbei wurde der Ermittlung von Werkstoffkennwerten für nachbearbeitete Schweißnähte besondere Aufmerksamkeit gewidmet. Die im Rahmen der Dissertation rechnerisch ermittelten Bauteil-Wöhlerlinien für die Stumpfschweißnaht im niederzyklischen Bereich zeigten gute Übereinstimmung mit verfügbaren Versuchsergebnissen. Dabei zeigte sich in diesen Anwendungsfällen, dass man für die Berechnung der Lebensdauer von nachbearbeiteten Schweißnähten ersatzweise und konservativ abdeckend Werkstoffkennwerte des Grundwerkstoffes verwenden kann. Diese Aussage bezieht sich allerdings auf Druckbehälterbaustähle (1.0425 = P265GH nach DIN 10028) und ist demzufolge nicht ohne weiteres auf die in der Kraftwerkstechnik üblicherweise zum Einsatz kommenden Werkstoffe übertragbar.

Schließlich wurde ein geschlossenes Berechnungskonzept vorgeschlagen, das allerdings Beanspruchungen thermozyklischer Natur nicht gesondert ausweist. Zur Substantiierung der Beanspruchungsermittlung wurden numerische Untersuchungen durchgeführt und hieraus Empfehlungen angesichts der Anforderungen an den Modellaufbau, an die Diskretisierung und an den Werkstoff in die Diskussion gebracht. Es wurde eine allgemeine Vorgehensweise für numerische Untersuchungen derartiger Probleme vorgeschlagen. An Hand verschiedener Berechnungsbeispiele wurde die Treffsicherheit im Vergleich zu verfügbaren experimentellen Ergebnissen diskutiert. Die Grundempfehlung geht in Richtung verfügbarer lokaler Ermüdungskonzepte in Verbindung mit dem Einsatz von elastischen und elastisch-plastischen FE-Analysen.

Die Anwendung des Örtlichen Konzeptes für Schweißverbindungen im Bereich der Druckgerätetechnik, die typischerweise niederzyklischen Beanspruchungen unterliegen, wurde

ausführlich in [9] diskutiert. Fragen der damit verbundenen Detailmodellierung wurden weitergehend in [10] aufgegriffen. Auf die konzeptionelle Behandlung nachbearbeiteter Schweißverbindungen wurde insbesondere in [11] eingegangen. Es wurde festgestellt, dass die aus den ablaufenden Schädigungsprozessen ableitbare und sich mit der praktischen Erfahrung deckende Erkenntnis des möglichen Lebensdauergewinns durch gezielte und in ihrer fertigungstechnischen Ausführung qualitativ abgesicherte Verfahren der Schweißnahtnachbehandlung zu einem bestimmenden Moment der Bauteilauslegung werden können. Der Komplexität der im Bauteil bestimmter konstruktiver Gestalt unter Einsatz spezifischer Konstruktionswerkstoffe und unter Wirkung eines betriebsbedingten äußeren Lastspektrums ablaufenden Schädigungsprozesse entsprechen die Schwierigkeiten bei der Schaffung abgesicherter und in sich schlüssiger Algorithmen der rechnerischen Lebensdauerabschätzung für die Belange der Praxis. Es lässt sich eine Methodik entwickeln, die für die konkrete Bauteil- und Lastkonfiguration eine abgesicherte Verfahrensauswahl ermöglicht. Hierbei ist auf das anzuwendende Auslegungskriterium (technischer Anriss, Bruch) und die Kategorisierung mit besonderem Blick auf die Schweißnahtnachbearbeitung zu achten. Der numerischen Beanspruchungsanalyse kommt als Modul im Rahmen der Nachweisführung nach lokalen Konzepten des rechnerischen Ermüdungsfestigkeitsnachweises stets besondere Bedeutung zu. Die zu wählende Modellierungs-, Diskretisierungs- und Analysestrategie richtet sich dabei strikt nach dem verwendeten Nachweiskonzept bzw. sogar der jeweiligen Verfahrensvariante. Hierzu ist jeweils eine konzeptkonforme Schweißnahtmodellierungsstrategie [10] erforderlich. Es lässt sich damit eine signifikante Erhöhung des Aussagegehaltes des jeweils verwendeten Nachweiskonzeptes erwirken. Im Bereich der nicht nachbearbeiteten Nähte wurde weiterhin eine neue Verfahrensvariante des Strukturspannungskonzeptes ausgearbeitet, die bei annehmbarem Modellierungsaufwand den Aussagegehalt des Nachweises erhöht.

2.3 Thermozyklische Beanspruchungsverhältnisse

Kraftwerkskomponenten unterliegen zyklischen Beanspruchungen, die sich hauptsächlich aus betriebsbedingten thermischen Transienten unterschiedlicher Temperaturänderungsgeschwindigkeit ergeben. Die Lebensdauerabschätzung orientiert sich an den aus Anlagenmodellen abgeleiteten bzw. in den Anlagen gemessenen zeitlichen Temperaturverläufen. Zur Beurteilung der Ermüdungsproblematik wird mit dem AREVA Fatigue Concept (AFC) [12] ein integraler und mehrstufiger Ansatz entwickelt, der auf dem kontinuierlichen Einsatz eines Ermüdungsüberwachungssystems aufbaut.

Rechnerische Betriebsfestigkeitsnachweise werden i.d.R. als FE-Analysen unter Berücksichtigung der transienten Temperaturfeldbelastungen am Bauteil sowie der primären Belastungen ausgeführt. Bewertungsgrundlagen sind hierbei die zuständigen Regelwerke. Diese Nachweise werden traditionell dehnungsorientiert geführt, wenngleich die Darstellung von Beanspruchung und Beanspruchbarkeit in Form von fiktiv-elastischen Spannungsgrößen (durch Multiplikation der maßgebenden Dehnungsgröße mit dem Elastizitätsmodul E) erfolgt. Als begrenzendes Schädigungskriterium fungiert der technische Anriss, der als mit bloßem Auge oder einfachen optischen Hilfsmitteln sichtbarer Oberflächenriss [13] definiert bzw. auf der Basis von Lastabfallkriterien [14; 15] zu bestimmen ist. Dementsprechend wird mit N_{25} die erreichte Zyklenzahl bei 25 % Lastabfall angegeben. Der elastisch-plastischen Dehnungskonzentration am versagenskritischen Ort wird durch den werkstoffgruppenabhängigen Plastizierungsfaktor K_e oder alternativ dazu durch elastisch-plastische Beanspruchungsanalyse unter Nutzung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve Rechnung getragen. Die Nachweisführung folgt in der allgemeinen konzeptionellen Einordnung einer Verfahrensvariante des Örtlichen Konzeptes (Kerbgrundkonzept, Kerbdehnungskonzept) [16], die in ihren grundsätzlichen Ansätzen in [17; 18] dokumentiert ist.

In [19] wurden bereits anisotherme uni- und biaxiale Ermüdungsversuche am Werkstoff X6CrNb18-10 durchgeführt. Für das Forschungsvorhaben wurden thermomechanische Versuche mit kernkraftwerkstypischen Transienten durchgeführt. Die thermomechanischen

Beanspruchungen wurden dazu numerisch an einem dickwandigen Rohr berechnet. Die ermittelten zeit- und temperaturabhängigen Beanspruchungen wurden in Form von Temperatur- und biaxialen Dehnungsvorgaben im Experiment als Randbedingungen verwendet. Dabei zeigte sich eine hinreichend gute Annäherung der Ergebnisse an die bestehenden Regelwerke durch die Bestimmung einer Vergleichsdehnung, basierend auf dem Ansatz der Oktaederscherverformungshypothese, vergleiche auch [20]. Die transienten Temperaturen zeigten kaum einen Einfluss auf das bekannte Werkstoffverhalten im niederzyklischen Bereich. Dadurch war ein direkter Vergleich mit den isothermen Versuchen gegeben. Deshalb wurde die Annahme getroffen, dass die plastischen Verformungen dominant sind und die transiente Temperatur keinen signifikanten Einfluss zeigt. Ein Vergleich im hochzyklischen Bereich, bei dem ein stärkerer Einfluss vermutete wurde, erfolgte nicht. Weiterhin wurden Kraft-Dehnungs-geregelte Versuche durchgeführt, wobei festgestellt wurde, dass das einachsige Ratcheting die Ermüdungslebensdauer positiv beeinflusst. Im Schluss konnte die Annahme getroffen werden, dass die Schädigung des Werkstoffs bedingt durch die Druckphase anderen Mechanismen unterworfen ist, als in der Zugphase und somit die fortschreitende plastische Dehnung sich eher positiv auf die Lebensdauer auswirkt.

2.4 Ermüdungsanalyse nach Regelwerk (KTA 3201.2)

Die KTA 3201.2 [21] ist Teil des Sicherheitstechnischen Regelwerks des Kerntechnischen Ausschusses (KTA). Das Regelwerk „ist anzuwenden auf Auslegung, Konstruktion und Berechnung von Komponenten [...], die bis zu Auslegungstemperaturen von 673 K (400 °C) betrieben werden“ [21]. Das Regelwerk beschreibt einerseits das Vorgehen zur Bestimmung der maßgebenden Bemessungsgrößen und stellt andererseits auch Werte zur Beanspruchbarkeit in Form von Wöhlerlinien zur Verfügung. Das Regelwerk unterscheidet bei der Beanspruchbarkeit zwischen Temperaturen ≤ 80 °C und Temperaturen > 80 °C. Grundsätzlich sind 4 Verfahren für die Ermüdungsanalyse zulässig:

1. Vereinfachter Nachweis (s. KTA 3201.2 Kap. 7.8.2)
2. Elastische Ermüdungsanalyse (s. KTA 3201.2 Kap. 7.8.3)
3. Vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsanalyse (s. KTA 3201.2 Kap. 7.8.4)
4. Allgemeine elastisch-plastische Ermüdungsanalyse

Den ersten drei Verfahren liegt ein linear-elastisches Werkstoffverhalten zu Grunde. Als Grundlage der Bemessung dient hierbei die halbe Vergleichsspannungsschwingweite S_n . Die Vergleichsspannungsschwingweite errechnet sich hierbei aus allen gleichzeitig wirkenden Spannungen (primär und sekundär), wobei die einzelnen Komponenten über den jeweiligen Querschnitt gemittelt werden und somit einer Nennspannung entsprechen. Innerhalb einer Beanspruchungsfolge sind die zwei Beanspruchungszustände auszuwählen, die die Vergleichsspannungsschwingweite zu einem Maximum machen. Zur Erfassung plastischer Deformationen wird bei der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse ein lasthöhenabhängiger K_e -Faktor zur ermittelten Vergleichsspannungsschwingweite multipliziert. Die Möglichkeit zur Anwendung der „allgemeinen elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse“ wird in dem Regelwerk zwar erwähnt, jedoch werden hierzu keine weiteren Ausführungen gemacht.

Im Teil der komponentenbezogenen Ermüdungsanalyse für Rohrleitungen sind Spannungsbeiwerte für unterschiedliche Beanspruchungen und Rohrleitungsteile/Verbindungen aufgeführt:

Tabelle 1: Zusammenfassung von Spannungsbeiwerte aus Tabelle 8.4-1 in KTA 3201.1 [21]

Rohrleitungsteil oder Verbindung	Innendruckbelastung	Momentenbelastung	Temperaturbelastung
	K_1	K_2	K_3
Gerades Rohr ohne Schweißnähte und andere Störstellen	1.0	1.0	1.0
Stumpfnahthgeschweißte Umfangsnähte zwischen geraden Röhren oder Rohr und stumpfgeschweißtem Bauteil			
a) bearbeitet	1.1	1.1	1.1
b) unbearbeitet	1.2	1.8	1.7

Die angegebenen Spannungsbeiwerte finden sich auch in Tabelle NB-3681(a)-1 des ASME Codes Section III Division 1 NB-3200 [22], sowie in Tabelle 3638 des französischen RCC-M Standards [23].

Die in KTA 3201.2 zur Verfügung gestellten Werkstoffdehnungswöhlerlinien für die stabilisierten austenitischen Stähle 1.4550 und 1.4551 sind für Temperaturen kleiner 80 °C und größer gleich 80 °C in Form der Langer-Gleichung durch die Parameter a , b und c gegeben:

$$\ln(N) = a - b \ln(\varepsilon_a - c), \quad \varepsilon_a \text{ in } \% \quad (1)$$

Die Mittelwertkurven dienen als Grundlage für die Auslegungskurven, die nach dem in NUREG/CR-6335 [24] beschriebenen Verfahren ermittelt sind. Die Auslegungskurven entstehen durch die Verschiebung der Mittelwertkurve, durch den Faktor S_N in Richtung geringerer Lebensdauern und durch den Faktor S_σ in Richtung geringerer Dehnungsamplituden. Der Faktor S_N beträgt 12 und S_σ setzt sich zusammen aus den Einflüssen aus:

- Datenstreuung ($S_{\text{scatter}} = 1.27$),
- Oberflächenbeschaffenheit ($S_S = 1.27$),
- Größeneinfluss ($S_e = 1.07$) und
- Mittelspannung ($S_{\text{ms}} = 1.09$).

Die Werte innerhalb der Klammern gelten für nur Raumtemperatur. Für den Bereich erhöhter Temperaturen gelten abweichende Werte für den Oberflächeneinfluss $S_S = 1.23$ und dem Mittelspannungseinfluss $S_{\text{ms}} = 1.05$. Der Faktor S_σ ergibt sich aus dem Produkt aller genannten faktoriellen Einflussgrößen

$$S_\sigma = S_{\text{scatter}} \cdot S_S \cdot S_e \cdot S_{\text{ms}} \quad , \quad (2)$$

zu $S_\sigma = 1,88$ für Raumtemperatur und $S_\sigma = 1,79$ für erhöhte Temperaturen. Die genaue Ermittlung der Faktoren ist in der Dokumentation [25] zur KTA 3201.2 [21] gegeben. Die Parameter für die Mittelwert- und Auslegungskurven nach KTA 3201.2 den X6CrNiNb18-10 sind in Tabelle 2 zusammengefasst. Anschaulich ist die Bestimmung der ingenieurmäßigen Auslegungskurve für Raumtemperatur in Abbildung 2 und erhöhte Temperaturen in Abbildung 3 dargestellt.

Tabelle 2: Zusammenfassung der Parameter für Mittelwert- und Auslegungskurven nach KTA 3201.2

Parameter	Temperatur			
	$T < 80^{\circ}\text{C}$		$T \geq 80^{\circ}\text{C}$	
	Mittelwertkurve	Auslegungskurve	Mittelwertkurve	Auslegungskurve
a	6.706275	4.400	6.849779	4.5000
b	2.171777	2.450	2.254745	2.3650
c	0.135888	0.071	0.078128	0.0475

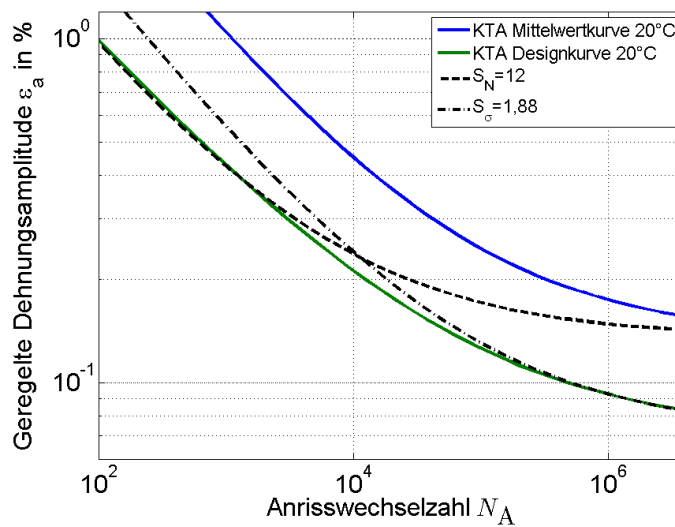


Abbildung 2: KTA-Mittelwert- und Auslegungskurve für den X6CrNiNb18-10 bei Raumtemperatur

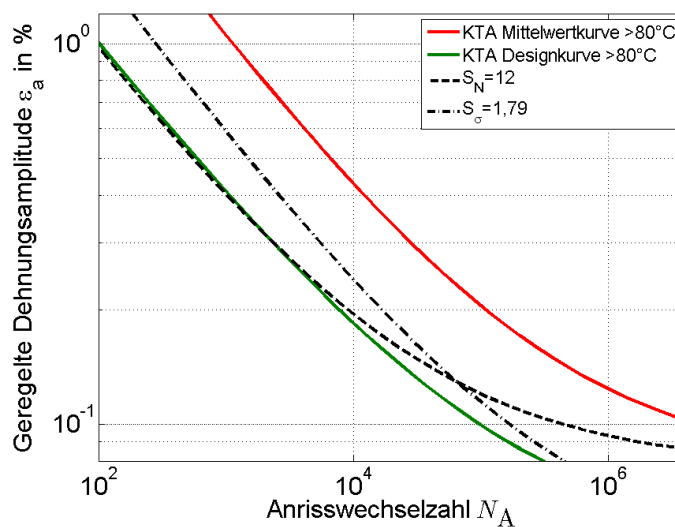


Abbildung 3: KTA-Mittelwert- und Auslegungskurve für den X6CrNiNb18-10 bei erhöhten Temperaturen

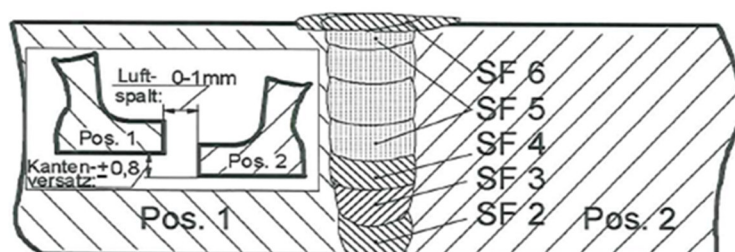
3 Experimentelle Arbeiten

Die Beanspruchungen in allen einachsigen Versuchen wurden grundsätzlich durch dehnungs-geregelte Dreieckszyklen realisiert, wobei zwischen fünf und sieben Dehnungshorizonte getestet wurden. Um die Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse untereinander zu gewährleisten, wurden einheitlich die Dehnungen mit einer Rate von 6%/min aufgebracht. Bei hochzyklischen Versuchen, die eine Versuchsdauer > 120 h überschritten hätten, wurde die Dehnrate auf 2Hz erhöht. Das Mitteldehnungsverhältnis wurde bei allen Versuchen bei $R = -1$ gehalten. Die Temperaturvorgabe bei den Versuchen mit erhöhter Temperatur erfolgte durch Konvektionsöfen.

Neben den Versuchen an einachsigen Rund- und Rohrsegmentproben wurden Mehrachsigsigkeitsversuche an Kreuzproben durchgeführt. Neben isothermen Kreuzprobenversuchen mit einer Vergleichsdehnung ausgelegt aus der mechanischen Beanspruchung der einachsigen Versuche wurden anisotherme Versuche durchgeführt. Die Erwärmung erfolgte hierbei induktiv.

3.1 Versuchswerkstoff und Probenentnahme

Bei dem Material handelte es sich um insgesamt 4 Rohre (siehe Abbildung 5), wobei die Rohre 1 und 2 eine unbearbeitete Schweißnaht aufwiesen und die Rohre 3 und 4 praxisnah beschliffen waren. Die Rohre wurden von der Fa. AREVA zur Verfügung gestellt. Das Schweißen sowie die Nachbearbeitung wurden ebenfalls von der Fa. AREVA durchgeführt, wobei die praxistypischen Prozesse, wie automatisiertes Schweißen und händisches Schleifen, zur Anwendung kamen. Vor dem Schweißprozess wurden die zu verschweißenden Rohrab-schnitte lösungsgeglüht, um fertigungsbedingte Inhomogenitäten zu beseitigen. Das Lösungsglühen fand bei 1060°C für eine Stunde statt, mit anschließendem Abschrecken in Wasser. Das Schweißen der mehrlagigen Stumpfstoßnaht erfolgte automatisiert und nach dem Engspaltverfahren. Dazu mussten die zu verschweißenden Kanten entsprechend vorbe-reitet werden (Abbildung 4). Bei dem Schweißverfahren werden mehrere Lagen eines Schweißzusatzwerkstoffs mit dem WIG-Verfahren übereinander geschweißt. Da nur ein klei-nes Nahtvolumen geschweißt wird und damit der Wärmeeintrag auf geringem Raum stattfindet, zeichnet sich das Verfahren durch geringen Verzug aus. Die Schweißnahtgüte ist auf Grund des automatisierten Prozesses ebenfalls sehr hoch.



AREVA documentation

Abbildung 4: Schweißnahtvorbereitung Engspaltverfahren, AREVA Dokumentation

Nach dem Schweißen erfolgte keine erneute Wärmebehandlung. Als abschließende Untersu-chungen wurden alle Schweißnähte röntgengenografisch auf innere Fehler hin untersucht und die beschliffenen Nähte auf ihre Oberflächengüte hin kontrolliert.



Abbildung 5: Versuchswerkstoff im Anlieferungszustand, Rohr 1 und 2 mit unbearbeitete Schweißnaht (wie geschweißt), Rohr 3 und 4 mit nachbearbeitete Schweißnaht (praxisnah beschliffen)

Die Abmessungen der in Abbildung 5 dargestellten Rohre sind exemplarisch in Abbildung 6 aufgetragen. Die Höhe der Rohre variierte dabei von 322,5 mm bis 395 mm. Über die Schweißnaht hinweg wurden Rohrsegmentproben und standardisierte Low-Cycle-Fatigue (LCF)-Proben entnommen, siehe Abbildung 6. Ein Teil des restlichen Materials wurde genutzt, um Rundproben zur Basischarakterisierung des Grundwerkstoffs zu fertigen. Um bei den Rundproben einen Einfluss der Rauigkeit gedrehter Prüfzonen auszuschließen, wurden diese vom Beckmann-Institut elektrolytisch poliert. Die Wurzel- und Decklagenseite wurde entlang des Prüfbereichs der Rohrsegmentprobe unbearbeitet gelassen und entsprechen somit der unbearbeiteten Oberfläche. Die seitliche Kontur der Rohrsegmentproben wurde erodiert, um exakte und reproduzierbare Geometrien zu gewährleisten.

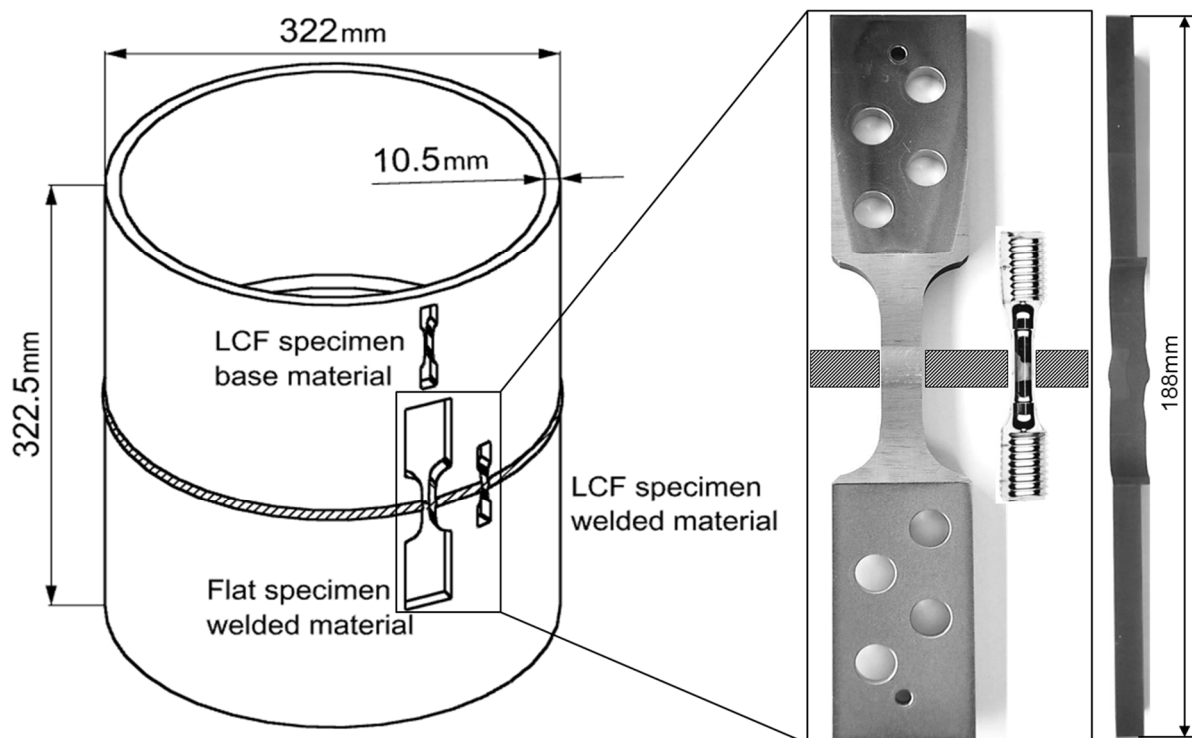


Abbildung 6: Aufteilung des Versuchswerkstoffs in unterschiedliche Proben typen, standardisierte LCF-Proben und Flachproben

Zur Untersuchung der mechanischen Eigenschaften des reinen Schweißgutes wurde von der Fa. AREVA ein Schweißgutblock gefertigt. Dazu wurde der verwendete Schweißzusatzwerkstoff Böhler SAS 2 – IG R (Drahtwerkstoff) mehrfach verdrillt und lagenweise auf eine austenitische Grundplatte geschweißt. Nach jeder Lage wurde dabei die Schweißrichtung um 90° gedreht. Abbildung 7 zeigt den Schweißgutblock und die anschließende Einteilung in die LCF-Proben. Die erhaltenen Schweißgutproben wurden vor der Versuchsdurchführung ebenfalls elektrolytisch poliert.

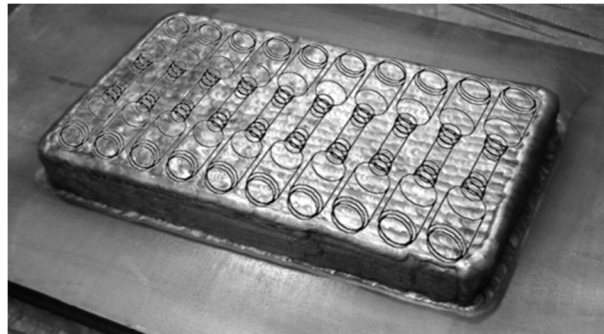


Abbildung 7: Aufteilung des Versuchswerkstoffs zur Charakterisierung des zyklischen Verhaltens des Schweißguts

Neben den geschweißten Rohrwerkstoffen und dem Schweißgutblock wurden zusätzlich geschweißte Kreuzproben aus Plattenmaterial (aRG) gefertigt. Das entsprechende Material kam aus einem früheren BMBF-Vorhaben [19]. Das Schweißen der Proben erfolgte wiederum durch die Fa. AREVA. Eine ausführliche Beschreibung der Untersuchungen an Kreuzproben erfolgt in Abschnitt 3.6. Zur Unterscheidung und übersichtlicheren Darstellung werden die verschiedenen Werkstoffe unterschiedlich gekennzeichnet. Die Aufteilung ist in Tabelle 3 dargestellt.

Tabelle 3: Gegenüberstellung der Werkstoffbezeichnungen mit deren Entnahmeorten

Werkstoffkennzeichnung	Entnahmeort
aRK	Grundwerkstoff Rohrwerkstoff
aRG	Grundwerkstoff Plattenwerkstoff
aRI	Schweißgutblock
aRJ	Geschweißte Proben aus dem Rohrwerkstoff, LCF-Proben sowie Rohrsegmentproben

3.2 Messen örtlicher Beanspruchungen

Zum Messen lokaler Dehnungen kommt das ARAMIS Kamerasystem zum Einsatz. Dabei handelt es sich um ein hochauflösendes Messsystem (3000 x 4000 Pixel), das mit Hilfe von zwei Kameras räumlich referenzieren kann. Dazu muss die zu untersuchende Oberfläche mit einem kontrastreichen und chaotischen Muster präpariert werden, wobei sich ein Schwarz-Weiß-Muster etabliert hat. Die aufgenommene Oberfläche wird anschließend in einzelne Bereiche, den sogenannten Facetten eingeteilt (Abbildung 8 links). Für jede Facette wird eine charakteristische Grauwertverteilung bestimmt, die im Laufe der Messung immer wieder erkannt wird. Dies geschieht anhand der Aufnahmen beider Kameras, wobei die Facetten beider Bilder deckungsgleich gehalten werden (Abbildung 8 rechts). Anschließend kann über Triangulation in die Tiefe gemessen werden. Aus der Verformung der Facetten werden die Verformung der Oberfläche und damit auch die lokalen Dehnungen entlang der Oberfläche berechnet. Die Bezugsgrößen zur räumlichen Berechnung erhält das System aus der vorherigen Kalibrierung, die abhängig vom gewählten Messvolumen ist. Die Messgenauigkeit des Systems beträgt bis zu 0,005 % [26] ebenfalls abhängig vom Messvolumen und damit von der gewählten Auflösung.

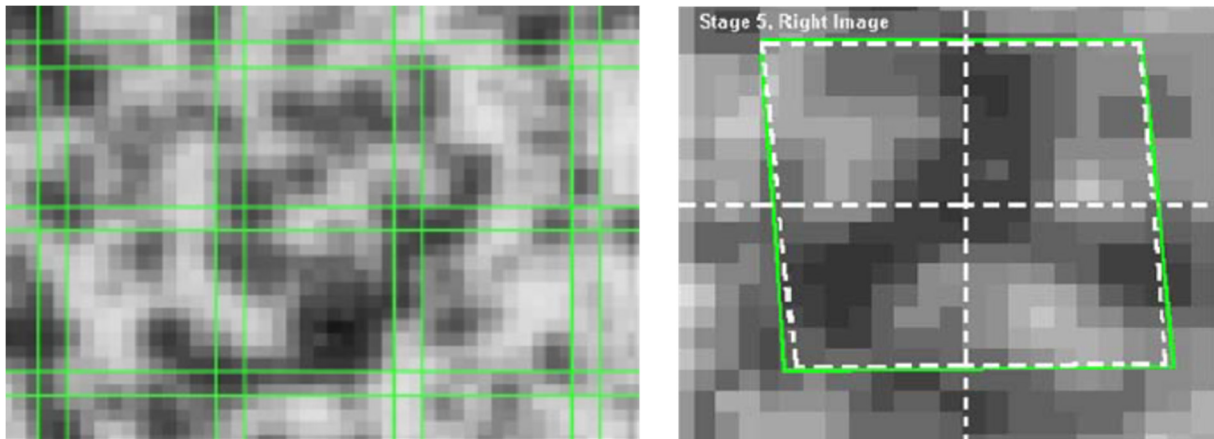


Abbildung 8: Chaotische Grauwertverteilung der Oberfläche und berechnete Facetten innerhalb der optischen Dehnungsfeldmessung, [26]

Die Messungen an den Rohrsegmentproben wurden mit einem Messvolumen von 49 x 65 x 7,4 (Höhe x Breite x Tiefe in mm) durchgeführt. Die Höhe und Breite des Messvolumens entspricht dabei ungefähr dem Bildausschnitt auf dem die 3000 x 4000 Pixel verteilt werden. Eine Facette berechnet sich anschließend aus 9 x 15 Pixel (Standardeinstellung) wobei zwischen jeder Facette 3 Pixel Abstand gehalten werden.

Abbildung 9 zeigt den Aufbau des Kamerasystems vor dem Dehnwechsel-Versuchsstand. Zwischen den Spannteilen der Prüfmaschine liegt die Prüfzone der Rohrsegmentprobe, die für die optische Dehnungsfeldmessung entsprechend präpariert wurde. Mit zwei schwarzen Pfeilen ist das physische Extensometer hervorgehoben. In der Mitte ist die Probe aus der Sicht des Kamerasystems schematisch dargestellt. Gemessen wird jedoch nur die tatsächliche Prüfzone. Exemplarisch sind dazu berechnete Verschiebungsfelder dargestellt. Das Koordinatensystem wurde so transformiert, dass die y-Achse der Hauptbelastungsrichtung entspricht. Als Referenz wird der unbelastete Zustand festgelegt.

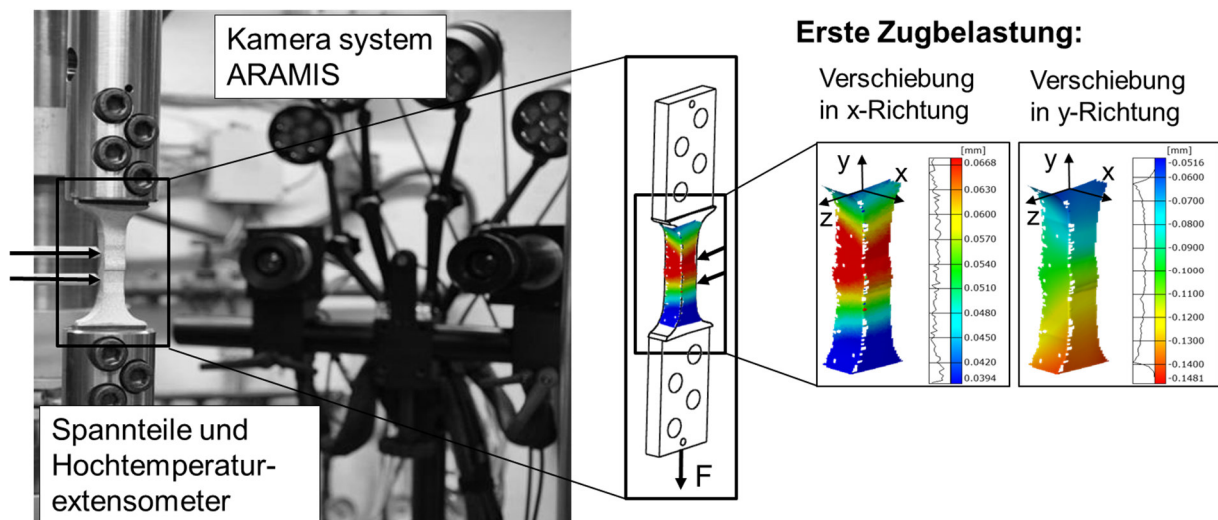


Abbildung 9: Versuchsaufbau und schematisch Darstellung zum Messen örtlicher Beanspruchungen

3.3 Basischarakterisierung der Versuchswerkstoffe

Abbildung 10 zeigt eine unbearbeitete Schweißnaht im Querschliff. In der Darstellung lassen sich gut die typischen Schweißnahtbereiche erkennen. Zwischen dem Grundwerkstoff und dem Schweißgut ist die grobkörnigere Wärmeeinflusszone zu sehen. Dabei ist die Grobkornzone entlang der Wurzellagen am stärksten ausgeprägt. Nachvollziehbar sind ebenfalls die unterschiedlichen Schweißfolgen und die Decklagen.

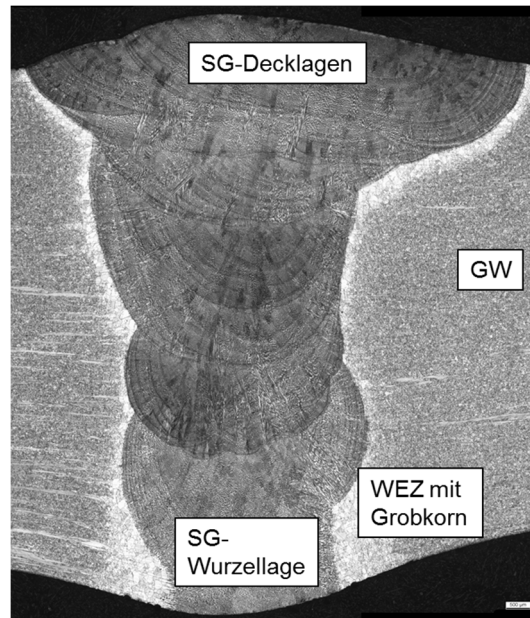


Abbildung 10: Schliffbild der untersuchten Schweißnaht, Naht wie geschweißt

3.3.1 Chemische Zusammensetzung und mechanische Eigenschaften

Die chemische Zusammensetzung der verschiedenen Werkstoffe ist in Tabelle 4 zusammengestellt. Bei dem Rohr- und Plattenwerkstoff handelt es sich um den austenitischen Werkstoff X6CrNiNb18-10 (1.4550). Als Schweißzusatzwerkstoff kam der Werkstoff X5CrNiNb19-10 (1.4551) mit leicht höherem Chrom-Anteil zum Einsatz. Zum Vergleich sind die Grenzwerte der KTA-Richtlinie 3201.1 mit in der Tabelle 4 eingetragen, die sich jedoch nur auf den Grundwerkstoff beziehen. Neben dem Grundwerkstoff (aRK) und dem Schweißgut (aRI) wurde auch die Werkstoffkombination (aRJ) chemisch analysiert. Die Werte entsprechen einer prozentualen Auflegung der Werkstoffe von annähernd 50 %. Abweichungen zeigen die Elemente Phosphor und Nickel, die eine geringere Massenkonzentrationen zeigen, als die nicht geschweißten Werkstoffe. Sie liegen aber weiterhin im Bereich der Grenzwerte. Chrom nähert sich dem Anteil des Schweißguts und überschreitet den maximalen Grenzwert der KTA-Richtlinie. Dabei ist zu sagen, dass die Messung des Chrom-Anteils bei allen Messungen die größte Messunsicherheit von bis zu $\pm 0,19$ mas.-% zeigt und somit die größte Unschärfe aufweist.

Die chemische Analyse wurde durch EDX-Analysen entlang der Schweißnaht bestätigt. Dazu wurde in drei Bereichen der Schweißnaht (Deck-, Mittel- und Wurzellage) jeweils drei EDX-Analysen durchgeführt um etwaige Konzentrationsunterschiede auszumachen. Die Messungen haben gezeigt, dass die chemische Konzentration entlang der Schweißnaht durchweg konstant bleibt und mit den Werten der Schmelzanalyse übereinstimmen.

Tabelle 4: Chemische Zusammensetzung der untersuchten Grundwerkstoffe (X6CrNiNb18-10) und des artverwandten Schweißguts (X5CrNiNb19-10) im Vergleich zur Regelwerkvorgabe für den Grundwerkstoff

		C	Si	Mn	P	S	Cr	Nb	Ni
KTA 3201.1	min	-	-	-	-	-	17,0	10xC	9,0
	max	0,04	1,0	2,0	0,035	0,015	19,0	0,65	12,0
Grundwerkstoff aRK		0,034	0,529	1,605	0,020	< 0,01	17,23	0,359	10,37
Grundwerkstoff aRG		< 0,01	0,273	1,604	0,014	< 0,01	18,494	0,391	11,135
Schweißgut aRI		0,014	0,434	1,72	0,016	0,015	20,07	0,482	10,35
Schweißnaht aRJ		0,025	0,484	1,65	0,013	0,01	19,71	0,435	10,21

Die statischen Eigenschaften der einzelnen Werkstoffe, gemessen in Zugversuchen bei Raumtemperatur, sind in Tabelle 5 dargestellt. Auch hier wird eine Gegenüberstellung mit der KTA-Richtlinie durchgeführt. Das Plattenmaterial der Kreuzproben zeigt eine zu niedrige Dehngrenze und weist auch eine deutlich geringere Zugfestigkeit im Vergleich zum Rohrwerkstoff auf. Die statischen Eigenschaften des Schweißgutes wurden dem Datenblatt des Schweißzusatzwerkstoffes entnommen. Hier zeigt sich trotz geringerem Elastizitätsmodul eine deutlich höhere Dehngrenze und Zugfestigkeit. Die höhere Streckgrenze des Schweißgutes spiegelt sich ebenfalls in der Härte wieder. Die Härte wurde dabei an drei Stellen jeder gefertigten LCF-Probe gemessen.

Tabelle 5: Mechanische Eigenschaften der untersuchten Grundwerkstoffe (X6CrNiNb18-10) und des artverwandten Schweißguts (X5CrNiNb19-10) im Vergleich zur Regelwerkvorgabe des Grundwerkstoffs

	E in GPa	$R_{p0.2}$ in MPa	$R_{p1.0}$ in MPa	R_m in MPa	Härte HV30
KTA 3201.1	200	205	240	510-740	-
Grundwerkstoff aRK	179	266	299	636	155
Grundwerkstoff aRG	198	185	225	565	140
Datenblatt Böhler SAS 2 – IG R	173	490	-	660	-
Schweißgut aRI	174	-	-	-	214

Die chemische Analyse hat eine prozentuale Auflegung der geschweißten Werkstoffe von annähernd 50 % gezeigt. Das zugehörige Schöfflerdiagramm ist in Abbildung 11 dargestellt. Oben wurde bereits festgestellt, dass es Abweichungen innerhalb einiger Elemente gibt. So entspricht das Nickel-Äquivalent nicht dem tatsächlichen gemessenen Masseanteil.

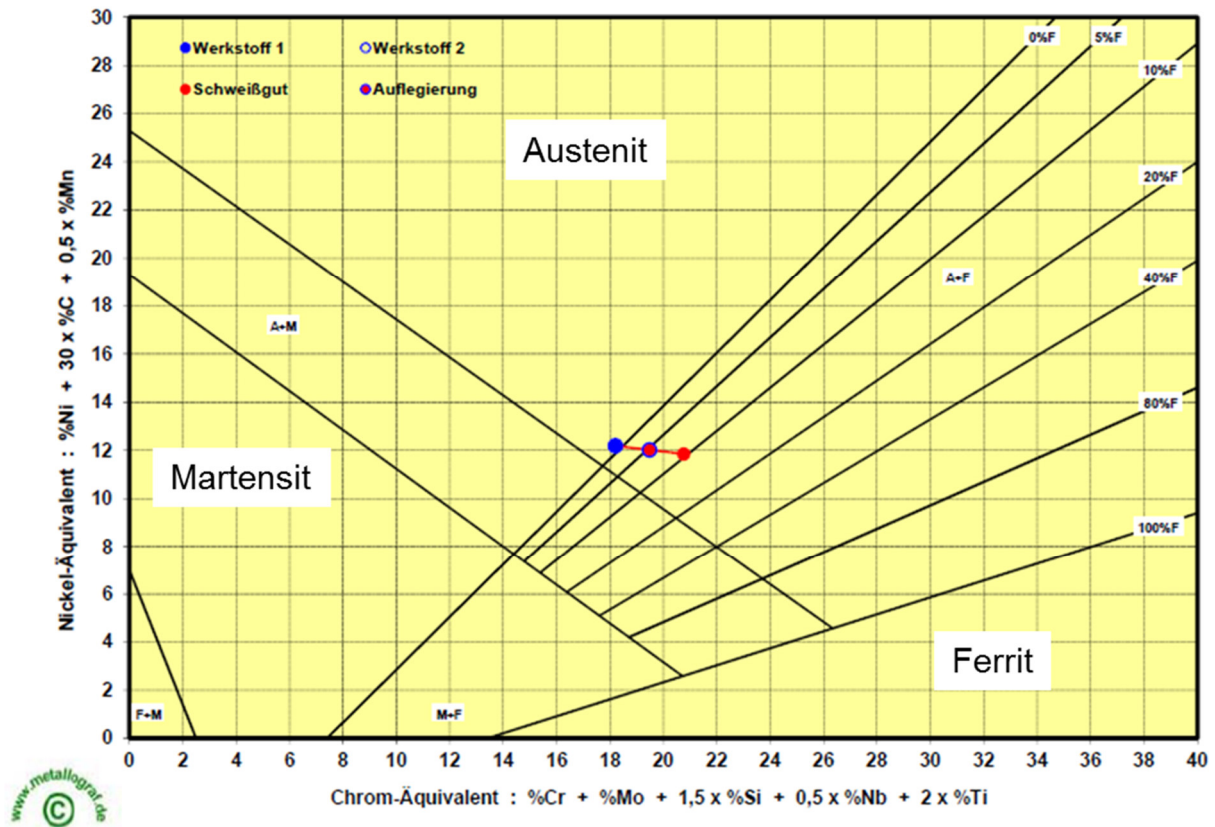


Abbildung 11: Schäfflerdiagramm, Auftragung der äquivalenten Schweißgefügeanteile (aRK mit aRJ), 50 % Auflegierung; [27]

3.3.2 Charakterisierung Grundwerkstoff

Der Grundwerkstoff zeigt in seiner Kornstruktur keine besonderen Auffälligkeiten. Neben dem austenitischen Korn (- Mischkristall) finden sich vereinzelt Delta-Ferrit-Zeilen (- Ferrit) in der Struktur. Auch sind in Abbildung 12 rechts noch gröbere Karbide sichtbar.



Abbildung 12: Gefügebild des austenitischen Grundwerkstoffs X6CrNiNb18-10

Zyklisches Spannungs-Dehnungsverhalten

Die Beschreibung des Grundwerkstoffs durch die Ramberg-Osgood-Gleichung (2) erfolgte anhand einer größeren Versuchsbasis innerhalb eines früheren Projektes [19]. Darin wurden, wie

auch in diesem Vorhaben, zyklische Versuche auf drei Temperaturniveaus durchgeführt. Neben Raumtemperatur wurden Daten bei 200°C und 350°C erhoben. Die ermittelten Konstanten der Ramberg-Osgood-Gleichung sind in Tabelle 6 dargestellt. Die Versuchsdaten aus dem vorhergehenden Projekt und das Ergebnis der Anpassung ist in Abbildung 13 links dargestellt. Die Spannungen und Dehnungen wurden bei $N = N_A/2$ bestimmt. Dabei wurde die Anrisswechselzahl durch einen definierten Kraftabfall von 5 % ermittelt, siehe Abbildung 14 links. Die Abstimmung der Koeffizienten (siehe Tabelle 6) erfolgte neu und ist abweichend zu den im Bericht [19] geschilderten Koeffizienten. Die Gegenüberstellung der Mittelwertkurven mit den Versuchsdaten des Rohrwerkstoffes erfolgt in Abbildung 13 rechts. Die Ergebnisse der Versuche bei Raumtemperatur zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen aus der früheren Untersuchung. Die Versuchspunkte des Rohrwerkstoffes bei 200°C und 350°C liegen auf einem leicht höheren Niveau.

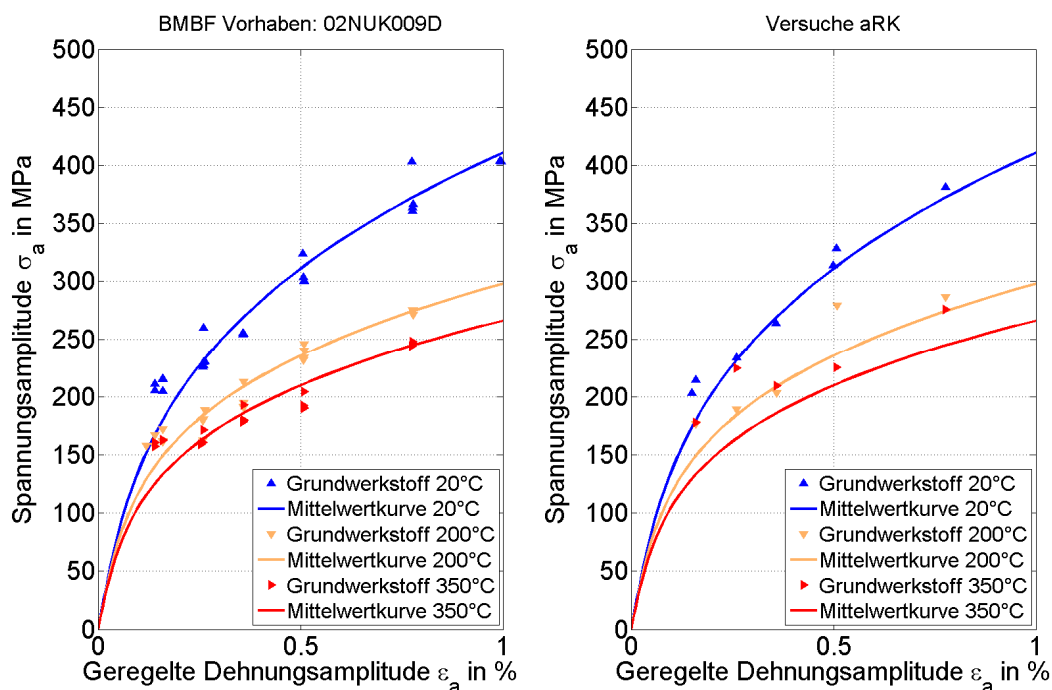


Abbildung 13: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven des Grundwerkstoffes (X6CrNiNb18-10) nach Ramberg-Osgood bei drei Temperaturen und $N = N_A/2$, links: Ergebnisse früherer Untersuchungen [19], rechts: Ergebnisse am Rohrwerkstoff

Exemplarische Verläufe der Spannungsspitzenwerte bei unterschiedlichen Dehnungsvorgaben sind in Abbildung 14 rechts dargestellt. Die Verfestigung im sekundären Bereich bei hohen Dehnungsschwingweiten ist in der Literatur durch Bildung verformungsinduziertem Martensit hinreichend erklärt und tritt nur bei Temperaturen $T < 80^\circ\text{C}$ auf, wie Abbildung 15 zeigt, bei dem die Ergebnisse bei erhöhter Temperatur aufgetragen sind. Eine Magnetisierbarkeit des Rohrwerkstoffes ließ sich mittels eines handelsüblichen Magneten nur bei der höchsten Dehnungsamplitude feststellen. Unterhalb einer Dehnungsamplitude $\epsilon_a > 0,51\%$ entfestigt der Werkstoff nach einer primären Verfestigung innerhalb der ersten zehn Zyklen. Kurz vor dem Versagen der Probe, in einem tertiären Bereich, verfestigt der Werkstoff abermals.

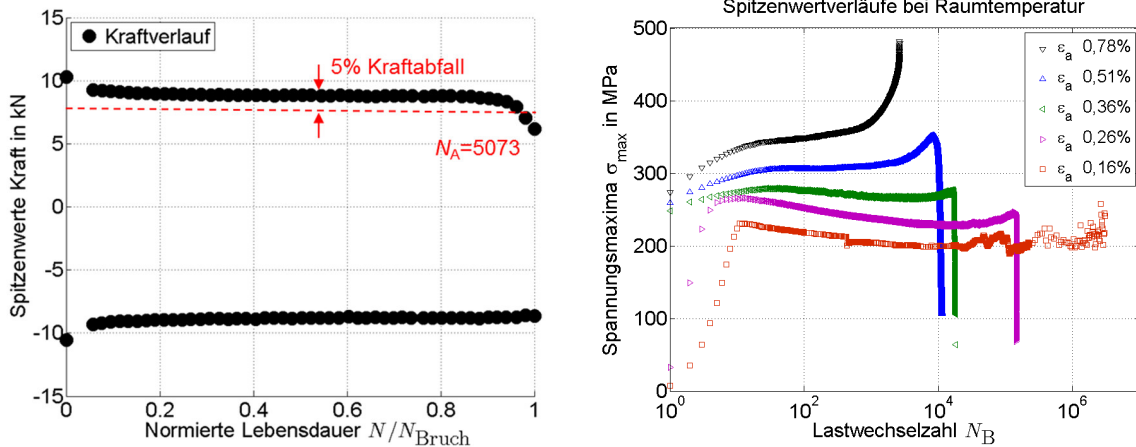


Abbildung 14: Links: Bestimmung der Anrisswechselzahl mit dem 5 % Kraftabfallkriterium; rechts: Spitzenwertverläufe eigener Versuche am Grundwerkstoff (X6CrNiNb18-10) bei Raumtemperatur für unterschiedliche Dehnungsamplituden

Wie bereits erwähnt, kommt es bei den Versuchen bei 200°C und 350°C auf keinem Dehnungsniveau zu einer sekundären Verfestigung. Bei 350°C ist teilweise eine sehr ausgeprägte sekundäre Entfestigung festzustellen, bevor der Werkstoff abschließend vor dem Bruch nochmals stark verfestigt (vergleiche Abbildung 15 rechts).

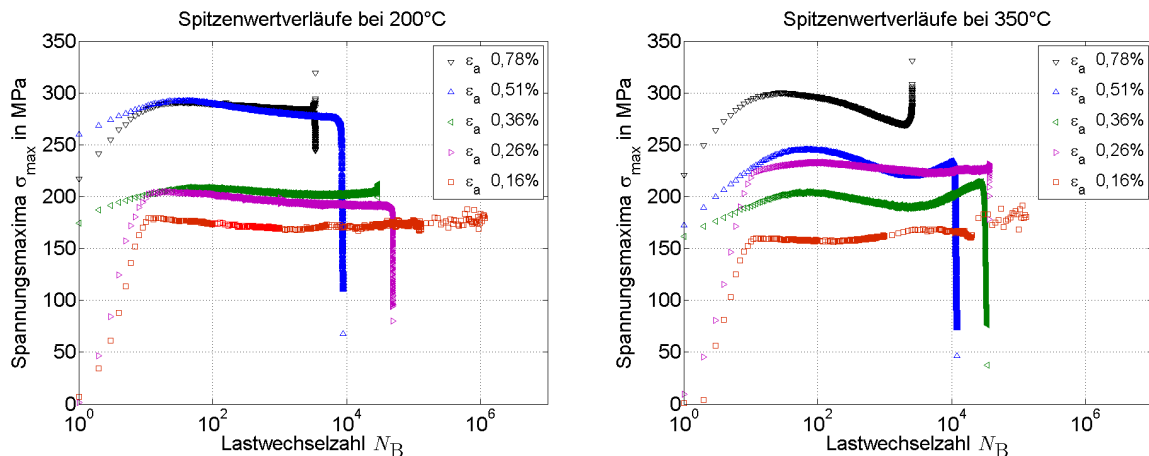


Abbildung 15: Spitzenwertverläufe eigener Versuche am Grundwerkstoff (X6CrNiNb18-10) für unterschiedliche Dehnungsamplituden bei 200°C (links) und 350°C (rechts)

Dehnungswöhlerlinie im LCF-Bereich

In Abbildung 16 sind die Dehnungswöhlerlinien dargestellt. Das linke Teilbild zeigt die Ergebnisse der früheren Untersuchungen. Die Mittelwertkurven des linken Teilbilds sind ebenfalls im rechten Teilbild gezeichnet, hier zusammen mit den Versuchsergebnissen der aktuellen Untersuchung.

Die Wöhlerlinien des hier untersuchten Werkstoffs unterscheiden sich vor allem im Übergang zum HCF-Bereich von denjenigen des früher im BMBF-Vorhaben untersuchten Werkstoffs. Wesentliche Unterschiede der Werkstoffe bestehen einerseits in der Schmelze mit abweichender chemischer Zusammensetzung und andererseits in der Halbzeugform. Während in diesem Vorhaben der Versuchswerkstoff aus Rohren besteht, wurde im früheren Vorhaben Stangenmaterial untersucht. Deshalb ist auch mit möglichen, verschieden hohen Resteigenspannungen und Kaltverfestigungen zu rechnen. Dies beeinträchtigt nicht nur die

Lebensdauer, vorzugsweise im hochzyklischen Bereich, sondern auch das Spitzenwertverhalten bei unterschiedlichen Prüftemperaturen.

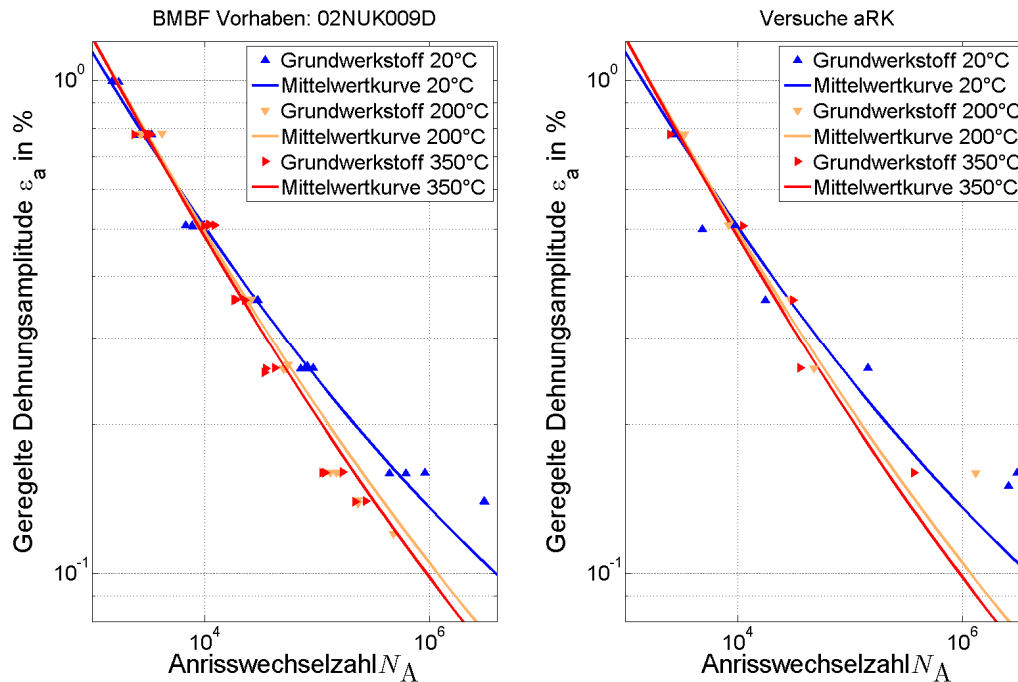


Abbildung 16: Dehnungswöhlerlinie des Grundwerkstoffs (X6CrNiNb18-10) bei drei Temperaturen und $N = N_A/2$, links: Ergebnisse früherer Untersuchungen [19], rechts: Ergebnisse am Rohrwerkstoff

Die Gleichungen zur Beschreibung der Mittelwertkurven sind nachfolgend wiedergegeben. Die Ramberg-Osgood-Gleichung wie auch die Manson-Coffin-Basquin-Beziehung unterscheidet in elastische und plastische Anteile, vergleiche Gleichung (3).

$$\varepsilon_{a,t} = \varepsilon_{a,\text{elast}} + \varepsilon_{a,\text{plast}} \quad , \quad (3)$$

$$\varepsilon_{a,t} = \left(\frac{\sigma_a}{E}\right) + \left(\frac{\sigma_a}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}} \quad , \quad (4)$$

$$\varepsilon_{a,t} = \left(\frac{\sigma_f'}{E}\right) \cdot (2N)^b + \varepsilon_f' \cdot (2N)^c \quad . \quad (5)$$

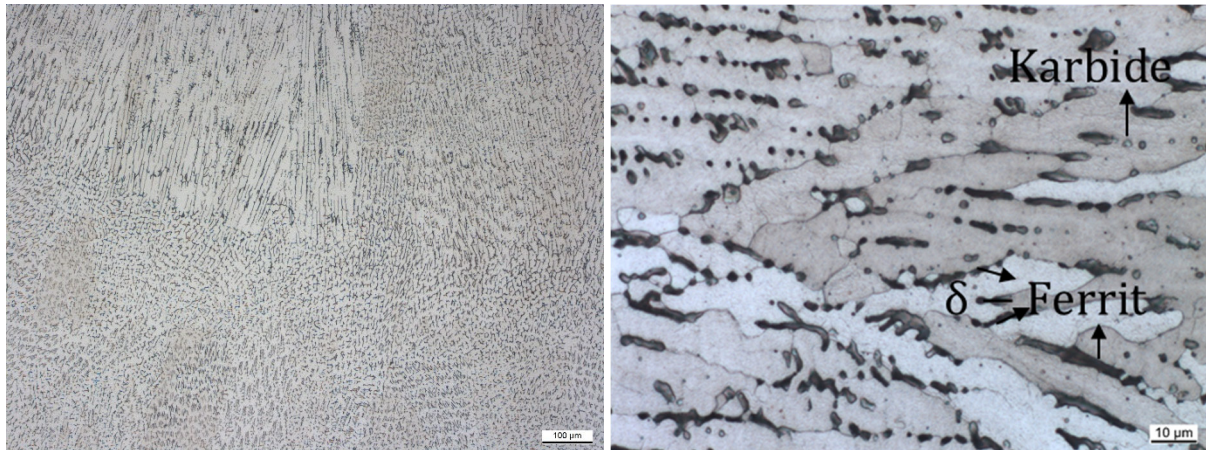
Die ermittelten Koeffizienten für den Grundwerkstoff bei unterschiedlichen Temperaturen sind in Tabelle 6 zusammengefasst und wurden auf Grundlage des früheren Datensatzes bestimmt.

Tabelle 6: Parameter für den Manson-Coffin-Basquin- und Ramberg-Osgood-Ansatz für den Grundwerkstoff (X6CrNiNb18-10) bei unterschiedliche Temperaturen

Temperatur (°C)	Versuchsanzahl		Elastizitätsmodul E (MPa)	Elastischer Anteil		Plastischer Anteil			
	BMBF	aRK		$\frac{\sigma'_f}{E} \cdot 10^2$	b	$\epsilon'_f \cdot 10^2$	c	K' (MPa)	n'
20	23	7	186000	0,808	-0,148	25,155	-0,441	2028,6	0,329
200	22	6	172500	1,078	-0,192	33,86	-0,467	1174,4	0,286
350	20	5	161500	1,111	-0,199	36,16	-0,475	1074,3	0,292

3.3.3 Charakterisierung Schweißzusatzwerkstoff

Abbildung 17 zeigt die zeilige Struktur des Schweißgutes im Querschliff, die mit der gerichteten Erstarrung des Schweißgutes zu erklären ist. Zwischen den zeiligen Körnern ist vermehrt Ferrit auszumachen (dunkelgrau bis schwarze Inseln). Die Anwesenheit von Ferrit lässt sich auch durch Prüfung der Magnetisierbarkeit feststellen. Vereinzelt sind noch Karbide (gepunktet) auszumachen, die im Vergleich mit dem Grundwerkstoff aber verhältnismäßig selten vertreten sind.


Abbildung 17: Gefügebild des Schweißgutes (X5CrNiNb19-10)

Zyklisches Spannungs-Dehnungsverhalten

Der Vergleich der Versuchsergebnisse am Schweißgut mit den Mittelwertkurven des Grundwerkstoffes zeigt einen deutlichen Unterschied im zyklischen Spannungs-Dehnungsverhalten, siehe Abbildung 18. Die Versuchsdaten bei 200°C und 350°C zeigen kaum merkliche Unterschiede zwischen den Temperaturen und lassen sich somit zusammenfassen. Die ermittelten Mittelwertkurven für Raumtemperatur und erhöhte Temperatur heben den Unterschied zum Grundwerkstoff klar hervor. Das Schweißgut hat im Vergleich zum Grundwerkstoff eine deutlich höhere statische und zyklische Dehngrenze, $R_{p0,2}$ und $R'_{p0,2}$.

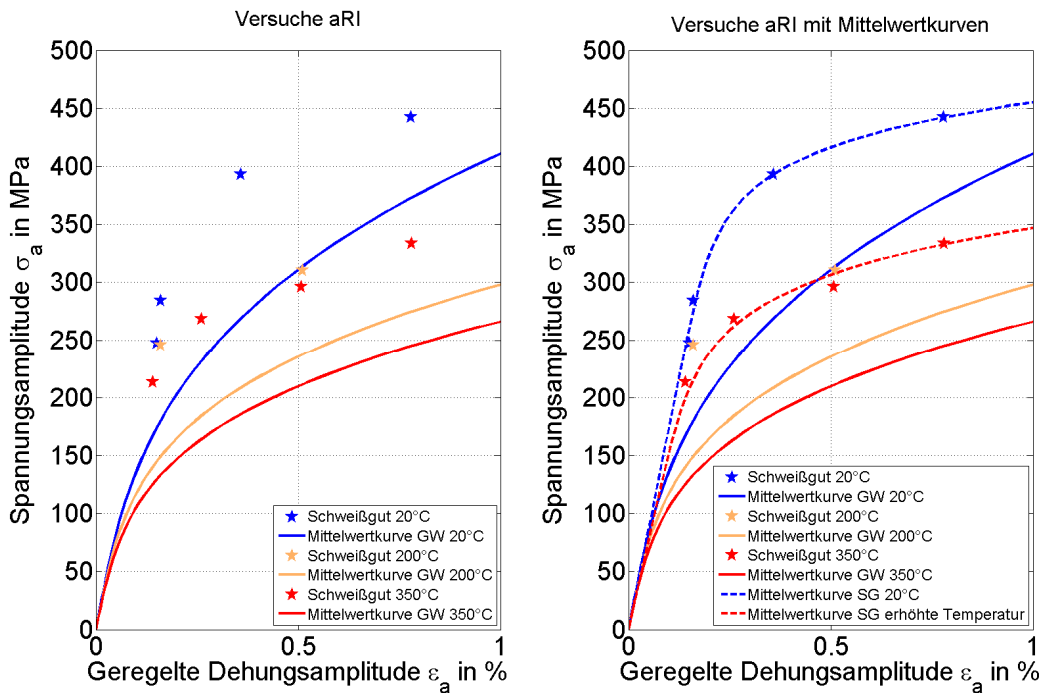


Abbildung 18: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven des Schweißguts (X5CrNiNb19-10) bei drei Temperaturen und $N = N_A/2$, links: Gegenüberstellung der Versuchsdaten mit den Mittelwertkurven des Grundwerkstoffs (Abbildung 13), rechts: Mittelwertkurven des Schweißguts

Der Verlauf der Spitzenwerte in Abbildung 19 zeigt das Entfestigungsverhalten des Schweißguts. Im sekundären Wechselfestigkeitsbereich tritt ausschließlich Entfestigung auf, deren Ausmaß mit der Dehnungsamplitude zunimmt.

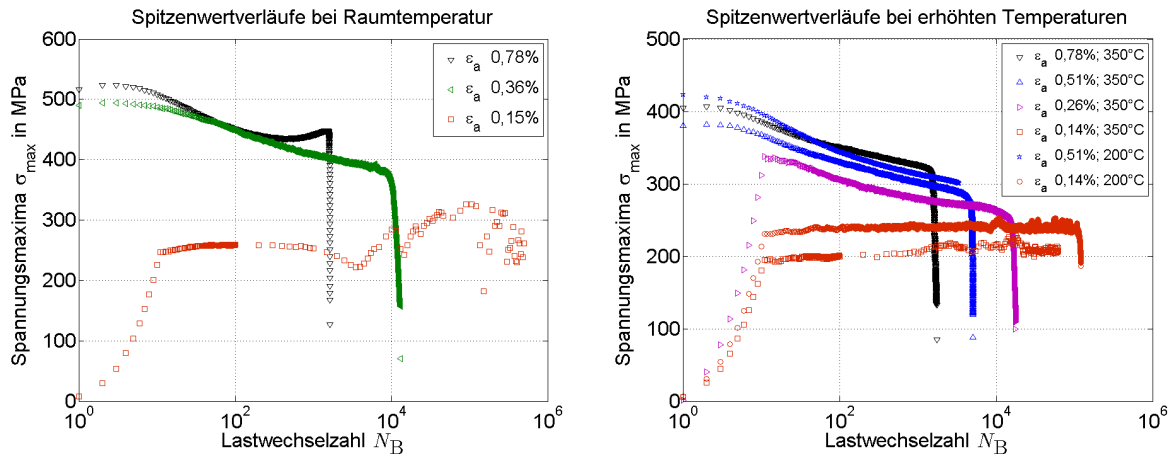


Abbildung 19: Spitzenwertverläufe eigener Versuche am Schweißguts (X5CrNiNb19-10) für unterschiedlichen Dehnungsamplituden bei Raumtemperatur (links) und erhöhter Temperatur (rechts)

Dehnungswöhlerlinie im LCF-Bereich

Die höhere zyklische Festigkeit des Schweißguts spiegelt sich nicht in der Anzahl der erreichten Schwingspielzahlen wieder, vergleiche dazu die Dehnungswöhlerlinien, Abbildung 20.

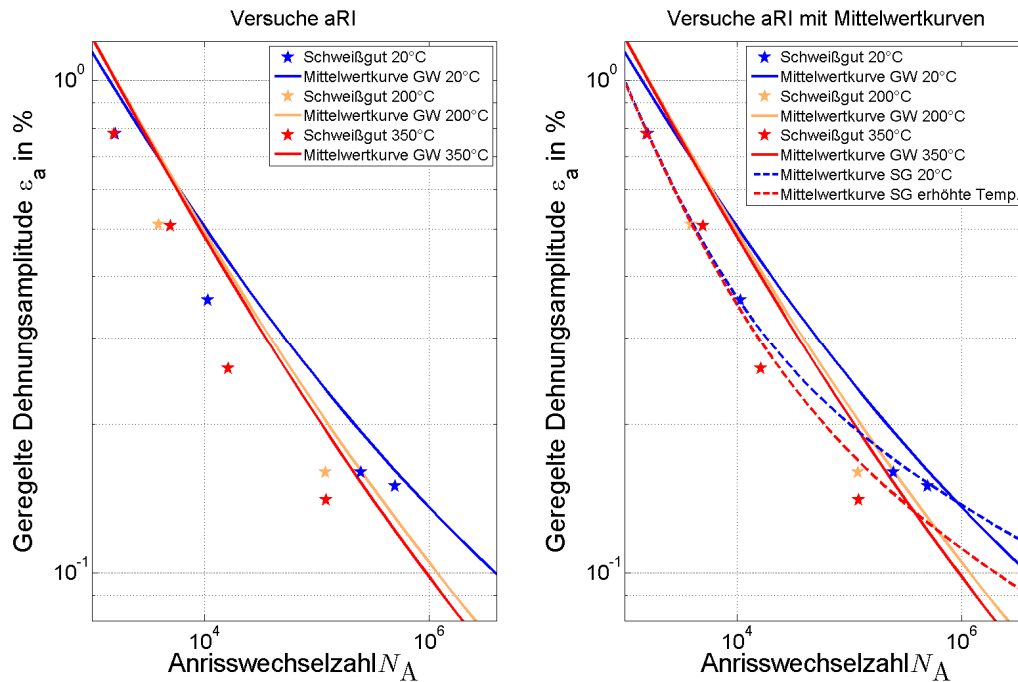


Abbildung 20: Dehnungswöhlerlinie des Schweißguts (X5CrNiNb19-10) bei drei Temperaturen und $N = N_A/2$, links: Gegenüberstellung der Versuchsdaten mit den Mittelwertkurven des Grundwerkstoffs, rechts: Mittelwertkurven des Schweißguts

Die ermittelten Parameter für die Ramberg-Osgood- und Manson-Coffin-Basquin-Gleichung für das Schweißgut sind in Tabelle 7 zusammengefasst.

Tabelle 7: Parameter für den Manson-Coffin-Basquin- und Ramberg-Osgood-Ansatz für das Schweißgut bei unterschiedlichen Temperaturen

Temperatur (°C)	Versuchszahl	Elastizitätsmodul E (MPa)	Elastischer Anteil		Plastischer Anteil			
			$\frac{\sigma_f'}{E} \cdot 10^2$	b	$\varepsilon_f' \cdot 10^2$	c	K' (MPa)	n'
20	4	173700	0,782	-0,122	174,06	-0,727	692,9	0,086
200	2	160500	-	-	-	-	-	-
350	4	150500	0,832	-0,147	111,694	-0,663	708,3	0,146

3.3.4 Charakterisierung Wärmeeinflusszone

Die Übersichtsdarstellung der Wärmeeinflusszone (Abbildung 21) zeigt deutlich das Grobkorn. Die Grobkornbildung ist temperaturabhängig, es bildet sich umso stärker aus, je länger kritische Temperaturbereiche gehalten werden. Daher ist es auch verständlich, dass die Grobkornzone im Bereich der Wurzellage am stärksten ausgeprägt ist, da dem System beim mehrlagigen Schweißen immer wieder Wärme zugeführt wird, die aber über das Material abgeführt werden muss. Das Grobkorn zeigt im Detail kaum bis gar keine größeren Karbide.

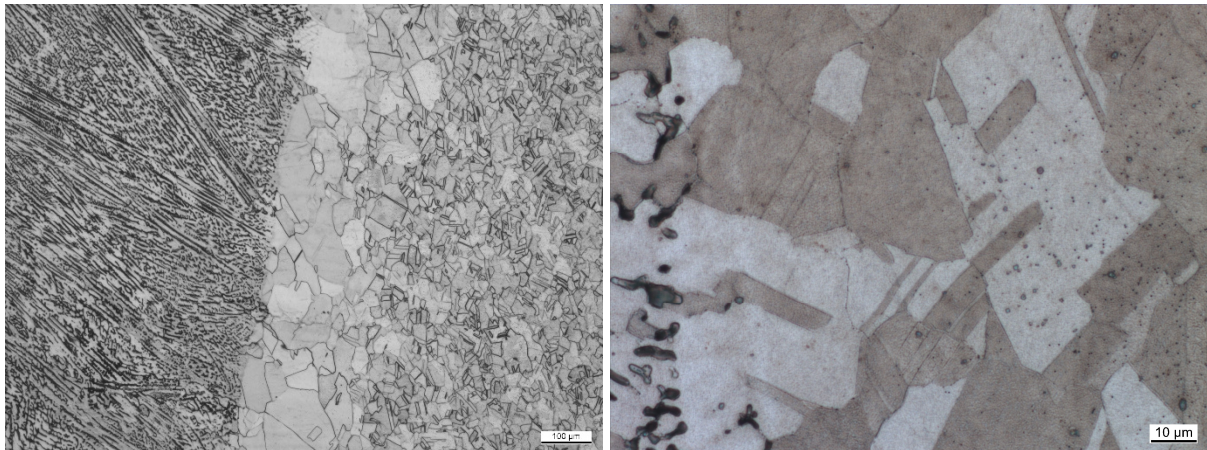


Abbildung 21: Gefügebild der Wärmeeinflusszone, Ausbildung eines Grobkorns, Karbidverarmte Zone

3.3.5 Härtemessungen

Neben den Mikro-Härtemessungen entlang der Schweißnähte wurden HV30 Messungen an allen LCF-Rundproben des Grundwerkstoffs und des Schweißgutes durchgeführt. Dazu wurde an drei Orten der Probe (Vorne, Mitte, Hinten) gemessen, um etwaige Inhomogenitäten auszumachen. Das Ergebnis der HV30 Messungen ist mit Mittelwert und den dazugehörigen Min- und Maxwerten in Abbildung 22 dargestellt. Das Schweißgut zeigt eine deutlich höhere Härte von 215 HV30 mit einer geringeren Streuung im Vergleich zum Grundwerkstoff (160 HV30).

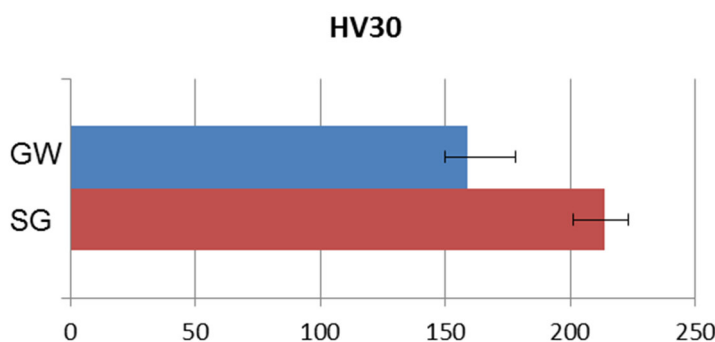


Abbildung 22: Ergebnis der HV30 Messungen am Grundwerkstoff und Schweißgut

Abbildung 23 zeigt das Mikroharteprofil (HV 0,5) entlang der beiden unbearbeiteten Schweißnähte von Rohr 1 und 2. Bevor näher auf die Härteverteilung eingegangen wird, sei auf die unterschiedliche Form der Schweiß-/ Decklagenkonturen hingewiesen. Der Querschliff, der die Winkel und Radien entlang der Decklage offen legt, macht deutlich, wie unterschiedlich die beiden Schweißnähte in ihrer Geometrie sind.

Entgegen der Vorstellung zeigt sich keine spezifische Härte für den Grundwerkstoff, das Schweißgut und die Wärmeeinflusszone. Jeder Bereich weist fließende Übergänge auf, die über die einzelnen Schweißbereiche hinweg gehen. Wurzellagig ist die höchste Härte auszumachen und decklagig die geringste. Dabei entspricht die Härte der Decklage der Härte des Grundwerkstoffes im lösungsgeglühten Zustand (160 HV0,5). Entlang der Wurzellage wurden Härten von bis zu 270 HV 0,5 gemessen, was die gemessenen Härten entlang der Schweißgutproben übertrifft. Die Wärmeeinflusszone zeigt keinen Einbruch der Härte und sowohl das Schweißgut als auch der Grundwerkstoff zeigen deutliche Bereiche der Aufhärtung. Der angewandte WIG-Schweißprozess entspricht einem Lösungsglühen mit enorm hohen Abkühlgeschwindigkeiten. Schweißgut und Grundwerkstoff werden aufgeschmolzen und

durch das umliegende Material und die Wärmeleitung direkt wieder abgekühlt. Somit stellt sich beim Schweißen ein lösungsgeglühter Zustand der Legierungen ein. Dieser Zustand wird auch entlang der Decklage festgestellt und begründet die Härte ähnlich dem Grundwerkstoff. Die Auflegung ist dominiert durch den Grundwerkstoff und nimmt somit deren Eigenschaften an.

Die hohen Härtewerte in Richtung der Wurzellage sind prozessbedingt und entstehen durch das mehrlagige Schweißen. Durch das wiederholte Lagenschweißen werden im Bereich der Wurzel immer wieder hohe Temperaturen erreicht, die nicht schnell wieder abnehmen. Bei Temperaturen von 600°C - 900°C werden Diffusionsvorgänge angeregt, welche die Karbidbildung und das Kornwachstum fördern. Entlang der Wurzellage ist eine stärker ausgeprägte Wärmeeinflusszone sichtbar. Die Karbide, die in dieser Werkstoffkombination härtesteigernd wirken, sind Cr- und Nb-Karbide. EDX-Untersuchungen der Schweißnaht an verschiedenen Bereichen haben keine Konzentrationsunterschiede der Legierungselemente gezeigt, da die Grundsubstanz beim Messen noch zu sehr in den Vordergrund getreten ist und somit keine differenzierte Unterscheidung zuließ.

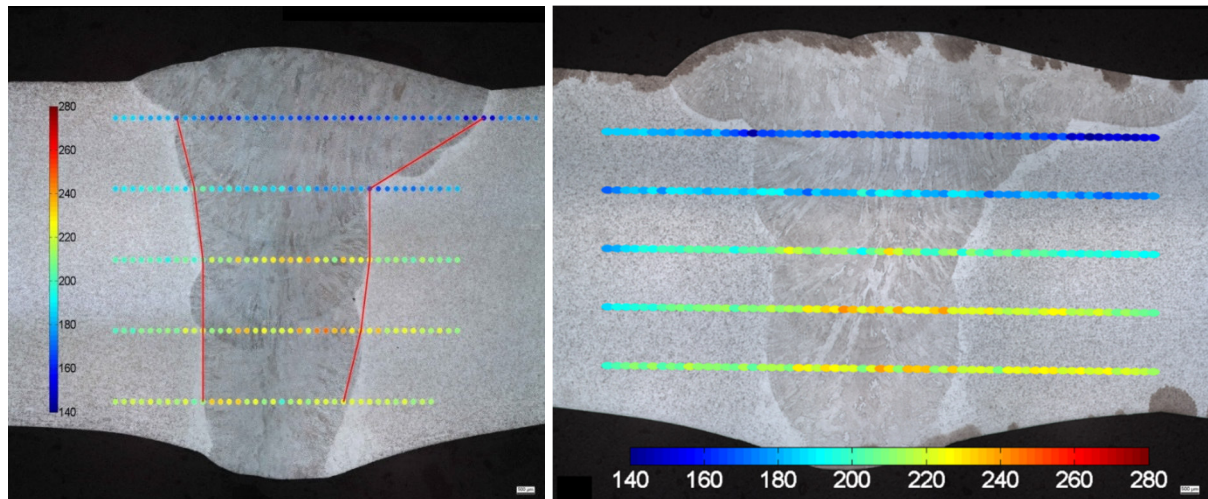


Abbildung 23: Mikrohärteprofile (HV 0,5) entlang zweier Schweißnähte der Rohre 1 und 2, Naht wie geschweißt

Neben den Härteprofilen an unbearbeiteten Rohren wurden solche auch entlang der nachbearbeiteten Schweißnähte angefertigt. Bei allen vier Rohren zeigt sich die gleiche Härteverteilung und damit, dass der automatisierte Schweißprozess reproduzierbare Verteilungen hervorbringt. Diese Erkenntnis ist wichtig für die Modellbildung und somit für die Abbildung der Materialeigenschaften.

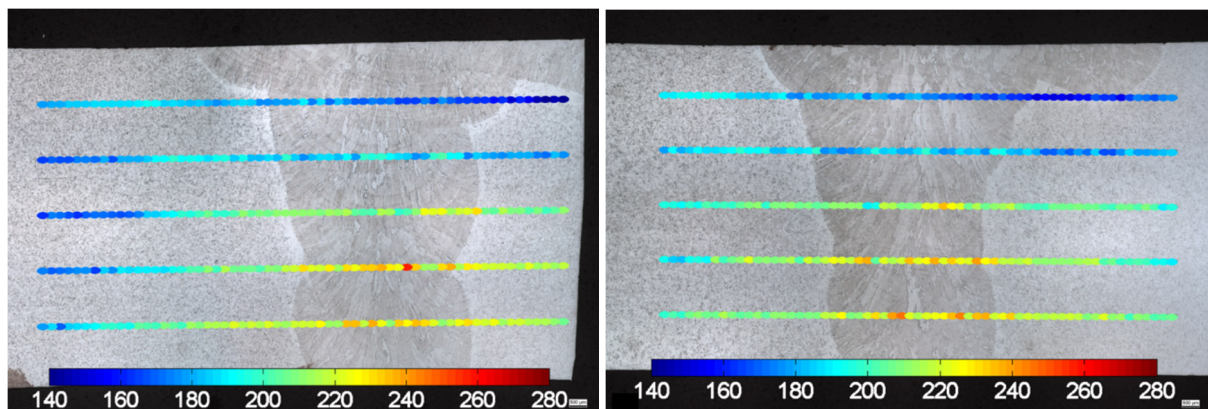


Abbildung 24: Mikrohärteprofile (HV 0,5) entlang zweier Schweißnähte der Rohre 3 und 4, Naht praxisnah beschliffen

Weiterhin wurden Mikrohärteprofile nach Versuchsende erstellt. Das charakteristische Härteprofil ist auch nach entsprechender Beanspruchung wiederzuerkennen. Entlang der Rissflanken haben sich ebenfalls, unabhängig von der Temperatur, hohe Härtewerte eingestellt. Somit scheidet verformungsinduziertes Martensit als alleinige Ursache für die Härtesteigerung aus, da es nur bei niedrigen Temperaturen gebildet werden kann.

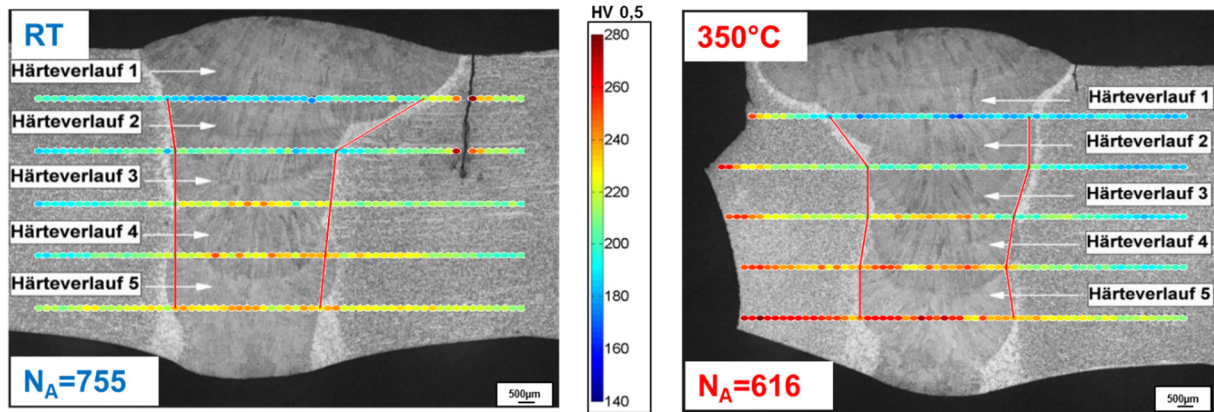


Abbildung 25: Mikrohärteprofile (HV 0,5) entlang zwei geprüfter Schweißnähte bei unterschiedlichen Temperaturen, Dehnungsamplitude $\varepsilon_{a,t} = 0,26 \%$

Bei näherer Betrachtung der Rissflanke (Abbildung 26) lässt sich eine Anhäufung von Gleitlinien ausmachen. Diese Gleitlinien /-bänder weisen auf Orte hoher Verformungen hin. Die hohen plastischen Verformungen führen im Grundwerkstoff zu einer starken primären Verfestigung des Werkstoffes, die temperaturunabhängig ist (vergleiche Abbildung 14 und Abbildung 15). Die primäre Verfestigung lässt sich durch die anschließende sekundäre Entfestigung bei erhöhter Temperatur, nicht mehr kompensieren und der Werkstoff zeigt damit hohe Härten im Bereich starker Verformungen. Bei Raumtemperatur ist die Bildung von verformungsinduzierten Martensit nicht auszuschließen.

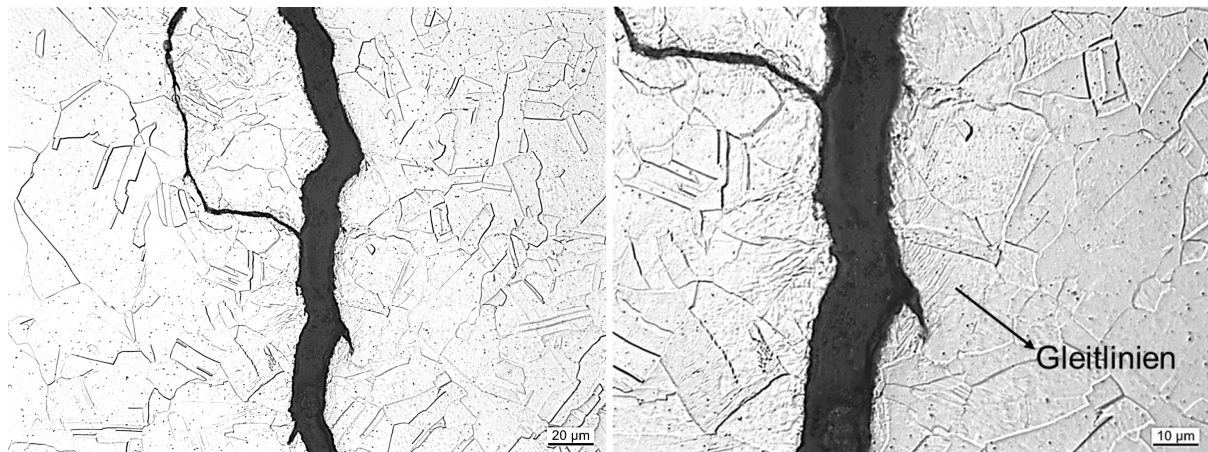


Abbildung 26: Detailaufnahme eines Risses, Anhäufung von Gleitlinien entlang der Rissflanken

Um zu zeigen, dass die Härtesteigerung entlang der Wurzellage durch Karbide hervorgerufen wird, wurden die Karbide durch Lösungsglügen wieder in Lösung gebracht und anschließend erneut die Härte entlang der Schweißnaht gemessen. Das Ergebnis ist in Abbildung 27 dargestellt, wobei zu erkennen ist, dass keine Bereiche hoher Härten mehr vorhanden sind und sich durchgängig ein Niveau der Grundwerkstoffhärte eingestellt hat. Das Lösungsglügen fand wie beim Rohrwerkstoff zuvor statt, nämlich Glühen bei 1060°C/1h mit anschließendem Abschrecken im Wasser. Die Zeit des Lösungsglühens hat ausgereicht, um die Grobkornbildung

deutlich voranschreiten zu lassen. Solche Effekte müssen bei entsprechender Nachbehandlung berücksichtigt werden.

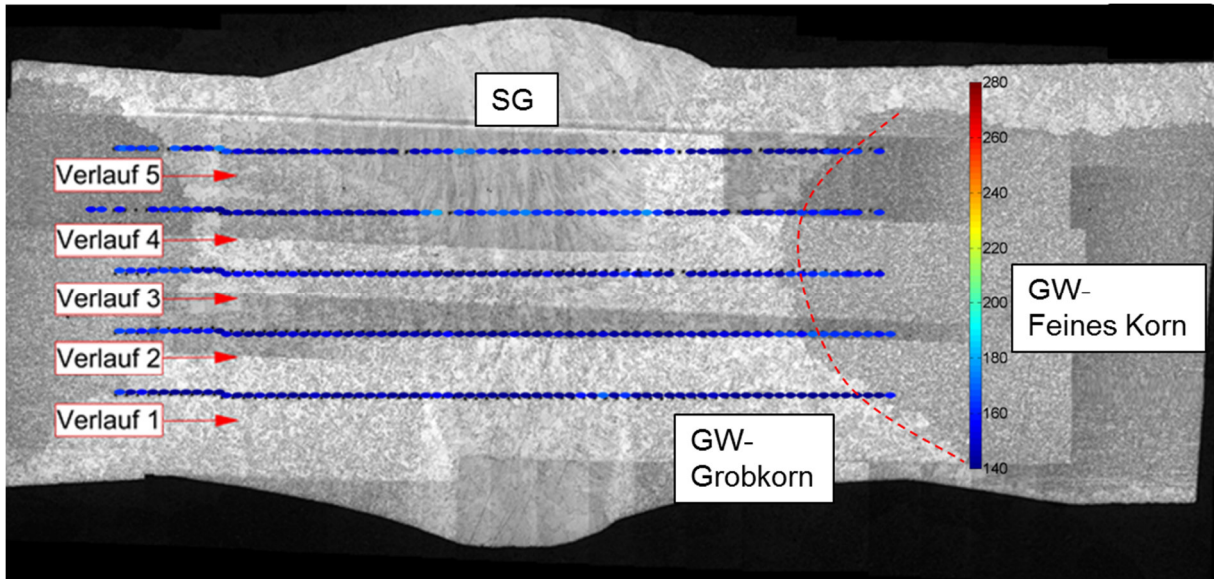


Abbildung 27: Mikrohärteprofile (HV 0,5) nach erneutem Lösungsglühen der Schweißnaht

Im Vorhinein wurde auch von einer Härtesteigerung durch Bildung von Sigma-Phasen ausgegangen. Im Schweißgut ist ausreichend Delta-Ferrit vorhanden, um diese Phase ausscheiden zu können. Zur Identifizierung der Sigma-Phase wurden Schlitze mit einer Ätzung nach Murakami präpariert. Dadurch werden Delta-Ferrit (hellbeige Färbung) und Sigma-Phasen (bläulich) farblich differenziert erkennbar (Abbildung 28). Eine genauere Betrachtung von drei Abschnitten entlang der Schweißnaht zeigt eine minimale Umwandlung von korallenförmigem, noch stark verzweigtem Delta-Ferrit (A) hin zu kleinen inselförmigen Sigma-Phasen (C). Dies ließ sich aber nur innerhalb des Schweißgutes feststellen und nicht im Grundwerkstoff, bei dem aber auch eine deutliche Härtesteigerung während des Schweißens stattfindet. Im Grundwerkstoff ist der Anteil an Delta-Ferrit zu gering um Sigma-Phasen ausscheiden zu können. Die geringe Ausprägung der Sigma-Phase im Schweißgut zeigt, dass die Zeit kritischer Temperaturen zu gering ist, um entsprechende Phasen ausbilden zu können. Der kritische Temperaturbereich zur Bildung von Sigma-Phasen entspricht dem Temperaturbereich zu Bildung von Karbiden, 600°C-900°C.

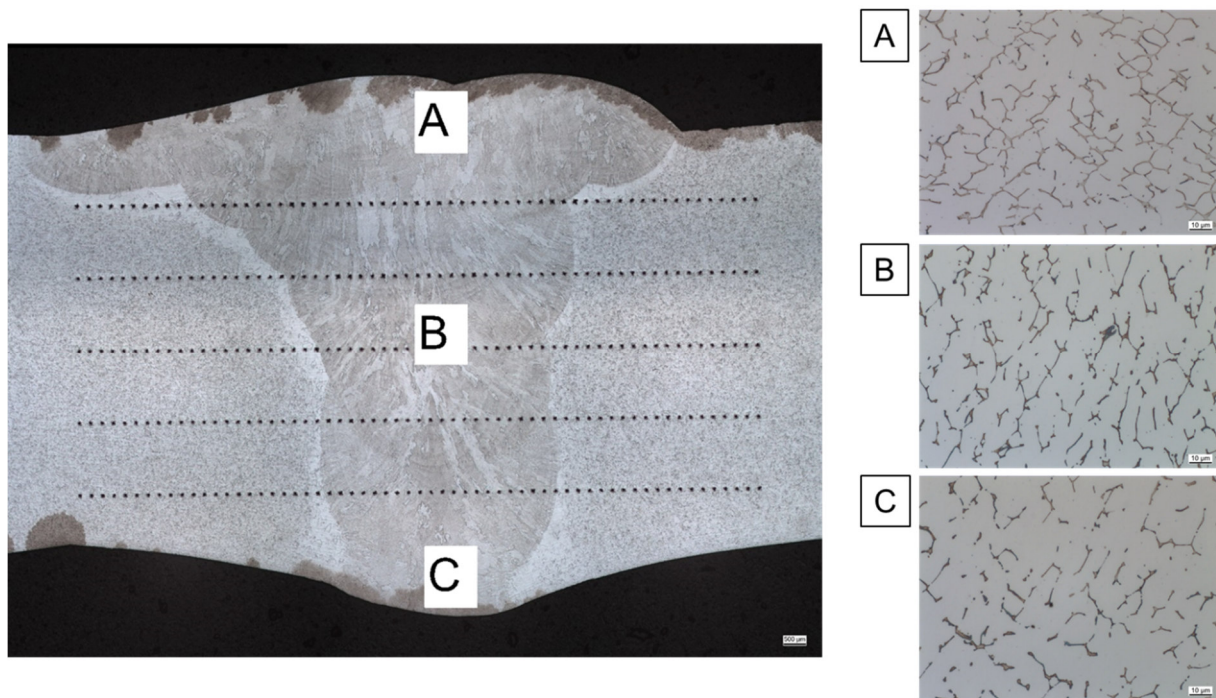


Abbildung 28: Untersuchungen charakteristischer Schweißnahtbereiche auf Sigma-Phasen, Ätzung nach Murakami

3.3.6 Eigenspannungen

Entlang der Schweißnaht-Mittellinie wurde eine röntgenografische Eigenspannungsmessung durchgeführt (Abbildung 29). Die Untersuchung wurde auf einem ψ -Diffraktometer mit CrK α -Strahlung nach dem $\sin^2\psi$ -Verfahren realisiert. Die Messung entlang der Mittellinie zeigt hohe Druckeigenspannungen. Die zusätzlich ausgewertete Integralbreite zeigt übereinstimmende Tendenzen mit der Härte entlang der Mittellinie und bestätigt somit die Messung. Eine vergleichbare Messung an einer sehr ähnlichen Werkstoffkombination wurde bereits in [28] ausgeführt. Darin wurden entlang der Wurzelunterseite hohe Zugeigenspannungen in einer M-Verteilung gemessen, wobei die Absolutwerte vergleichbar mit denjenigen der eigenen Messung sind. Entlang einer Schweißnaht ist es nicht ungewöhnlich, dass an der Oberfläche Zugeigenspannungen und entlang der Mittellinie Druckeigenspannungen gemessen werden (vergleiche [29]).

Die ermittelten Werte entsprechen den Eigenspannungen an einer bearbeiteten Probe. Die Resteigenspannungen sind nicht zu verwechseln mit den im Bauteil tatsächlich wirkenden Eigenspannungen, da ein Großteil der Eigenspannungen beim Herausarbeiten der Proben frei wird oder sich umverteilt. Das Lösen von Eigenspannungen zeigt sich im sichtbaren Verzug der Rohrabschnitte nach dem Trennen.

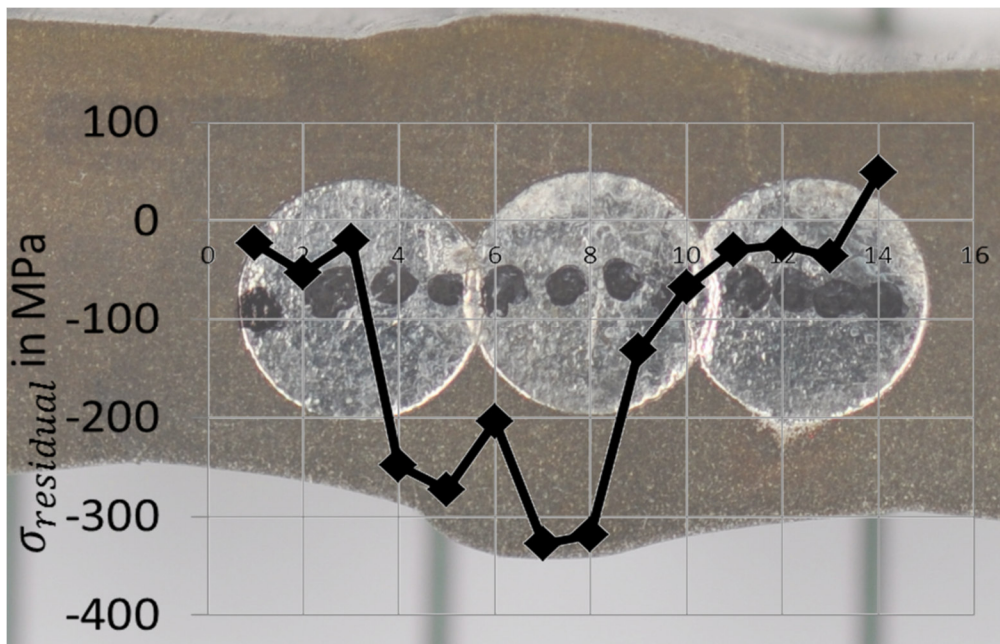


Abbildung 29: Eigenspannungsverlauf, mittig entlang der Schweißnaht

In der Literatur gibt es einige Ansätze, mit denen sich Eigenspannungen aus entstandenen Verformungen zurückrechnen lassen [30]. Eine solche Untersuchung war im Rahmen dieses Projektes nicht mehr möglich.

Tiefergehende Untersuchungen der Eigenspannungen wurden nicht vorgenommen, da die Versuche im niederzyklischen Bereich bei hohen plastischen Dehnungen durchgeführt wurden und eingebrachte Eigenspannungen auf Grund der hohen Plastifizierung abgebaut werden. Somit ist kein nachweislicher Einfluss der Eigenspannungen auf das Versagen der Probe anzunehmen. Im hochzyklischen Bereich sind weitere Bemühungen erforderlich den Eigenspannungseinfluss zu quantifizieren.

3.3.7 Rauigkeitsmessung

Die Rauigkeit wurde mittels Tastschnittverfahren über eine Messstrecke von 15 mm aufgenommen. Ein exemplarisches Profil für die nachbearbeiteten Rohre ist in Abbildung 30 dargestellt. An jedem Rohr wurden drei Messungen entlang der Decklagenseite vorgenommen. Bei den beiden nachbearbeiteten Rohren wurde genau entlang der beschliffenen Decklage gemessen, um den Schleifprozess zu beurteilen.

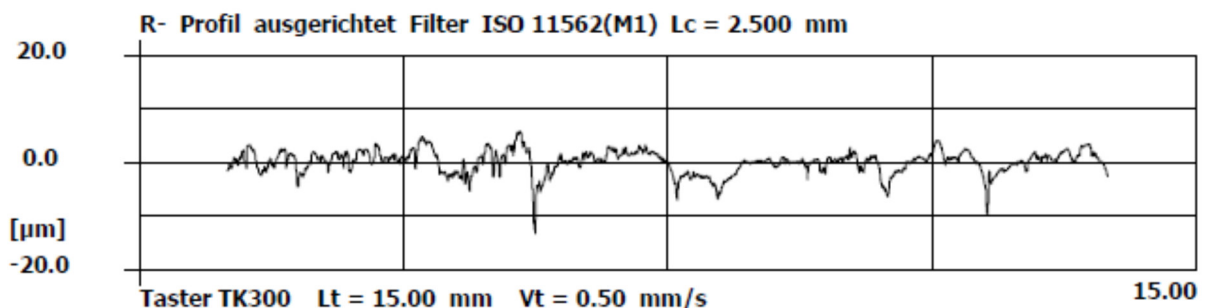


Abbildung 30: Exemplarisches Rauigkeitsprofil praxisnah beschliffener Schweißnähte

Nachbearbeitete Rohre zeigen entlang der beschliffenen Schweißnaht eine mittlere Rauheit von $R_a = 1,4 \mu\text{m}$ wobei die gemittelte Rautiefe $R_z = 11 \mu\text{m}$ beträgt. Als maximale Differenz zwischen zwei Werten wurde $R_t = 18 \mu\text{m}$ gemessen.

Neben den nachbearbeiteten Rohren wurden Rauigkeitsmessungen an beiden unbearbeiteten Rohren durchgeführt, wobei die Bereiche neben der Schweißnaht gemessen wurden. Damit geben diese Messungen Aufschluss über die Rauigkeit der natürlichen Rohraußenwand. An jedem Rohr wurden drei Messungen vor und hinter der Schweißnaht ausgeführt, Abbildung 31 zeigt ein exemplarisches Rauigkeitsprofil, über eine Messstrecke von 15 mm.

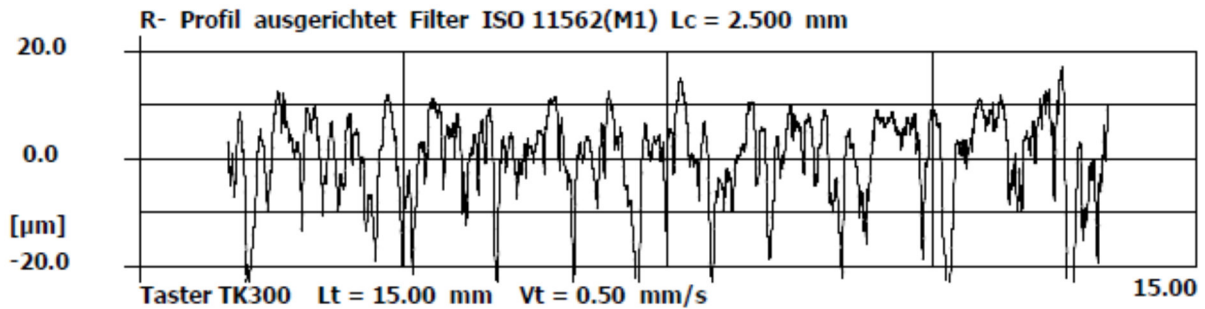


Abbildung 31: Exemplarisches Rauigkeitsprofil der Rohraußenwand

Die Messung mit den höchsten Rauigkeitskennwerten zeigte eine mittlere Rauheit von $R_a = 6,4 \mu\text{m}$, wobei die gemittelte Rautiefe $R_z = 42,5 \mu\text{m}$ beträgt. Die maximale Differenz zwischen zwei Werten wurde mit $R_t = 61 \mu\text{m}$ bestimmt.

Der Schleifprozess ebnet neben der schweißbedingten Decklage auch die umliegende Oberfläche mit ein.

3.4 Versagensbeurteilung geschweißter Proben bei Raumtemperatur

Die bereits vorgestellten Versuchsergebnisse des Grundwerkstoffs und des Schweißguts bei Raumtemperatur sind in Abbildung 32 der KTA-Mittelwert- und Auslegungskurve für den Grundwerkstoff gegenübergestellt (vergleiche Abschnitt 2.4). Hier zeigt sich eine gute Übereinstimmung mit den bekannten Werten des Grundwerkstoffs. Das Schweißgut weist, wie bereits erwähnt, eine kürzere Lebensdauer auf als der Grundwerkstoff (vergleiche Abschnitt 3.3.3).

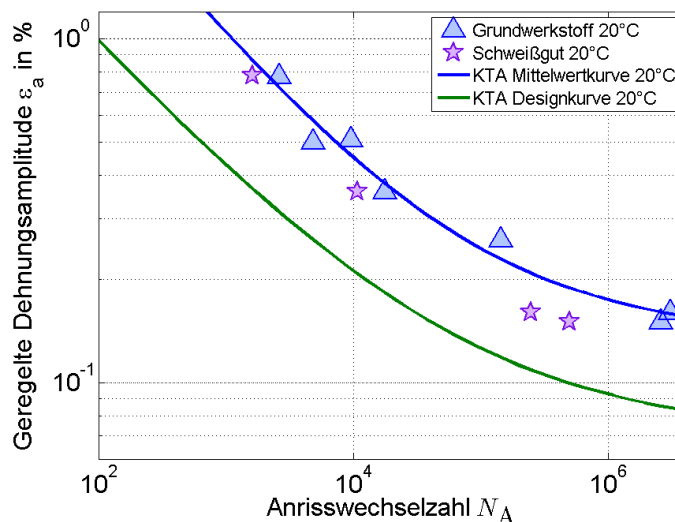


Abbildung 32: KTA-Mittelwert- und Designkurve für Raumtemperatur sowie die Versuchsergebnisse am Grundwerkstoff und Schweißgut

Die ersten Untersuchungen an geschweißten Proben erfolgten bei Raumtemperatur. Dies hatte den Vorteil, sukzessiv die Schädigungscharakteristiken mit Hilfe der optischen Dehnungsmessung mit verfolgen und zu können.

3.4.1 LCF-Rundproben

Mit den LCF-Rundproben, die die Schweißnaht im Prüfquerschnitt enthalten (Abbildung 32 links) wird bezweckt, nur den Einfluss der metallurgischen Kerbe ohne zusätzliche geometrische Imperfektionen zu untersuchen. Die metallurgische Kerbe ist charakterisierbar durch den Härteunterschied, vergleiche Abschnitt 3.3.5. Die Schweißnaht verläuft mittig innerhalb der Prüfzone, wobei die Dehnungsvorgabe integral über den Bereich, der die Schweißverbindung enthält, erfolgt (Abbildung 33 links). Die Messbasis der Dehnungsvorgabe beträgt dabei $l_0 = 10,31 \text{ mm}$.

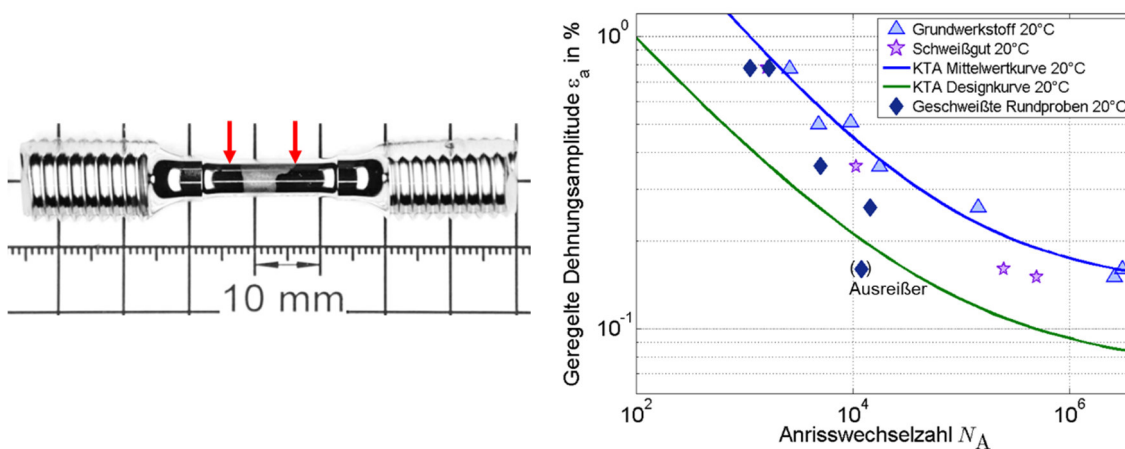


Abbildung 33: LCF-Rundproben, die die Schweißverbindungen im Prüfquerschnitt enthalten; Links: Probe mit integraler Dehnungsvorgabe; rechts: Versuchsergebnisse und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei Raumtemperatur

Die Lebensdauer der geschweißten Rundproben bei Raumtemperatur ist in Abbildung 33 rechts den bisherigen Ergebnissen gegenüber gestellt. Alle Proben mit metallurgischer Kerbe zeigen eine kürzere Lebensdauer im Vergleich zum Grundwerkstoff und Schweißgut. Die Probe bei geregelter Dehnungsamplitude $\varepsilon_a = 0,16 \%$ wurde als Ausreißer gewertet, da ein innerer Fehler zu einem früheren Versagen führte, vergleiche nachfolgenden Abschnitt.

Versagenscharakteristik

Der Kraftfluss geht durch alle Werkstoffbereiche, wobei der Bereich der Dehnungsvorgabe vollständig die Schweißnaht und Teile des Grundwerkstoffs beinhaltet (Abbildung 33, links). Die Spitzenwertverläufe sind in Abbildung 34 links dargestellt. Eine Gegenüberstellung zweier Verläufe mit den Spitzenwertverläufen am Grundwerkstoff und Schweißgut ist in Abbildung 34 rechts abgebildet. Der Spitzenwertverlauf der geschweißten Probe liegt mittig zu den Verläufen des Schweißguts und Grundwerkstoffs. Damit zeigt sich ein kombiniertes Verhalten, zwischen beiden Materialien.

Eine Regelung der Dehnung ausschließlich im Bereich mit Grundwerkstoff hätte bedeutet, dass der Spitzenwertverlauf der geschweißten Probe an die Grundwerkstoffkurve rückt. Umgekehrt hätte eine Regelung nur im Bereich des Schweißguts eine Annäherung des Verlaufs an die Schweißgutspitzenwerte bedeutet.

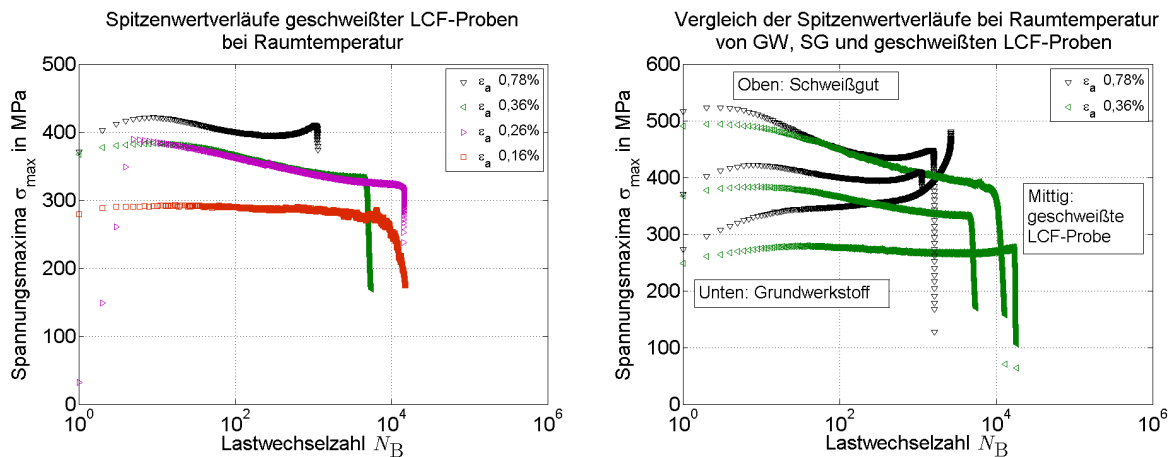


Abbildung 34: Spitzenwertverläufe geschweißter LCF-Proben bei Raumtemperatur; links: bei unterschiedlichen Dehnungsamplituden; rechts: im Vergleich zum Grundwerkstoff und Schweißgut

Der Versagensort der Proben variierte (siehe auch Versuche mit Rohrsegmentproben, Abschnitt 3.4.2 und auch erhöhter Temperatur Abschnitt 3.5.1). Im Bereich hoher und niedriger Dehnungen fand das Versagen innerhalb der Schweißnaht statt. In einem mittleren Dehnungsbereich kam es zum Anriss im Grundwerkstoff außerhalb der Schweißnaht. Abbildung 35 zeigt zwei unterschiedliche Versagensorte an den geschweißten LCF-Rundproben.

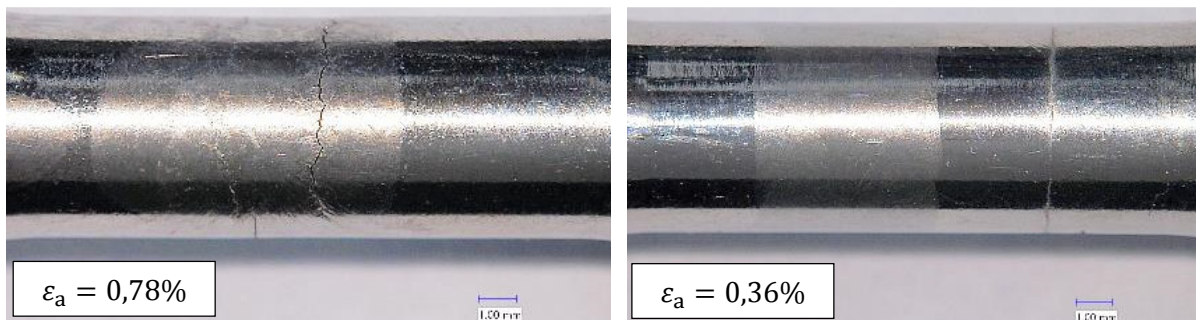


Abbildung 35: Versagensort geschweißter LCF-Rundproben, links: bei hoher geregelter Dehnungsamplitude; rechts: bei mittlerer geregelter Dehnungsamplitude

Beurteilung der lokalen Dehnungen

Die Versagenscharakteristik kann aus dem Verständnis der lokalen Beanspruchungsverteilung verstanden werden. Deshalb wurden vereinzelt optischen Dehnungsfeldmessungen durchgeführt (vergleiche Abschnitt 3.2). Abbildung 36 zeigt das Verschiebungsfeld in x - und y -Richtung im Zyklusmaximum, d.h. bei höchster Zugbeanspruchung. Links ist die Probe mit Anriss und ohne Präparation für die Dehnungsmessung abgebildet. Darin lässt sich gut die Lage der Schweißnaht und des Anrisses (blau umkreist) ausmachen. Das mechanische Regelextensometer ist durch schwarze Pfeile hervorgehoben. Die Lagerung und der Kraftangriff sind schematisch dargestellt. Der Koordinatenursprung befindet sich in der Mitte der zylindrischen Mittelachse der Probe, wobei die Längsrichtung der y -Richtung und die Querrichtung der x -Richtung entsprechen. Innerhalb der Verschiebungs- und Dehnungsbilder ist der Dehnungsabgriff mit weißen Pfeilen hervorgehoben.

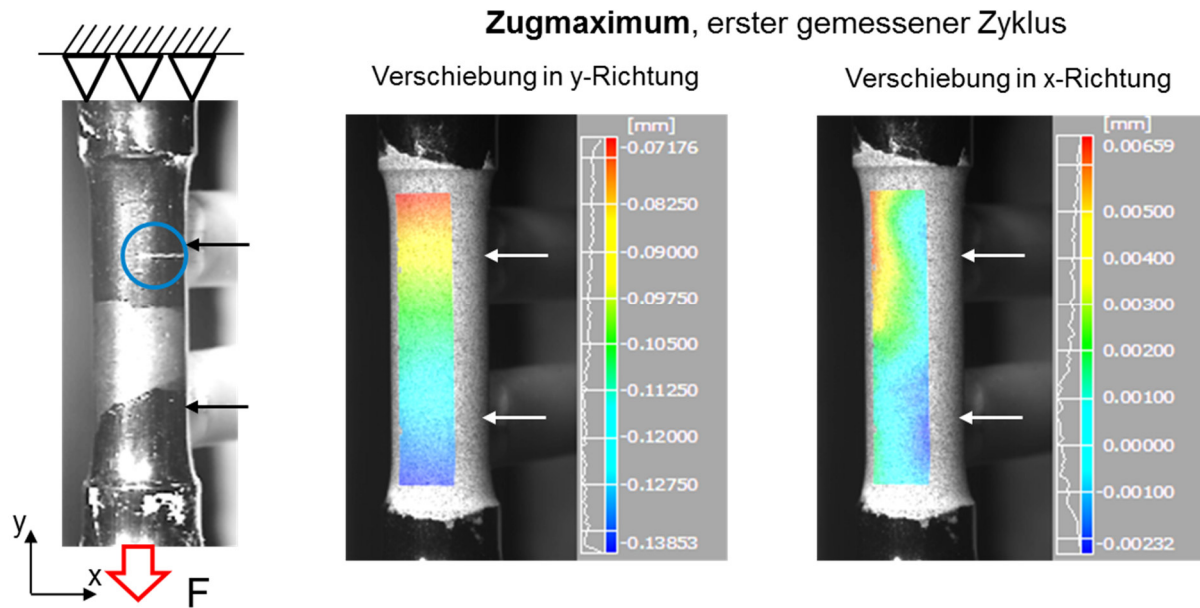
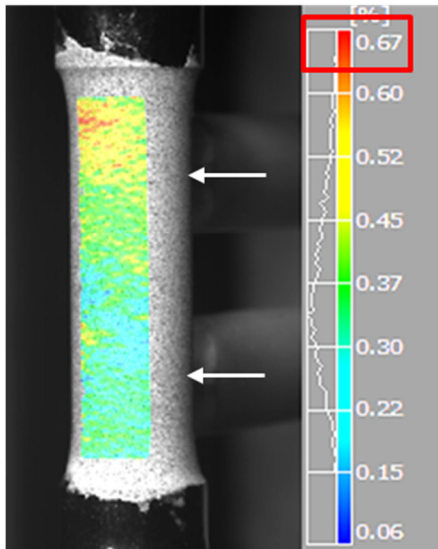


Abbildung 36: Verschiebungsfelder der optischen Dehnungsmessung im Zugmaximum, dehnungs-geregelter Versuch bei Raumtemperatur, $\varepsilon_a = 0,36\%$, $N_A = 5037$

Das Verschiebungsfeld in y -Richtung zeigt im Zugmaximum und in dieser Darstellung eine erwartete Dilatation der Probe. Im Bereich des Kraftangriffpunktes wird die größte Verschiebung gemessen, die zur festen Einspannung hin abnimmt. Das Verschiebungsfeld in Querrichtung zeigt dagegen schon Abweichungen zur erwarteten Querkontraktion. Entlang der Schweißnaht kommt es zur Behinderung der Querkontraktion (wegen geringerer plastischer Deformationen) der Probe, wohingegen im Grundwerkstoff die Probe am meisten einschnürt. Zu beachten ist, dass die Messung Werte im Grenzbereich der Auflösung liefert.

Die korrespondierenden Dehnungsfelder sind in Abbildung 37 dargestellt. Das Maximum im Histogramm liegt zwischen $0,35$ und $0,37\%$ und entspricht damit der aufgetragenen Dehnung von $\varepsilon_a = 0,36\%$. Das Maximum der Längsdehnung befindet sich im Grundwerkstoff oberhalb der Schweißnaht. Die geringsten Dehnungen werden entlang der Schweißnaht gemessen. Die Querdehnung lässt sich anhand der elastischen und plastischen Anteile und mit Hilfe der Querkontraktionszahl zu $\varepsilon_x = 0,13\%$ ableiten. Auch hier zeigt sich eine gute Übereinstimmung zum Histogramm und somit zur globalen Messung. Zu beachten ist, dass die Querdehnungsbehinderungen zu lokalen Dehnungswerten führen, die fast doppelt so hoch ausfallen wie die aufgetragenen mechanischen Dehnungen. Jedoch sei darauf hingewiesen, dass das Dehnungsmaximum nicht mit dem Ort des Versagens übereinstimmt.

Dehnung in y-Richtung



Dehnung in x-Richtung

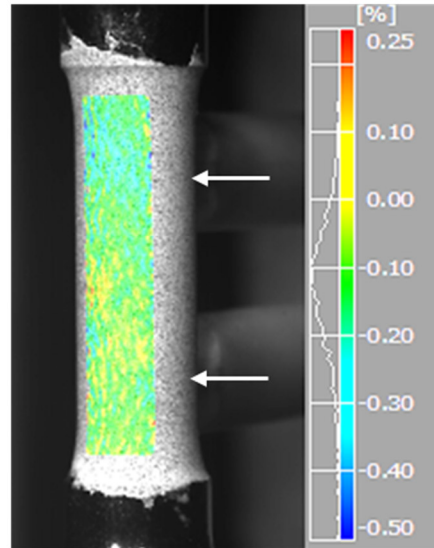


Abbildung 37: Berechnete Dehnungsfelder der optischen Dehnungsfeldmessung im Zugmaximum, dehnungsgeregelter Versuch bei Raumtemperatur, $\varepsilon_a = 0,36\%$, $N_A = 5037$

Die Verschiebungsfelder sind für den Zeitpunkt der höchsten Druckbeanspruchung in Abbildung 38 dargestellt. Der schräge Verlauf der Längsverschiebung deutet auf ein Ausknicken der Probe hin. Bestätigt wird diese Annahme durch das Verschiebungsfeld in x-Richtung, indem sich die Einspannung links und der Kraftangriffspunkt rechts zur Ursprungslage befinden. Das Ausknicken lässt sich am S-Schlag der Probe erkennen.

Das oben geschilderte Verhalten der Probe wird durch die Schweißnaht hervorgerufen und zeigt sich in der örtlichen Dehnungsverteilung (Abbildung 39). Die Histogramme zeigen eine plausible Verteilung der gesamten Dehnungen in x- und y-Richtung, d. h. die aufgebrachte mechanische Dehnung zeigt sich im Maximum des Histogramms.

Im Bereich der Schweißnaht sind deutliche kleinere Dehnungen erkennbar. Im Bereich der Schweißwurzel liegt der Werkstoff mit höherer Fließspannung vor. Bei gleicher Spannung, sofern diese die Fließspannung des Grundwerkstoffs übersteigt, sind dort die Dehnungen kleiner. Die Form der Härteverteilung und damit die anzunehmende Verteilung der Fließspannung entspricht einem Keil, der sich nun in der Dehnungsverteilung widerspiegelt. Dass der Werkstoff auf Grund der Schweißnaht über den Probenquerschnitt unterschiedlich plastisch fließt, führt zum Ausknicken der Probe. Die lokalen Dehnungen sind in Längsrichtung fast dreimal so hoch, wie die geregelte Dehnungsamplitude. Der Ort des Dehnungsmaximums entspricht in diesem Fall dem Ort des Versagens.

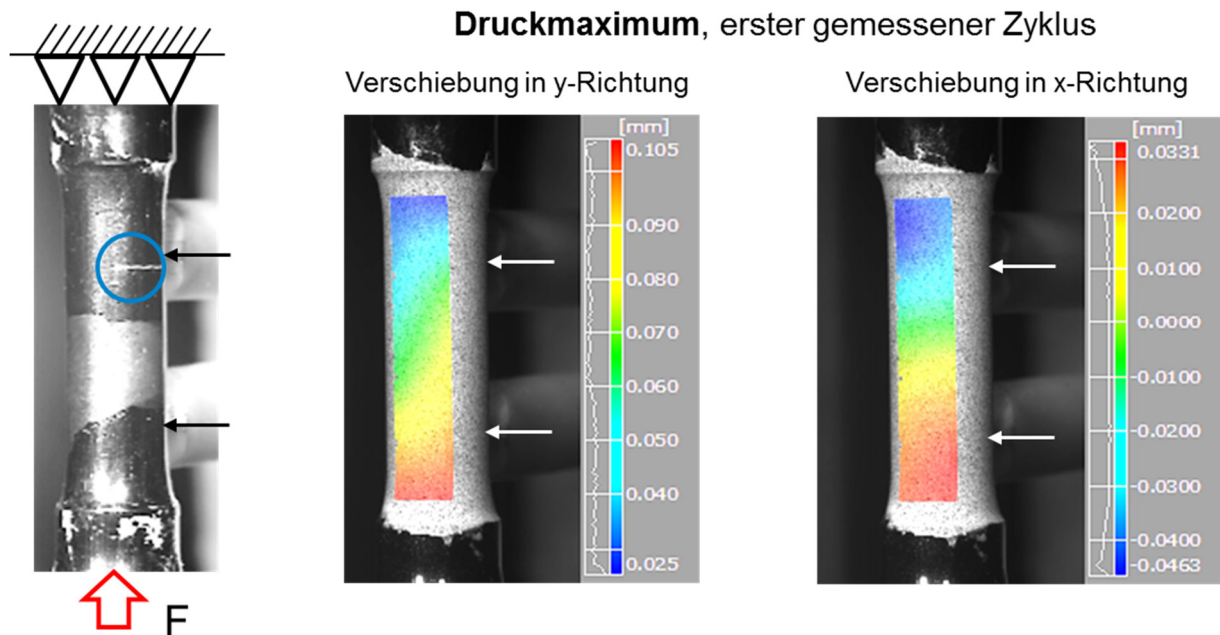


Abbildung 38: Verschiebungsfelder der optischen Dehnungsfeldmessung im Druckmaximum, dehnungsgeregelter Versuch bei Raumtemperatur, $\varepsilon_a = 0,36\%$, $N_A = 5037$

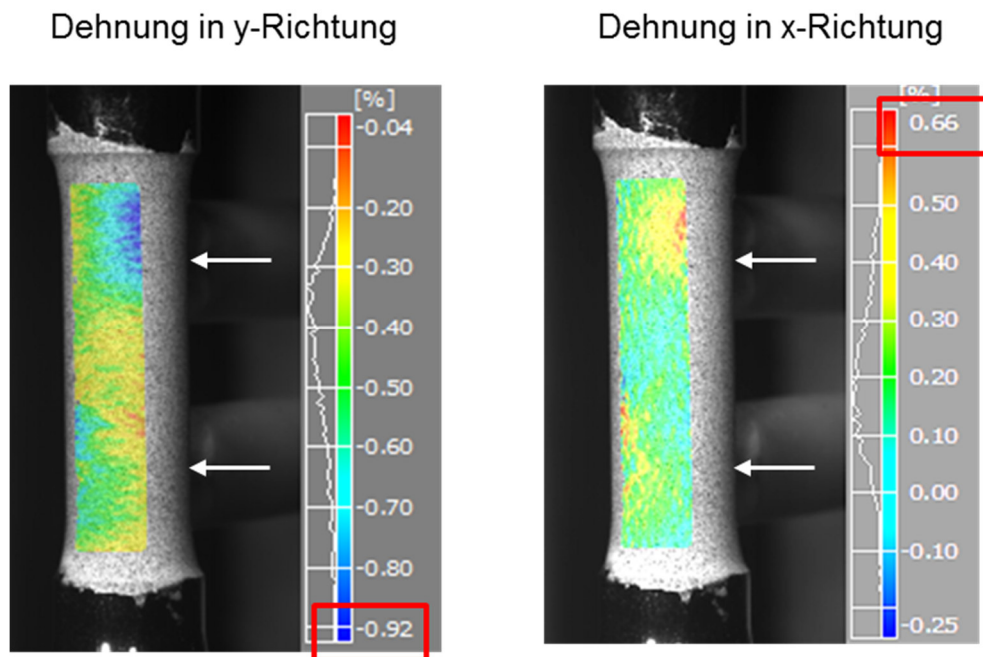


Abbildung 39: Berechnete Dehnungsfelder der optischen Dehnungsfeldmessung im Druckmaximum, dehnungsgeregelter Versuch bei Raumtemperatur, $\varepsilon_a = 0,36\%$, $N_A = 5037$

Zur Plausibilisierung der Messung und zur lokalen Beschreibung der Dehnungen wurden optische Punkt-zu-Punkt-Abstände verwendet. Während der gesamten Versuchsdauer erfassen die optischen Extensometer ihre Längenabweichung. Auf Höhe des „wahren“ physischen Extensometers wurde ein erstes optisches Extensometer (global) erstellt, um die Messungen auf Richtigkeit zu prüfen. Die Liniendehnung des optischen Extensometers sollte mit der tatsächlichen geregelten Dehnung übereinstimmen, da über den Umfang der Probe keine größeren

Unregelmäßigkeiten zu erwarten sind. Entlang der Versagensstelle wurde zusätzlich ein lokales Extensometer eingeführt, was den Bereich der höchsten Dehnungen abdeckt, vergleiche Abbildung 40.

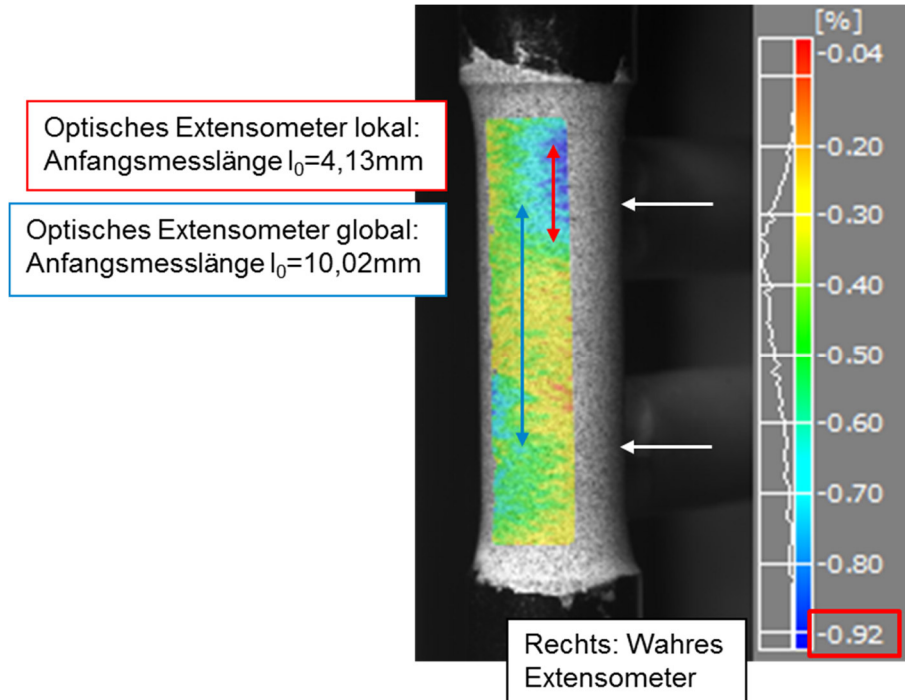


Abbildung 40: Einführung optischer Extensometer, zur Beschreibung der örtlichen Dehnungen über die gesamte Lebensdauer

Die optische Dehnungsmessung wurde durch das Analogsignal der tatsächlichen Regelung gesteuert. Damit war es einerseits möglich die Maschinendaten direkt mit aufzuzeichnen, und andererseits die Signale zu nutzen, um gezielt nur die Spitzenwerte aufzunehmen. Abbildung 41 links zeigt die Hysteresen des „wahren“, globalen und lokalen Extensometers für den Zyklus $N = 10$. Das Messergebnis des globalen optischen Extensometers ist annähernd deckungsgleich mit der Regelgröße und die lokale Hysterese zeigt einen sauberen und nachvollziehbaren Verlauf. Die lokale Hysterese offenbart die hohe lokale Beanspruchung.

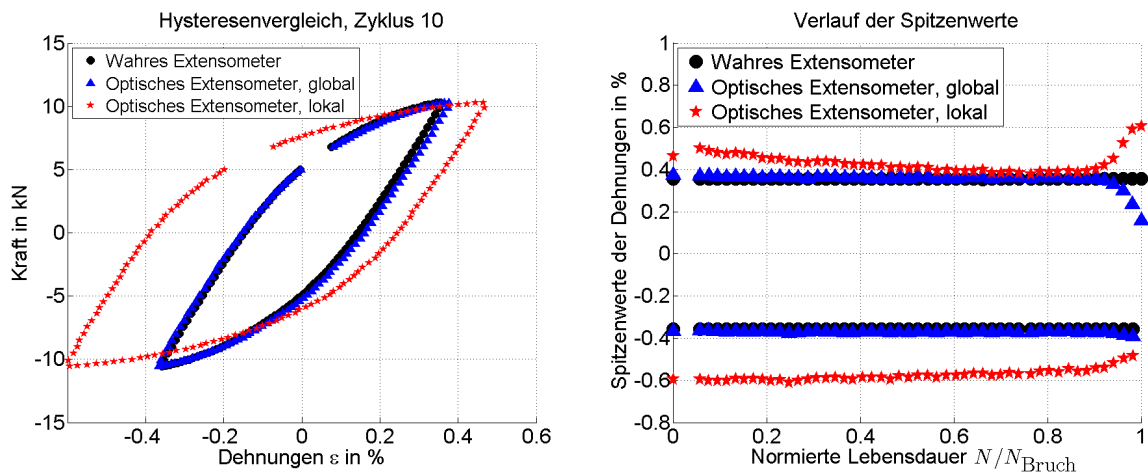


Abbildung 41: Vergleich von lokalen und globalen Dehnungen, links: Vergleich der Hysteresen für einen Zyklusdurchlauf; rechts: Auftragung der Spitzenwerte über der Versuchsdauer

Die höhere Dehnungsschwingweite der lokalen Hysterese zeigt sich während der gesamten Versuchsdauer, vergleiche Abbildung 41 rechts. Physisches („wahres“) und globales optisches Extensometer bleiben während der gesamten Messung annähernd gleich. Erst nach Anriss der Probe driftet das optische Extensometer ab, da es dichter zum Anrissort positioniert ist und das Versagen schneller detektiert. Die lokale Dehnung nimmt über die Lebensdauer in ihrer Schwingweite ab. Das lässt sich damit erklären, dass der Grundwerkstoff bei solchen Dehnungsschwingweiten verfestigt, die Dehnungsregelung aber an anderer Position stattfindet und damit die Spannung annähernd konstant bleibt. Wenn die Spannung konstant gehalten wird und der Werkstoff verfestigt, nimmt die Dehnung ab. Bei $N_A/2$ zeigt sich eine lokale Dehnungsschwingweite von ca. $\Delta\varepsilon = 1\%$. Die örtliche Dehnung, die durch die optische Dehnungsmessung beurteilt werden konnte ist in Abbildung 42 dargestellt und liegt nun mitten im Streuband der Dehnungswöhlerlinie des Grundwerkstoffs. Daher muss im vorliegenden Fall unterschieden werden zwischen der Regelgröße und der tatsächlich örtlich wirkenden Beanspruchung.

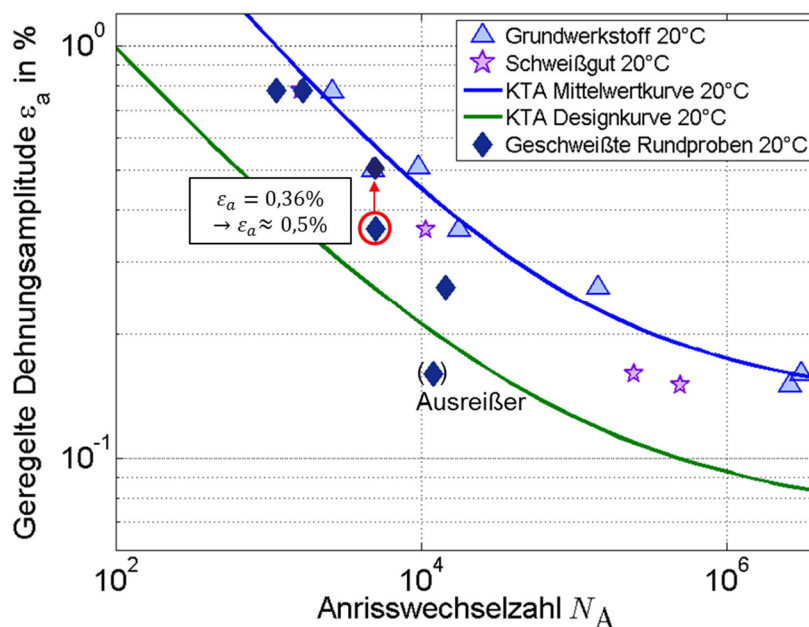


Abbildung 42: Beurteilung der lokalen Dehnung einer geschweißten Rundprobe, $\varepsilon_a = 0,36\%$, $N_A = 5037$

Die optische Dehnungsfeldmessung ermöglicht es, die Versagenscharakteristik einer Probe im mittleren Dehnungsbereich zu analysieren. Die Besonderheit bestand darin, dass das Versagen bei diesen Dehnungsamplituden ausschließlich in Grundwerkstoff stattfand. Bei hohen und niedrigen Dehnungsniveaus ($0,26 > \varepsilon_a > 0,5\%$) fand das Versagen wiederum im Schweißgut oder in der Wärmeeinflusszone statt.

Obwohl die Probe bei der niedriger Dehnungsamplitude $\varepsilon_a = 0,16\%$ als Ausreißer deklariert ist, da ein Versagen auf Grund eines inneren Fehlers stattfand, wird sie zur Beurteilung herangezogen. Das Verschiebungsverhalten der Proben in den Anfangszyklen ist noch unbeeinflusst vom späteren Versagen der Probe. Bei der Analyse der geschweißten Rundprobe bei $\varepsilon_a = 0,36\%$ hat sich gezeigt, dass das Verschiebungs- und Dehnungsfeld bereits innerhalb der ersten Zyklen Aufschluss über den späteren Versagensort geben kann. Abbildung 43 zeigt das Verschiebungsfeld der geschweißten Probe bei $\varepsilon_a = 0,16\%$ im Druckmaximum. Bis auf eine minimale Auslenkung der Probe in x -Richtung, wird die Probe in Längsrichtung komprimiert und in Querrichtung dilatiert. In diesem Versuch zeigt sich keine

Dehnungsinhomogenität durch die Schweißnaht und kein Ausknicken der Probe. Die Dehnung entlang der gesamten Probe ist annähernd homogen, vergleiche Abbildung 44.

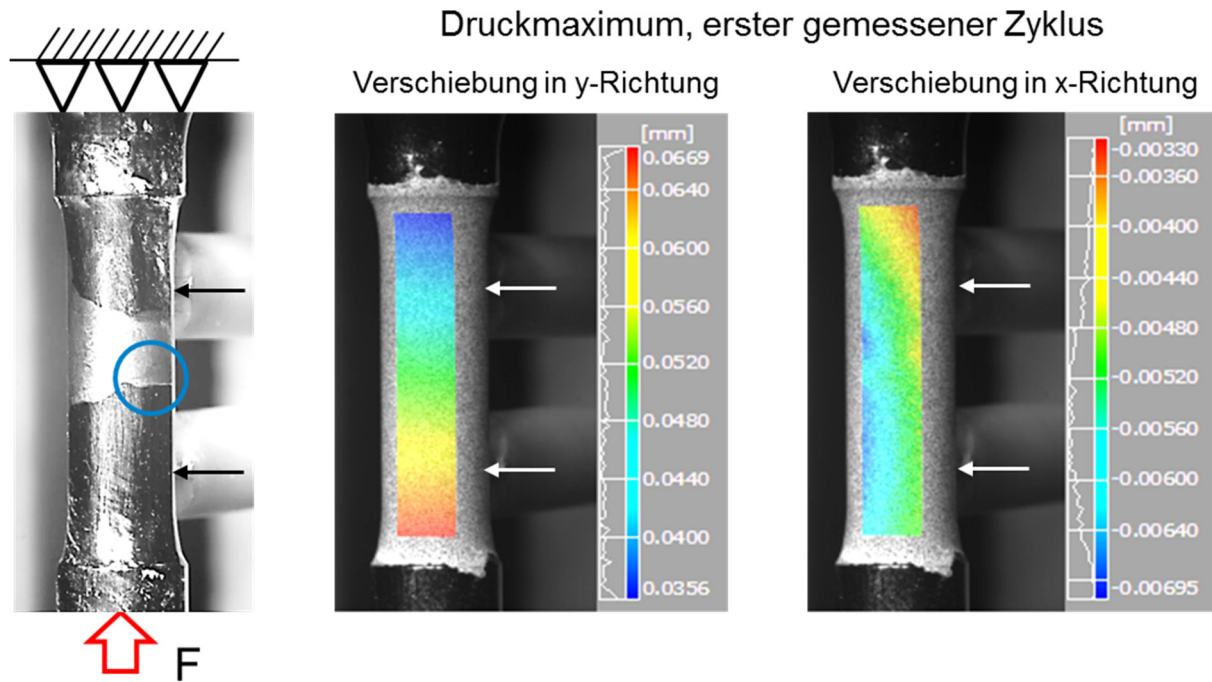


Abbildung 43: Verschiebungsfelder der optischen Dehnungsfeldmessung im Druckmaximum, dehnungsgeregelter Versuch bei Raumtemperatur, $\varepsilon_a = 0,16 \%$, $N_A = 12093$

In Abbildung 44 wird deutlich, dass die sehr schnelle lokale Rissausbreitung, ausgehend vom inneren Fehler global nicht erkannt wird. Lokal sind der Dehnungsanstieg und damit der Rissfortschritt sehr früh auszumachen. Das globale Extensometer registriert diesen lokalen Dehnungsanstieg nicht, da es über einen verhältnismäßig großen Bereich mittelt.

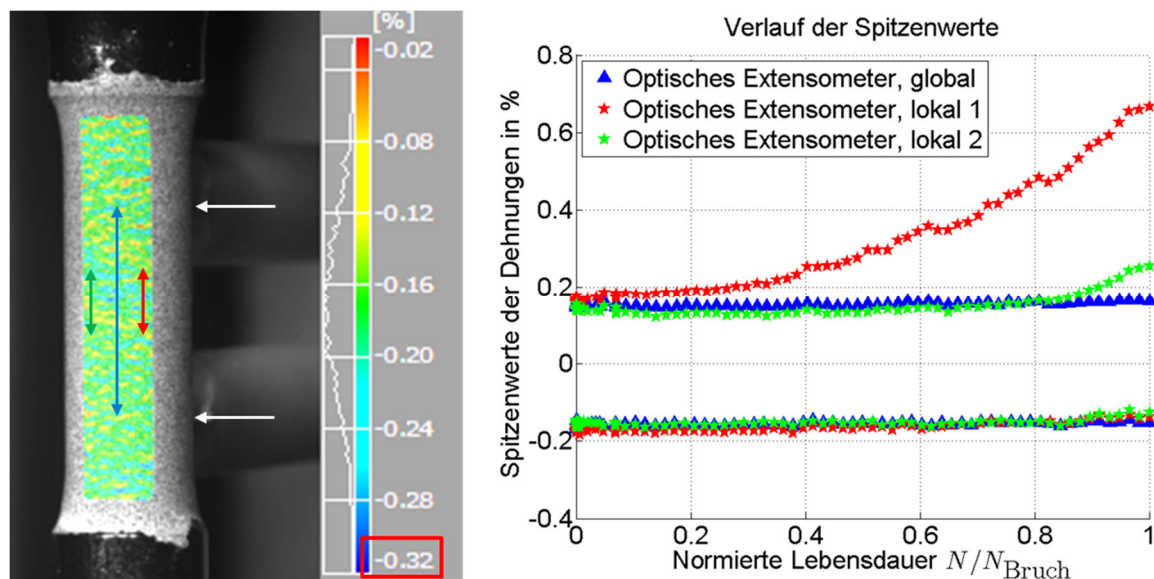


Abbildung 44: Links: Berechnetes Dehnungsfeld in Längsrichtung im Druckmaximum; rechts: Vergleich der Dehnungsspitzenwerte über die gesamte Lebensdauer, $\varepsilon_a = 0,16 \%$, $N_A = 12093$

Der Schweißfehler, der zum vorzeitigen Versagen der Proben $\varepsilon_a = 0,16 \%$ führte, ist in Abbildung 45 dargestellt (Bereich 1). Ausgehend von diesem Fehler sind mehrere

Schwingungsrisse erkennbar (weiße Pfeile und Bereich 2), die zum frühzeitigen Versagen der Probe führten.

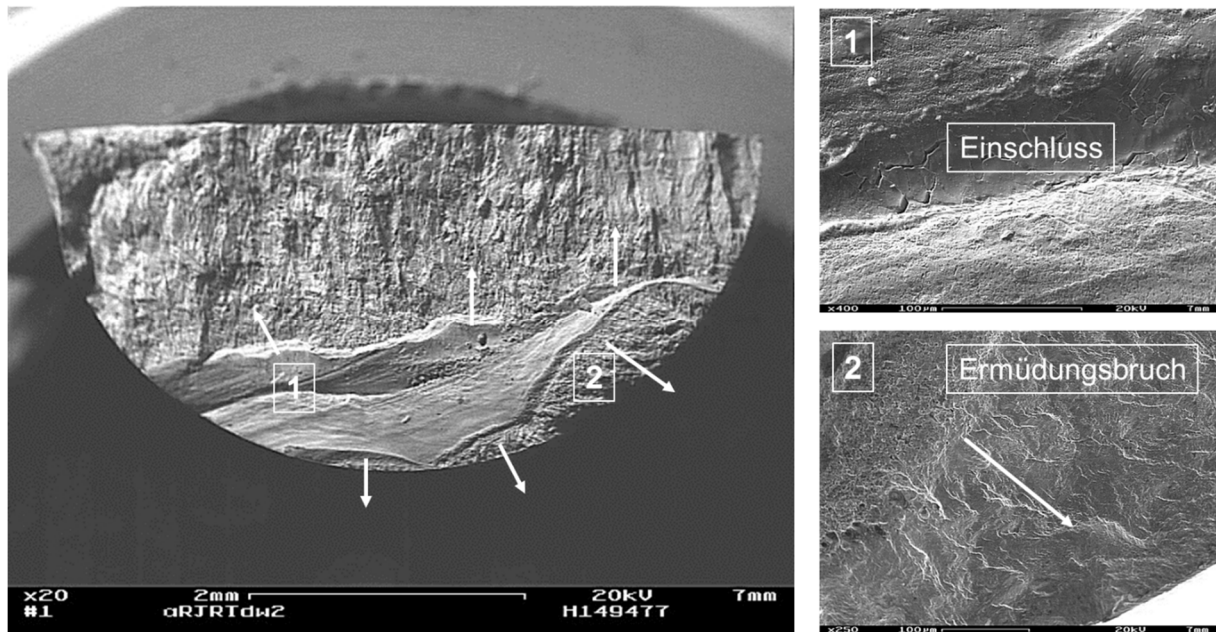


Abbildung 45: Ort der Rissinitiation der geschweißten Rundprobe bei kleiner Dehnungsamplitude, $\varepsilon_a = 0,16 \%$, $N_A = 12093$

Reduzierte Lebensdauer auf Grund der Inhomogenität der Werkstoffeigenschaften

Die Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve für den Grundwerkstoff und für das Schweißgut sind in Abbildung 46 aufgetragen. Die Versuchspunkte für die geschweißten Rundproben sind ebenfalls darin festgehalten. Die Spannung wurde aus der wirkenden Kraft und der gemessenen Fläche bestimmt. Die Mittelwertkurve für das Schweißgut wurde aus einer kleinen Versuchsserie (4 Versuchspunkte, vergleich Abschnitt 3.3.3) generiert, zudem entspricht die Härte der Schweißgutproben nicht der höchsten Härte innerhalb der Schweißnaht.

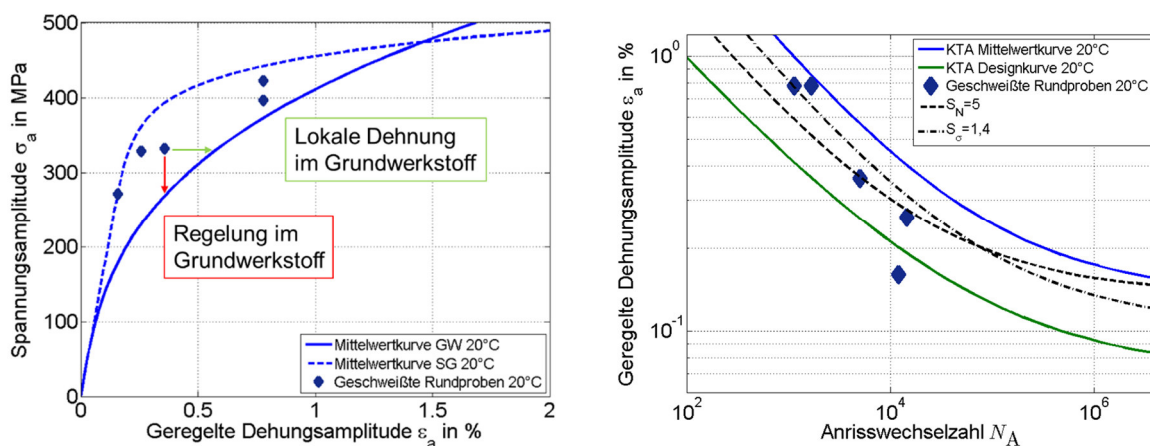


Abbildung 46: Bewertung geschweißter Rundproben; links: zyklisches Spannungs-Dehnungs-Verhalten; rechts: Versuchsergebnisse und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei Raumtemperatur

Die Versuchsergebnisse der geschweißten Rundproben liegen zwischen den beiden Mittelwertkurven für Grundwerkstoff und Schweißgut. Eingangs wurde bereits festgestellt, dass die Spannungs-Spitzenwertverläufe der geschweißten Proben sich zwischen den Verläufen des

reinen Schweißgutes und des Grundwerkstoffes einordnen. Dies ist wiederum abhängig von Ort und Höhe der tatsächlichen Dehnungsvorgabe.

Mit der bekannten Spannung im Versuch (Probe $\varepsilon_a = 0,36\%$) lässt sich in der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve horizontal (grüner Pfeil) die Dehnung im Grundwerkstoff ablesen. Sie entspricht annähernd der tatsächlich gemessenen lokalen Dehnungsamplitude von $\varepsilon_a > 0,5\%$ im Grundwerkstoff.

Die Werkstoffinhomogenität führt bei der gewählten Dehnungsvorgabe zu einem lebensdauerverkürzenden Faktor (Abbildung 46 rechts). Dabei führt die integrale Dehnungsvorgabe zu einer Dehnungskonzentration im Grundwerkstoff auf Grund der metallurgischen Kerbe. In diesem Fall, der integralen Dehnungsvorgabe mit entsprechender Messbasis, ist der lebensdauerverkürzende Faktor mit $S_{MN} = 1,4$ bewertet worden. Da keine weiteren Abschlagsfaktoren auf Grund der idealisierten Probengeometrie zutreffen, entspricht der Faktor S_σ in Richtung geringerer Dehnungsamplituden gleich dem eingeführten Faktor für die metallurgischen Kerbe $S_\sigma = S_{MN}$.

3.4.2 Nachbearbeitete Rohrsegmentproben, praxisnah beschliffen

In einem weiteren Schritt werden die Rohrsegmente geprüft, die eine nachbearbeitete Schweißnaht aufweisen. Die Rohrschweißnähte wurden dazu von der Fa. AREVA praxisnah von innen und außen überschleift und somit von der Schweißwurzel und –decklage befreit. Ein wesentlicher Unterschied zu den geschweißten Rundproben besteht in der Oberflächenbeschaffenheit. Darüber hinaus weisen die Rohrsegmentproben auf Grund der freiwerdenden Eigenspannungen sichtbaren Verzug auf, vergleiche Abbildung 47. Dadurch ist ein zusätzlicher Anteil durch Biegebeanspruchung innerhalb der Prüfung zu berücksichtigen.

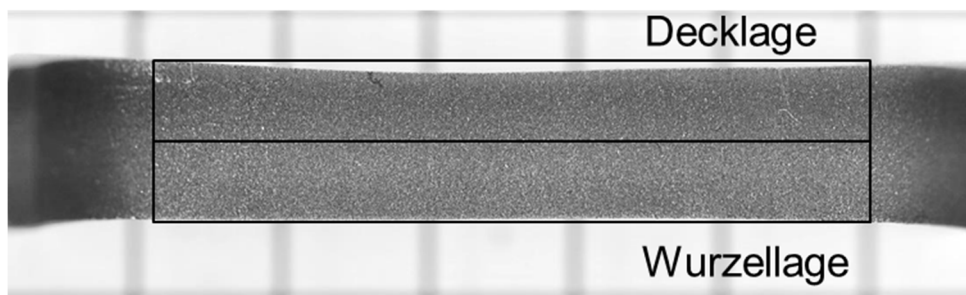


Abbildung 47: Nachbearbeitete Schweißnaht, mit sichtbarem Verzug

Versagenscharakteristik

Die Ergebnisse der nachbearbeiteten Rohrsegmentproben sind in Abbildung 48 dargestellt. Ein Vergleich mit den geschweißten Rundproben (Abbildung 46 links) zeigt eine weitere Abnahme der Anrisswechselzahl. Gründe dafür sind bereits oben aufgeführt. Die Ergebnisse sind für beide nachbearbeiteten Rohre reproduzierbar. Der automatisierte Schweißprozess führt somit nicht nur zur gleichen Härteverteilung, sondern auch zu ähnlichen Eigenspannungen im Rohrquerschnitt, die wiederum zu ähnlichen Verzugserscheinungen der nachbearbeiteten Rohrsegmentproben führen. Die Untersuchung der Oberfläche hat auch gezeigt, dass der Schleifprozess zu entsprechenden Rauigkeiten führt. Die Ergebnisse der Schwingprüfung von Proben entnommen aus beiden Rohren fallen in ein Streuband zusammen.

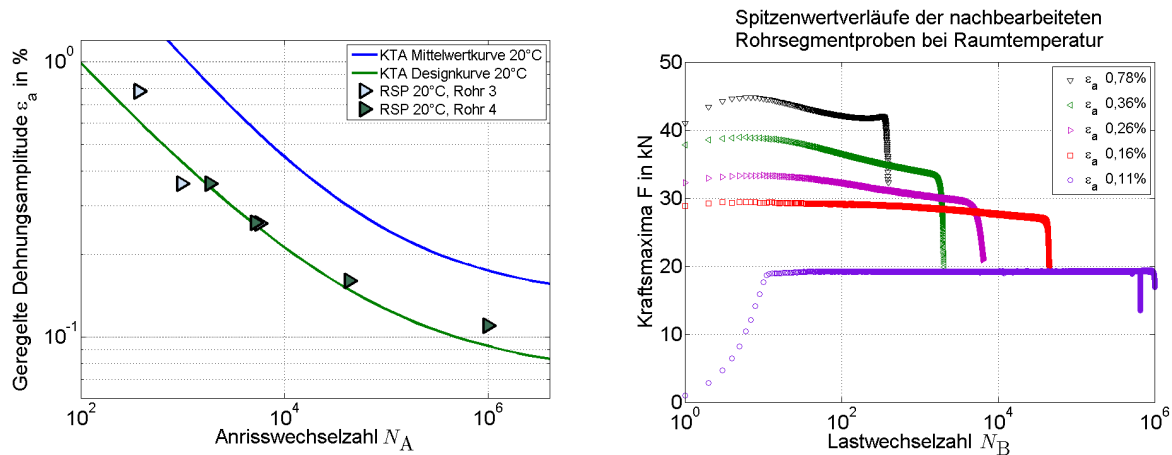


Abbildung 48: Versuche an Rohrsegmentproben mit nachbearbeiteter Schweißnaht; links: Versuchsergebnisse und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei Raumtemperatur; rechts: exemplarische Spitzenwertverläufe der Kraftmaxima

Die Spitzenwerte der Kraft sind qualitativ mit den Spitzenwertverläufen der geschweißten Rundproben vergleichbar. Die Dehnungsregelung wurde wie bei den geschweißten Rundproben integral über die gesamte Werkstoffkombination angesetzt. Die Anfangsmesslänge des physischen Regelextensometers beträgt $l_0 = 14,78$ mm. Die Versagensorte entsprechen den der geschweißten Rundproben, die abhängig sind von der aufgetragenen Belastung. Bei der höchsten Dehnungsamplitude versagt die Probe im Schweißgut entlang der Decklage. Dies lässt sich schnell erklären, wenn die Verzugsrichtung berücksichtigt wird. Auch sind entlang der Decklagen die Härtewerte dem Grundwerkstoff am nächsten. Eine offensichtliche Schädigung des Schweißguts wurde auch bei niedrig aufgetragenen Dehnungsschwingbreiten festgestellt. Dazwischen zeigt sich wieder eine Beeinflussung durch die schweißtechnisch bedingten Inhomogenitäten entlang der Probe und es kommt zum außermittigen Versagen.

Beurteilung der lokalen Dehnungen

Abbildung 49 zeigt Verschiebungsfelder einer nachbearbeiteten Rohrsegmentprobe in x - und y -Richtung. Die x - y -Ebene entspricht der sichtbaren erodierten seitlichen Kontur der Probe. Die y - z -Ebene stellt die Decklagenseite der Probe und somit die Rohraußenwand dar. Der Koordinatenursprung ist am obersten Punkt der Schnittlinie beider Ebenen. Entlang der Probenaußenseite versagt die Präparation. Damit steht nur die seitliche Kontur der Probe zur Auswertung zur Verfügung.

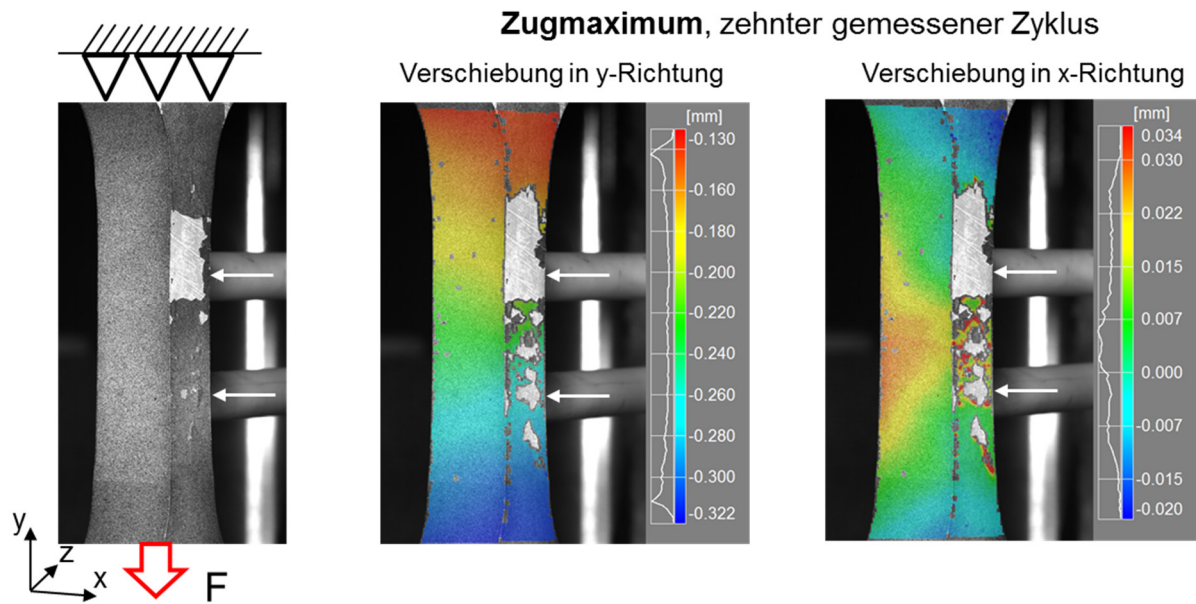


Abbildung 49: Verschiebungsfelder der optischen Dehnungsmessung im Zugmaximum, dehnungs-geregelter Versuch bei Raumtemperatur, $\varepsilon_a = 0,36\%$, $N_A = 1866$

Das Verschiebungsfeld in y-Richtung zeigt die Verlängerung der Prüfzone, welche qualitativ vergleichbar mit derjenigen der geschweißten Rundprobe ist. Die Verschiebungen in x-Richtung machen den Verzug deutlich. Im Zugmaximum wird der bestehende Verzug als erstes kompensiert bevor der volle Querschnitt der Probe belastet wird, d.h. die Probe wird gerade gezogen bevor sie gestreckt wird. Der Verzug ist winklig zur Decklage hin (Abbildung 47) und es ist zu erkennen, dass um die Schweißnaht die größten Verschiebungen stattfinden, wobei entlang der Wurzellage der größte Weg zurückgelegt wird.

Der Ausgleich des Verzugs zeigt sich auch in den berechneten Dehnungsfeldern. In y-Richtung erfährt die Schweißnaht entlang der Decklage die größten Dehnungen, wohingegen entlang der Wurzellage die niedrigsten Dehnungen gemessen werden. Das Maximum im Histogramm der Längsdehnungen stimmt mit der geregelten Größe überein. Die höchstbelastete Stelle in Zugrichtung ist die Schweißnahtdecklage, wobei die gemessenen Dehnungen mehr als doppelt so hoch ausfallen wie die Regelgröße, $\varepsilon_y = 0,76\%$.

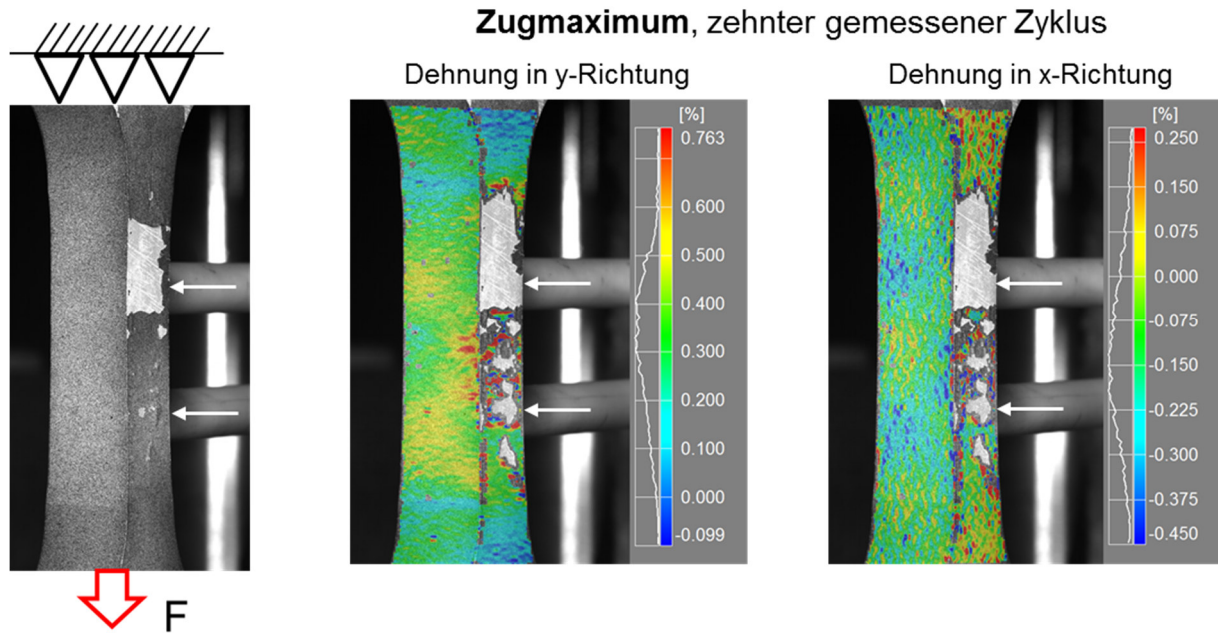


Abbildung 50: Berechnete Dehnungsfelder der optischen Dehnungsfeldmessung im Zugmaximum, dehnungsgeregelter Versuch bei Raumtemperatur, $\epsilon_a = 0,36\%$, $N_A = 1866$

Die Verzugsrichtung macht sich auch im Druckmaximum bemerkbar. Auf Grund der verzogenen Probe, kommt es im Druck zum Ausknicken in Richtung der Wurzellage. Die größten Verschiebungen in x-Richtung (absolut) zeigen sich wieder entlang der Schweißnahtwurzel.

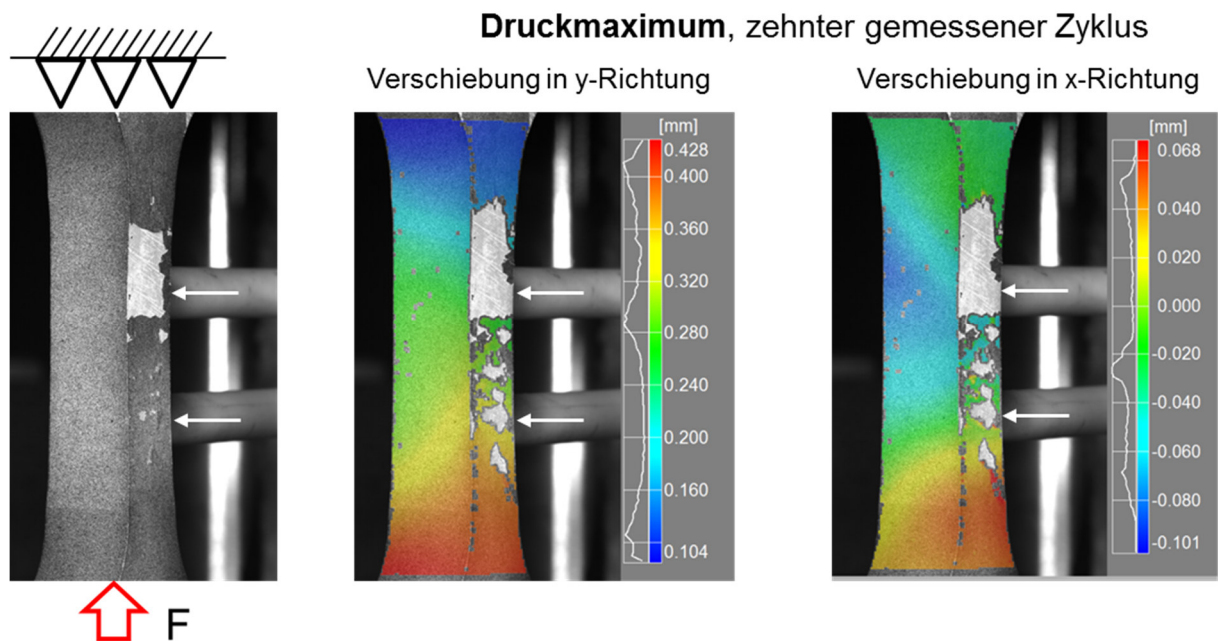


Abbildung 51: Verschiebungsfelder der optischen Dehnungsfeldmessung im Druckmaximum, dehnungsgeregelter Versuch bei Raumtemperatur, $\epsilon_a = 0,36\%$, $N_A = 1866$

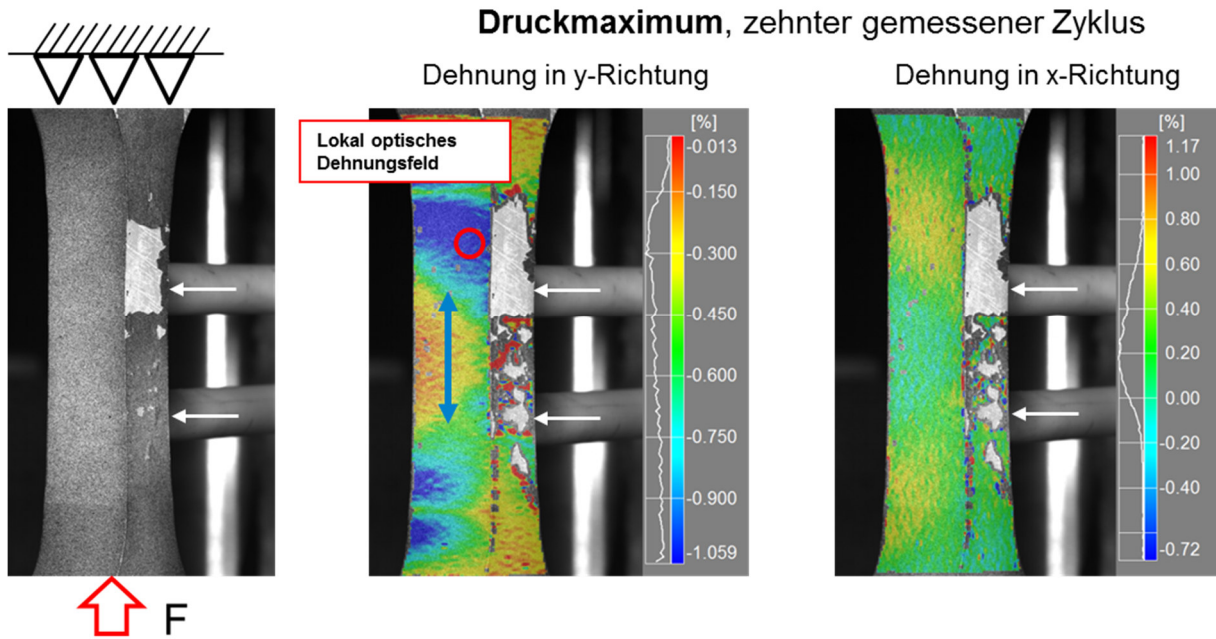


Abbildung 52: Berechnete Dehnungsfelder der optischen Dehnungsfeldmessung im Druckmaximum, dehnungsgeregelter Versuch bei Raumtemperatur, $\varepsilon_a = 0,36\%$, $N_A = 1866$

In Abbildung 52 sind die berechneten Dehnungsfelder der optischen Messung im Druckmaximum dargestellt. Analog zu den geschweißten Rundproben kommt es entlang der Schweißnaht zu Dehnungsinhomogenitäten, d.h. dort werden die kleinsten Dehnungen entlang der Prüfzone gemessen. Der Dehnungsverlauf spiegelt die keilförmige Härteverteilungen wieder, vergleiche dazu die geschweißte Rundprobe. Im umliegenden Grundwerkstoff kommt es dagegen zu deutlich größeren Dehnungen die schlussendlich auch zum Versagen der Probe führen.

Abbildung 53 links zeigt die verschiedenen Hysteresen bei ca. $N = N_A/2$ im Vergleich. In schwarz und blau ist dazu der Vergleich zwischen Regelgröße und äquivalenter optischer Messgröße durchgeführt worden um die Messung zu verifizieren. Die zwei verbleibenden Hysteresen ergeben sich aus dem Mittelwert der im lokalen Dehnungsfeld gemessenen Längs- und Querdehnung. Der Verlauf der Hysteresenspitzenwerte über die gesamte Versuchsdauer ist in Abbildung 53 rechts dargestellt. Die lokale Längsdehnung ist ungefähr doppelt so groß wie die aufgetragene Regelgröße.

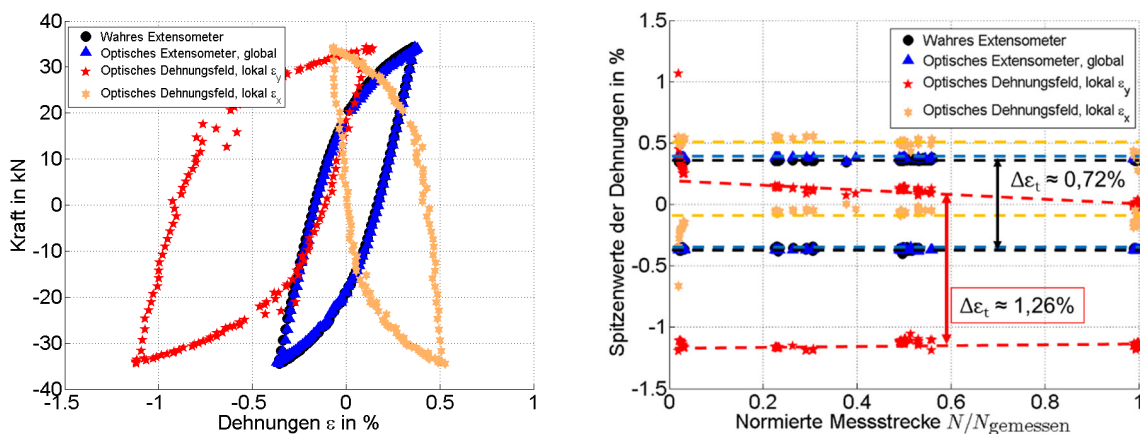


Abbildung 53: Dehnungsvergleich, links: Vergleich der Hysteresen für einen Zyklusdurchlauf; rechts: Auftragung der Spitzenwerte über der Versuchsdauer, $\varepsilon_a = 0,36\%$, $N_A = 1866$

Aus der Kraft-Dehnungs-Hysterese in x - und y -Richtung ist es möglich mit Annahme der Volumenkonstanz eine Dehnungskomponente in z -Richtung abzuschätzen. Die Hysteresen erlauben zusätzlich eine Ableitung der plastischen und elastischen Dehnungsanteile, vergleiche Abbildung 54.

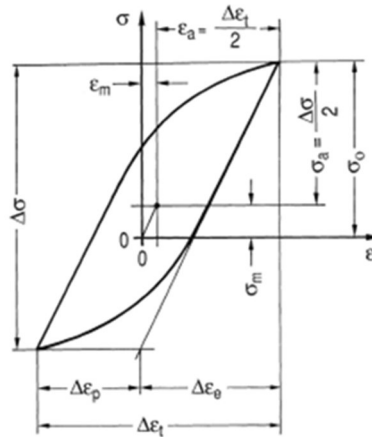


Abbildung 54: Ableiten der elastisch-plastischen Anteile aus der Hystereseschleife, [31]

Aus allen drei Dehnungskomponenten kann nun eine Vergleichsdehnung nach von Mises [32] abgeschätzt werden:

$$\Delta \varepsilon_{V,ij,el-pl} = \Delta \varepsilon_{V,ij,el} + \Delta \varepsilon_{V,ij,pl} \quad (6)$$

$$\Delta \varepsilon_{V,ij} = \frac{\sqrt{2}}{2 \cdot (1+\nu)} \cdot \sqrt{(\Delta \varepsilon_{x,ij} - \Delta \varepsilon_{y,ij})^2 + (\Delta \varepsilon_{y,ij} - \Delta \varepsilon_{z,ij})^2 + (\Delta \varepsilon_{z,ij} - \Delta \varepsilon_{x,ij})^2 + \frac{3}{2} \cdot (\Delta \gamma_{xy,ij}^2 + \Delta \gamma_{yz,ij}^2 + \Delta \gamma_{xz,ij}^2)} \quad (7)$$

Die Gesamtvergleichsdehnung ergibt sich dabei wieder aus einem elastischen und plastischen Anteil, wobei für den elastischen Anteil ein Querkontraktion von $\nu = 0,3$ und für den inelastischen Anteil $\nu = 0,5$ zugeordnet wird. Vor der Berechnung der einzelnen Dehnungsanteile wurde eine Hauptachsentransformation des Koordinatensystems durchgeführt. So können alle Schubanteile zu Null gesetzt werden.

Die Berechnung der Vergleichsdehnung innerhalb des lokalen Dehnungsfeldes der bereits beschriebene Probe ergab einen Wert von $\Delta \varepsilon_{V,ij,el-pl} = 1,3 \%$. Die Vergleichsdehnungsschwingweite zeigt damit nur einen minimalen Unterschied zur lokalen Schwingweite der ersten Hauptdehnung $\Delta \varepsilon_y = 1,26 \%$ und kann somit mit ihr gleich gesetzt werden. Die Analyse der Rohrsegmentaußenseite und somit die direkte Dehnungsbeurteilung am Versagensort ist auf Grund der ungenügenden Präparation nicht möglich.

Im Weiteren werden die Ergebnisse der optischen Dehnungsfeldmessung einer zyklisch hochbelasteten Probe $\varepsilon_a = 0,78 \%$ vorgestellt. Besonderheit hier ist wieder, dass das Versagen innerhalb der Schweißnaht auftritt, vergleiche Abbildung 55 links. Während des Zugmaximums kommt es wie oben erstmal zum Geradeziehen der Probe, indem der Verzug kompensiert wird.

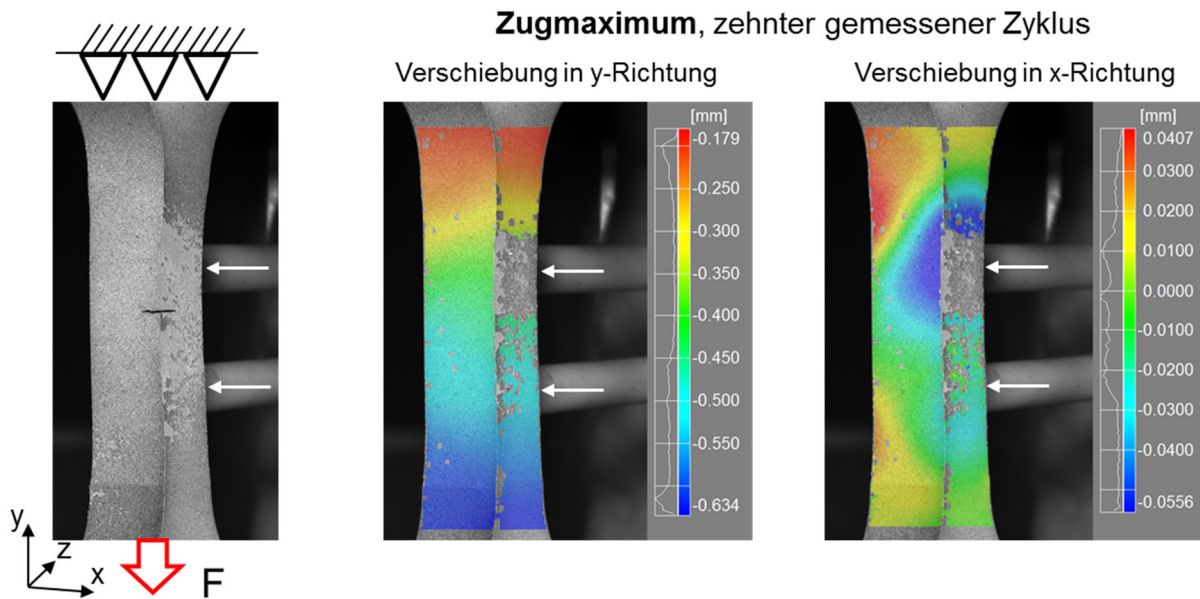


Abbildung 55: Verschiebungsfelder der optischen Dehnungsfeldmessung im Zugmaximum, dehnungs-geregelter Versuch bei Raumtemperatur, $\epsilon_a = 0,78 \%$, $N_A = 375$

Bei dieser Probe sind die Verschiebungen bereits so hoch (vergleiche die Längsverschiebungen), dass die höchsten Dehnungen im Grundwerkstoff auftreten. Es zeigt sich wieder die Dehnungsinhomogenität entlang der Schweißnaht, vergleiche Abbildung 56. Entlang der Schweißnaht werden die geringsten Dehnungen gemessen, wobei die Decklage noch am höchsten belastet ist.

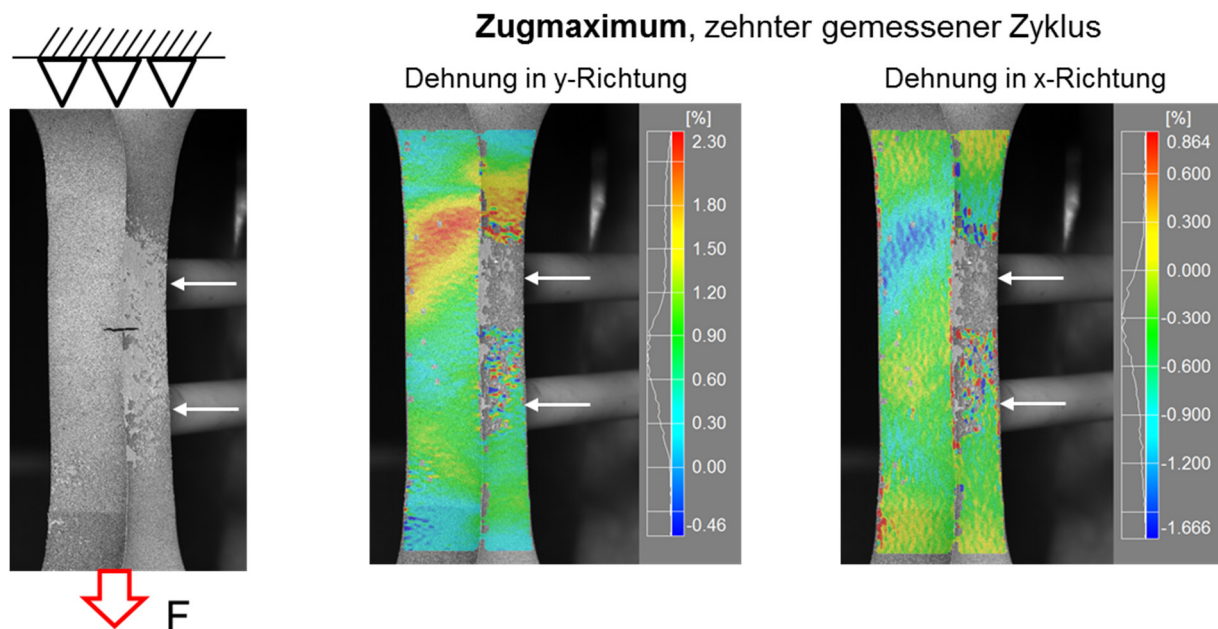


Abbildung 56: Berechnete Dehnungsfelder der optischen Dehnungsfeldmessung im Zugmaximum, dehnungs-geregelter Versuch bei Raumtemperatur, $\epsilon_a = 0,78 \%$, $N_A = 375$

Abbildung 57 zeigt die Verschiebungsfelder in x- und y-Richtung im Druckmaximum der Probe. Wie bei der Untersuchung zuvor ($\epsilon_a = 0,36 \%$) kommt es zum Ausknicken der Probe. Die Schweißnaht zeigt die größten Verschiebungen in x-Richtung. Im Gegensatz zur vorherigen

Messung sind die Verschiebungen so hoch, dass sich eine charakteristische Biegelinie einstellt, vergleiche Abbildung 58.

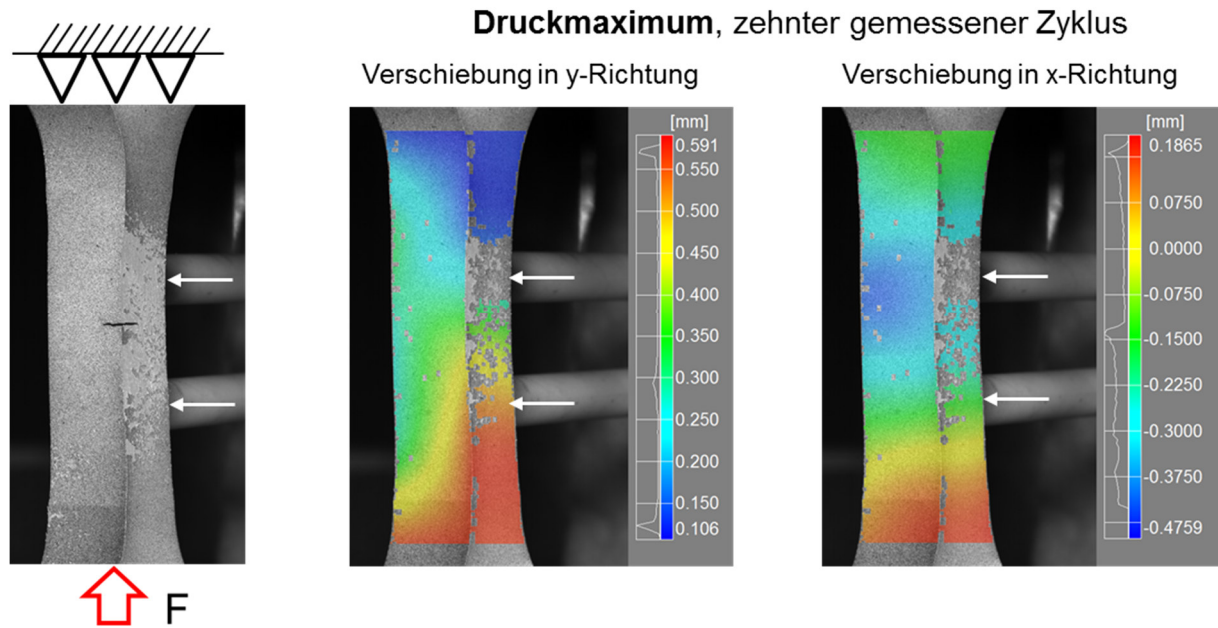


Abbildung 57: Verschiebungsfelder der optischen Dehnungsfeldmessung im Druckmaximum, dehnungsgeregelter Versuch bei Raumtemperatur, $\epsilon_a = 0,78\%$, $N_A = 375$

Die Probe knickt deutlich aus und die Decklage erfährt die höchsten Druckdehnungen in y-Richtung. Entlang der Wurzellage stellen sich nun sogar Zugdehnungen ein. Ein Widerstand durch die inhomogene Werkstoffkombination ist im Druckmaximum nicht mehr klar ersichtlich. Um die Biegebeanspruchung deutlicher hervorzuheben, werden die Messpunkte entlang eines Schnittes ausgewertet. Das Ergebnis ist in Abbildung 59 dargestellt.

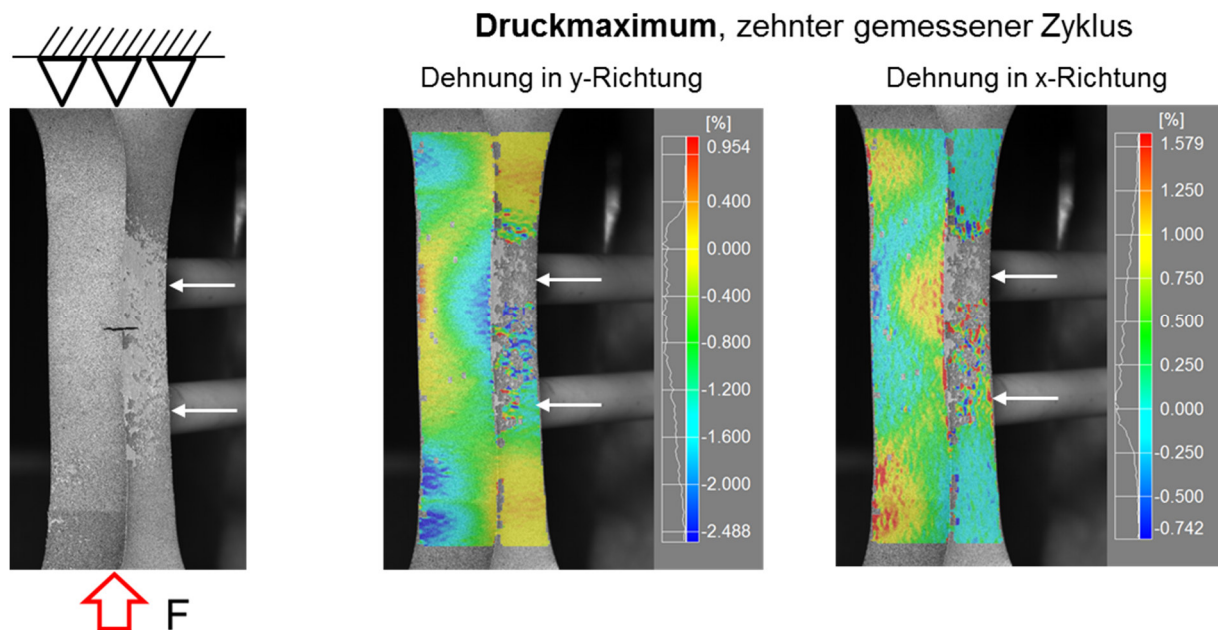


Abbildung 58: Berechnete Dehnungsfelder der optischen Dehnungsfeldmessung im Druckmaximum, dehnungsgeregelter Versuch bei Raumtemperatur, $\epsilon_a = 0,78\%$, $N_A = 375$

Die Dehnungen im Zugbereich fallen kleiner aus als im Druckbereich. Hier zeigt sich, dass entlang der Wurzellage der härtere Zustand vorliegt, der bei gleicher Spannung die geringeren Dehnungen aufweist.

Dehnung in y-Richtung

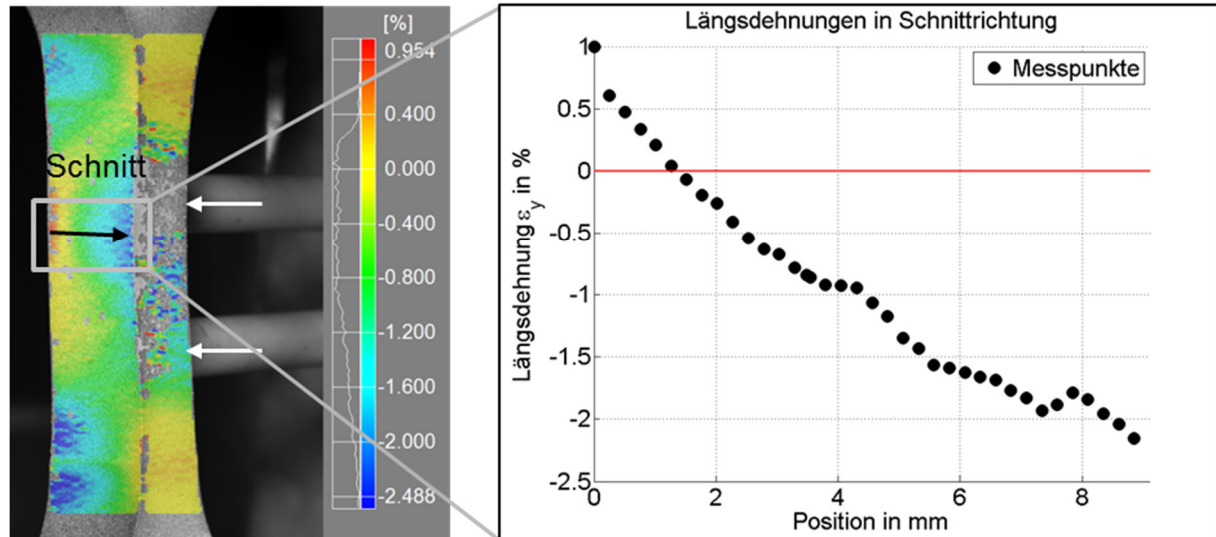


Abbildung 59: Längsdehnungen entlang eines Schnittes, auftretende Biegedehnungen

Auf Grund der ausknickenden Probe und der Verfestigung des Werkstoffs wandert die Längsdehnung während der gesamten Versuchsdauer lokal immer weiter in den Druckbereich, Abbildung 60 rechts. Die Dehnungsschwingbreite bleibt dagegen aber annähernd konstant.

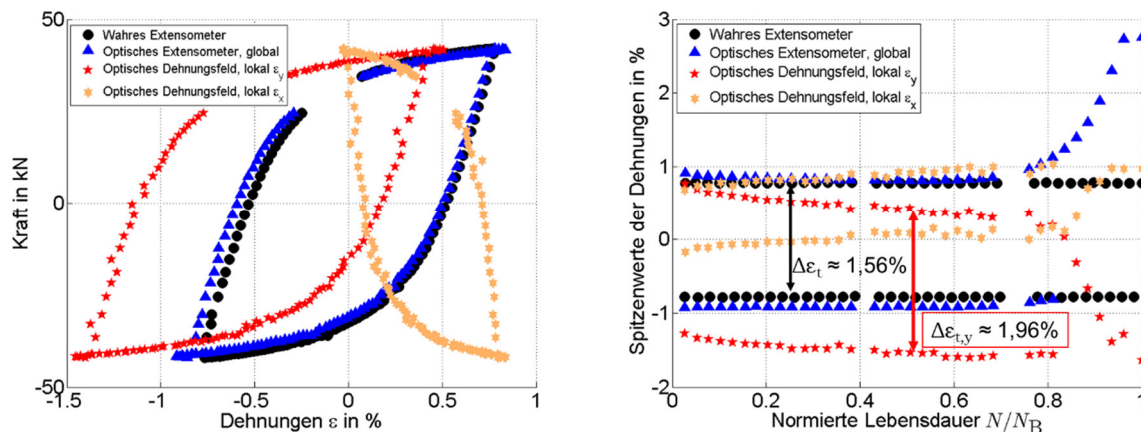


Abbildung 60: Dehnungsvergleich, links: Vergleich der Hysteresen für einen Zyklusdurchlauf; rechts: Auftragung der Spitzenwerte über der Versuchsdauer, $\epsilon_a = 0,78\%$, $N_A = 375$

Reduzierte Lebensdauer auf Grund der Inhomogenität der Werkstoffeigenschaften und des Verzugs

Die Spannungen wurden aus der Kraft und der Querschnittsfläche der Probe bestimmt. Es handelt sich dabei um Nennspannungen. Die Rohrdicke variiert dabei zwischen 9 und 10,5 mm und ist abhängig vom Schleifprozess. Die Breite der Rohrsegmentproben ist fest mit 10,5 mm vorgegeben. Im Spannungs-Dehnungs-Diagramm (Abbildung 61 links) liegen die Messpunkte wieder zwischen der Mittelwertkurven für den Grundwerkstoff und das Schweißgut. Wird die Nennspannung horizontal auf die Mittelwertkurve für den Grundwerkstoff projiziert, lässt sich eine Dehnung abschätzen, die sehr gut mit der lokalen Dehnung aus der optischen

Messung übereinstimmen. Zu der KTA Mittelwert- und Designkurve (Abbildung 61 rechts) sind die Anrisswechselzahlen der untersuchten Proben anhand der lokal ausgewerteten Längsdehnungen mit aufgetragen. Dabei lässt sich wieder eine Verschiebung zu deutlich höheren Dehnungen feststellen.

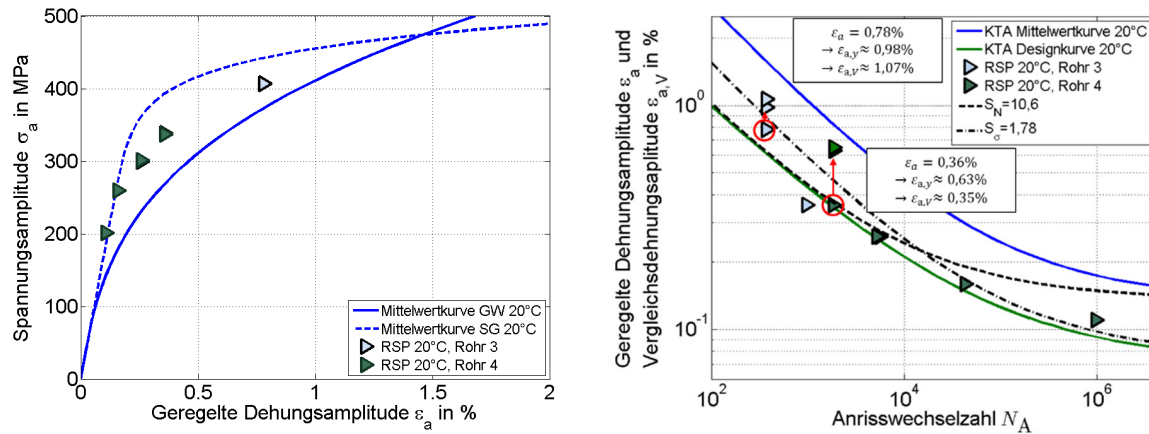


Abbildung 61: Bewertung nachbearbeiteter Rohrsegmentproben; links: zyklisches Spannungs-Dehnungs-Verhalten; rechts: Versuchsergebnisse und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei Raumtemperatur

Die Bewertung der Schädigung anhand eines Abschlagsfaktors ist mit Hilfe der bereits gewonnenen Kenntnisse an geschweißten Rundproben durchgeführt worden. Dazu wird der Einfluss auf Grund der metallurgischen Kerbe $S_{MN} = 1,4$ mit dem Faktor zur Beschreibung des Oberflächeneinflusses $S_S = 1,27$ multipliziert zu $S_\sigma = 1,78$. Die Verschiebung der KTA-Mittelwertkurve in Lebensdauerrichtung wird aus der Verschiebung in Dehnungsrichtung abgeleitet. Die so entstanden Kurven sind im Lebensdauerschaubild Abbildung 61 rechts mit aufgetragen und beschreiben die Versuchsergebnisse sehr gut.

3.4.3 Unbearbeitete Rohrsegmentproben, wie geschweißt

Als weitere Probentypen werden Rohrsegmentproben untersucht, die eine fertigungsbelastete Schweißnaht aufweisen. Zu der metallurgischen Kerbe und dem Verzug der Probe kommt nun noch eine geometrische Kerbe hinzu. Abbildung 62 zeigt die Formgebung der Schweißnaht entlang einer Rohrsegmentprobe. Darin ist wie bei den nachbearbeiteten Proben ein sichtbarer Verzug festzustellen.

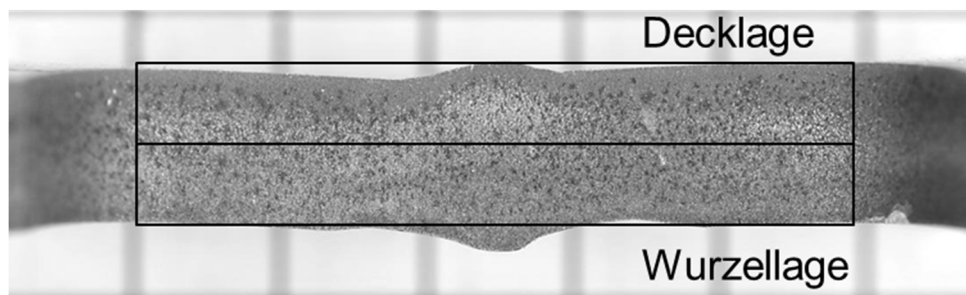


Abbildung 62: Unbearbeitete Schweißnaht mit charakteristischer Form und sichtbarem Verzug

Versagenscharakteristik

Wie bei den nachbearbeiteten Rohrsegmentproben erfolgt die Dehnungsregelung integral über der Schweißnaht und mit der gleichen Messbasis. Die Dehnungswöhlerlinie und die Versuchsergebnisse unbearbeiteter Rohrsegmentproben bei Raumtemperatur sind Abbildung 63

links dargestellt. Auf Grund der geometrischen Kerbe stellt sich eine kürzere Anrisswechselzahl der Proben im Vergleich zu den nachbearbeiteten Rohrsegmentproben ein. Die Kerbe führt zu lokalen Spannungsüberhöhungen und damit zu einem frühzeitigen Versagen. Die Kraftantwort der Versuche über die Zyklenzahl ist in Abbildung 63 rechts dargestellt. Hier zeigt sich, wie bei den nachbearbeiteten Proben, ein entfestigendes Verhalten.

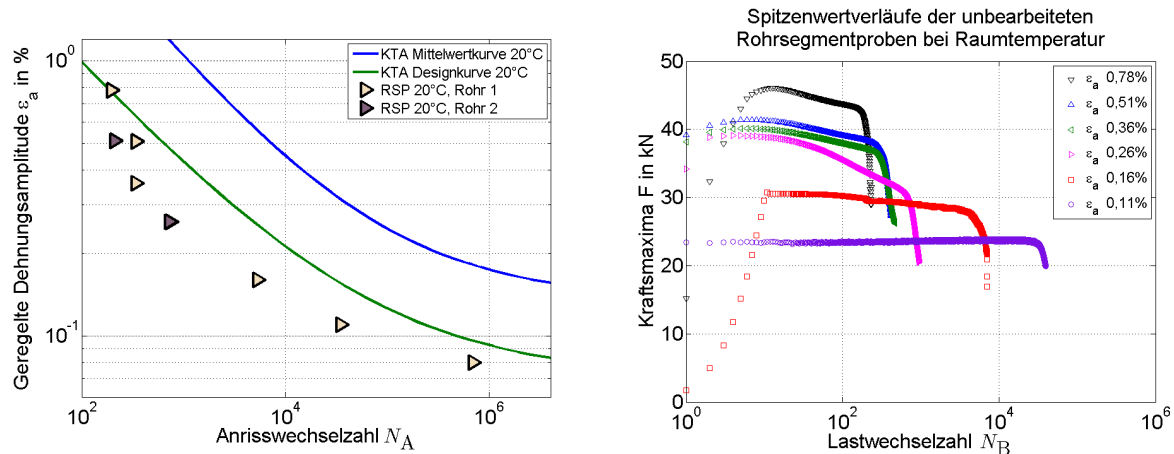


Abbildung 63: Versuche an unbearbeiteten Rohrsegmentproben; links: Lebensdauerschaubild; rechts: exemplarische Spitzenwertverläufe der Kraftmaxima

Die Ergebnisse der Versuche an Proben aus zwei untersuchten unbearbeiteten Rohren lassen sich zu einem Streuband zusammenfassen. Trotz variierender geometrischer Form der Schweißnaht mit unterschiedlichen Kerbradien und Anstiegswinkeln (vergleiche Abschnitt 3.3.5), zeigt sich eine Reproduzierbarkeit der Ergebnisse. Eine statistische Auswertung der geometrischen Form im Hinblick auf die Ermüdungslebensdauer geschweißter Flachproben wurde in [33] durchgeführt.

Die Anrisse erfolgen auf jedem Lasthorizont entlang der Decklagenkerbe, Abbildung 64. Neben der geometrischen Kerbe ist der Anrissort durch den Verzug bestimmt, da die Biegebeanspruchung durch die Verzugsrichtung beeinflusst ist. Neben dem Verzug sind auch deutlich größer Querschnitte im Vergleich zur nachbearbeiteten Naht zu berücksichtigen. Im Querschliff zeigt sich ein Anrissort entlang der Grobkornzone. Der Riss verläuft anschließend senkrecht zur Belastungsrichtung und unabhängig von der Grobkornzone. Dabei erfolgt der Rissfortschritt transkristallin bevor es nach dem Ermüdungsrissverhalten zum duktilen Sprödbruch kommt, sofern der Versuch nicht rechtzeitig abgeschaltet wurde.

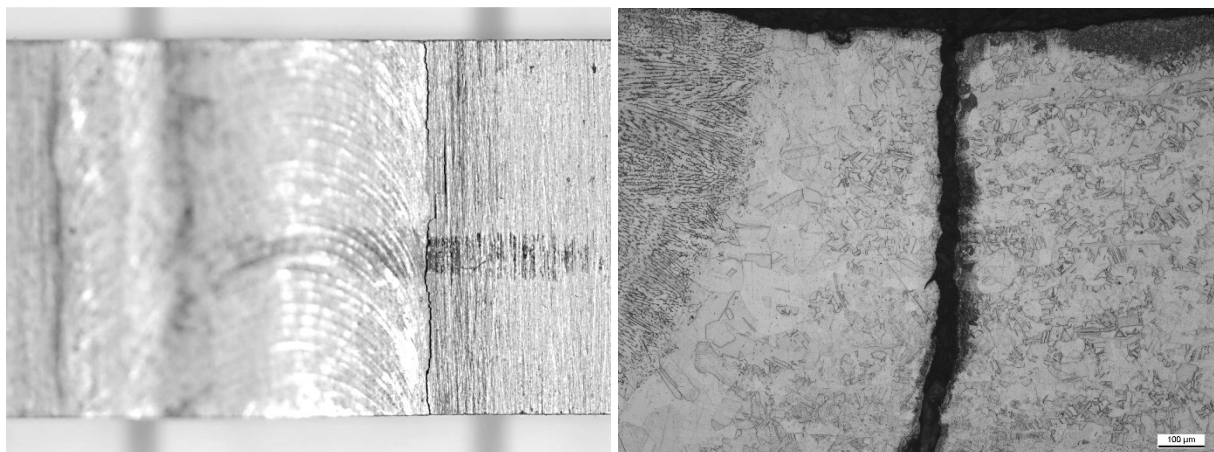


Abbildung 64: Anrissort geschweißter Rohrsegmentproben; links: Proben-Draufsicht; rechts: Anriss im Querschliff

Beurteilung der lokalen Dehnungen

Auch an diesem Probentyp kommt die optische Dehnungsmessung zum Einsatz, um die lokalen Effekte zu beschreiben. Abbildung 65 zeigt dazu die Verschiebungsfelder im Zugmaximum einer Probe $\varepsilon_a = 0,51\%$. Die Verschiebungsfelder zeigen wieder den Ausgleich des winkligen Verzugs. Die resultierende Beigebeanspruchung ist in Abbildung 66 ersichtlich. Die höchste Dehnungskonzentration ist an der Decklagenkerbe festzustellen. Im Bereich der Wurzellage werden die kleinsten Dehnungen gemessen. In den nachfolgenden Bildern ist links die Probe nach Versuchsende dargestellt, in der der Anrissort entlang der höchstbelasteten Kerbe zu sehen ist. Die Breite der Histogramme beschreibt das aufgetretene Dehnungsspektrum, welches durch die Komplexität der Probengeometrie beeinflusst ist. Darunter zählt neben den Kerbradien und dem Verzugswinkel auch die Querschnittsänderung innerhalb der Prüfzone. Dadurch sind unterschiedliche lokale Spannungen zu erwarten, die sich auch in den Dehnungen bemerkbar machen.

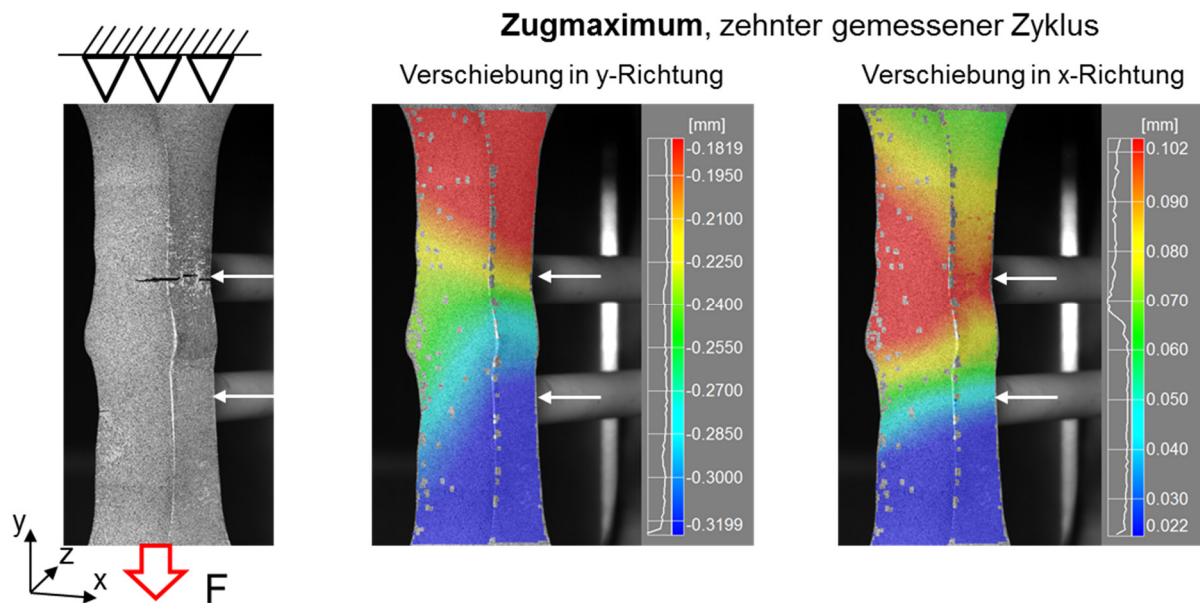


Abbildung 65: Verschiebungsfelder der optischen Dehnungsfeldmessung im Zugmaximum, dehnungsgeregelter Versuch bei Raumtemperatur, $\varepsilon_a = 0,51\%$, $N_A = 344$

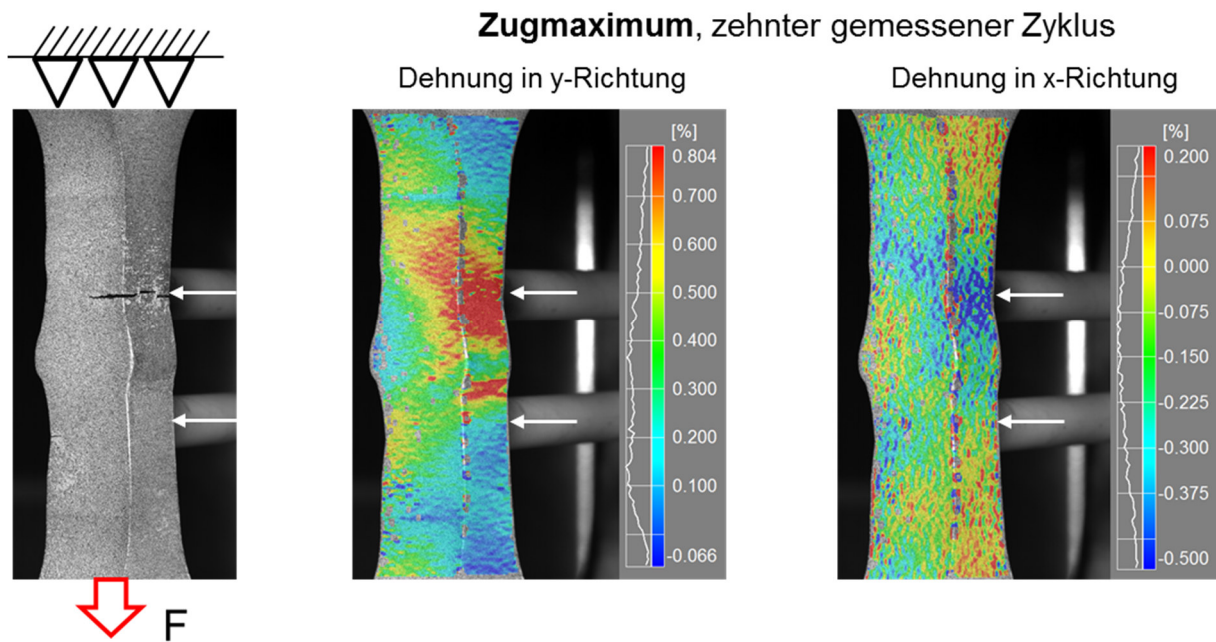


Abbildung 66: Berechnete Dehnungsfelder der optischen Dehnungsfeldmessung im Zugmaximum, dehnungsgeregelter Versuch bei Raumtemperatur, $\epsilon_a = 0,51\%$, $N_A = 344$

Eine analoge Betrachtung der Verschiebungen und Dehnungen erfolgt im Druckmaximum. Auch hier zeigt sich wieder wie bei den nachbearbeiteten Rohrsegmentproben ein Ausknicken der Probe, beeinflusst durch den Werkstoffinhomogenität entlang der Schweißnaht und der Geometrie der Probe. Die Wurzellage zeigt mehr Widerstand und weist damit auch kleinere Verschiebungen in Längsrichtung auf.

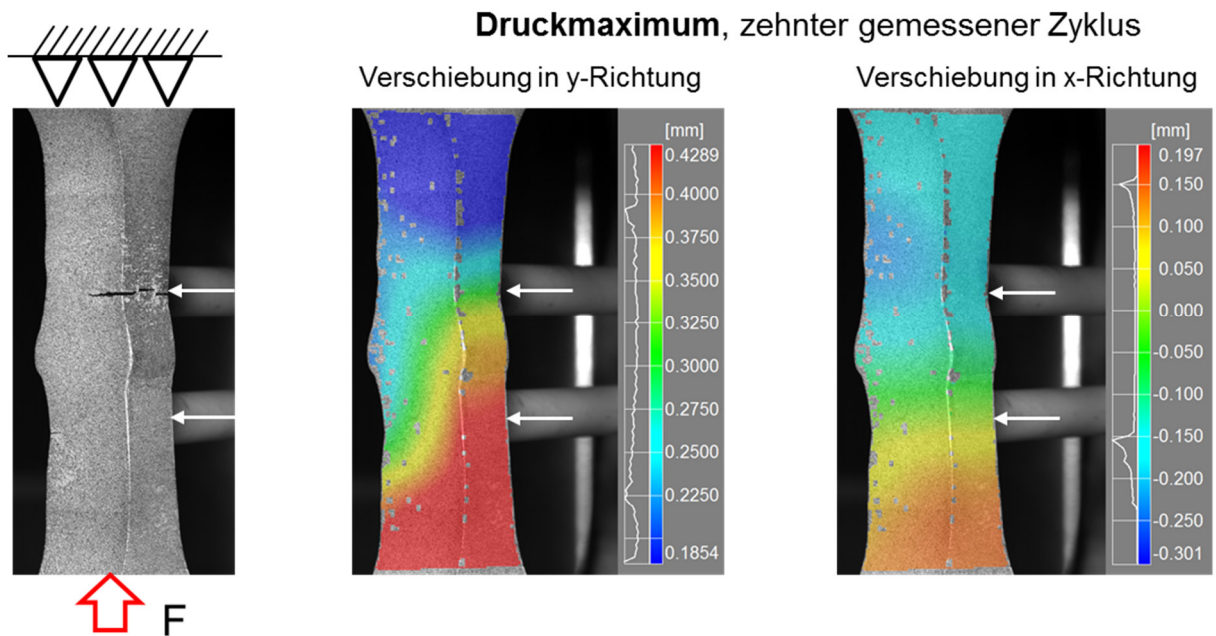


Abbildung 67: Verschiebungsfelder der optischen Dehnungsfeldmessung im Druckmaximum, dehnungsgeregelter Versuch bei Raumtemperatur, $\epsilon_a = 0,51\%$, $N_A = 344$

Das Ausknicken der Probe zeigt sich auch entlang der Dehnungsfelder. Die Probe knickt S-förmig aus und es kommt zur Dehnungskonzentration entlang der oberen Decklagenkerbe. Im Bereich der Schweißwurzel zeigen sich die kleinsten Dehnungen.

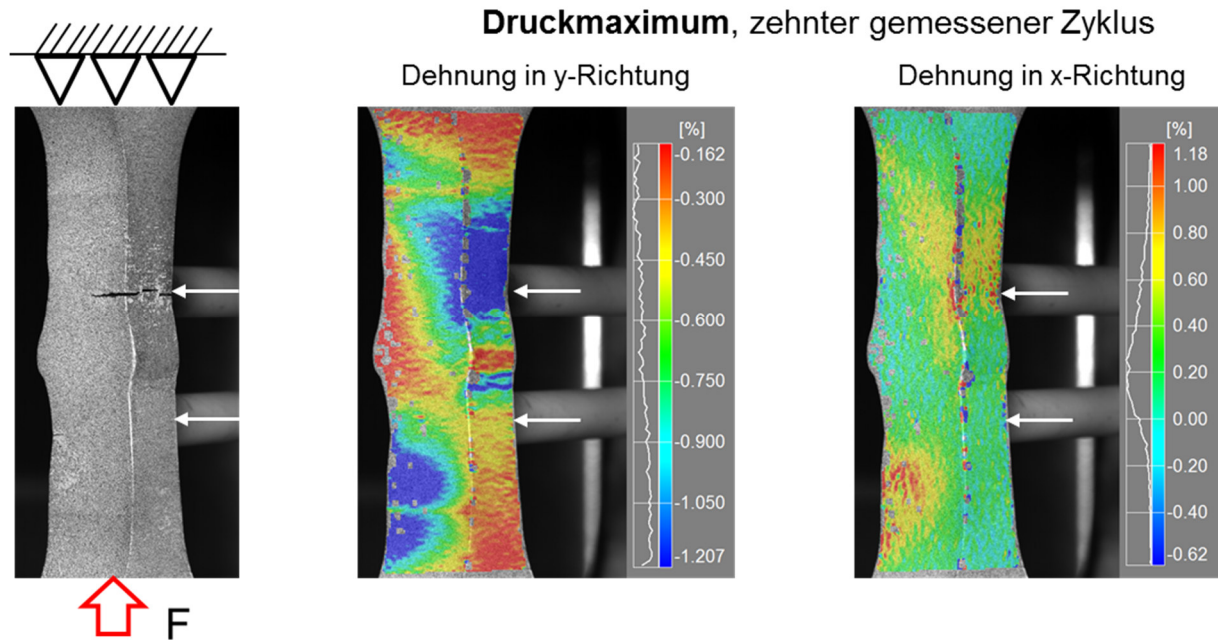


Abbildung 68: Berechnete Dehnungsfelder der optischen Dehnungsfeldmessung im Druckmaximum, dehnungsgeregelter Versuch bei Raumtemperatur, $\epsilon_a = 0,51 \%$, $N_A = 344$

Die Beurteilung der örtlichen Dehnungen, erfolgt wieder mittels optischer Extensometer und lokaler Dehnungsfelder. In Abbildung 69 sind die optischen Messbereiche schematisch dargestellt. Neben der Verifizierung der Messung durch ein globales Extensometer werden im Bereich der Dehnungskonzentration einerseits ein lokales Extensometer und andererseits lokale Dehnungsfelder platziert. Zum Vergleich wird die Dehnungskonzentration entlang der seitlichen Kontur (vergleiche den Abschnitt der nachbearbeiteten Rohrsegmentproben) mit der lokalen Dehnung im Kerbgrund gegenübergestellt.

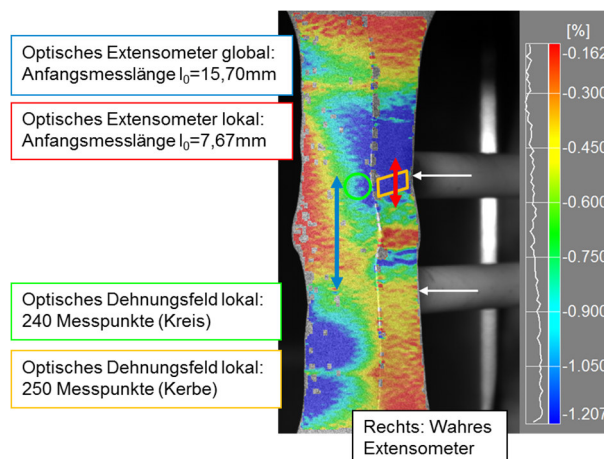


Abbildung 69: Beschreibung der örtlichen Dehnungen über die gesamte Lebensdauer durch optische Extensometer und ein lokale Dehnungsfelder

Das lokale Extensometer stellt die örtliche Beanspruchung dar, die wieder um ein vielfaches größer ist als die geregelte Dehnung. Der Verlauf der Dehnungsspitzenwerte ist in Abbildung

70 rechts dargestellt. Dabei ist die Mitteldehnung entlang der Kerbe deutlich in den Druckbereich verschoben. Die unmittelbaren Kerbdehnungen ließen sich nicht messen.

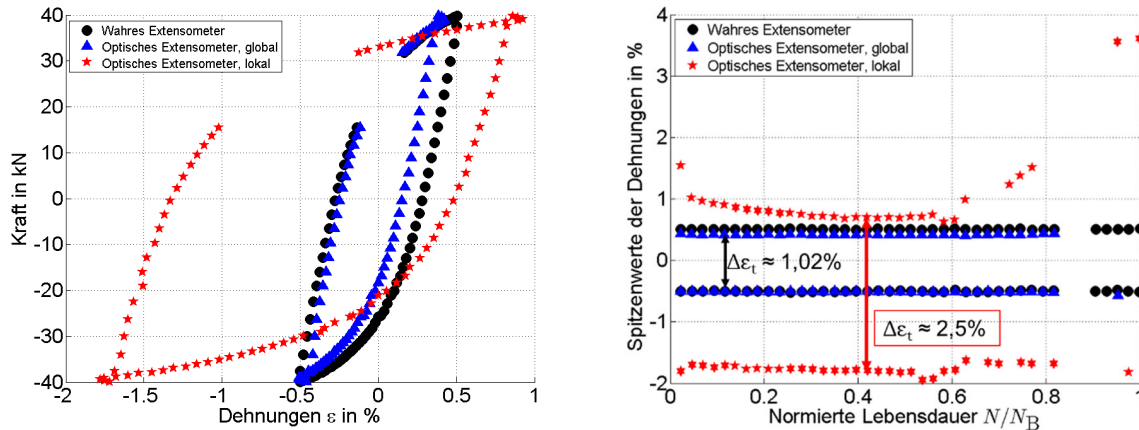


Abbildung 70: Dehnungsvergleich optische Extensometer, links: Vergleich der Hysteresen für einen Zyklusdurchlauf; rechts: Auftragung der Spitzenwerte über der Versuchsdauer, $\epsilon_a = 0,51\%$, $N_A = 344$

Reduzierte Lebensdauer auf Grund der Inhomogenität der Werkstoffeigenschaften, des Verzugs und der geometrischen Kerbe

Die Beurteilung der örtlichen Beanspruchung entlang der Kerbe mittels optischer Dehnungsmessung wurde an mehreren Proben durchgeführt. Die lokale erste Hauptdehnung ist der geregelten Dehnungsamplitude gegenübergestellt, vergleiche Abbildung 71 rechts. In Abbildung 71 links ist aber der zyklische Kraft-Dehnungs-Verlauf der Proben aufgetragen, um den Trend der Versuche festzustellen, der sich typisch verhält. Zu beachten ist, dass der Querschnitt der Proben untereinander variiert und dies in dieser Darstellung nicht berücksichtigt ist.

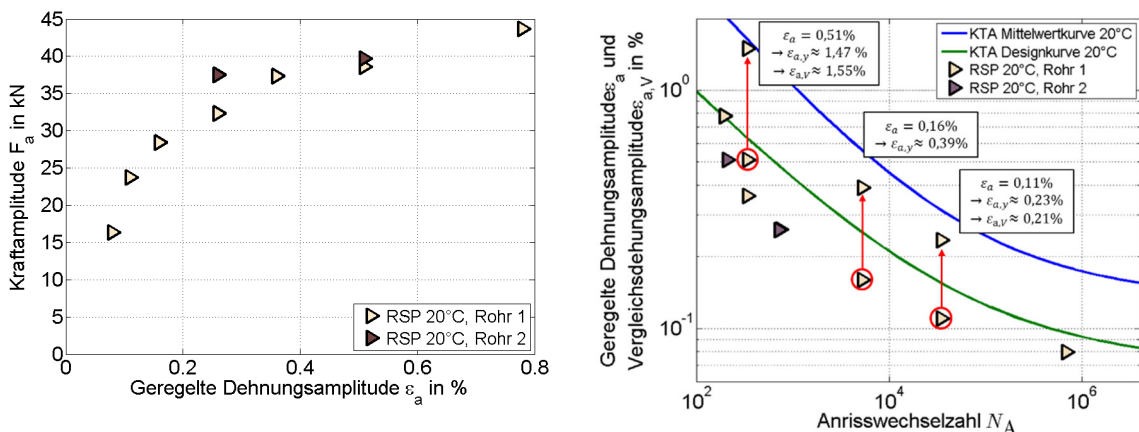


Abbildung 71: Bewertung unbearbeiteter Rohrsegmentproben; links: zyklisches Kraft-Dehnungs-Verhalten; rechts: Versuchsergebnisse und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei Raumtemperatur

Die Versuchsergebnisse zeigen, dass das örtlich gemessene Dehnungsverhalten und die geregelte Dehnungsgröße stark voneinander abweichen. Jedoch ist das unterschätzte Verhalten für alle Proben annähernd gleich und scheint unabhängig von der tatsächlichen mikroskopischen Geometrie der Kerbe zu sein

Die lokal ausgewerteten Längsdehnungen über den Ort der höchsten Beanspruchung zeigen noch geringe Abweichungen von der Mittelwertkurve des Grundwerkstoffs. Eine Berechnung

einer Vergleichsdehnung (siehe oben) hat keine Annäherung an die Mittelwertkurve gebracht. Das Versagen fand im Kerbgrund und damit entlang der Grobkornzone statt. Ein Einfluss der Grobkornzone wurde nicht näher untersucht.

Bei der Beurteilung der lokalen Dehnungen hat sich eine Mittelung der Werte als sinnvoll herausgestellt, um Störungen einzelner Messgrößen zu filtern. Dahingehend ist auch die Qualität der Präparation im Versuchsablauf kritisch zu hinterfragen.

3.5 Versagensbeurteilung geschweißter Proben bei erhöhter Temperatur

Nach der vollständigen Beurteilung der Raumtemperaturversuche wurden Experimente bei erhöhten Temperaturen, genauer 200°C und 350°C durchgeführt. Die in den Abschnitten 3.3.2 und 3.3.3 vorgestellten Versuche am Grundwerkstoff und am Schweißgut bei erhöhten Temperaturen sind in Abbildung 72 aufgetragen. Darin ist eine Gegenüberstellung der Ergebnisse mit der KTA-Mittelwert- und Designkurve enthalten (vergleiche Abschnitt 2.4). Die Versuche an beiden Werkstoffen (GW und SG) bei 200°C und 350°C fallen in ein separates Streuband. Eine Unterscheidung der Temperaturen ist nicht nötig. Wie bei den Versuchen bei Raumtemperatur zeigt das Schweißgut im niederzyklischen Bereich eine kürzere Anrisswechselzahl als der Grundwerkstoff.

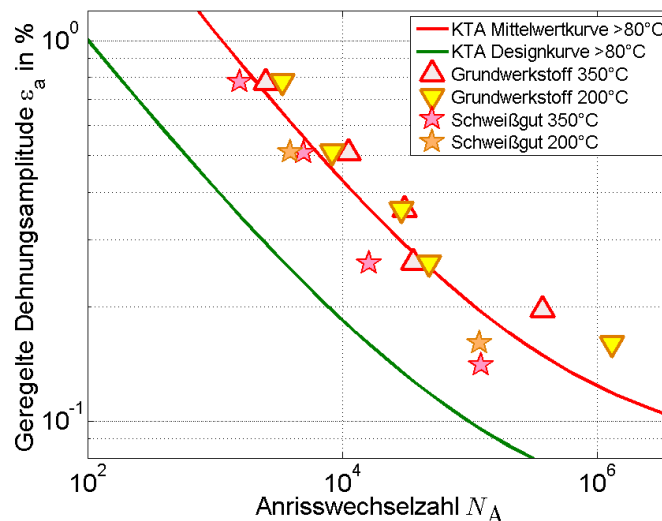


Abbildung 72: KTA-Mittelwert- und Designkurve bei erhöhter Temperatur; links: Gegenüberstellung der eigenen Versuche an der KTA-Mittelwertkurve; rechts: Bestimmung der Designkurve

3.5.1 LCF-Rundproben

Nach der Grundcharakterisierung der Werkstoffe bei erhöhten Temperaturen wurde die Werkstoffkombination anhand von LCF-Rundproben getestet. Da die Anzahl der geschweißten Proben begrenzt war, wurden nur Versuche bei 350°C durchgeführt. Jedoch hat sich vorher schon gezeigt, dass sich die Versuchsergebnisse bei 200°C und 350°C nicht stark voneinander abheben und somit zusammenfassen lassen. Die Experimente bei erhöhten Temperaturen konnten nicht mit der optischen Dehnungsfeldmessung begleitet werden, da die Temperaturregelung und -überwachung mit mehreren Thermoelementen den Sichtraum einschränkten. Auch hätte der Konvektionsofen nur eine 2D-Messung der seitlichen Kontur mit nur einer Kamera zugelassen.

Versagenscharakteristik

Die Versuchsdurchführung bei erhöhter Temperatur wurde auf derselben Maschine wie die Versuche bei Raumtemperatur durchgeführt. Die Erwärmung der Proben geschah dabei mittels Konvektionsofen. Die Dehnungsregelung erfolgte wie oben integral über der Schweißnaht mit der gleichen Messbasis und identischer Zyklusconfiguration.

Die Anrisswechselzahlen sind in Abbildung 73 links dargestellt. Wie bei den 20°C Versuchen auch, zeigt sich eine verkürzte Lebensdauer auf Grund der metallurgischen Schweißnaht. Die Spitzenwertverläufe (Abbildung 73 rechts) zeigen eher entfestigendes Verhalten wie die einzelnen Werkstoffe bei hohen Temperaturen auch.

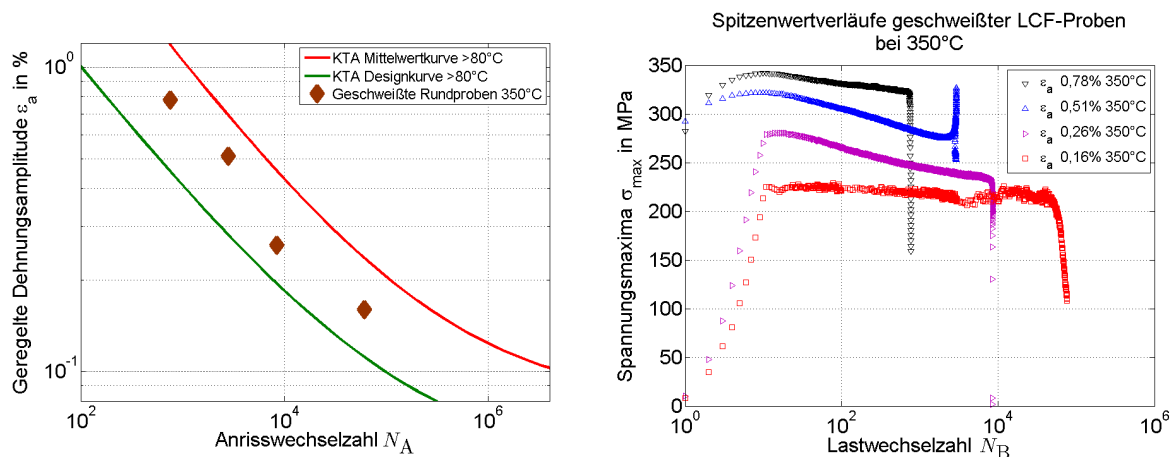


Abbildung 73: Geschweißte Rundproben bei 350°C ; links: Lebensdauerschaubild; rechts: Spitzenwertverlauf

Auch die Versagensorte sind identisch zu den Orten bei den Experimenten bei Raumtemperatur. Im Bereich mittlerer Dehnungsamplituden $0,16\% < \epsilon_a < 0,78\%$ kommt es zum Versagen außerhalb der Schweißnaht im Grundwerkstoff.

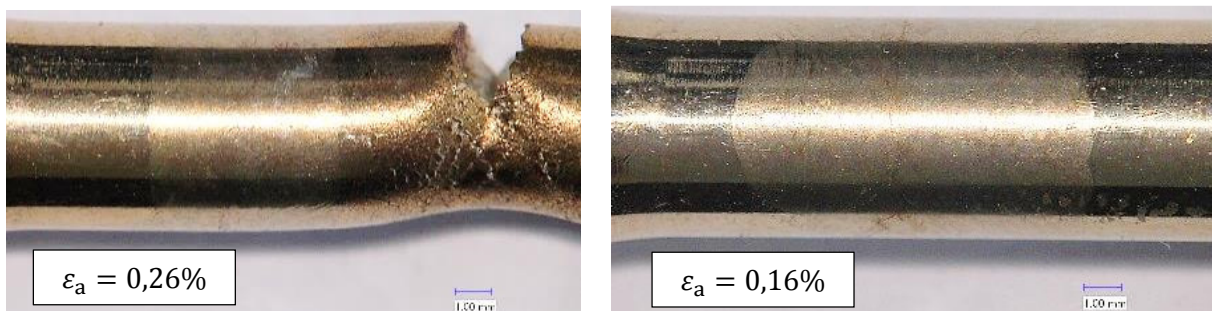


Abbildung 74: Versagensort geschweißter LCF-Rundproben, links: bei mittlerer geregelter Dehnungsamplitude; rechts: bei kleiner geregelter Dehnungsamplitude

Die Versagenscharakteristik ist dieselbe wie bei den Raumtemperaturversuchen. Die metallurgische Inhomogenität macht sich somit auch bei hohen Temperaturen bemerkbar und führt zu Dehnungsinhomogenitäten entlang der Probe. Dabei sind vor allem der Ort und die Höhe der geregelten Dehnungsamplitude entscheidend, vergleiche Abschnitt 3.4.1.

Reduzierte Lebensdauer auf Grund der Inhomogenität der Werkstoffeigenschaften

Ein Vergleich der ermittelten Spannungsamplitude mit dem zyklischen Werkstoffverhalten des Grundwerkstoffs und des Schweißguts ist in Abbildung 75 links dargestellt. Die Spannungsamplituden liegen wieder zwischen den Mittelwertkurven des Grundwerkstoffs und des Schweißguts.

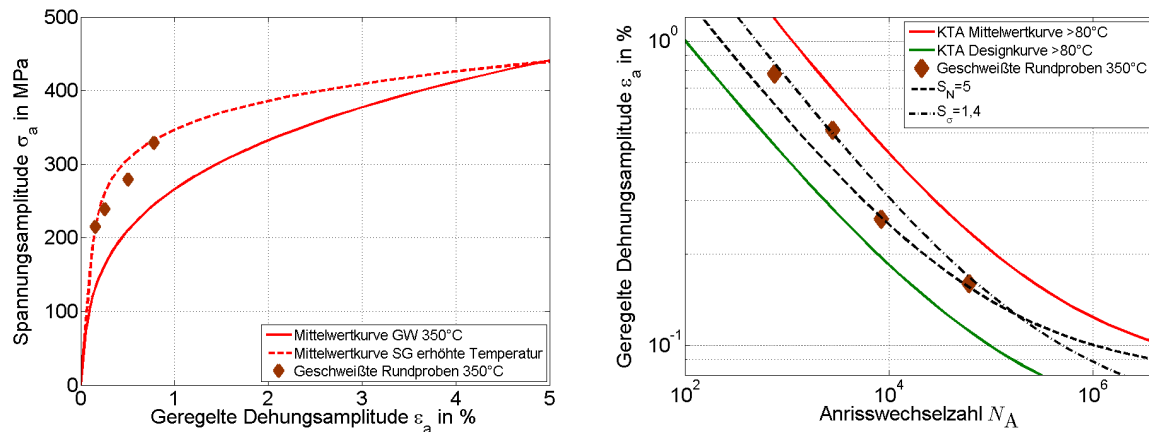


Abbildung 75: Bewertung geschweißter Rundproben bei 350°C; links: zyklisches Spannungs-Dehnungs-Verhalten; rechts: Versuchsergebnisse und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei erhöhten Temperaturen

Bei den Raumtemperaturversuchen wurde ein Faktor von $S_{MN} = 1,4$ für die metallurgische Kerbe, bei entsprechender Versuchsdurchführung und Messbasis ermittelt. Dieser Faktor repräsentiert auch das Verhalten bei 350°C und damit bei erhöhten Temperaturen.

3.5.2 Rohrsegmentproben mit nachbearbeiteter Kontur

In einem weiteren Schritt, wurden die Rohrsegmentproben mit nachgearbeiteter Schweißnaht bei 200°C und 350°C untersucht. Das Vorgehen entspricht wieder dem Vorgehen bei Raumtemperatur.

Versagenscharakteristik

Das Verhalten nachbearbeiteter Rohrsegmentproben bei 200°C ist in Abbildung 76 dargestellt. Darin zeigt sich links ein ähnliches Spitzenwertverhalten wie bei den geschweißten Rundproben. Die Anrisswechszahlen von Proben aus zwei verschiedenen Rohren lassen sich wieder zusammenfassen und zeigen damit ein annähernd gleiches Verhalten. Die Ergebnisse sind reproduzierbar.

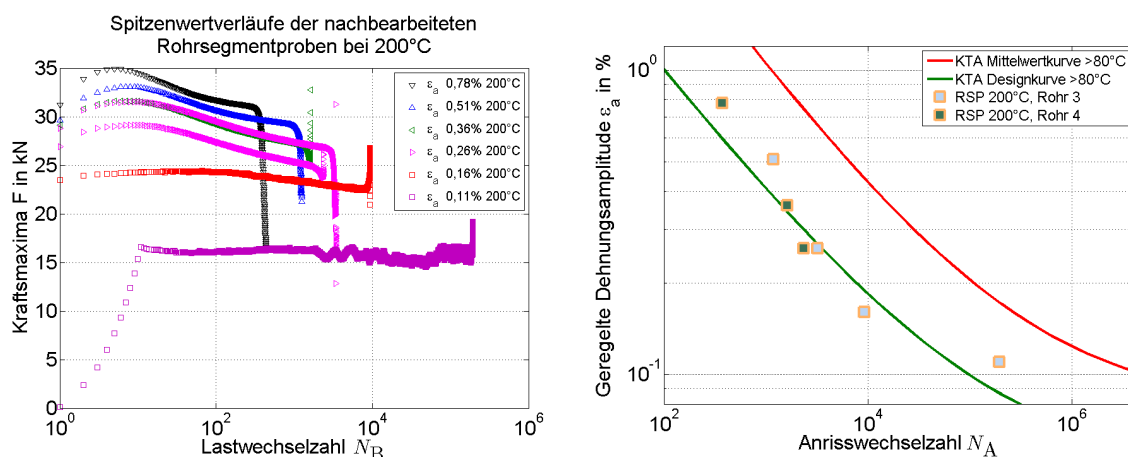


Abbildung 76: Versagen nachbearbeiteter Rohrsegmentproben bei 200°C; links: Kraft-Zeit-Verhalten; rechts: Versuchsergebnisse und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei erhöhten Temperaturen

Abbildung 77 zeigt die Ergebnisse nachbearbeiteter Rohrsegmentproben bei 350°C. Hier kann derselbe Schluss gezogen werden, wie bei den 200°C Versuchen. Die Spitzenwertverläufe der Kraft bei gleicher Dehnungsamplitude fallen bei 350°C auf Grund des Temperatureinflusses niedriger aus als bei den 200°C Versuchen.

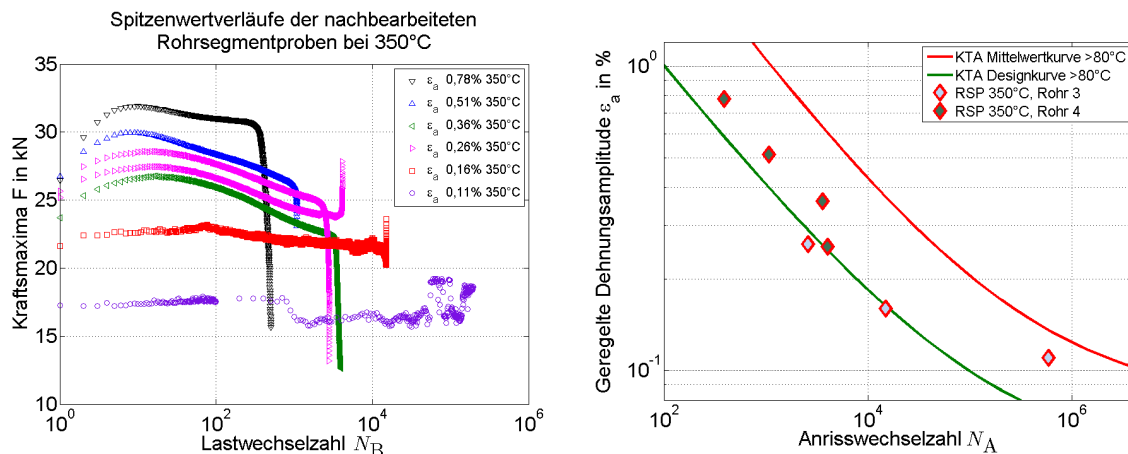


Abbildung 77: Versagen nachbearbeiteter Rohrsegmentproben bei 350°C; links: Kraft-Zeit-Verhalten; rechts: Versuchsergebnisse und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei erhöhten Temperaturen

Reduzierte Lebensdauer auf Grund der Inhomogenität der Werkstoffeigenschaften und des Verzugs

Die Gesamtheit der Ergebnisse bei erhöhten Temperaturen ist in Abbildung 78 zusammengetragen. Wie bei den geschweißten Rundproben tendieren die Versuche zur Mittelwertkurve des Schweißguts (links).

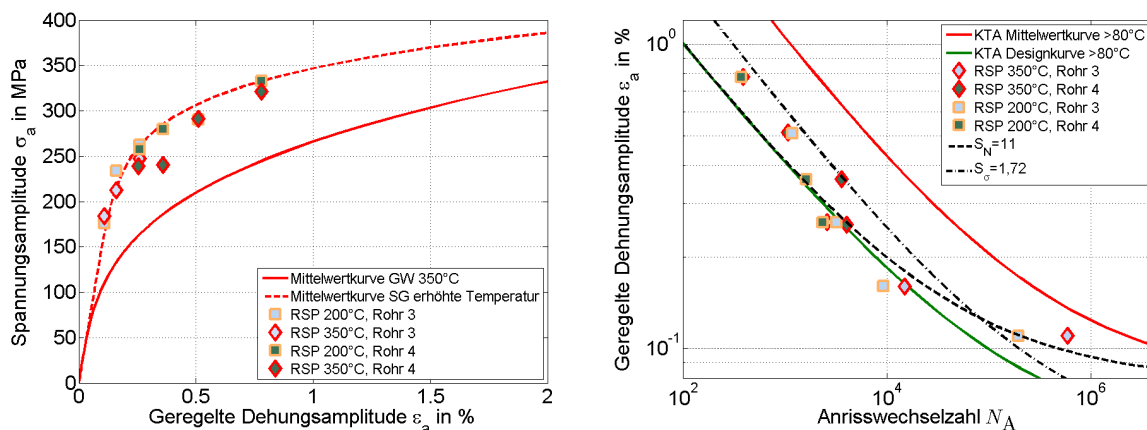


Abbildung 78: Beurteilung nachbearbeiteter Rohrsegmentproben bei erhöhten Temperaturen; links: Zyklisches Spannungs-Dehnungs-Verhalten; Rechts: Versuchsergebnisse und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei erhöhten Temperaturen

Die Anrisswechselzahlen aller Versuche bei 200°C und 350°C sind in Abbildung 78 über der geregelten Dehnungsamplitude dargestellt. Dabei zeigen die Proben bei beiden Versuchstemperaturen eine annähernd gleiche Anrisswechselzahl und fallen somit in ein Streuband.

Der Faktoren $S_{MN} = 1,4$ für die metallurgische Kerbe wird um den Faktor für den Oberflächeneinfluss $S_S = 1,23$ erweitert und ergibt damit einen Faktor zur Verschiebung der Mittelwertkurve in Dehnungsrichtung $S_{\sigma} = 1,72$ (Abbildung 78 rechts). Damit lassen sich die Versuchsergebnisse wieder gut beschreiben.

Der unterschiedliche Versagensort trifft ebenfalls für die Versuche an Rohrsegmentproben bei erhöhten Temperaturen auf (Abbildung 79). Dazu ist bei mittleren Dehnungsamplituden $0,11\% < \varepsilon_a < 0,78\%$ eher mit einem Versagen außerhalb der Schweißnaht zu rechnen, charakterisiert durch ein S-förmiges Ausknicken der Probe. Bei sehr hohen Dehnungsschwingweiten führt die hohe Belastung zur Biegung der Probe entlang der

Schweißnaht und damit zum dortigen Versagen, entlang der Decklage. Bei niedrigen Dehnungsschwingweiten stellt sich eine annähernd homogene Dehnungsverteilung entlang der Prüfzone und der Werkstoffkombination ein und somit zum Versagen innerhalb des Schweißguts, vergleich Abschnitt 3.4.1.

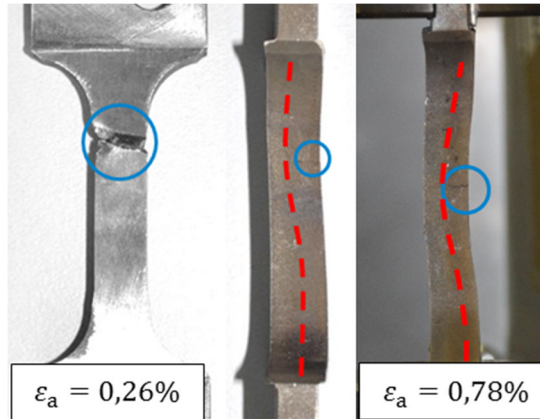


Abbildung 79: Versagensorte nachbearbeiteter Rohrsegmentproben bei erhöhten Temperaturen

3.5.3 Rohrsegmentproben wie geschweißt

Die Temperaturen 200°C und 350°C wurden auch an unbearbeiteten Rohrsegmentproben näher untersucht.

Versagenscharakteristik

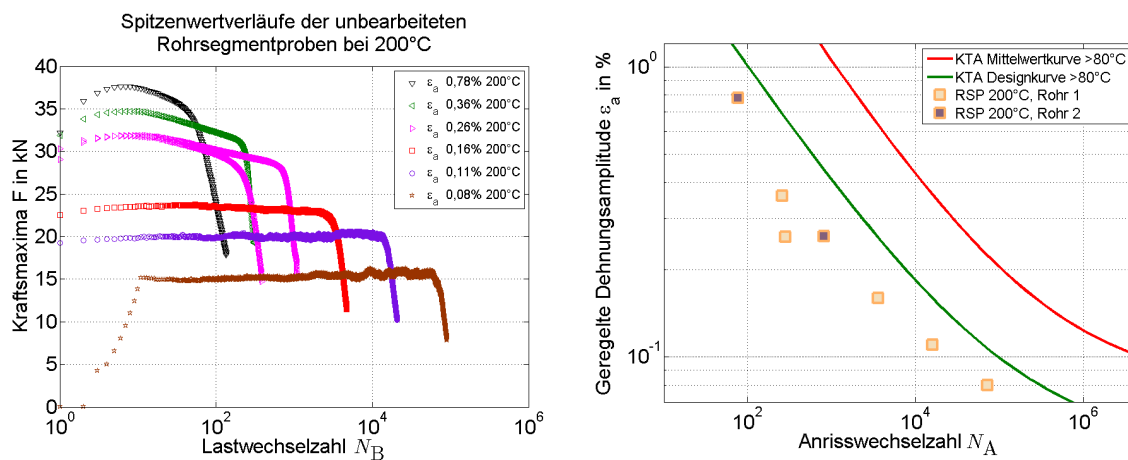


Abbildung 80: Versagen unbearbeiteter Rohrsegmentproben bei 200°C; links: Kraft-Zeit-Verhalten; rechts: Versuchsergebnisse und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei erhöhten Temperaturen

Die Spitzenwertverläufe zu den geregelten Dehnungen (Abbildung 80 links) unterscheiden sich qualitativ kaum von den Verläufen der nachbearbeiteten Rohrsegmentproben (Abbildung 77 links). Bei höheren Dehnungen entfestigt die Rohrsegmentprobe, wohingegen bei niedrigen Dehnungen ($\epsilon_a \leq 0,16$) annähernd konstante Kräfte gehalten werden. Die Anrisswechselzahl verkürzt sich auf Grund der geometrischen Kerbe und der damit einhergehenden Spannungskonzentration.

Analog zu den 200°C Versuchen sind in Abbildung 81 die Ergebnisse der 350°C Versuche aufgetragen.

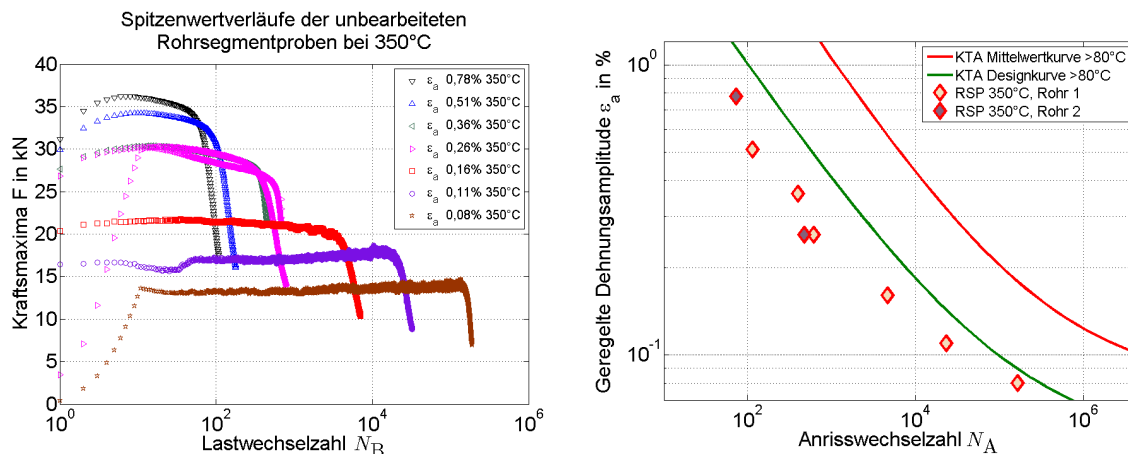


Abbildung 81: Versagen unbearbeiteter Rohrsegmentproben bei 350°C; links: Kraft-Zeit-Verhalten; rechts: Versuchsergebnisse und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei erhöhten Temperaturen

Reduzierte Lebensdauer auf Grund der Inhomogenität der Werkstoffeigenschaften, des Verzugs und der geometrischen Kerbe

Die Ergebnisse aus Versuchen bei erhöhten Temperaturen 200°C und 350°C können in ein Streuband zusammengefasst werden, Abbildung 82 rechts. Damit bestätigt sich das Verhalten, das bereits bei den Rundproben und den nachbearbeiteten Rohrsegmentproben beobachtet wurde. Die aufgetretenen Kräfte bei 200°C und 350°C lassen sich auch kaum differenzieren, wobei der Probenquerschnitt nicht explizit berücksichtigt wird. Minimal sind die Kräfte bei den 200°C Versuchen höher ausgefallen. Aber auch hier ließe sich das Verhalten gemeinsam mit einer geringen Streubreite beschreiben.

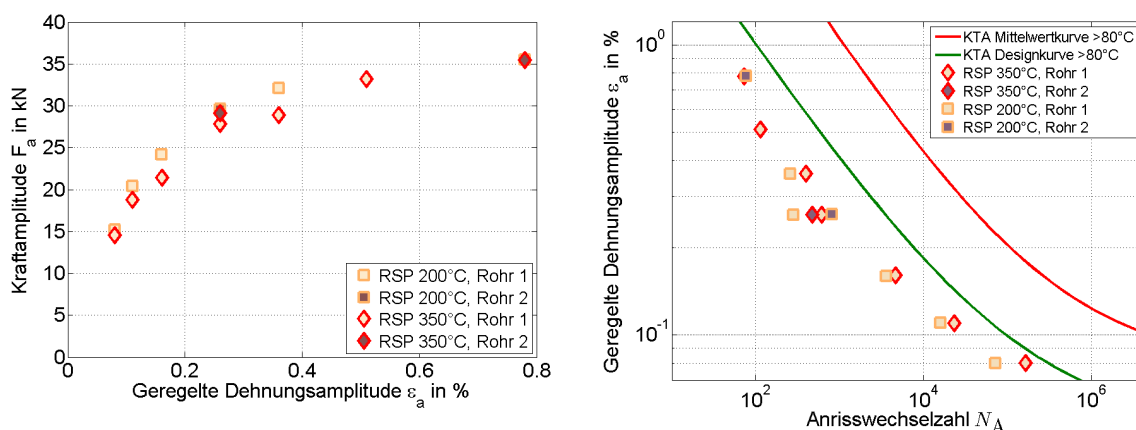


Abbildung 82: Beurteilung unbearbeiteter Rohrsegmentproben bei erhöhten Temperaturen; links: Zyklisches Kraft-Dehnungs-Verhalten; Rechts: Versuchsergebnisse und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei erhöhten Temperaturen

Wie bei den Raumtemperaturversuchen versagten die Proben vorzugsweise entlang einer Decklagen Kerbe. Eine ausführlichere Beschreibung erfolgte bereits in Abschnitt 3.4.3. Abbildung 83 zeigt die Anrissorte unbearbeiteter Rohrsegmentproben bei erhöhten Temperaturen. Nach erfolgtem Anriss verlaufen die Risse senkrecht zur Belastungsrichtung. Eine Bevorzugung der Grobkornzone ist dabei nicht festzustellen.

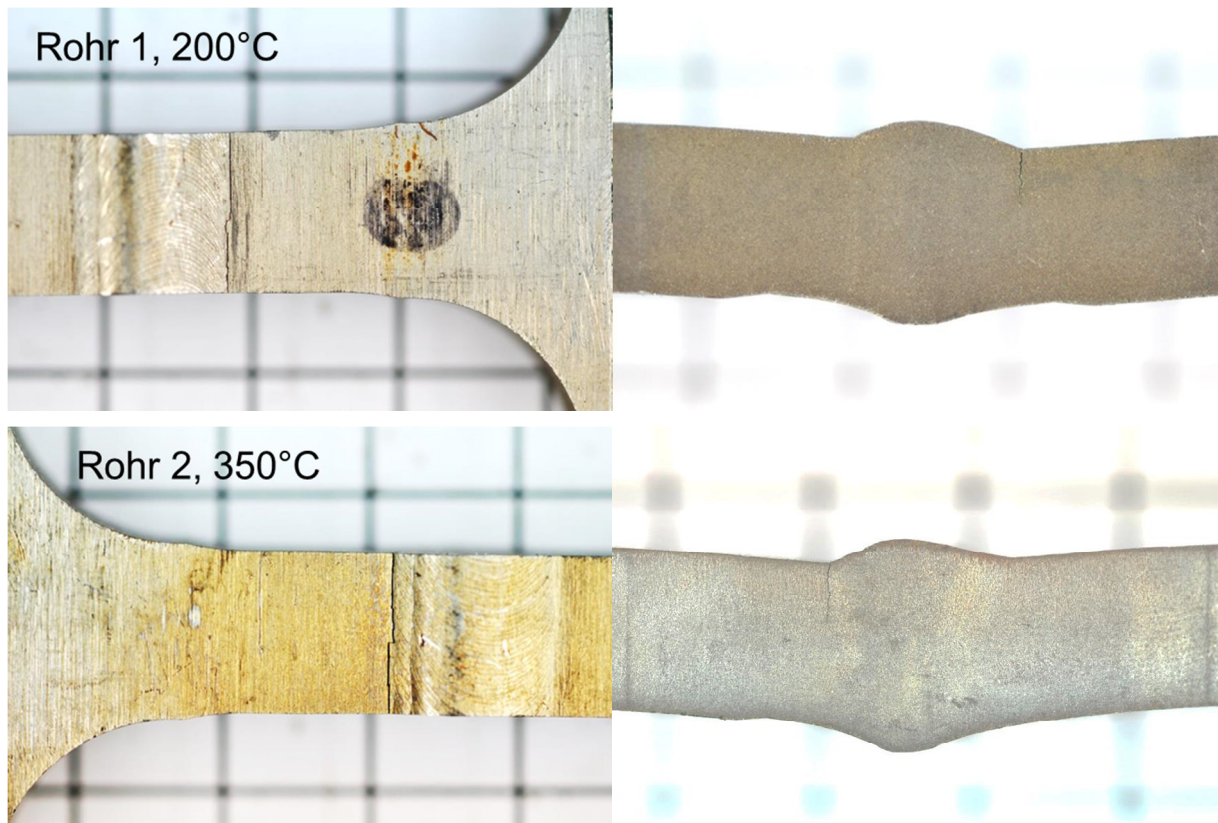


Abbildung 83: Versagensort unbearbeiteter Rohrsegmentproben bei erhöhten Temperaturen

3.6 Versagensbeurteilung geschweißter Kreuzproben

In einem weiteren Schritt wurden neben den einachsigen Versuchen auch Mehrachsigeitsuntersuchungen an geschweißten Kreuzproben unternommen. Dazu war angedacht, wie bei den einachsigen Versuchen, die Kreuzproben mit nachbearbeiteter und unbearbeiteter Nahtgeometrie näher zu untersuchen. Die unbearbeitete Nahtgeometrie führte aber zu nicht gewünschten Effekten (siehe weiter unten), so dass anschließend nur noch nachbearbeitet Schweißnahtkonturen untersucht wurden.

3.6.1 Versuchsdurchführung

Die Mehrachsigeitsuntersuchungen wurden an einer Prüfmaschine mit vier servo-hydraulischen Zylindern durchgeführt. Die Achsen sind jeweils um einen rechten Winkel zueinander angeordnet und werden modal geregelt, d.h. die Zylinder einer Achse werden so geregelt, dass der Prüfzonenmittelpunkt während der Prüfung im Zentrum der Maschine verweilt. Die Maschine ist dabei auf eine Maximalkraft von 250 kN ausgelegt. Um eine lokale Dehnungsregelung entlang der Schweißnaht zu gewährleisten, kam ein neues Hochtemperatur-Extensometer zum Einsatz, mit einer Messbasis von ca. 10 mm auf beiden Achsen (Abbildung 84 links). Die Dehnungsregelung erfolgte auf einer Seite der Kreuzprobe. Auf der gegenüberliegenden Seite der Kreuzprobe ist die Erwärmungs- und Kühlvorrichtung installiert. Das Erwärmen der Probe erfolgt dabei induktiv und das Abkühlen aktiv durch das Kühlen mit Luft.

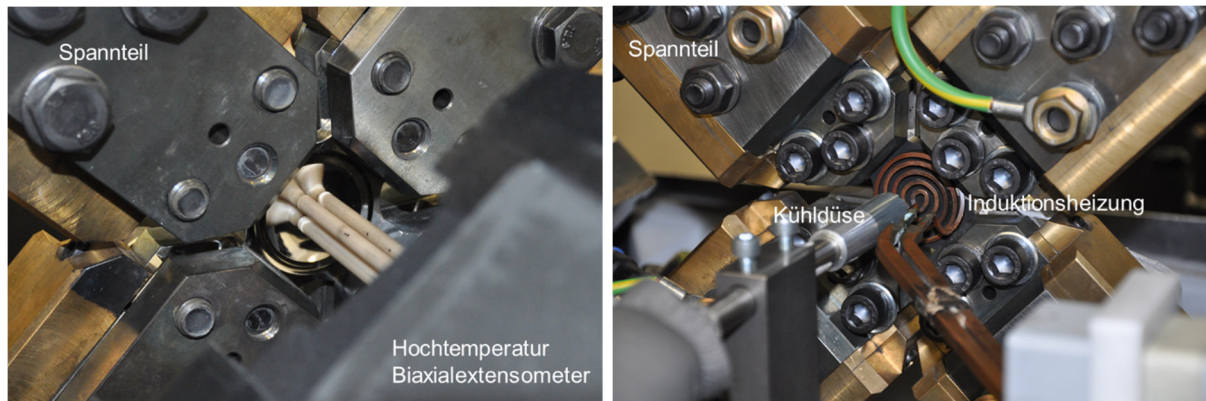


Abbildung 84: Versuchsumgebung der geschweißten Kreuzprobe

3.6.2 Voruntersuchungen

Die Voruntersuchungen waren nötig, um zu klären, ob die Fertigstellung geschweißter Kreuzproben mit unbearbeiteter Schweißnaht möglich ist. Dazu wurden unterschiedliche Rohlinge vorbereitet, geschweißt und anschließend nachbearbeitet. Die Rohlinge wurden so vorbereitet, dass durch die vorher vorbereitete Kreuzprobenprüfzone die Schweißwurzel verläuft.

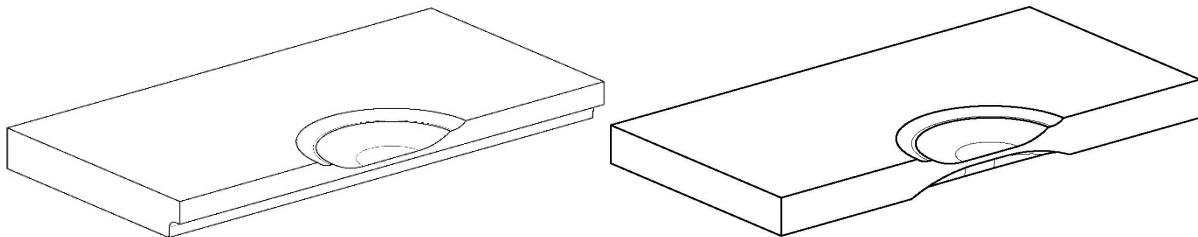


Abbildung 85: Schematische Zeichnung der Rohlingsgeometrie nach erfolgter Schweißnahtvorbereitung zur Kreuzprobenschweißung

Unterschiedliche Varianten wurden getestet, um den Schweißverzug so gering wie möglich zu halten. Einerseits wurden einige Rohlinge entlang ihrer Länge vollständig geschweißt und andererseits nur örtlich begrenzt. Abbildung 85 zeigt exemplarisch zwei Halbsichten unterschiedlicher Rohlinge. Darauf ist zu erkennen, dass auf der Oberseite die Prüfbereiche bereits vollständig gefertigt ist und entlang der Unterseite die Schweißnaht verläuft.

Trotz intensiver Bemühungen, den Verzug der Rohlinge zu unterbinden, ließ er sich nie ganz vermeiden. Neben dem Verzug der Probe kam es auch zur Querschrumpfung der Probe und damit auch zur Ovalisierung der bereits gefertigten Prüfbereiche, vergleich Abbildung 86 links. Die anschließend gefertigte Kreuzprobe wies eine Schweißwurzel entlang der Prüfbereiche auf (Abbildung 86 rechts). Die gegenüberliegende Seite der Kreuzprobe hat dagegen eine nachbearbeitete Kreuzprobenkontur. Der Verzug des Rohlings und die Ovalisierung der Prüfbereiche haben weiterhin zur Folge, dass der Stützring der Kreuzprobe nachbearbeitet werden musste und damit seine Funktion verliert. Der runde Stützring leitet die Kraft ein, die von der Maschine über die Probenschenkel in die Prüfbereiche der Probe geführt wird. Er stellt zudem die erste Stufe der Probenverjüngung dar, die bis zu einer Prüfbereicheenddicke von 1,8 mm in mehreren Radien weitergeführt wird.

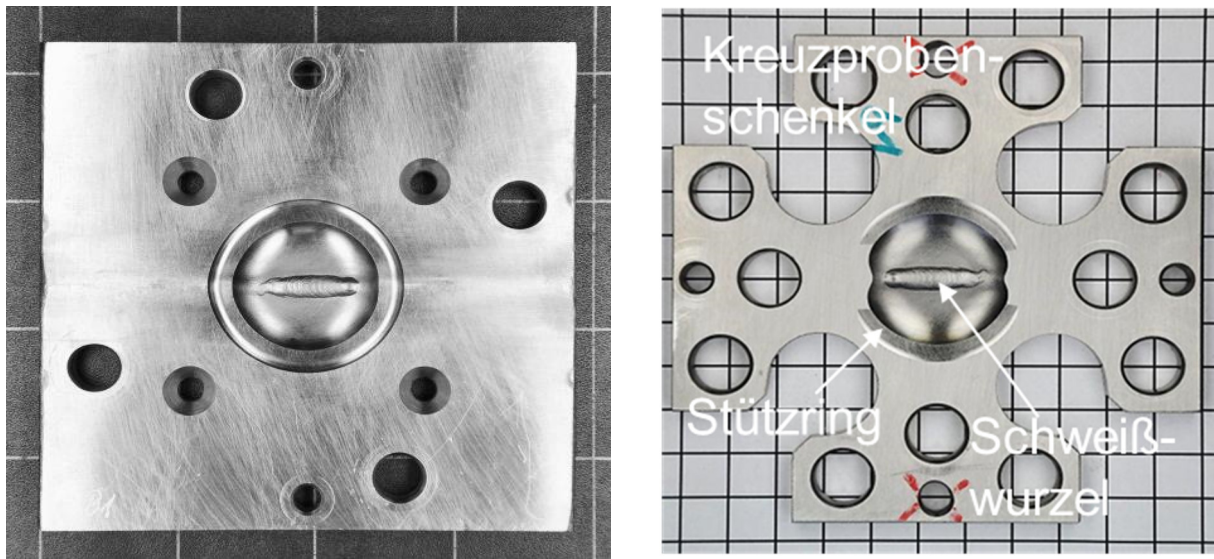


Abbildung 86: Kreuzproben mit unbearbeiteter Schweißnaht; Links: geschweißter Rohling; Rechts: nachbearbeitet Kreuzprobe

Die Fertigung und Schweißung der Rohlinge konnten nicht so exakt ausgeführt werden, dass die Prüfzone nach der Bearbeitung der Kreuzprobe immer die gleiche Kontur entlang der Schweißwurzel aufweist. Neben der Variation der tatsächlichen Probendicke und -radien, zeigte sich der geringste Abstand innerhalb der Prüfzone außerhalb der Wurzelkerbe. Die optische Dehnungsfeldmessung hat gezeigt, dass der Bereich der höchsten Dehnungen mit dem Ort des geringsten Probenquerschnitts übereinstimmt, vergleiche Abbildung 87 links. Dort fand anschließend auch das Versagen statt und damit nicht entlang der Schweißwurzel.

Weiterhin wurde in einem Versuch, auf Grund der Geometrieänderung, der Anriss im Schenkelübergang provoziert (Abbildung 87 rechts). Die Abweichung von der ursprünglich ausgelegten Probenkontur führte zum Versuchsausfall.

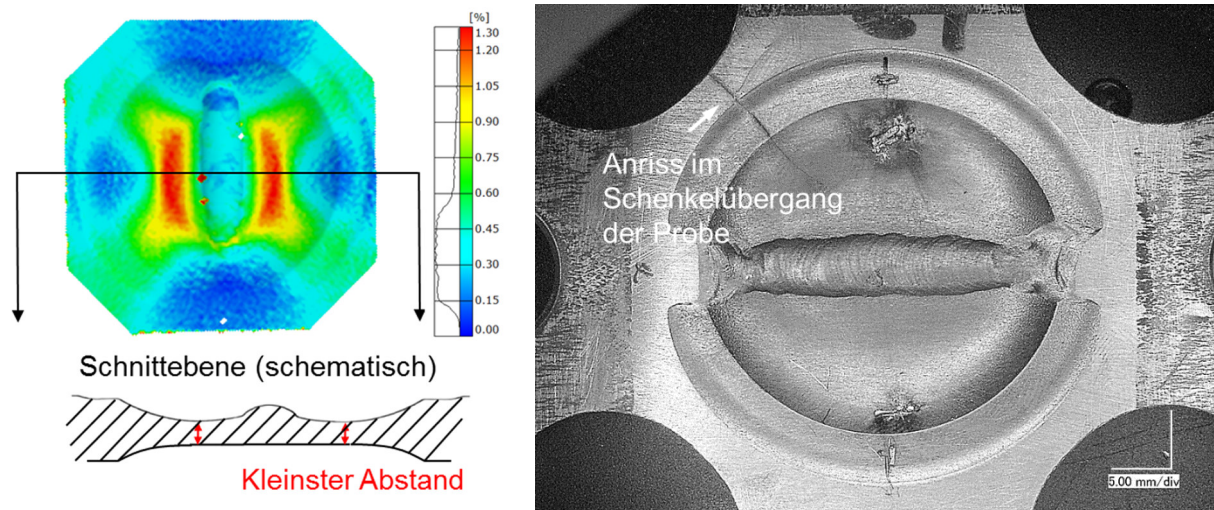


Abbildung 87: Versagensort geschweißter Kreuzproben mit unbearbeiteter Schweißnaht; Links: Hauptdehnungsfeld, Versagen am geringsten Querschnitt; Rechts: Versagen im Schenkelübergang

Auf Grund des Versuchsausfalls der geschweißten Kreuzproben mit unbearbeiteter Naht und der Tatsache, dass der Kerbradius der Schweißwurzel nicht den Versagensort bestimmt,

wurde im Weiteren von der Prüfung solcher Proben abgesehen und der Fokus auf Kreuzproben mit nachbearbeiteten Schweißverbindungen gelegt. Das entsprechende Vorgehen wurde mit dem Arbeitskreis und dem projektbegleitenden Ausschuss abgesprochen und dort befürwortet.

Für die geschweißten Kreuzproben mit nachbearbeiteter Kontur wurden die Plattenrohlinge mit Übermaß gefertigt, um den Schweißverzug und die Querschrumpfung im nachhinein ausgleichen zu können. Die Rohlinge wurden entlang ihrer gesamten Seite geschweißt. Anschließend wurde die Kreuzprobe vollständig mit beiden Prüfzonenkonturen herausgearbeitet.

3.6.3 Isotherme Versuche

Als erstes wird das isotherme Verhalten geschweißter Kreuzproben bei Raumtemperatur und 350°C dem einachsigen Verhalten der geschweißten Rundproben gegenübergestellt.

Die Kreuzprobe hat eine idealisierte Prüfzonendicke von ca. 1,8 mm. Zum Vergleich dazu weist die Rundprobe einen Prüfzonendurchmesser von ca. 5,9 mm auf. Die Prüfzone der geschweißten Kreuzprobe verläuft mittig zur gefertigten Schweißnaht des Plattenrohlings.

Versuch bei Raumtemperatur

Die von Mises Vergleichsdehnung wird als versagensmaßgebend erachtet. Die Dehnungsamplitude in x - und y -Richtung beträgt jeweils $\varepsilon_a = 0,36$ %. Die elastischen und plastischen Anteile wurden dabei von den einachsigen Versuchen an geschweißten Rundproben abgeleitet. Zur Berechnung der Vergleichsdehnung wird die Dehnungskomponente in z -Richtung, d.h. rechtwinklig zur Oberfläche benötigt und unter der Annahme eines ebenen schubfreien Spannungszustands bestimmt:

$$\varepsilon_z = -\frac{\nu}{(1-\nu)} \cdot (\varepsilon_x + \varepsilon_y) \quad . \quad (8)$$

Damit ergibt sich eine Vergleichsdehnungsschwingweite von $\Delta\varepsilon_V = 1,22$ %, die sich damit deutlich im niederzyklischen Bereich befindet. Die korrespondierende Anrisswechselzahl lässt sich nun anhand der KTA-Mittelwertkurve für den Grundwerkstoff zu $N_A = 4000$ Zyklen abschätzen. Die Verschiebung der Mittelwertkurve die sich auf Grund der Werkstoffhomogenität innerhalb der Experimente an geschweißten Rundproben ergeben hat, ergibt eine Anrisswechselzahl von ca. 2000 Zyklen.

Abbildung 88 links zeigt den Spitzenwertverlauf der Kraft über der gesamten Versuchsdauer. Entlang beider Achsen sind die aufgebrachten Kräfte annähernd gleich. Die Anrisswechselzahl wurde mit Hilfe des 5 %-Lastkriteriums zu $N_A = 3830$ Zyklen bestimmt. Die Anrisse sind in Abbildung 88 rechts dargestellt. Ein Anriss zeigt sich direkt entlang der Wärmeeinflusszone der Schweißnaht. Ein weiterer ist im Radiusübergang im 45°-Winkel und in einiger Entfernung zur Schweißnaht auszumachen. Bei den Rundproben stellt sich bei äquivalentem Dehnungsniveau ein Versagen im Schweißgut oder entlang der Wärmeeinflusszone ein.

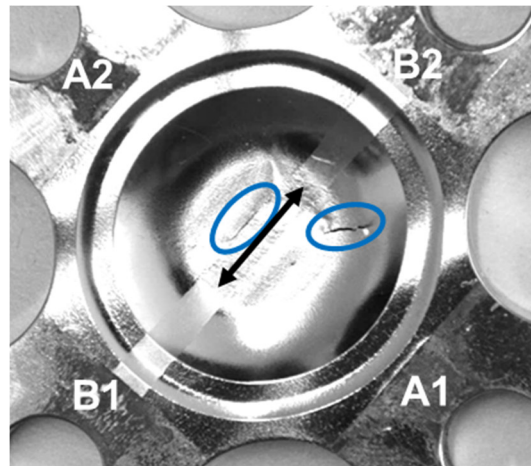
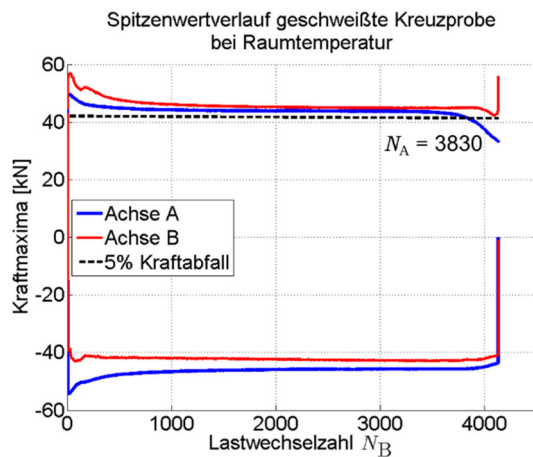


Abbildung 88: Geschweißte Kreuzprobe bei Raumtemperatur; links: Kraft-Spitzenwertverläufe beider Achsen; rechts: Anrissorte entlang der Prüzzone

Abbildung 89 links zeigt die Dehnungs- und Kraftverläufe beider Achsen bei $N = N_A/2$. Die resultierenden Kraftverläufe zeigen keine besonderen Auffälligkeiten. Die Achse A entspricht dabei der x -Richtung und die Achse B der y -Richtung. Die Hysteresen entlang beider Achsen sind in Abbildung 89 rechts dargestellt. Die ermittelten elastischen und plastischen Anteile entlang beider Achsen sind annähernd gleich und decken sich mit den Anteilen aus den einachsigen Versuchen. Dabei ist der elastische Anteil der Achse B minimal höher und resultiert aus dem Verlauf der Schweißnaht.

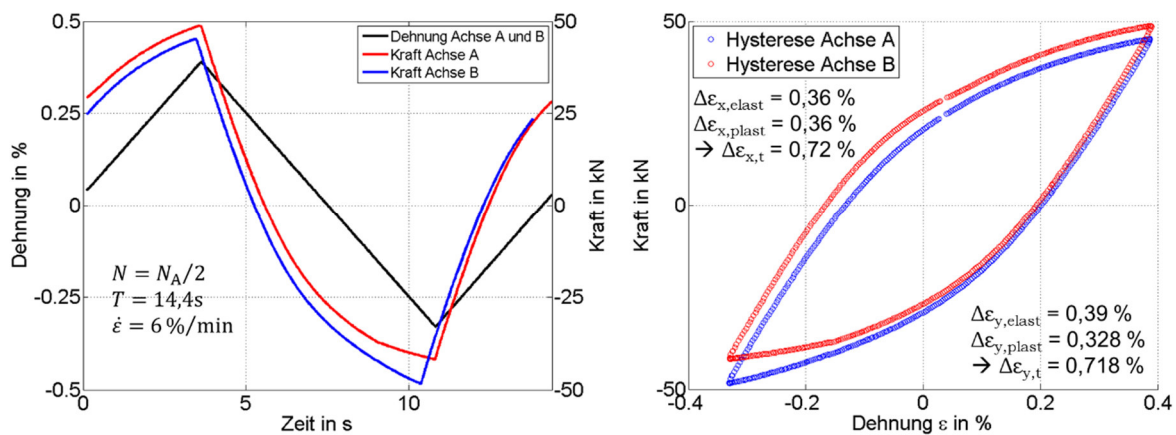


Abbildung 89: Zyklus bei $N = N_A/2$ für geschweißte Kreuzprobe bei Raumtemperatur; links: Kraft und Dehnungsverläufe über Zeit; rechts; Hysteresen beider Achsen

Der Lebensdauer aus dem Kreuzprobenversuch bei Raumtemperatur ist in Abbildung 90 die Lebensdauern aus den einachsigen Versuchen an geschweißten Rundproben gegenübergestellt. Die geschweißte Kreuzprobe zeigt ein Versagen in unmittelbarer Nähe der Schweißnaht.

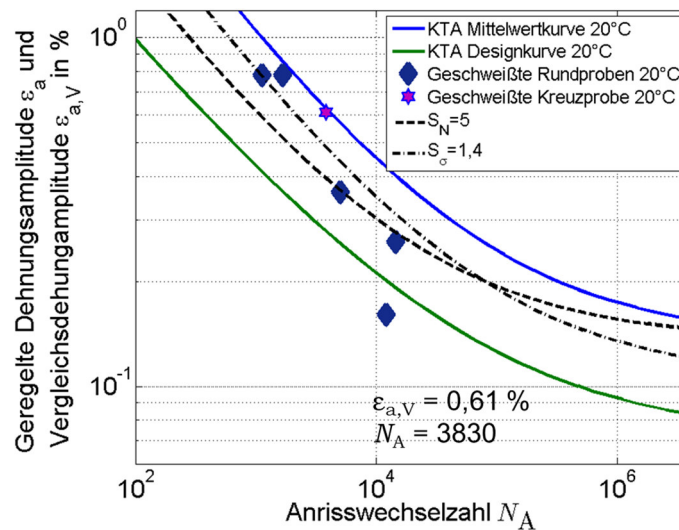


Abbildung 90: Versuchsergebnis der geschweißten Kreuzprobe und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei Raumtemperatur

Versuche bei 350°C

Die geregelte Dehnungsamplitude der Versuche bei 350°C in x- und y-Richtung ist wie bei dem Versuch bei Raumtemperatur $\varepsilon_a = 0,36\%$. Entsprechend lässt sich wieder eine Dehnungskomponenten in z-Richtung bestimmen und die von Mises Vergleichsdehnungsschwingbreite berechnen $\Delta\varepsilon_V = 1,08\%$. Damit ergibt sich mit der Mittelwertkurve des Grundwerkstoffs eine Anrisswechselzahl von $N_A = 4000$ Zyklen.

Die Spitzenwertverläufe beider Achsen des ersten Versuchs bei 350°C sind in Abbildung 91 links dargestellt. Im Vergleich zu den Verläufen bei Raumtemperatur stellen sich allgemein geringere Kräfte ein. Die Anrisswechselzahl der geschweißten Kreuzproben bei 350°C wurde zu $N_A = 2070$ bestimmt, wobei die Prüfung erst nach weiteren 1000 Zyklen ausgefallen ist.

In Abbildung 91 rechts sind der Rissverläufe entlang der Prüfzone dargestellt. Im 45° Winkel verläuft ein Riss durch die Schweißnaht bis hin zum Radiusübergang zwischen B1 und A1. Auf der A2 Achsenseite entsteht ein Riss parallel zur Schweißnaht in einiger Entfernung zum Schweißgut.

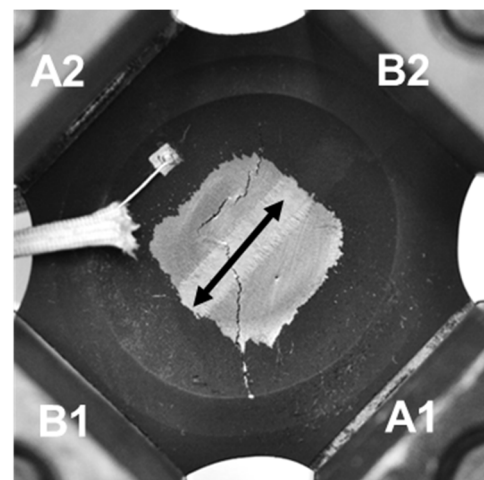
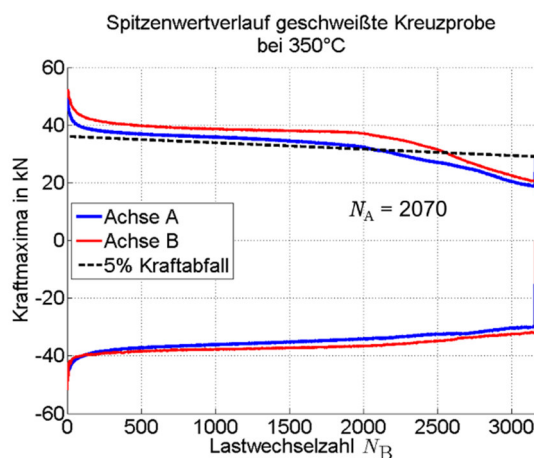


Abbildung 91: Geschweißte Kreuzprobe bei 350°C; links: Kraft-Spitzenwertverläufe beider Achsen; rechts: Anrissorte entlang der Prüfzone

Die Kraft- und Dehnungsverläufe beider Achsen im Zyklus $N = N_A/2$ sind in Abbildung 92 dargestellt. Bei 350°C sind die elastischen und plastischen Anteile, abgeleitet aus den Hysteresen in beide Raumrichtungen, annähernd gleich. Der plastische Anteil der Hysteresen fällt bei 350°C höher aus, als bei Raumtemperatur.

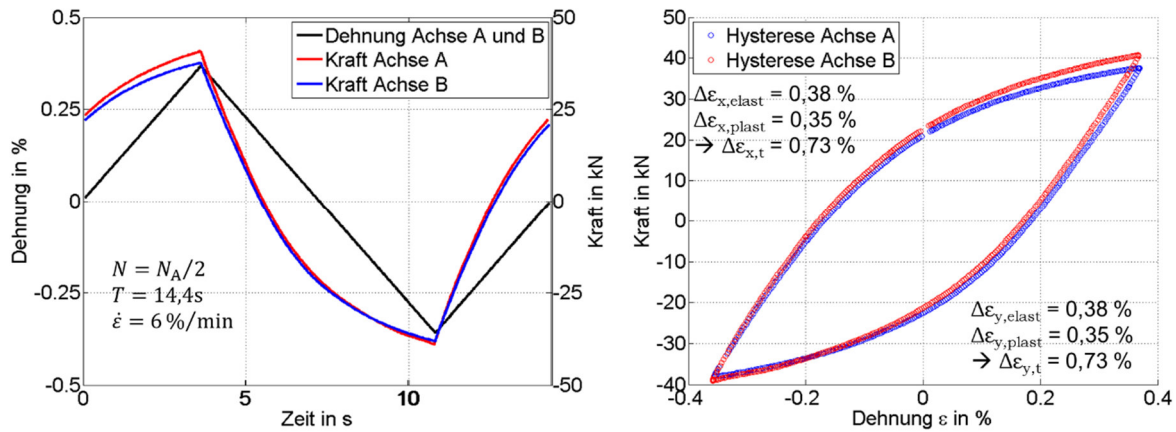


Abbildung 92: Zyklus bei $N = N_A/2$ für geschweißte Kreuzprobe bei 350°C; links: Kraft und Dehnungsverläufe über Zeit; rechts: Hysteresen beider Achsen

Die Kraftspitzenwertverläufe eines isothermen Wiederholungsversuchs bei 350°C sind in Abbildung 93 links dargestellt. Die Anrisswechselzahl ist in diesem Versuch mit $N_A = 2224$ vergleichbar mit der Anrisswechselzahl im Versuch zuvor.

Der Anriss erfolgt am Rand der Prüfzone, Abbildung 93 rechts. Dabei verläuft der Riss parallel zur Schweißnaht senkrecht zur A-Achse.

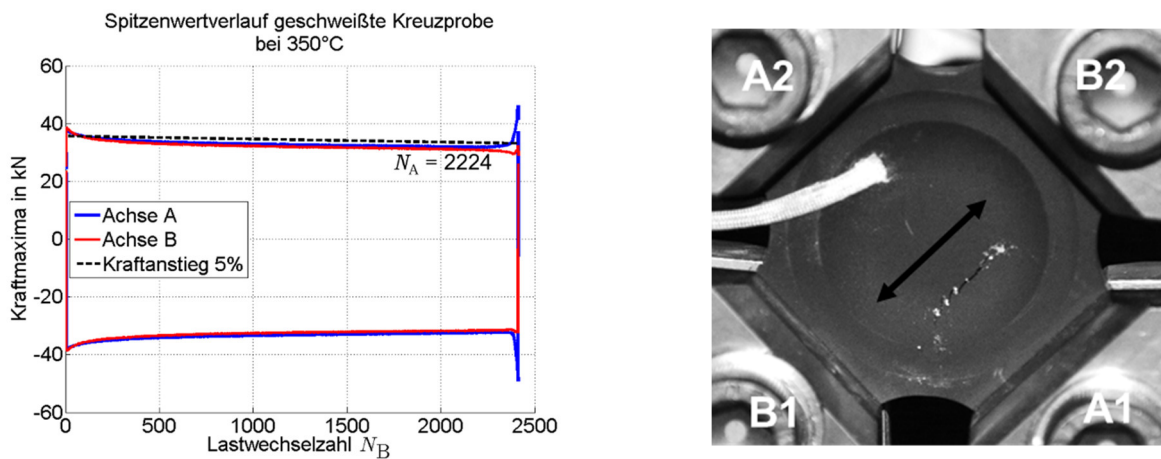


Abbildung 93: Wiederholungsversuch bei 350°C; links: Kraft-Spitzenwertverläufe beider Achsen; rechts: Anrissort entlang der Prüfzone

Beide Versuchsergebnisse sind in Abbildung 94 mit dargestellt. Die von Mises Vergleichsdehnungsschwingweite ermittelt aus den Versuchsdaten nach Versuchsende fällt geringfügig höher aus, als die bestimmte Vergleichsdehnungsschwingweite ermittelt aus den einachsigen Versuchen an geschweißten Rundproben.

Die Anrisswechselzahlen der Versuche bei erhöhten Temperaturen fällt kürzer aus als die Anrisswechselzahl bei Raumtemperatur. Der Temperaturunterschied macht sich trotz hoher Vergleichsdehnung bemerkbar.

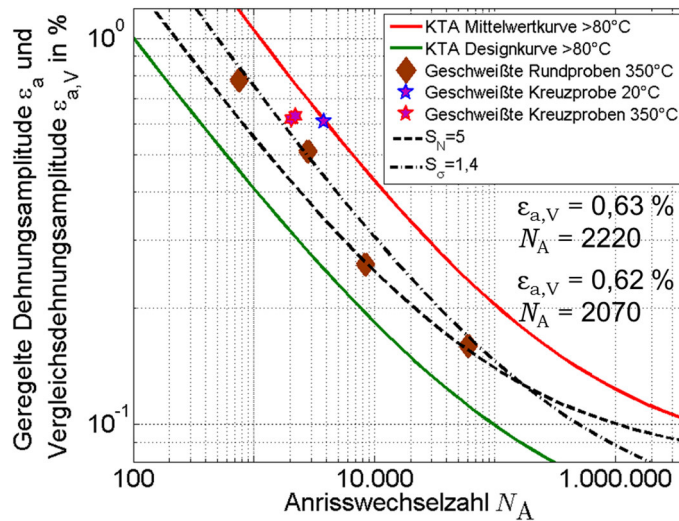


Abbildung 94: Versuchsergebnis der geschweißten Kreuzproben und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei erhöhten Temperaturen

3.6.4 Anisotherme Versuche

Die kraftgeregelten Versuche ermöglichten es, die optische Dehnungsfeldmessung parallel anzuwenden. Als Referenz diente eine Probe ohne Schweißnaht aber mit gleicher thermischen und mechanischen Belastung.

Da die kraftgeregelten Versuche ein starkes Ratcheting zeigten, wurden weiterhin anisotherme dehnungsgeregelte Versuche an zwei weiteren Kreuzproben durchgeführt. Dabei kamen zwei Kreuzproben zum Einsatz, die sich in der Orientierung der Schweißnaht unterscheiden.

Kraftgeregelte Versuche

Der zeitliche Temperatur- und Kraftverlauf ist in Abbildung 95 dargestellt. Um die Temperaturrampen von ca. 7 K/s zu gewährleisten, beträgt die Zyklusdauer 60 s. Die Temperatur und die Kraft wurden jeweils als Dreieckszyklus in Phase geschaltet.

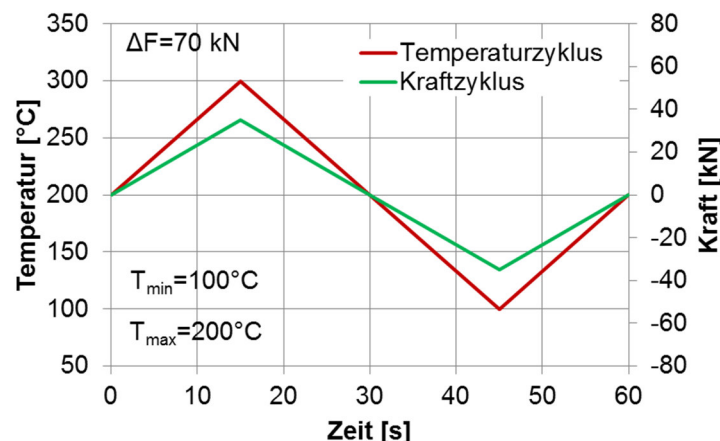


Abbildung 95: Vorgabezyklus kraftgeregelte Kreuzprobenversuche

Vergleichsprobe ohne Schweißnaht

Abbildung 96 zeigt die vom optischen System bestimmte von Mises Vergleichsdehnung der Referenzprobe ohne Schweißverbindung am Anfang der Versuchsdurchführung und im Zugmaximum. Die Abbildung verdeutlicht die anfängliche homogene Dehnungsverteilung innerhalb der Prüfzone. Der Auswertebereich für die nachfolgenden Untersuchungen ist das gekennzeichnete Bereich innerhalb der Prüfzone und umfasst knapp 1640 Messpunkte (blau). Über dieses Messfeld werden die Dehnungen statistisch gemittelt um eine robuste Aussage über die Einzelkomponenten zu bekommen. Dazu wurde das Hauptachsensystem so gedreht, dass die A Achse der x-Richtung entspricht und die B Achse der y-Richtung.

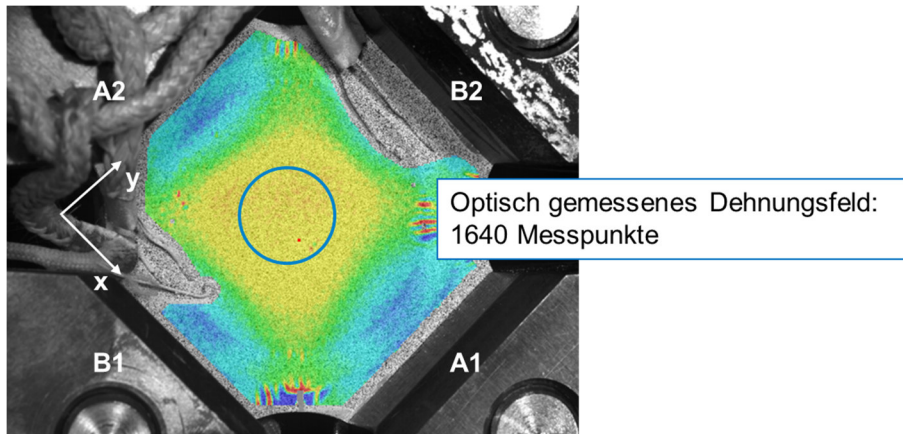


Abbildung 96: Von Mises Vergleichsdehnung im Zugmaximum einer Kreuzprobe mit Auswertebereich

Beim schnellen Heizen entstehen Gradienten entlang der Prüfzone auf Grund der gewickelten Spulengeometrie und der räumlichen Anordnung der Spule zur Probe. Beim Kühlen der Prüfzone wird der Luftstrom teilweise durch die Heizspule verdeckt und es bilden sich ebenfalls Gradienten im Temperaturverlauf. Exemplarisch ist das Temperaturfeld für die drei Stützstellen T_{\max} , T_{mittel} und T_{\min} in Abbildung 97 dargestellt, wobei einzelnen Messpunkte hervorgehoben sind. Die Temperatur wurde so eingestellt, dass der heißeste und kälteste Punkt der Vorgabetemperatur entspricht.

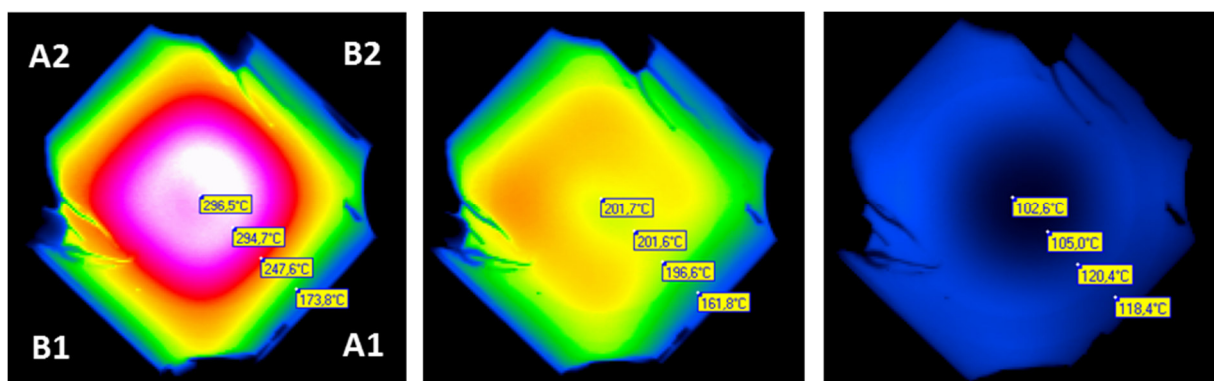


Abbildung 97: Temperaturverteilung entlang der Kreuzprobe innerhalb des geregelten Zykluses für T_{\max} , T_{mittel} und T_{\min}

Die resultierende thermische Dehnung für den Fall, dass die Prüfmaschine in Kraft-Null-Regelung bleibt, wurde mittels optischer Dehnungsfeldmessung im optischen Dehnungsfeld bestimmt. Kraft-Null-Regelung bedeutet, dass sich die Probe ungehindert ausdehnen kann ohne Zwängungen durch die Prüfmaschine zu erfahren. Es muss auch darauf geachtet werden, dass die Temperaturdifferenz zwischen Prüfzone und Stützring nicht zu groß wird. Da sonst plastische Verformungen induziert werden können. Die bestimmte thermische Dehnung

ist in Abbildung 98 links dargestellt. Sie entspricht im Verlauf gut der Temperaturvorgabe und zeigt die Spitzenwerte $\varepsilon_{\text{therm}} = \pm 0,11\%$, was von der erwarteten thermischen Dehnung $\varepsilon_{\text{therm}} = \alpha_T \cdot \Delta T = \pm 0,17\%$ abweicht mit $\alpha_T = 17 \cdot 10^{-6} \text{K}^{-1}$ und $\Delta T = 200^\circ\text{C}$. Die thermische Dehnung, die optisch gemessen wird, ist über die gesamte Prüfzone gemittelt. Die Temperatur wurde nur an einem Punkt gemessen und vernachlässigt die Temperaturgradienten entlang der Prüfzone.

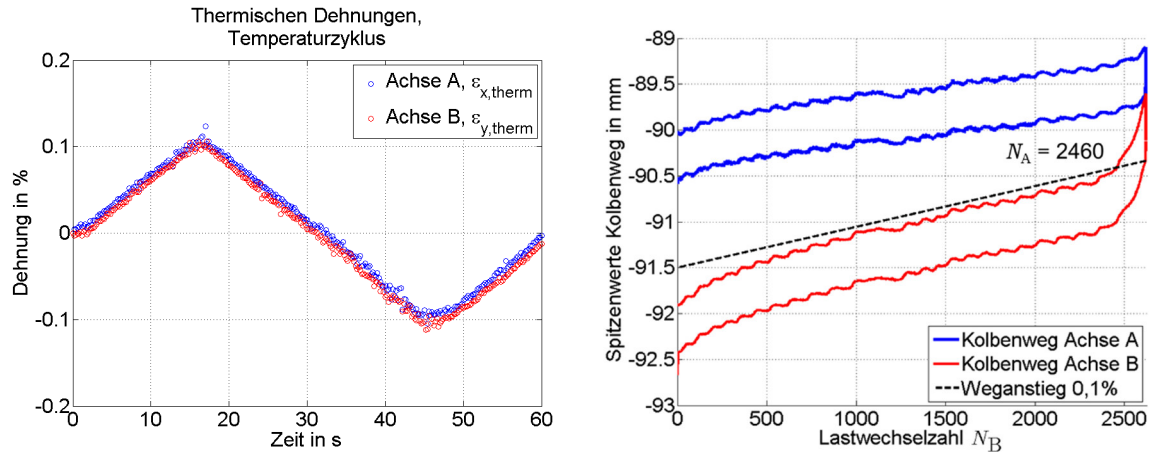


Abbildung 98: Links: Thermische Dehnung innerhalb des optischen Dehnungsfeldes, rechts: Spitzenwertverlauf des globalen Wegverlaufs der Prüfmaschine

Abbildung 98 rechts zeigt den Spitzenwertverlauf des globalen Kolbenwegs während der gesamten Versuchsdurchführung, anhand dessen die Anrisswechselzahl bestimmt wird. Dazu wurde ein Weganstieg von 0,1 % definiert. Die Welligkeit der Spitzenwerte ist beeinflusst von der Hydraulik-Öltemperatur und der Umgebungstemperatur der Prüfmaschine.

Der Kolbenweg zeigt entlang beider Achsen deutliche Anstiege, wobei der Weg der Achse B steiler ansteigt. Die Werkstoffe entfestigen bei höheren Temperaturen und hohen Dehnungen. Bei konstanter Kraftamplitude von wird daher immer mehr Weg zurückgelegt und die Dehnungen in Zugrichtung akkumuliert.

In Abbildung 99 links ist der Spitzenwertverlauf der örtlich gemessenen Dehnungen entlang der Prüfzone und während der gesamten Versuchsdurchführung dargestellt. Das Ratcheting zeigt sich auch im lokalen Dehnungsverlauf. Innerhalb der Prüfung wurden vereinzelt vollständige Zyklen aufgenommen (Abbildung 99 rechts), dessen Spitzenwerte hier dargestellt sind. Die Dehnungen in beide Richtungen steigen deutlich, wobei auch hier wieder die Dehnungen entlang der Achse B (ε_y) stärker ansteigt und somit die Messung des Kolbenwegs bestätigt. Die gemessene Dehnungsschwingbreite bleibt für beide Achsen und über die gesamte Versuchsdauer annähernd gleich.

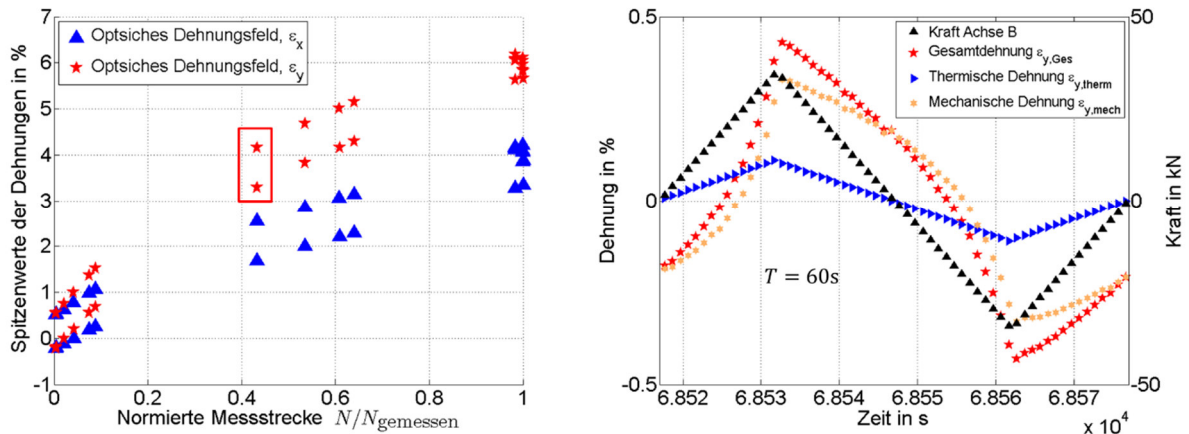


Abbildung 99: Beanspruchung der ungeschweißten Kreuzprobe; links: Spitzenwertverlauf der Dehnungen entlang beider Achsen; rechts: Messung der Dehnung und Kraft bei $N \approx N_A/2$

Der in Abbildung 99 links hervorgehobene Zyklus wird rechts vollständig und ohne Mitteldehnung dargestellt. Die mechanischen Dehnungen lassen sich anhand der gemessenen Gesamtdéhnungen und der linearisierten thermischen Déhnung berechnen. Das Kraftsignal ist ebenfalls in Abbildung 99 links rechts dargestellt. Der Gesamtdéhnungsverlauf zeigt keine besonderen Auffälligkeiten. Aus der berechneten mechanischen Déhnung lässt sich die Hysterese bei annähernd $N_A/2$ darstellen, Abbildung 100 links. Auf Grundlage der ermittelten Hysteresen lässt sich nun wieder eine Vergleichsdehnung nach von Mises bestimmen. Das Ergebnis der Kreuzprobe ohne Schweißnaht ist in Abbildung 100 rechts ohne Mitteldehnungseinfluss dargestellt und den Ergebnissen der bisherigen Kreuzproben gegenübergestellt.

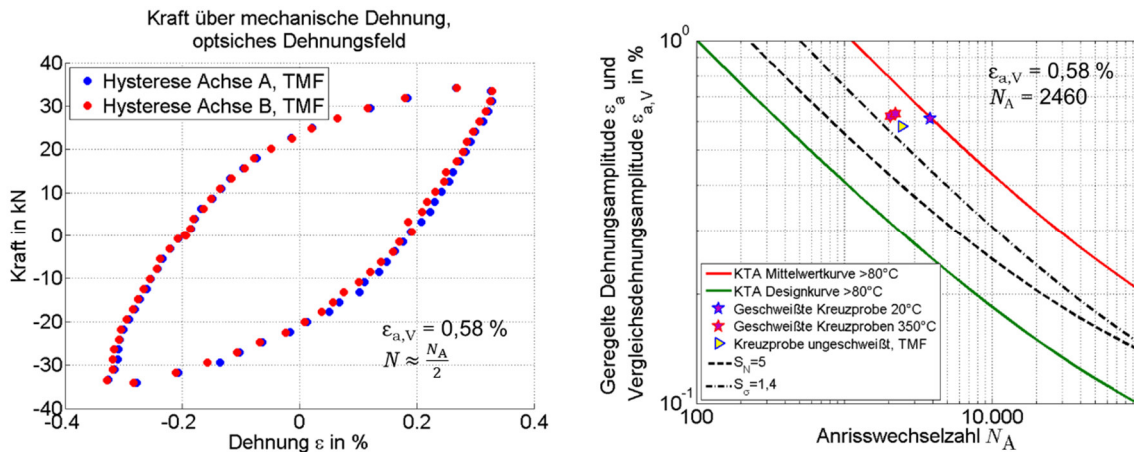


Abbildung 100: Beurteilung der Kreuzprobe ohne Schweißnaht unter TMF-Beanspruchung; links: ermittelte Kraft-Dehnungs-Hysteresen beider Achsen; rechts: Versuchsergebnisse und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei erhöhten Temperaturen

Die Dehnungsverteilungen entlang der Prüfzone in beide Hauptachsenrichtungen bei $N \approx N_A/2$ im Zugmaximum sind in Abbildung 101 dargestellt. In x-Richtung ist die Dehnungsverteilung im Prüfbereich annähernd homogen. In y-Richtung zeigt sich dagegen bereit eine Dehnungskonzentration zum Radius der Prüfzone hin, außerhalb des Prüfbereichs. Da bei dehnungsgeregelten Versuchen in [19] die Anrisse ebenfalls außerhalb des Prüfbereichs entlang einer Achse auftraten, wird nicht von einem Ratcheting-Effekt ausgegangen. Die erneute Betrachtung des Temperaturfeldes bei T_{max} (Abbildung 97) zeigt am Ort der höchsten Dehnungen auch die höchsten Temperaturen. Im Bereich höherer Temperaturen verhält sich das Material geringfügig duktiler und lässt somit mehr Déhnung zu.

Dehnungsverteilung im Zugmaximum

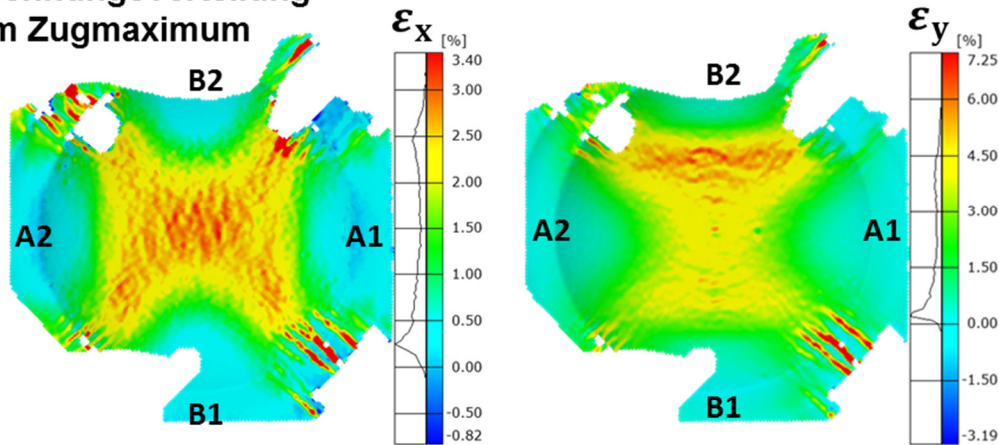


Abbildung 101: Dehnungsverteilung der ungeschweißten Kreuzprobe entlang beider Achsen im Zugmaximum bei $N \approx N_A/2$ unter TMF Beanspruchung

Der Anriss initiierte aber abschließend auf der gegenüberliegenden Seite zur Dehnungskonzentration bei B1 (Abbildung 102). Metallografische Untersuchungen haben gezeigt, dass die Rissinitiierung von der Heizspulenseite ausgeht. Die lokal wirkenden Spannungen lassen sich kaum noch analytisch bestimmen. Eine Alternative bietet die rechnerische Ermittlung von Spannungen und Dehnungen mittels der Finiten-Elementen-Methode.

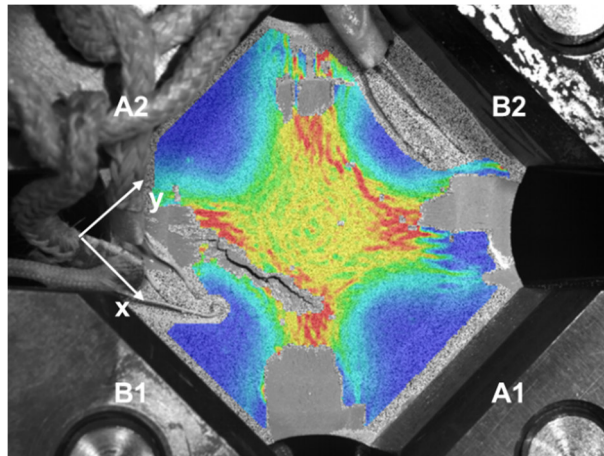


Abbildung 102: Von Mises Vergleichsdehnung im Zugmaximum einer ungeschweißten Kreuzprobe mit Anriss

Geschweißte Kreuzprobe

Abbildung 103 zeigt die vom optischen System bestimmte von Mises Vergleichsdehnung, in einem anfänglichen Zugmaximum der geschweißten Kreuzprobe. Der Doppelpfeil symbolisierte die Schweißnaht. Der globale Auswertebereich innerhalb der Prüfzone ist wieder blau umkreist. Zudem wird ein lokaler Auswertebereich der Dehnungen erstellt (grün). Die Verteilung der Vergleichsdehnung zeigt sich dieses Mal weniger homogen im Vergleich zur ungeschweißten Kreuzprobe. Parallel zur Schweißnaht kommt es zu einer Dehnungskonzentration, wo später auch der Anriss entsteht.

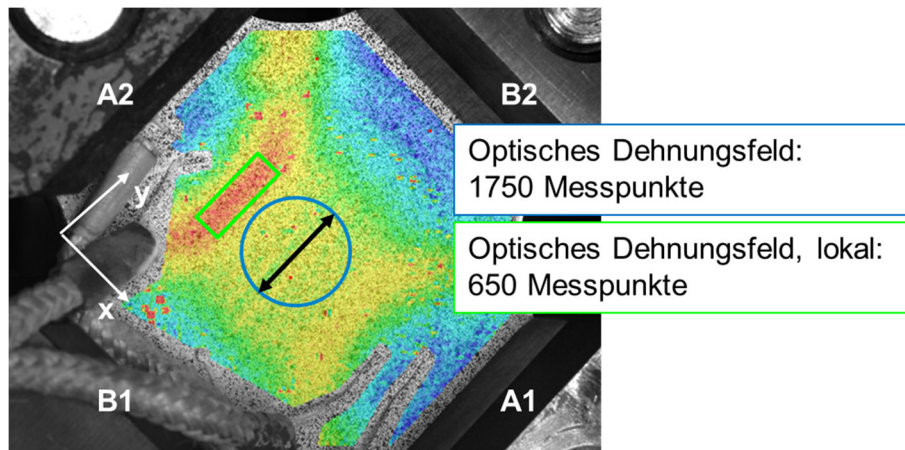


Abbildung 103: Von Mises Vergleichsdehnung im Zugmaximum einer geschweißten Kreuzprobe mit globalem und lokalem Auswertebereich

Die Temperaturverteilungen für T_{\max} , T_{mittel} und T_{\min} sind in Abbildung 104 dargestellt. Sie unterscheidet sich leicht von der Temperaturverteilung entlang der ungeschweißten Kreuzprobe. Die Temperaturverteilung muss für jede Probe neu eingestellt werden und kann nicht direkt von früheren Einstellungen übernommen werden.

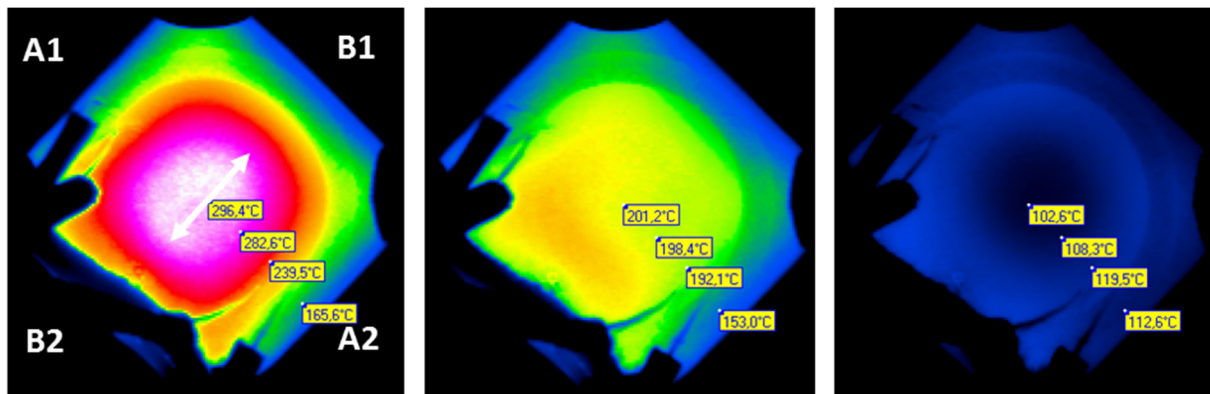


Abbildung 104: Temperaturverteilung entlang der geschweißten Kreuzprobe innerhalb des geregelten Zykluses für T_{\max} , T_{mittel} und T_{\min}

Die resultierende thermische Dehnung ist in Abbildung 105 links dargestellt. Die gemessenen thermischen Dehnungen in beide Achsenrichtungen entlang der Prüfzone sind mit $\epsilon_{\text{therm}} = \pm 0,11\%$ gleich denjenigen der ungeschweißten Kreuzprobe.

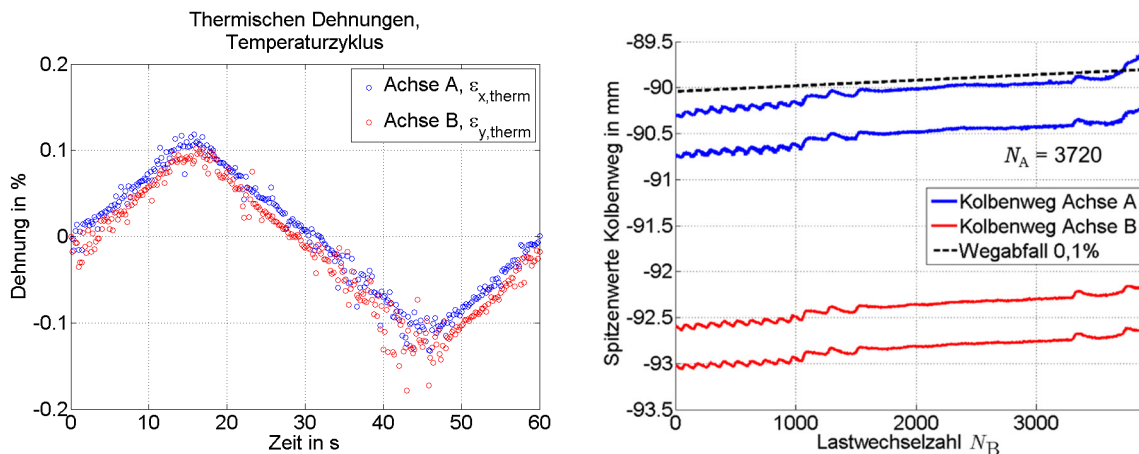


Abbildung 105: Thermische Dehnung der geschweißten Kreuzprobe innerhalb des optischen Dehnungsfeldes, rechts: Spitzenwertverlauf des globalen Wegverlaufs der Prüfmaschine

Die Bestimmung der Anrisswechselzahl erfolgt wieder anhand der Spitzenwertverläufe des Kolbenwegs, Abbildung 105 rechts. Im Vergleich zur Kreuzprobe ohne Schweißnaht zeigt sich eine längere Lebensdauer mit $N_A = 3720$. Der wellige Verlauf des Kolbenwegs ist wieder bestimmt durch die Öltemperatur des Systems und der Umgebungstemperatur. Die Steigungen beider Spitzenwertverläufe weisen wieder auf Ratcheting hin.

Lokal innerhalb der Prüfzone werden wieder die Dehnungen entlang beider Achsen ausgewertet (Abbildung 106 links). Im Vergleich zur ungeschweißten Kreuzprobe fallen die akkumulierten Dehnungen geringer aus. Die Schweißnaht macht die Kreuzprobe in beide Raumrichtungen steifer, damit fallen der Kolbenweg und die gemessenen Dehnungsschwingbreiten (ε_{Ges}) innerhalb der Prüfzone bei gleicher Kraft geringer aus, Abbildung 106 rechts.

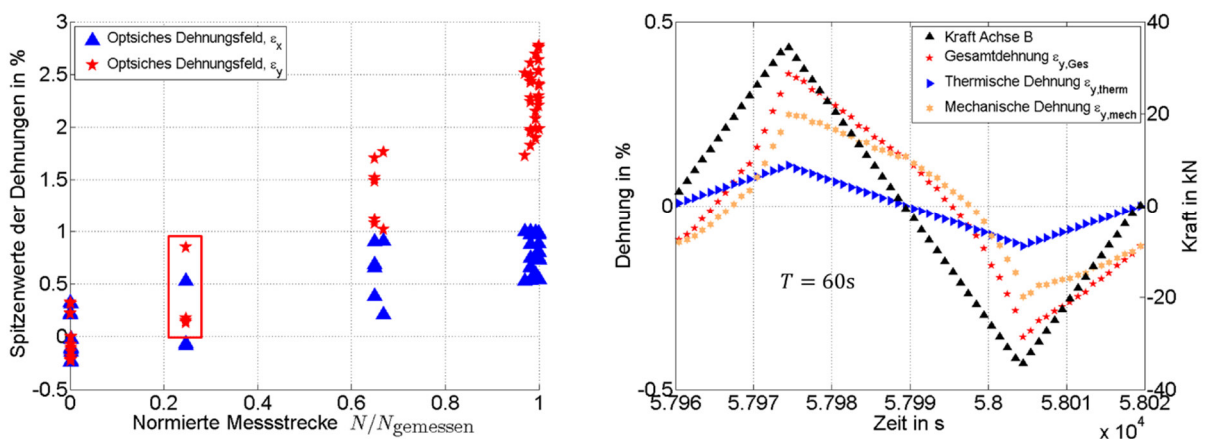


Abbildung 106: Beanspruchung der geschweißten Kreuzprobe; links: Spitzenwertverlauf der Dehnungen entlang beider Achsen; rechts: Messung der Dehnung und Kraft $N \approx N_A/3$

Die ermittelten Hysteresenverläufe entlang beide Achsrichtungen sind in Abbildung 107, links dargestellt. Die gemessenen Dehnungen in beide Richtungen innerhalb der Prüfzone unterscheiden sich, bestimmt durch die Schweißverbindung. Dabei fallen die Dehnungen in x-Richtung geringer aus, als in y-Richtung. Abbildung 107 zeigt die Ergebnisse der bisher geprüften Kreuzproben und die Einordnung der geschweißten Proben unter TMF-Bedingungen. Die ermittelte von Mises Vergleichsdehnungsschwingbreite im Prüfzonenbereich unterschätzt die tatsächlich lokale Dehnung.

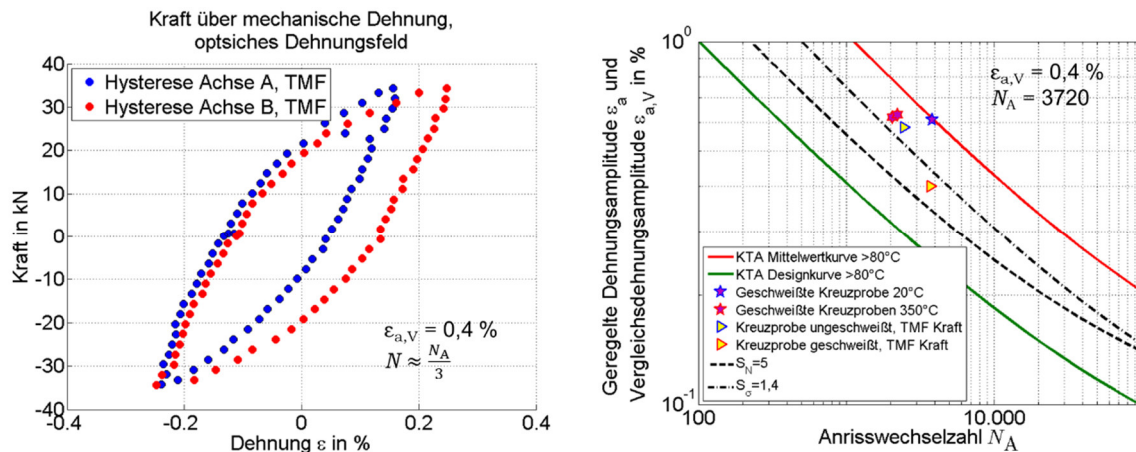


Abbildung 107: Beurteilung der geschweißten Kreuzprobe unter TMF-Bedingungen; links: ermittelte Kraft-Dehnungs-Hysteresen beider Achsen; rechts: Versuchsergebnis und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei erhöhten Temperaturen

Abbildung 108 zeigt die Dehnungsverteilungen innerhalb der geschweißten Kreuzprobe bei $N \approx N_A/3$ im Zugmaximum des Zyklus. In x -Richtung ist eine deutliche Dehnungskonzentration im Grundwerkstoff zu sehen. Dass im Grundwerkstoff zur Dehnungskonzentration kommt, wurde bereits bei den Versuchen mit einachsigen Proben beobachtet. Der Bereich hoher Dehnungen fällt mit dem Radiusübergang zusammen, der ebenfalls als kritischer Bereich angesehen wird, vergleiche den Abschnitt zuvor. Die Dehnungskonzentration befindet sich in einiger Entfernung zum Schweißgut und ist beeinflusst durch die Werkstoffinhomogenität entlang der Schweißnaht.

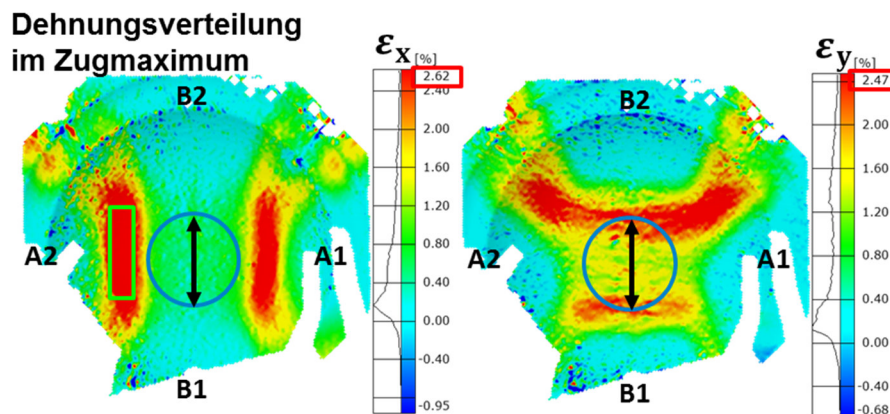


Abbildung 108: Dehnungsverteilung der geschweißten Kreuzprobe entlang beider Achsen im Zugmaximum bei $N \approx N_A/3$ unter TMF Beanspruchung

Wie bei den Versuchen an einachsigen Proben lassen sich die örtlichen Dehnungen beurteilen. Dazu wird die Vergleichsdehnung innerhalb des lokalen Dehnungsfelds (650 Messpunkte) bestimmt. Das Ergebnis der einzelnen Dehnungskomponenten ist in Abbildung 109 links dargestellt. Die ermittelte lokale Vergleichsdehnung zeigt eine starke Annäherung an die Mittelwertkurve bei erhöhten Temperaturen. Der Einfluss der Mitteldehnung wurde wie zuvor außer Acht gelassen.

Zwischen der globalen Vergleichsdehnung innerhalb der Prüfzone und dem lokalen Wert am Ort des Versagens zeigt sich wieder der Faktor $S_{MN} = 1,4$.

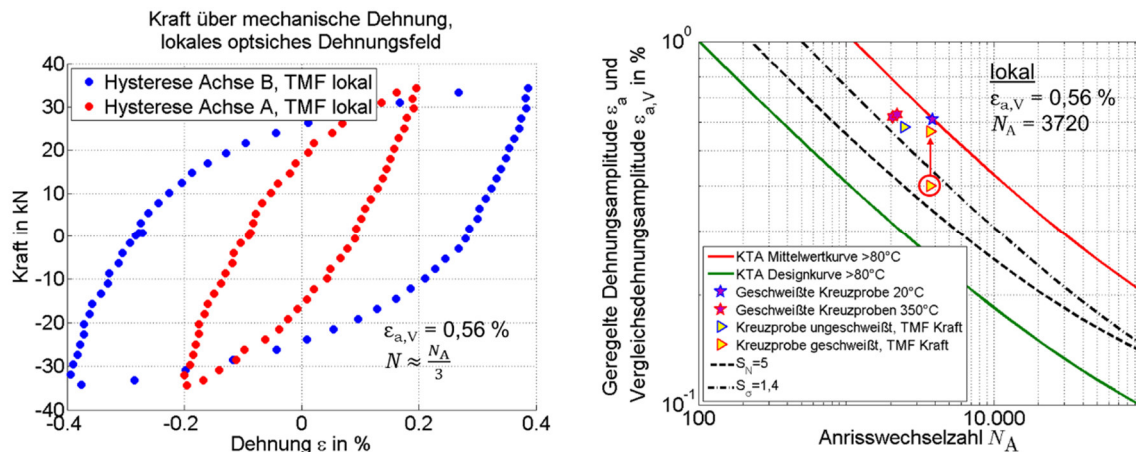


Abbildung 109: Beurteilung der lokalen Dehnungen innerhalb der geschweißten Kreuzprobe; links: ermittelte Kraft-Dehnungs-Hysteresen beider Achsen; rechts: Versuchsergebnisse und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei erhöhten Temperaturen

Der Anriss erfolgte entlang der A Achse (Abbildung 110) und ist beeinflusst durch den Verlauf der Schweißnaht und dem Radiusübergang der Geometrie.

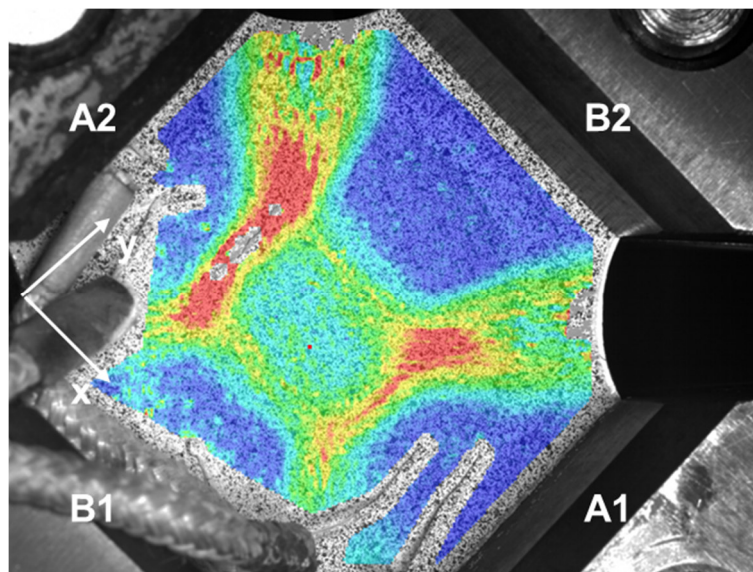


Abbildung 110: Von Mises Vergleichsdehnung im Zugmaximum einer geschweißten Kreuzprobe mit Anriss

Dehnungsgeregelte Versuche

Abbildung 111 zeigt den Vorgabezyklus der dehnungsgeregelten Kreuzprobenversuche unter thermo-mechanischer Beanspruchung. Der TMF-Zyklus entspricht in diesem Fall einem Out-of-Phase-Zyklus.

In Rohrleitungen bilden sich mechanische Dehnungen auf Grund des Temperaturgradienten innerhalb des Rohrquerschnitts. Der Temperaturgradient entsteht auf Grund des Temperaturunterschieds von der Rohrrinnen (Fluidtemperatur)- und -außenseite (Umgebungstemperatur). Bei der größten Temperaturdifferenz T_{max} zu T_{min} ergeben sich die größten mechanischen Dehnungen.

Die Zyklusform der mechanischen Dehnungen ist in Annäherung an die vorherigen Experimente weiterhin ein Dreieck, mit der Dehnungsschwingbreite $\Delta\epsilon_{mech} = 0,72 \%$ für beide Achsen. Um die Einstellung des Temperaturzykluses zu vereinfachen wird nur ein Dreieck, mit

einer einzelnen Heiz- und Abkühlrampe, geregelt. Die Spitzenwerte der Temperatur sind in Anlehnung an [19] $T_{\min}=55^{\circ}\text{C}$ bis $T_{\max}=240^{\circ}\text{C}$. Die Zyklusdauer entspricht weiterhin 60 s.

Aus der Vorgabe der mechanischen Dehnungen als Dreieck und der Messung der thermischen Dehnungen kann die zu regelnden Größen ϵ_{Ges} für beide Achsen ermittelt werden, Abbildung 111 rechts.

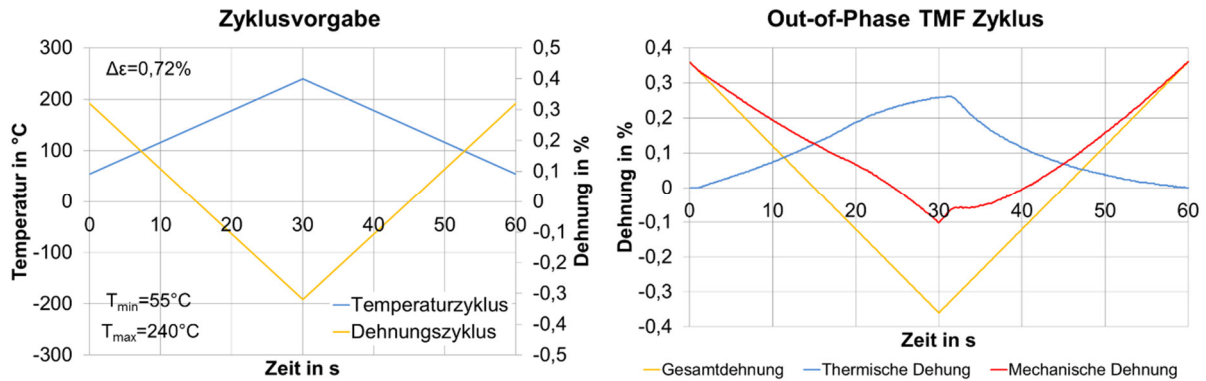


Abbildung 111: Vorgabezyklus dehnungsgeregelter Kreuzprobenversuche

Kreuzprobe mit paralleler Schweißung

Der erste TMF Versuch erfolgte an einer Kreuzprobe mit paralleler Schweißnaht. Die Orientierung der Schweißnaht ist dieselbe wie bei den isothermen und kraftgeregelten Kreuzprobenversuchen. Die Kraft-Spitzenwertverläufe entlang beider Achsen des TMF-Versuchs sind in Abbildung 112 links dargestellt.

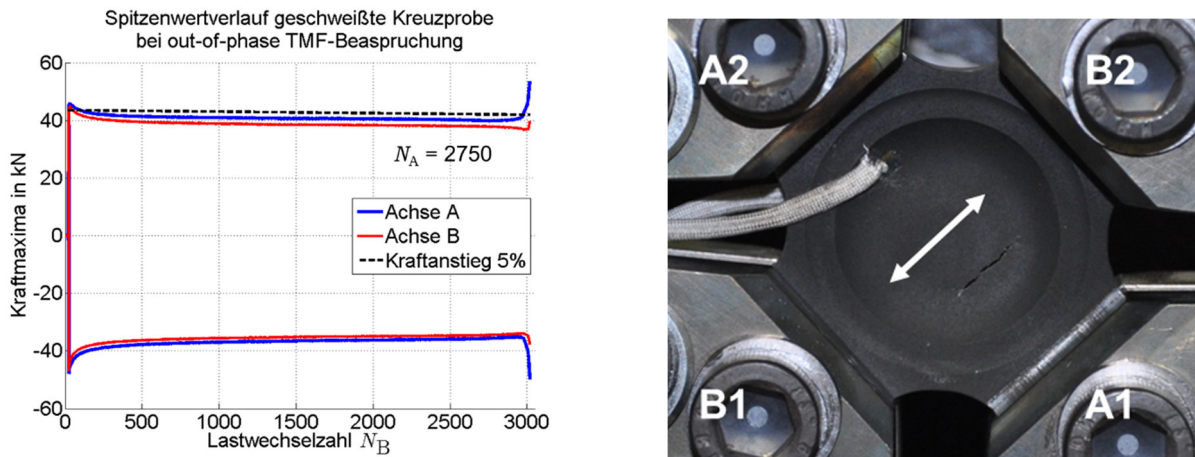


Abbildung 112: Parallel geschweißte Kreuzprobe unter TMF-Beanspruchung; links: Kraft-Spitzenwertverläufe beider Achsen; rechts: Anrissort entlang der Prüfzone

Der Anriss verläuft parallel zur Schweißnaht im Bereich des Radiusübergangs, vergleiche Abbildung 112 rechts. Die gemessenen Größen aus der Prüfung sind in Abbildung 113 links dargestellt, wobei die gemessenen Kraft-Dehnungs-Verläufe beider Achsen rechts aufgeführt sind. Den abgebildeten Hysteresen ist farblich der Temperaturzyklus hinterlegt.

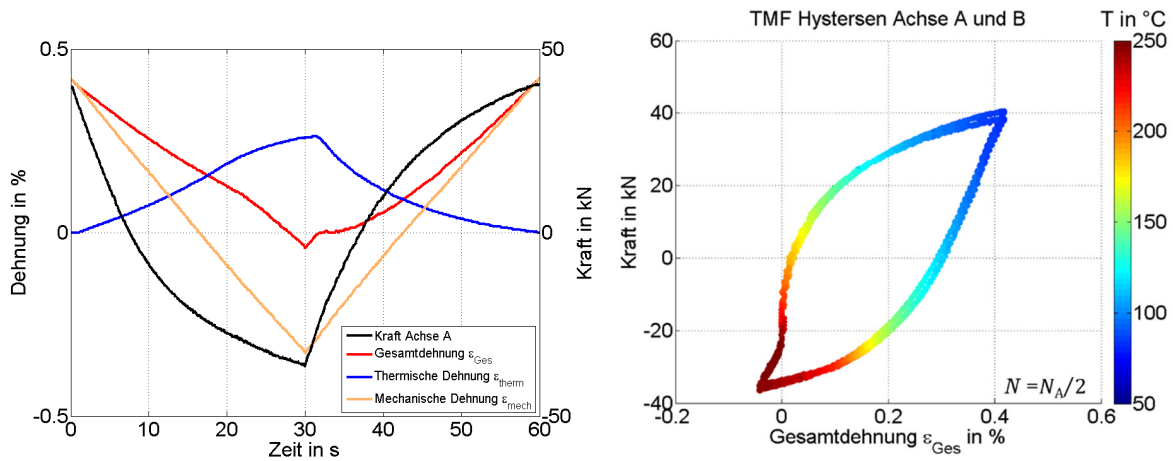


Abbildung 113: Beanspruchung parallel geschweißte Kreuzprobe unter TMF-Beanspruchung; links: Messung der Dehnung und Kraft bei $N = N_A/2$; rechts: Gemessene Kraft-Dehnungs-Hystese

Die mechanischen Dehnungen lassen sich aus den gemessenen Größen zurückrechnen und in einer Hysteresis darstellen, Abbildung 114 links. Die Hysteresen weisen eine positive Mitteldehnung und –spannung auf. Grund für die positive Mitteldehnung ist das Umschalten innerhalb der Maschinenregelung und damit versuchsbedingt. Die positive Mittelkraft resultiert teilweise aus der Mitteldehnung, ist aber auch ein typischer Effekt bei thermo-mechanischen Out-of-Phase Versuchen.

Die berechnete Vergleichsdehnung der thermo-mechanisch beanspruchten Probe entspricht annähernd der Vergleichsdehnung der isothermen beanspruchten Kreuzproben, vergleiche Abbildung 114 rechts. Dabei liegt die Anrisswechselzahl der parallel geschweißten Kreuzprobe unter TMF-Bedingung zwischen den Ergebnissen der isotherm beanspruchten Kreuzproben unter äquivalenter Last.

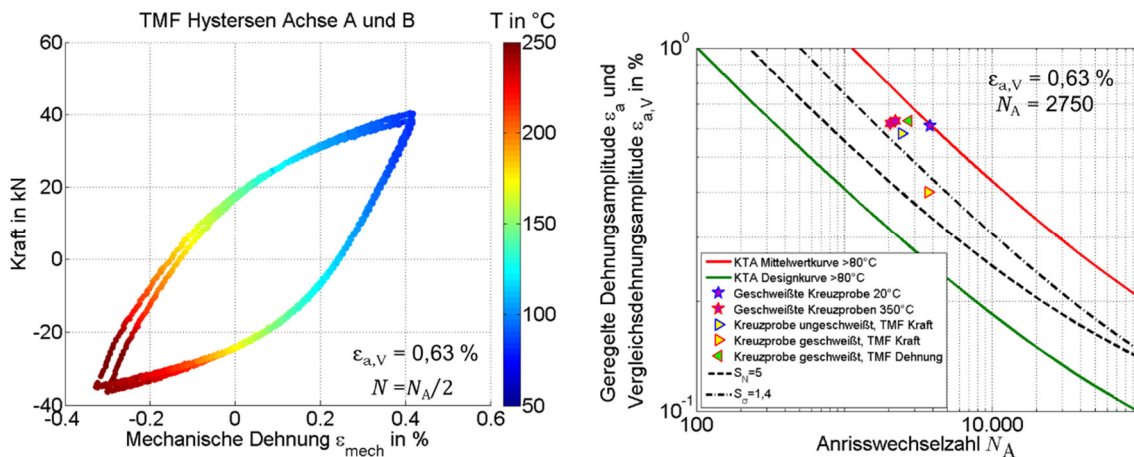


Abbildung 114: Beurteilung der parallel geschweißten Kreuzprobe unter TMF-Beanspruchung; links: Hysteresis, Kraft über berechnete mechanische Dehnung bei $N = N_A/2$; rechts: Versuchsergebnisse und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei erhöhten Temperaturen

Kreuzprobe mit diagonaler Schweißung

In einem weiteren Versuch wurde eine Kreuzprobe mit diagonaler Schweißnaht unter TMF-Bedingungen getestet. Die Versuchsbedingungen entsprechen denen zuvor. Die Kraft-Spitzenwertverläufe beider Achsen sind mit dem Spitzenwertverlauf der parallel geschweißten Kreuzprobe vergleichbar, Abbildung 115 links.

Die Anrisswechselzahl und der Rissverlauf zeigen jedoch einen deutlichen Unterschied zur parallel geschweißten Kreuzprobe. Die diagonal geschweißte Probe weist eine um ein Drittel kürzere Lebensdauer auf und der Riss verläuft senkrecht durch die Schweißnaht. Dass Risse durch das Schweißgut bei entsprechender Dehnungsvorgabe verlaufen, haben bereits die einachsigen Versuche und ein Teil der isothermen Kreuzprobenversuche gezeigt.

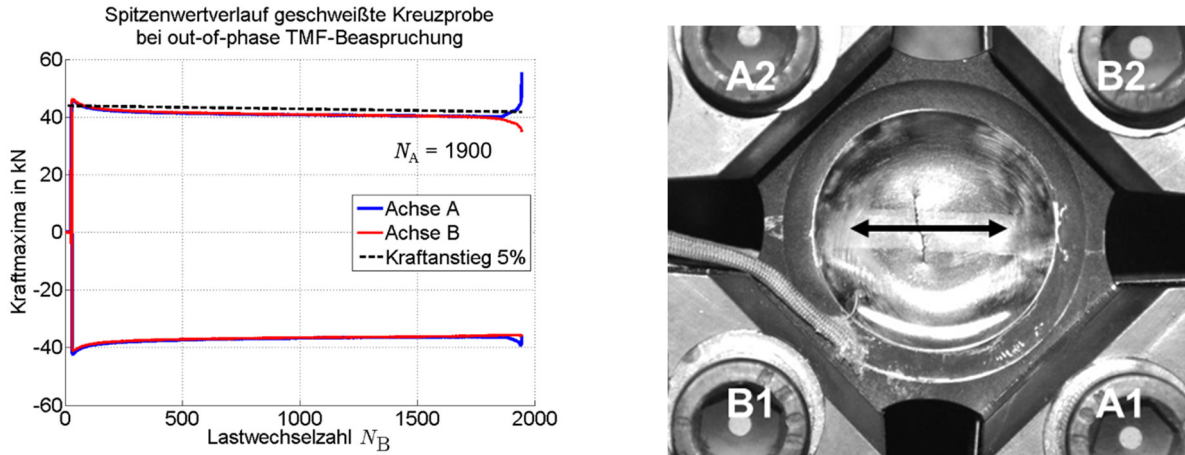


Abbildung 115: Diagonal geschweißte Kreuzprobe unter TMF-Beanspruchung; links: Kraft-Spitzenwertverläufe beider Achsen; rechts: Anrissorte entlang der Prüfzone

Ein Vergleich der Hysteresen beider Proben mit unterschiedlich orientierter Schweißnaht zeigen keinen Unterschied (Abbildung 116 links). Die berechneten Vergleichsdehnungen liegen annähernd auf einem Horizont, vergleiche Abbildung 116 rechts. Somit lässt sich die deutlich kürzere Anrisswechselzahl der diagonal geschweißten Kreuzprobe auf die Orientierung der Schweißnaht und damit auf die veränderte Belastungssituation zurückführen.

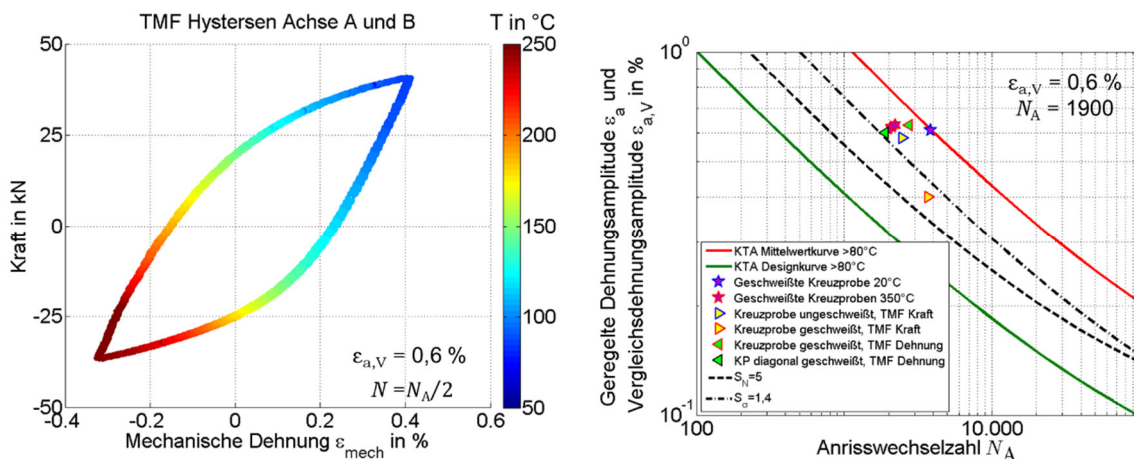


Abbildung 116: Beurteilung der diagonal geschweißten Kreuzprobe unter TMF-Beanspruchung; links: Hysterese, Kraft über berechnete mechanische Dehnung bei $N = N_A/2$; rechts: Versuchsergebnisse und KTA-Dehnungswöhlerlinien bei erhöhten Temperaturen

3.7 Zusammenfassung der experimentellen Arbeiten

Zur experimentellen Charakterisierung der gesamten Schweißverbindungen wurden zunächst der Grundwerkstoff und das Schweißgut näher untersucht. Dazu wurden Dehnwechselversuche bei drei Temperaturen durchgeführt und die zyklischen Werkstoffeigenschaften miteinander verglichen. Das Werkstoffverhalten des Grundwerkstoffs zeigt keine Auffälligkeiten und deckt sich mit dem Werkstoffverhaltens aus der Literatur und dem KTA-Regelwerk.

Das Schweißgut zeigt bei allen Temperaturen eine deutlich höhere Dehngrenze aber eine kürzere Anrisswechselzahl bei gleicher Dehnungsamplitude als der Grundwerkstoff. Für das Schweißgut wurde ein zyklisches Spannungs-Dehnungs-Verhalten bei Raumtemperatur und erhöhter Temperaturen abgeleitet.

Im Weiteren wurde die Werkstoffkombination im Querschnitt der Schweißverbindungen näher betrachtet. Hierzu wurden Härteprofile entlang der Schweißnähte angefertigt. Bereiche unterschiedlich hoher Härtewerte sind nicht durch das Schweißgut, die Wärmeeinflusszone und den Grundwerkstoff charakterisiert. Der Härteverlauf ist beeinflusst durch den Temperatureintrag beim mehrlagigen Schweißen und bezieht somit alle Werkstoffbereiche mit ein. Da das Schweißen automatisiert durchgeführt wurde, sind die gemessenen Härteprofile an allen Rohren vergleichbar. Entlang der Schweißwurzel findet durch das mehrlagige Schweißen wiederholt der höchste Wärmeeintrag statt. Daher werden entlang der Schweißwurzel keilförmig die höchsten Härtewerte gemessen, die zur Decklage hin abnehmen.

Das zyklische Verformungs- und Versagensverhalten der Werkstoffkombination wurde zunächst an idealisierten Rundproben getestet. Dabei zeigte sich ein deutlicher Einfluss der Werkstoffinhomogenität auf die Anrisswechselzahl und dem Versagensort der geprüften Rundproben, unabhängig von der Temperatur. Mit der optischen Dehnungsfeldmessung wurde gezeigt, dass im Bereich hoher Härtewerte niedrigere Dehnungswerte erreicht werden als im Bereich geringer Härtewerte. Die inhomogene Festigkeitsverteilung in der Schweißnaht führt zu zusätzlicher Beanspruchung der Probe innerhalb der Prüfzone. Bei mittleren geregelten Dehnungsamplituden kam es daher zum S-förmigen Ausknicken der Probe und damit zum Versagen der Probe außerhalb der Schweißnaht.

Die Werkstoffinhomogenität machte sich auch bei der Prüfung der bauteilähnlichen Rohrsegmentproben bemerkbar. Wie bei den geschweißten Rundproben wurden mit Hilfe der optischen Dehnungsfeldmessung unterschiedlich hohe Dehnungswerte innerhalb der Prüfzone gemessen. Zu der Werkstoffinhomogenität entlang der Schweißverbindung kommen bei den Rohrsegmentproben weitere geometrische Faktoren hinzu, die das Versagen solcher Proben bestimmen.

Dazu wurden zwei Bearbeitungszustände der Schweißverbindung untersucht. Die praxisnah beschliffene Schweißnaht weist keine geometrische Schweißnahtwurzel und -decklage auf. Neben dem Oberflächeneinfluss zeigte sich aber vor allem ein Einfluss des Probenverzugs auf die Ergebnisse der Prüfung der Rohrsegmentprobe. Der Verzug entstand nach dem Heraustrennen der Proben aus dem Rohr und ist verbunden mit dem Auslösen der Schweißeigenstressungen. In einer weiteren Versuchsserie wurden Rohrsegmentproben mit unbearbeiteten Schweißnähten untersucht. Neben dem Verzug der Probe weisen die Wurzel und die Decklage der Schweißnaht deutliche Kerben auf. Die geometrischen Kerben führen zu hohen Kerbdehnungen, die im Vergleich zu den nachbearbeiteten Schweißverbindungen bei gleicher Versuchsdurchführung zum früheren Versagen der Probe mit unbearbeiteter Naht führen.

Die Versuche bei unterschiedlichen Temperaturen haben vergleichbare Versagenscharakteristiken gezeigt, abhängig vom untersuchten Probentyp. Die Ergebnisse der Versuche bei 200°C und 350°C lassen sich dabei zusammenfassen und müssen nicht differenziert betrachtet werden. Das Vorgehen im Regelwerk, bei diesen Werkstoffen zwischen Raumtemperatur und erhöhten Temperaturen zu unterscheiden, kann damit befürwortet werden.

Mehrachsigkeitsuntersuchungen an geschweißten Kreuzproben haben ebenfalls einen deutlichen Einfluss der Werkstoffinhomogenität auf das Versagen der Proben gezeigt. Der thermo-mechanische Versuch ordnet sich bei vergleichbarer mechanischer Dehnung zwischen die isothermen Versuche der Auslegungstemperaturen (T_{\min} und T_{\max}). Überraschend zeigt sich ein Einfluss auf den Ort und die Zeit der Rissinitiierung durch die Orientierung der Schweißnaht und damit ihrer Belastungsrichtung.

4 Theoretische und numerische Arbeiten

4.1 Allgemeines

4.1.1 Umgang mit mechanischen und thermischen Dehnungen

Im Gegensatz zu experimentell gemessenen Dehnungen, die sich immer aus der Summe von mechanischen und thermischen Dehnungen ergeben

$$\varepsilon_{\text{ges}} = \varepsilon_{\text{mech}} + \varepsilon_{\text{th}} \quad , \quad (9)$$

werden im Rahmen der theoretischen und numerischen Betrachtungen die Anteile getrennt voneinander betrachtet. Thermische Dehnungen sind Dehnungen, die bei isotropen Werkstoffen lediglich zu einer Änderung des Volumens, jedoch nicht zu einer Änderung der Gestalt führen. Folglich sind die Dehnungen in jede beliebige Achsenrichtung gleich groß

$$\varepsilon_{\text{th}} = \varepsilon_x = \varepsilon_y = \varepsilon_z \quad . \quad (10)$$

Kann das Material sich dabei frei ausdehnen, so gilt ohne weitere mechanischen Randbedingungen

$$\varepsilon_{\text{mech}} = \varepsilon_{\text{pl}} = \varepsilon_{\text{el}} = 0 \quad . \quad (11)$$

Im Folgenden sind mit dem Begriff der Dehnungen ausschließlich die mechanischen Dehnungen gemeint. Thermische Dehnungen werden explizit als solche benannt. Die Summe aus thermischen und mechanischen Dehnungen wird als Gesamtdehnung bezeichnet. Für die durchgeführten Schädigungsbewertungen sind lediglich die sich ergebenden mechanischen Dehnungen von Bedeutung, die thermischen Dehnungen sind nur soweit von Belang, als dass sie mechanische Dehnungen induzieren können (Behinderung der thermischen Ausdehnung, Temperaturgradient im Bauteil etc.).

4.1.2 Finite Elemente-Berechnungen

Alle im Folgenden präsentierten Ergebnisse von Berechnungen, die auf der Finiten Element (FE) Methode basieren, wurden mit dem FE-Programm ANSYS Mechanical APDL durchgeführt. Die dabei angewandten Algorithmen für Modellierung, Berechnung und Post-Processing werden im Folgenden in allgemeingültiger Weise und nicht ANSYS-spezifisch erklärt.

Das für die Berechnungen verwendete Materialmodell zur Berücksichtigung des plastischen Verhaltens, welches in kommerzieller FE-Software standardmäßig zur Verfügung steht, ist das Materialmodell nach Chaboche. Für die durchgeführten Berechnungen wurde ausschließlich kinematische Verfestigung berücksichtigt. Effekte wie zyklische Ver- und Entfestigung, können nicht abgebildet werden.

4.1.3 Darstellung von Ergebnissen

Der Vergleich numerischer und experimenteller Ergebnisse erfolgt auf Grundlage der berechneten bzw. im Experiment beobachteten Anrisschwingenspielzahl. Hierzu ist es notwendig die Ergebnisse zu einer Probe (numerisch und experimentell) im Wöhlerlinien-Diagramm auf einem Lasthorizont aufzutragen. Der Lasthorizont entspricht hierbei der vorgegebenen Dehnungsamplitude. Verschieden von der vorgegebenen Dehnungsamplitude können lokal, durch geometrische und metallurgische Einflüsse, größere Dehnungsamplituden auftreten. Diese lokalen Dehnungsamplituden werden in der numerischen Prozedur bestimmt und über eine Dehnungswöhlerlinie kann diesen Amplituden eine Anrisswechsehzahl zugewiesen werden. Am Schnittpunkt der so ermittelten Anrisschwingenspielzahl und dem Niveau der vorgegebenen Dehnungsamplitude wird das Ergebnis aufgetragen (vgl. Abbildung 117).

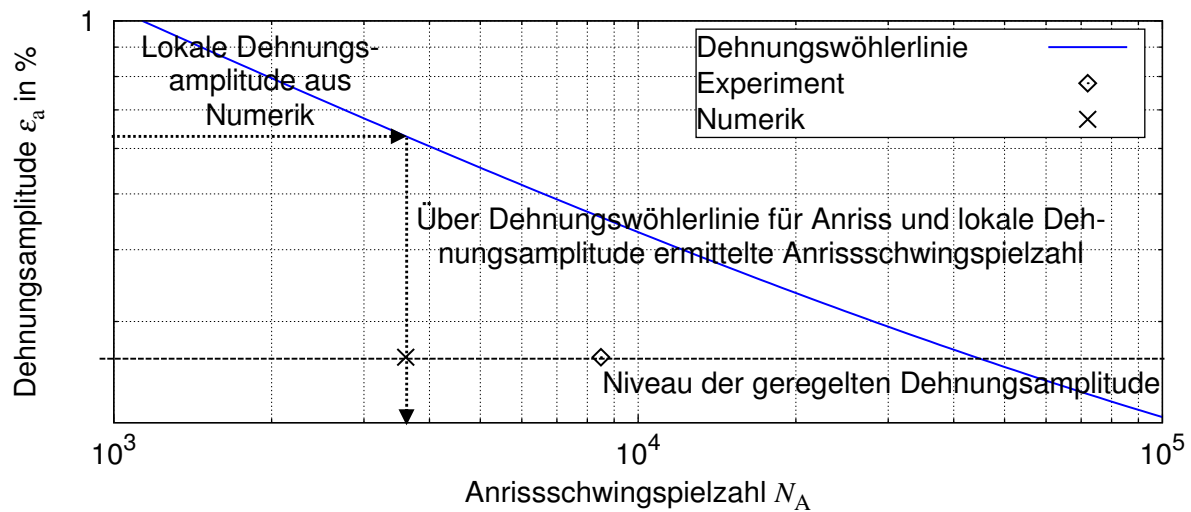


Abbildung 117: Erläuterung zur Auftragung der numerischen Ergebnisse

4.2 Voruntersuchungen

Im Rahmen von Vorversuchen am IFSW wurden Grundlagen für die theoretischen und numerischen Arbeiten geschaffen. Die Experimente umfassen einachsige Ermüdungsversuche bei Raumtemperatur an Proben, die ähnlich zu denen des IfW aus stumpfgeschweißten Rohrbau- teilen herausgetrennt sind. Neben den Ermüdungsversuchen wurde insbesondere die Geometrie der Proben mittels 3D-Scanner vermessen sowie auch Härtemessungen an geschädigten und ungeschädigten Proben durchgeführt. Die Ergebnisse der Untersuchungen sind in mehreren Publikationen veröffentlicht [34; 33].

4.2.1 Rohrsegmentproben (Voruntersuchungen)

Die Voruntersuchungen wurden an zwei Versuchsserien stumpfgeschweißter Rohrsegmentproben durchgeführt: Ein Serie aus 15 Proben mit nachbearbeiteter (beschleunigter) Schweißnaht und eine Serie aus 15 Proben mit unbearbeiteter (wie geschweißter) Naht. Die Proben sind in Abbildung 118 dargestellt.

Wie auch bei den am IfW im Rahmen des Forschungsvorhabens untersuchten Rohrsegmentproben wurden diese Proben aus stumpf geschweißten Rohren des Werkstoffes X6CrNiNb18-10 (347) nach DIN EN 10028-7 (alte Bezeichnung nach DIN 17440: X10CrNiNb18-9) entnommen. Durch das Heraustrennen der Proben aus dem Rohr im geschweißten Zustand konnten Eigenspannungen frei werden, was sich durch eine Verformung der Proben in Längsrichtung bemerkbar macht (s. Abbildung 118 unten).

Die Nähte wurden im WIG-Engspalt-Schweißverfahren hergestellt. Der WIG-Schweißdraht war ein X5CrNiNb19-9 nach alter Norm DIN 8556, was dem 19 9 Nb (347) nach DIN EN ISO 14343 (heutiger Norm) entspricht. Die chemische Zusammensetzung des Schweißgutes ist im Abnahmeprüfzeugnis dokumentiert und kann Tabelle 8 entnommen werden.

Tabelle 8: Chemische Zusammensetzung des Schweißgutes

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Nb	Ta	N	Co
0.011	0.42	1.67	0.009	0.010	19.87	0.04	10.69	0.51	0.003	0.05	0.015

Die Nachbearbeitung der Nähte erfolgte bereits am Rohr.

Der Außendurchmesser der Rohre und somit auch der Proben betrug $d_{\text{außen}} = 323.9 \text{ mm}$, bei einer Dicke $t = 10 \text{ mm}$. Weitere Maße der Probe sind Abbildung 119 zu entnehmen.

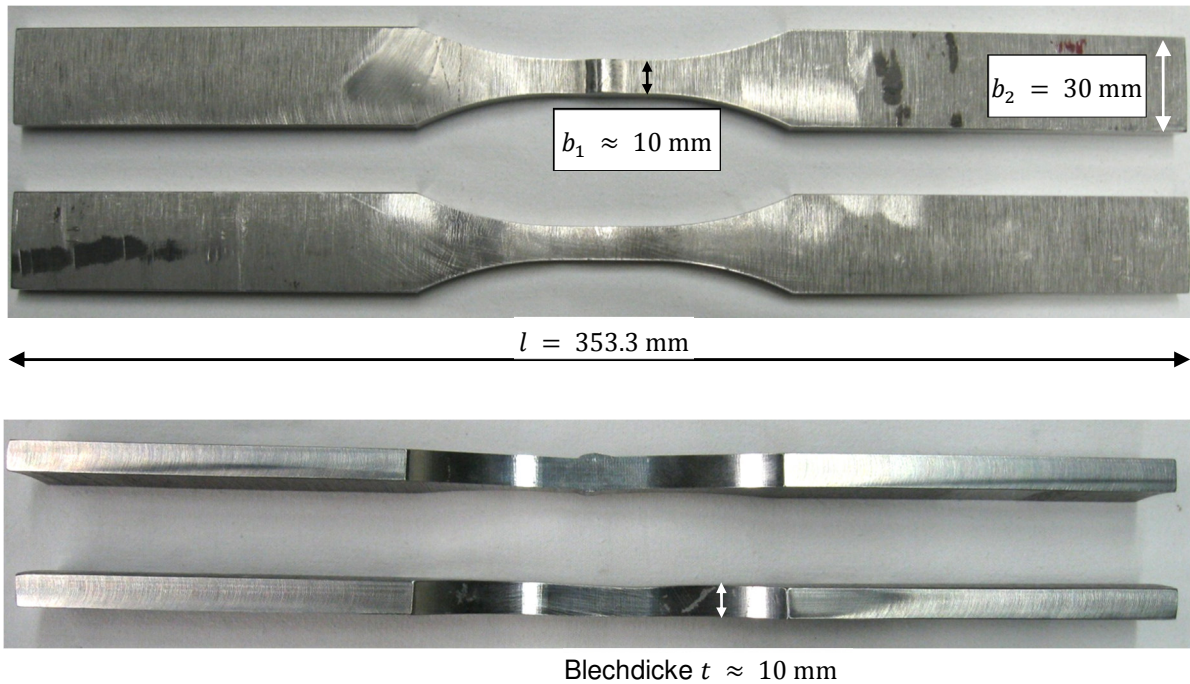


Abbildung 118: Stumpfgeschweißte Rohrsegmentproben mit unbearbeiteter (jew. oben) und nachbearbeiteter (jew. unten) Naht

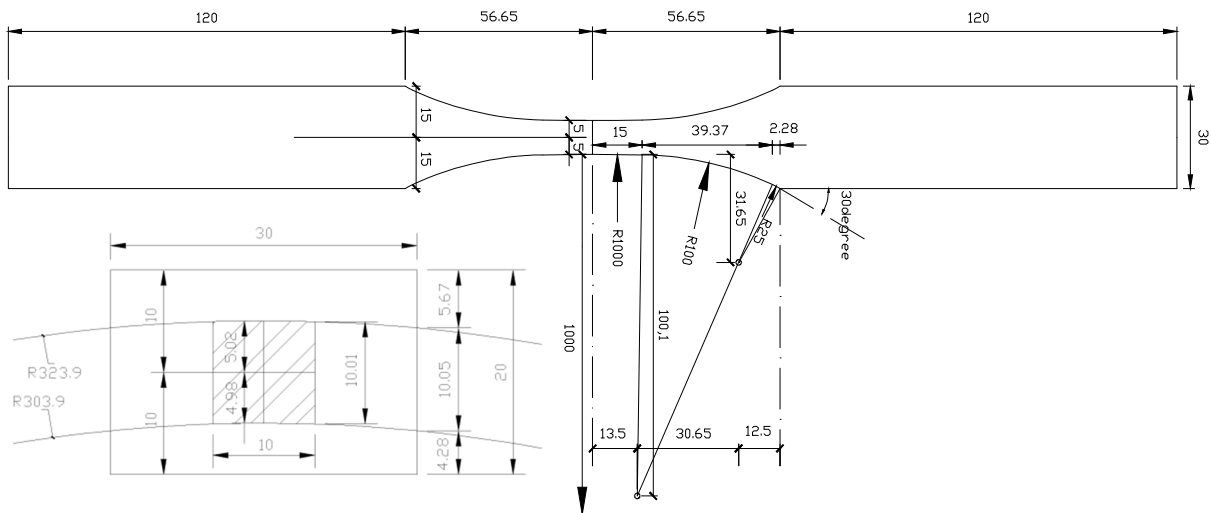


Abbildung 119: Probenabmessungen - Draufsicht und Frontansicht

4.2.2 3D-Scanning der Proben

Um detaillierte Informationen über die Nahtgeometrie zu bekommen, wurde bei 13 (unbearbeiteten) Proben die Oberfläche des Nahtbereichs über einen 3D-Präzisions-Scanner der Firma Breuckmann mit einer Auflösung von 30 μm in der Ebene und 5 μm in die Tiefe aufgenommen und mit dem zugehörigen Programm Optocat zu einem Oberflächenmodell im .stl-Dateiformat verarbeitet (s. Abbildung 120). Mit Hilfe des CAD-Programms Rhinoceros® 4.0 konnten:

- Nahtbreite b_{SA} und b_{SI} (auf Rohraußen- bzw. -innenseite),

- Nahtüberhöhung h_{SA} und h_{SI} (auf Rohraußen- bzw. -innenseite),
- Kerbradien r_1 bis r_4 (für alle 4 Kerben),
- Nahtanstiegswinkel α_1 bis α_4 (für alle 4 Kerben),
- Kantenversatz v sowie Winkelverzug w ,

aus Schnittkurven (s. Abbildung 120) ermittelt werden.

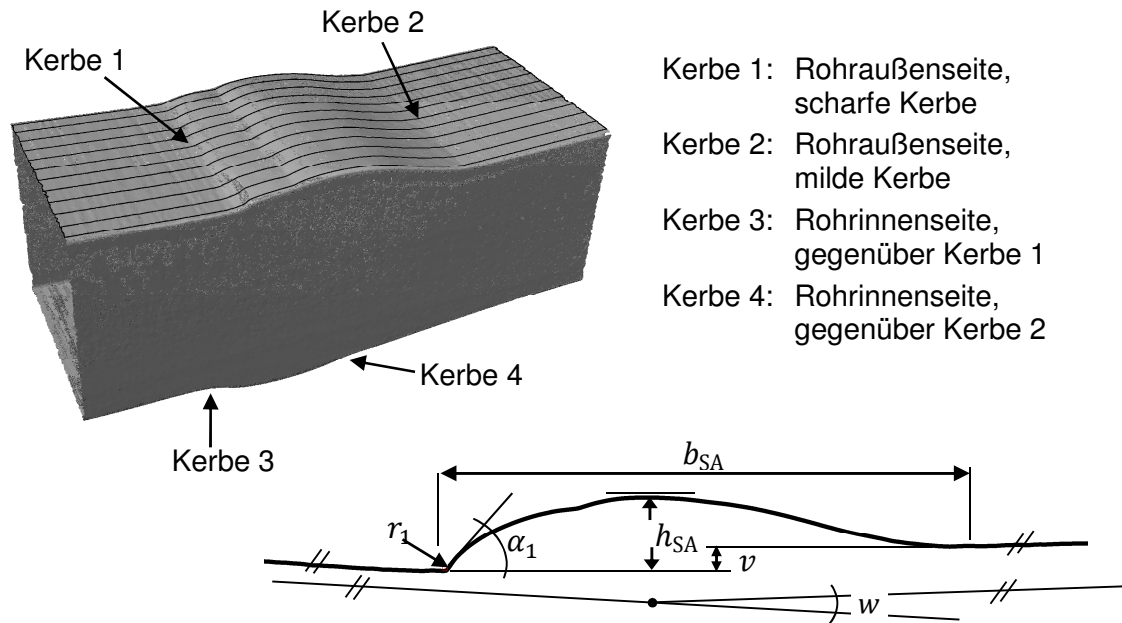


Abbildung 120: 3D-Präzisions-Scan mit Schnittkurven sowie Parameter zur Beschreibung der Nahtgeometrie

Bei jeder der 13 Proben wurde die Geometrie der scharfen Kerbe (Kerbe 1) auf neun Schnittkurven vermessen. Vier Schnittkurven dienten zur Bestimmung der Parameter der milden Kerbe (Kerbe 2). Auf der Rohrinneinnenseite wurden die Geometrieparameter der Kerbe 3 und 4 an je drei Schnittkurven bestimmt. Die Ergebnisse sind in den Tabellen 34 bis 41 (s. Anhang C) aufgelistet.

Dabei wurde Kerbe 1 besonders intensiv untersucht, da scharfe Kerben meist maßgebend für den Ort der Rissinitiierung sind. Wie die Ergebnisse in Kapitel 4.2.4 zeigen, ist dieses Phänomen jedoch bei sehr hohen Dehnungsamplituden nicht zu beobachten. Dennoch hat die Geometrie einen entscheidenden Einfluss auf die Lebensdauer und spielt deshalb auch für die Modellierung eine wichtige Rolle.

Die Bandbreite der gemessenen Nahtanstiegswinkel und Kerbradien an Kerbe 1 ist in Abbildung 121 (obere Diagramme) anschaulich dargestellt. Eine starke Korrelation zwischen Kerbradius und Nahtanstiegswinkel konnte nicht festgestellt werden, wie den beiden Diagrammen in Abbildung 121 rechts zu entnehmen ist; dennoch ging der kleinste gemessene Kerbradius mit dem größten Nahtanstiegswinkel einher und die Kerbe mit dem größten (am wenigsten scharfen) Radius wies gleichzeitig einen sehr kleinen Nahtanstiegswinkel auf.

Der Winkelverzug lag im Mittel bei 0.7° , der Kantenversatz bei 0.1 mm .

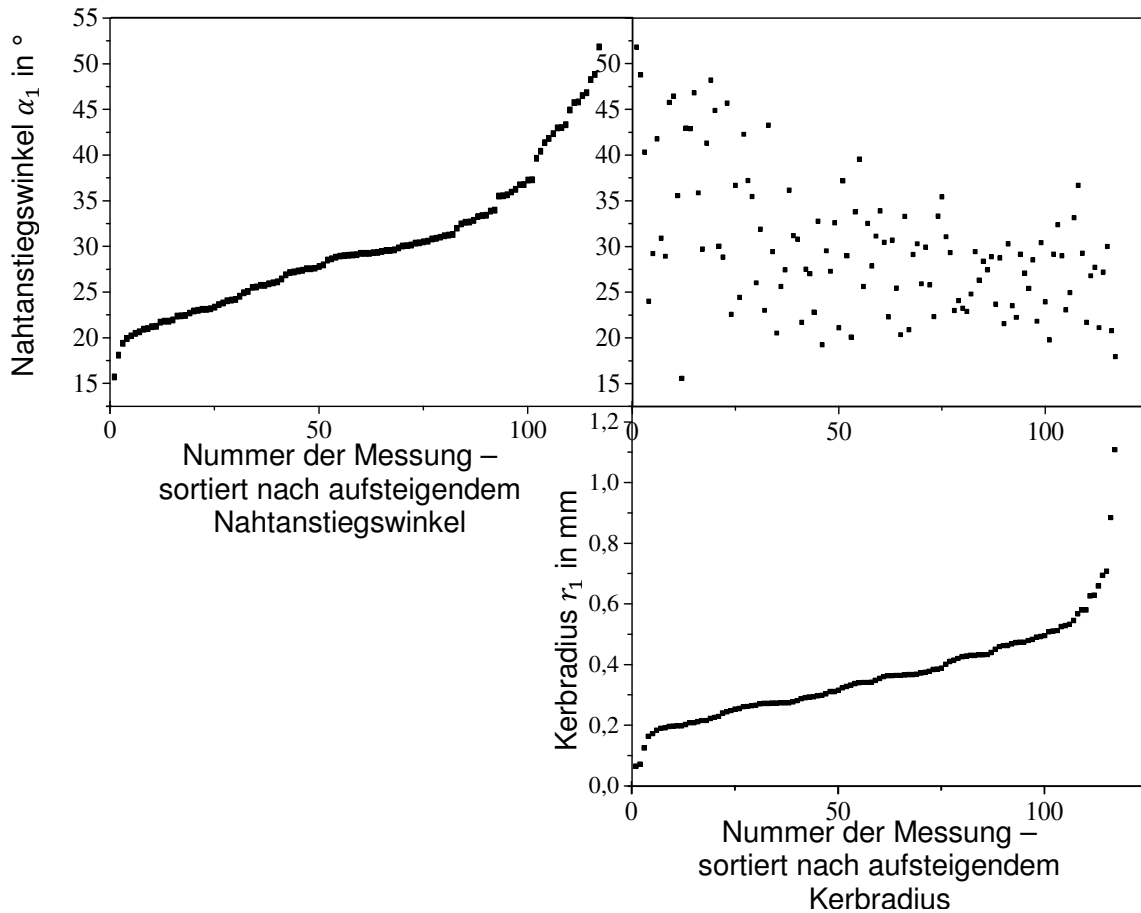


Abbildung 121: Messergebnisse für Kerbradius r_1 sowie Nahtanstiegswinkel α_1 (scharfe Kerbe)

4.2.3 Härtemessungen

Um Kenntnis über die Werkstoffinhomogenität zu bekommen und diese auch im Berechnungsmodell berücksichtigen zu können, wurden großflächige Vickers-Härtemessungen im Nahtbereich bis hinein ins Grundmaterial durchgeführt mit einem Abstand der Messpunkte von 150 μm (s. Abbildung 122).

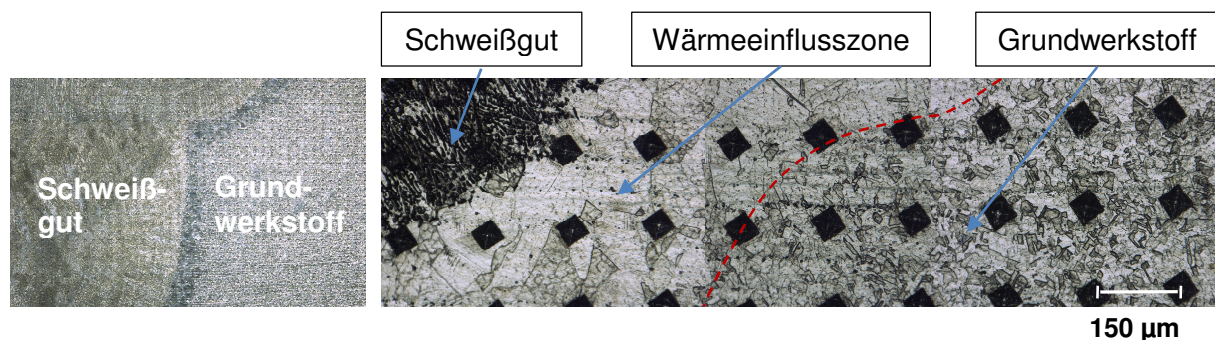


Abbildung 122: Mikrostruktur des Nahtbereichs und Härteeindrücke

Die Messungen wurden an der TU Braunschweig am Institut für Füge- und Schweißtechnik (ifs) durchgeführt. Die Härte wurde mit dem UCI-Verfahren (Ultrasonic contact impedance) gemäß DIN 50159-1 [35] mit Vickers-Diamanten bestimmt. Die Prüfkraft betrug 5 N, dies entspricht HV 0.5.

Die Messungen wurden an einer unbearbeiteten und einer bearbeiteten Probe vor dem Versuch durchgeführt sowie an einer unbearbeiteten Probe (V1-003) nach dem Versuch mit einer geregelten Dehnungsamplitude von $\varepsilon_a = 1.5\%$. Die Messergebnisse sind in Abbildung 123 dargestellt.

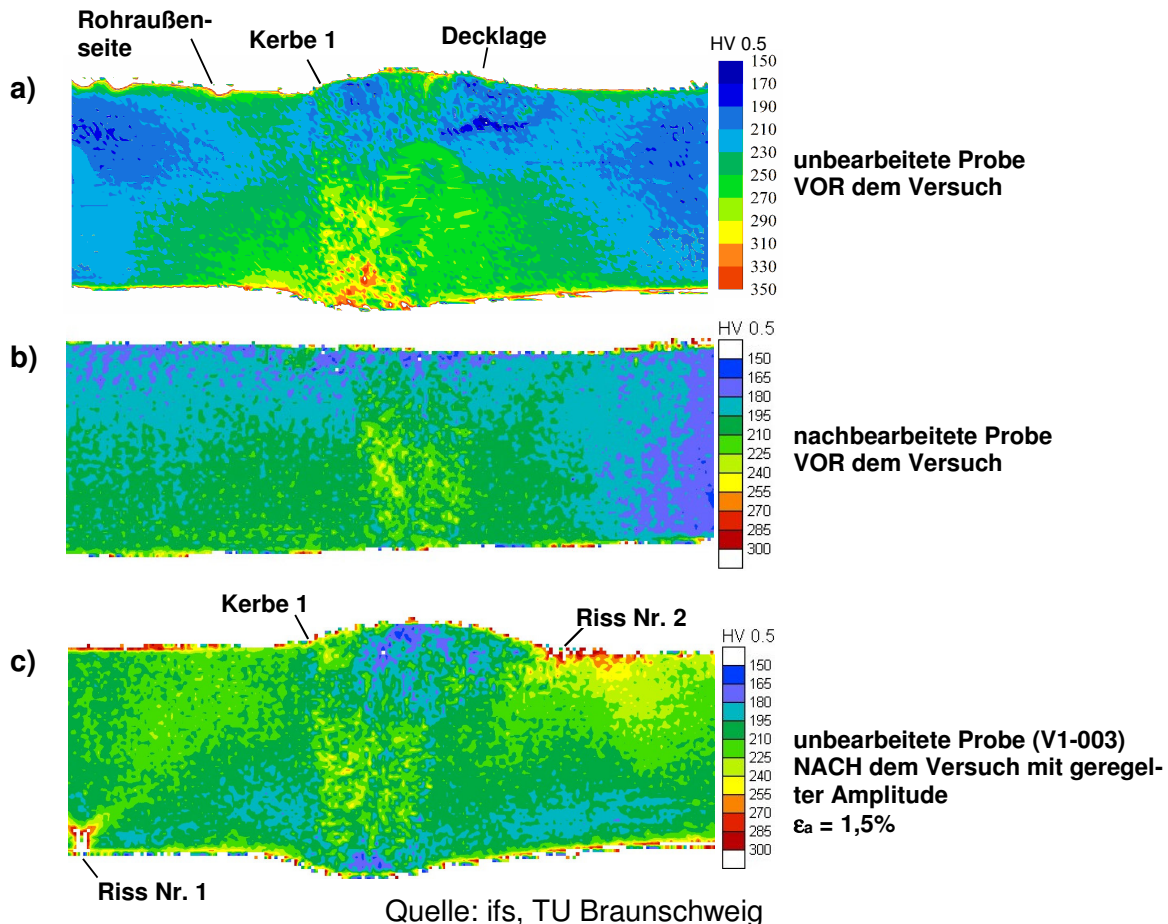


Abbildung 123: Ergebnisse der Härtemessungen

Alle Messungen lieferten ähnliche Ergebnisse mit Härtewerten im Bereich zwischen 150 HV und 270 HV (Abbildung 123 b) und c)) bzw. 350 HV (Abbildung 123 a)), die erhöhte durch die Risse verursachte Härte (in Abbildung 123 c)) ausgenommen.

Auffällig ist die Abnahme der Härte von der ersten hin zur letzten Schweißnahtlage bei Betrachtung der Härteverteilung vor dem Versuch. Die Extreme, die im Nahtbereich in Abbildung 123 a) zu erkennen sind, treten in Abbildung 123 b) allerdings nicht mehr auf, da hier die Nahtüberhöhung sowohl auf Rohraußen- als auch Rohrrinnenseite abgeschliffen wurde.

Ein Gradient zwischen Schweißnaht- und Grundwerkstoff ist hingegen weniger deutlich zu erkennen. Die Härtebereiche breiten sich (vor dem Versuch) vielmehr kreis- bzw. ellipsenförmig mit Mittelpunkt am untersten Punkt der ersten Lage aus.

Nach dem Versuch stellt sich die Härteverteilung sehr gegensätzlich dar. Bereiche, die zu Anfang besonders hart waren - wie im Bereich der ersten Lage - weisen nun die geringste Härte auf; und Bereiche im Grundmaterial, die zu Anfang eine geringe Härte aufwiesen, zeigen eine deutliche Verfestigung.

Eine Verfestigung durch die zyklische Belastung tritt offensichtlich in Bereichen ein, die hohen Dehnungsamplituden ausgesetzt sind; eine Entfestigung tritt in Bereichen ein, die durch geringere Dehnungsamplituden beansprucht sind - wie z.B. in dem Bereich der Nahtüberhöhungen.

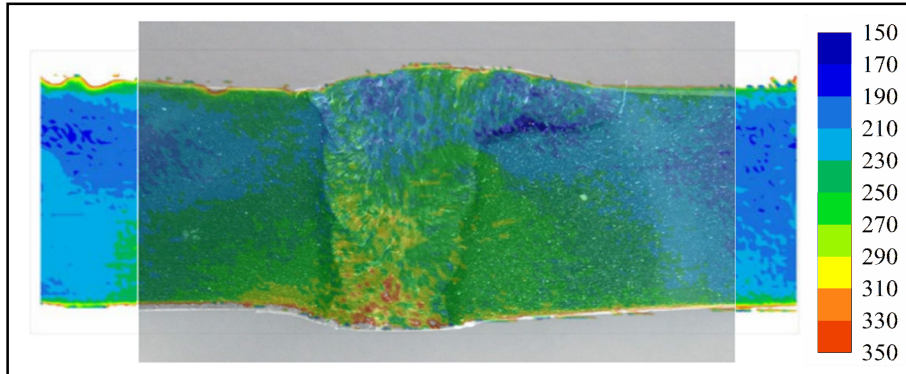


Abbildung 124: Ergebnis der Härtemessung an unbearbeiteter Probe vor dem Versuch mit überlagertem Schliffbild

Die in Abbildung 124 dargestellte Überlagerung eines Schliffbildes mit den Ergebnissen der Härtemessungen vor dem Versuch lässt erkennen, dass die Härteverteilung unabhängig von der Verteilung Grundwerkstoff – WEZ – Schweißgut ist.

4.2.4 Ermüdungsversuche

Die Versuche wurden in einer servohydraulischen Prüfmaschine durchgeführt. In Abbildung 125 sind die im Versuch relevanten Bereiche auf der Probe dargestellt.

Die Einspannung wurde durch zusätzliche Futterbleche gewährleistet, welche notwendig wurden, um die Krümmung der Probe in Querrichtung auszugleichen. Die Oberflächen der Futterbleche wurden zusätzlich aufgeraut, um die Reibung zu erhöhen und so eine bessere Übertragung der Kräfte zu gewährleisten.

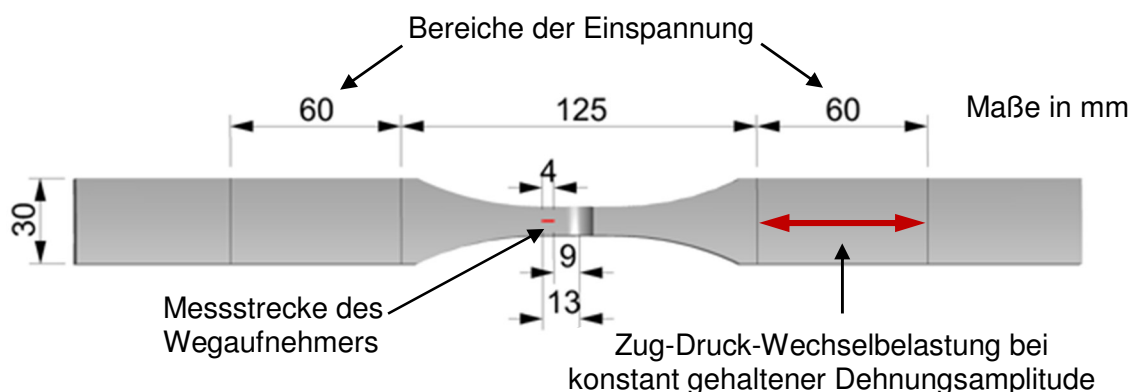


Abbildung 125: Idealisierte Probe mit Einspannbereich und Messstrecke für die Dehnungsmessung

Die Versuche wurden dehnungskontrolliert durchgeführt. Kontrolliert wurden die Dehnungen durch einen induktiven Wegaufnehmer mit einer Basismesslänge von 4 mm und einem Messbereich von $\pm 25\%$. Die Aufsetzpunkte des Wegaufnehmers liegen im Abstand von 9 bzw. 13 mm zur Probenmitte auf der Rohraußenseite. Da die Schweißnaht in die Probenmitte gelegt wurde und eine Breite von insgesamt 10 mm auf der Rohraußenseite aufweist, liegt die Position des Wegaufnehmers außerhalb des Nahtbereichs - im Abstand von $0,4t = 4$ mm vom Nahtübergang entfernt auf der Seite der milden Nahtkerbe. Diese Position wurde in Anlehnung an das Strukturspannungskonzept so gewählt, dass der Einfluss der Kerbe abgeklungen, aber der Einfluss der Struktur im verjüngten Bereich (u.a. durch Biegung) erfasst ist.

Von den je 15 gelieferten Proben – nachbearbeitet und unbearbeitet – wurden je 1 für Zugversuche und je 1 für Härtemessungen verwendet. Alle übrigen Proben wurden für die Schwingversuche verwendet, wobei jedoch auf Grund von technischen Problemen während des Versuchs (Rutschen des Wegaufnehmers oder Überlast) nicht alle Versuche auswertbar waren.

Die Proben wurden auf mehreren Dehnungsniveaus mit jeweils konstant gehaltener Dehnungsamplitude getestet. Der Wegaufnehmer wurde zu Beginn des Versuchs auf eine Anfangsdehnung von $\varepsilon = 0$ gesetzt, sodass sich ein Dehnungsverhältnis $R_\varepsilon = -1$ einstellt. Da durch den Einspannvorgang bereits Anfangsdehnungen in der Probe vorhanden sind, war dies real jedoch nicht der Fall. Die Höhe der durch den Einspannvorgang hervorgerufenen Dehnungen war gegenüber den aufgetragenen Dehnungsamplituden aber vernachlässigbar klein.

Die erzielten Lebensdauern (LD) sind in Tabelle 9 dokumentiert, dabei sind die Daten nach der Größe der geregelten Dehnungsamplitude geordnet. Blau markierte Felder kennzeichnen das Versagen im Grundmaterial, gelb markierte Felder das Versagen an der Schweißnaht/Wärmeeinflusszone (WEZ). Sind Felder in der Rubrik Anrisslebensdauer zweifarbig markiert, bedeutet dies, dass zunächst ein Versagen entsprechend der Markierung in der linken Feldhälfte stattgefunden hat, später aber auch Risse im anderen Bereich aufgetreten sind.

Zur Bestimmung der Anrisslebensdauer wurde ein Anriss von 0.2 – 1.0 mm als Versagenskriterium definiert, der mit Hilfe eines Mikroskops beobachtet wurde. Lediglich bei den Proben V2-001, V2-002 und V2-013 wurde der Anriss erst bei einer Länge von bereits 5 mm entdeckt. Die unterschiedlich definierte Anrisslänge ist auf die Problematik bei der Detektion der Risse an im vorhinein unbekanntem Versagensorten zurückzuführen. Bei den hier gefahrenen hohen Dehnungsamplituden ist der Rissfortschritt nach dem technischen Anriss jedoch so groß, dass es sich nur um wenige Schwingspiele handelt, bis eine Risslänge von 5 mm erreicht ist - d.h. die Lebensdauern bleiben trotz unterschiedlich langer Anrisse vergleichbar.

Tabelle 9: Versuchsergebnisse der unbearbeiteten und der nachbearbeiteten Proben

Serie V1 - unbearbeitet

ε_a in %	Anriss-LD	Bruch-LD	Proben-Nr.
2.00	62	114	V1-001
1.50	97	133	V1-003
1.00	244	364	V1-004
1.00	199	313	V1-005
1.00	179	314	V1-009
0.75	114	260	V1-010
0.75	154	197	V1-011
0.60	64	268	V1-012
0.50	421	798	V1-007
0.40	359	1037	V1-014
0.30	4635	8297	V1-015

Serie V2 - nachbearbeitet

ε_a in %	Anriss-LD	Bruch-LD	Proben-Nr.
2.00	74	91	V2-001
1.50	97	204	V2-005
1.00	368	442	V2-002
1.00	319	754	V2-003
1.00	564	605	V2-013
0.75	490	724	V2-006
0.60	914	1240	V2-007
0.50	704	1034	V2-008
0.40	494	1208	V2-010
0.30	8170	8367	V2-014

	Versagen im Grundmaterial
	Versagen an der Schweißnaht/WEZ

Zur Bestimmung der Bruchlebensdauer wurde die Probe entweder direkt bis zum Bruch gefahren oder der Versuch wurde abgebrochen, wenn abzusehen war, dass innerhalb der nächsten Schwingspiele ein Bruch eintreten würde. Grund für den vorzeitigen Abbruch ist, dass die Proben so auch noch nach dem Versuch besser auf (bis dahin nicht entdeckte) Risse

untersucht werden können, um so weitere Erkenntnisse über das Materialverhalten zu erlangen. Probe V1-014 ist in Tabelle 9 mit zwei Versagensorten für Bruch – eine Stelle im Grundmaterial und eine Stelle an der Schweißnaht – die als annähernd gleichwertige potentielle Orte für Bruch anzusehen sind.

Bei allen nachbearbeiteten Proben, die auf einem Niveau von mind. 0.4 % Dehnungsamplitude (auf der Messstrecke) getestet wurden, tritt weder der erste Anriss noch das Bruchversagen an der Schweißnaht auf. Lediglich bei vier dieser Proben sind nach dem ersten Anriss im Grundmaterial auch Risse im Nahtbereich zu verzeichnen. Probe V2-014 mit einer Dehnungsamplitude von nur 0.3 % weist hingegen den ersten Anriss im Bereich der Schweißnaht bei einer vergleichsweise hohen Lebensdauer von 8170 Zyklen auf; der Bruch tritt ebenfalls im Bereich der Schweißnaht ein. Das Dehnungsniveau hat einen Einfluss auf den Versagensort. Aufgrund der wenigen vorliegenden Versuchsdaten ist diese Beobachtung statistisch jedoch nicht abgesichert. Versagen des Grundmaterials tritt stets außerhalb des beschliffenen Bereichs auf und befindet sich im Bereich erhöhter Oberflächenrauigkeit.

Bei sehr hohen Dehnungsamplituden (hier: 1.5 – 2.0 % auf der Messstrecke) hat vermutlich auch die geometrische Kerbe einer unbearbeiteten Stumpfnahat keinen Einfluss mehr auf das Versagen der Probe, da auch bei den unbearbeiteten Proben Risse lediglich im Grundmaterial auftreten. D.h. für das Versagen ist hier in erster Linie die Festigkeit des Grundmaterials entscheidend, wobei dann im niederfesteren Grundmaterial auch wieder Kerb- und Rauigkeitseinflüsse eine Rolle spielen, da das Versagen an der Stelle mit der höchsten Rauigkeit eintritt.

Die in den Abbildungen 126 und 127 dargestellten Bruchbilder veranschaulichen das beschriebene Verhalten.

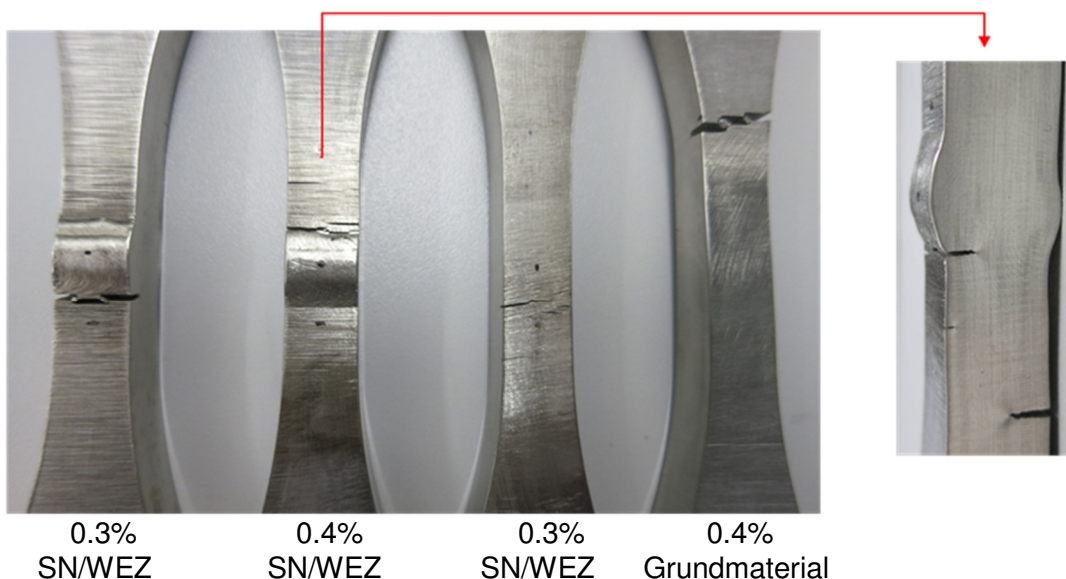


Abbildung 126: Versagen beider Probenserien überwiegend an der Schweißnaht (SN) bei 0.3 % (Nenn-) Dehnungsamplitude; bei 0.4 % bereits Versagen von Grundmaterial und Schweißnaht

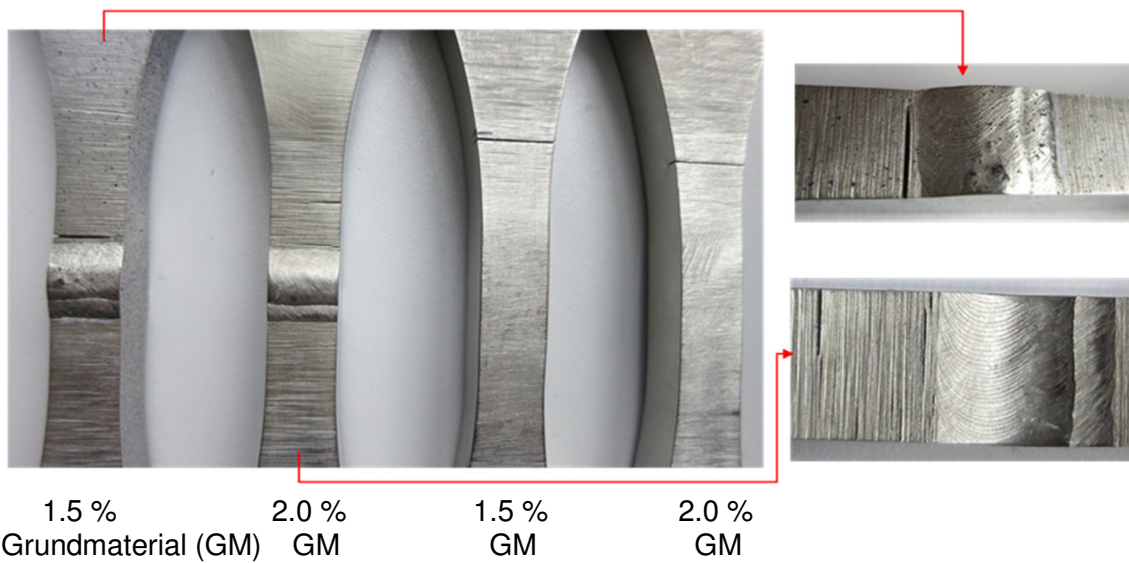


Abbildung 127: Anriss- und Bruchversagen beider Probenserien im Grundmaterial bei (Nenn-)Dehnungsamplituden von mind. 1.5 %

In Abbildung 128 sind die Versuchsergebnisse im Wöhlerdiagramm dargestellt mit den zugehörigen Dehnungswöhlerlinien. Die eingezeichneten Dehnungsamplituden sind Werte auf der definierten Messstrecke (vgl. Abbildung 125), die Dehnung am Versagensort weicht davon jedoch gegebenenfalls ab.

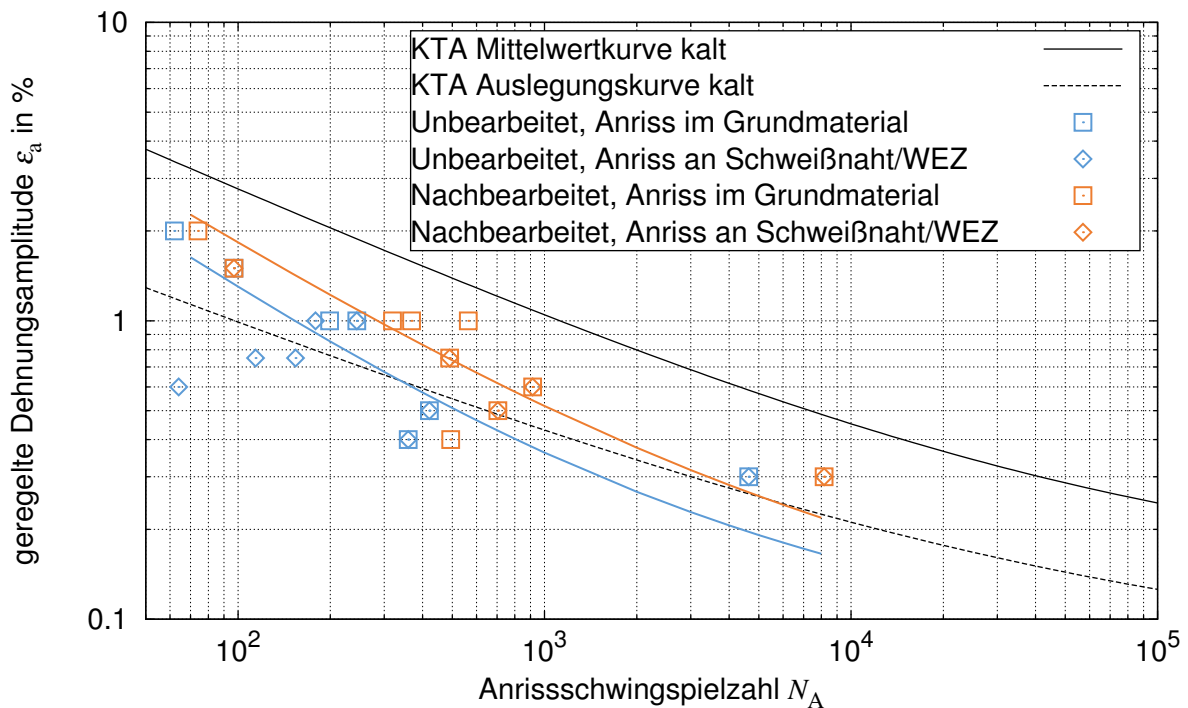


Abbildung 128: Anriss-Wöhlerlinien der nachbearbeiteten und der unbearbeiteten Proben mit den zugehörigen Versuchsdatenpunkten

4.3 Modellierung

Im Folgenden werden die zur Modellierung mittels der Finiten Element (FE) Methode benötigten Bausteine vorgestellt. Hierbei handelt es sich um die Modellierung der Geometrie und der Materialinhomogenitäten sowie das mechanisch/thermische Verhalten des Materials und Randbedingungen.

4.3.1 Geometrie

Um eine Vereinfachung der in wirklich vorhandenen Geometrie zu erzielen, trotz dessen aber die Anwendbarkeit eines lokalen Konzeptes zu gewährleisten, ist es notwendig die gemessenen Geometrieparameter (aus Kapitel 4.2.2) weiter zu verarbeiten und aufzuarbeiten.

Ein parametrisiertes FE-Modell bietet die Möglichkeit einzelne (oder mehrere) Parameter innerhalb gewisser Grenzen gezielt zu ändern und somit systematische Berechnungen zu ermöglichen, ohne das Geometrie-Modell von Hand neu erstellen zu müssen. Zur Berechnung der Rohrsegmentproben wurde ein solches parametrisiertes FE-Modell im Rahmen des Forschungsvorhabens entwickelt (s. Abbildung 129). Neben der Festlegung von Kerbgeometrien (Kerbradius r_1, r_2, r_3, r_4 , Nahtanstiegswinkel $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \alpha_4$), muss auch die Breite und Höhe (nur bei außenliegenden) der Schweißnähte vorgegeben werden. Im FE-Programm erfolgt die Erzeugung der Geometrie mittels Keypoints, diese Keypoints werden mittels Linien (Gerade, Kreisbogen, etc.) verbunden. In einer Ebene beschreibt der resultierende Polygonzug eine Fläche, aus der bei Bedarf dann anhand eines Pfades ein Volumenkörper extrudiert werden kann, oder auch durch Rotation ein Rohr(-sektor).

Bei der außenliegenden Schweißnaht erfolgt die Anbindung zwischen den Kerben und der Nahtüberhöhung mittels Ellipsenbogen. Auf der innenliegenden Seite mittels Kreisbögen, womit die Nahtüberhöhung sich in Abhängigkeit von Kerbradius, Nahtanstiegswinkel und Breite der innenliegenden Schweißnaht ergibt. Die Beschreibung der verwandten Parameter für die Geometrie in Abbildung 129 folgt in Tabelle 10.

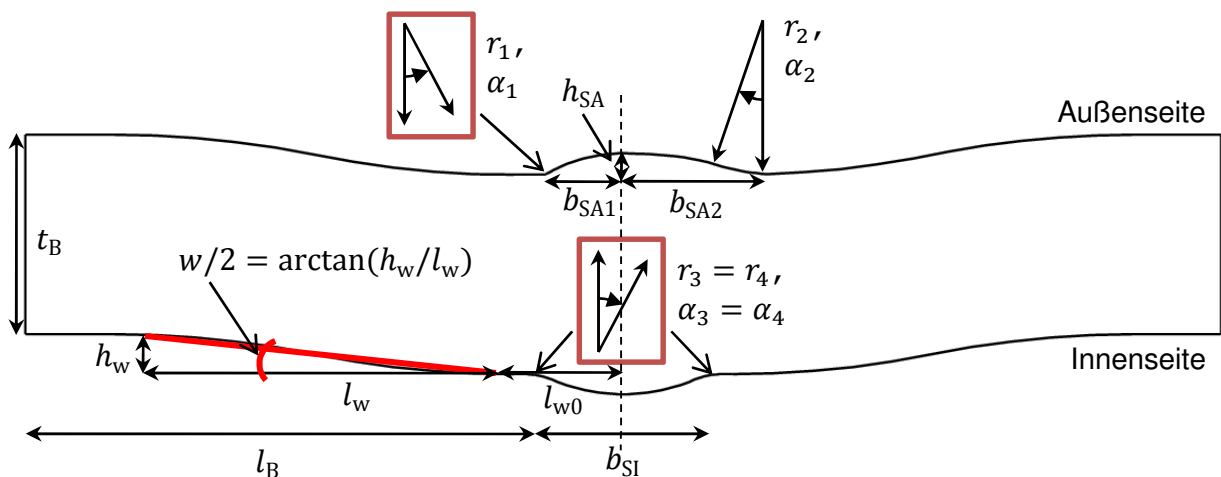


Abbildung 129: Geometrie und deren definierte Parameter im FE-Modell

Auf Grund des sehr geringen Versatzes, der durch die oben durchgeführten Untersuchungen quantifiziert werden konnte ($v \approx 0.1 \text{ mm}$), wurde bei der Modellierung auf diesen Einfluss verzichtet. Nicht verzichtet wurde dagegen auf die Modellierung des Winkelverzuges w . Die Umsetzung erfolgt durch die Vorgabe von 3 Parametern (h_w, l_w und l_{w0}), als geometrische Elemente zur Modellierung kommen zwei gegenläufige Kreisbögen zum Einsatz, deren tangentialer Übergang unter dem sich ergebenden Winkel $w/2$ zustande kommt. Der

Winkelverzug wird symmetrisch modelliert, womit sich in der Summe der Winkelverzug w ergibt.

Tabelle 10: Beschreibung der verwendeten Geometrie-Parameter (vgl. Abbildung 129)

Parameter	Beschreibung
w	Winkelverzug (symmetrisch)
l_B	Länge des Bleches
b_{SI}	Breite der innenliegenden Schweißnahtüberhöhung (zwischen Kerbe und Kerbe)
l_w	Länge auf der der Winkelverzug abgetragen wird
l_{w0}	Länge zwischen Mittelachse und Beginn des Winkelverzuges
h_w	Höhe des Winkelverzuges
t_B	Dicke des Bleches im Grundmaterial
h_{SA}	Überhöhung der Schweißnaht außenliegend (Decklage)
r_1/α_1	Kerbradius und Nahtanstiegswinkel der scharfen Kerbe, außenliegend (Decklage)
r_2/α_2	Kerbradius und Nahtanstiegswinkel der milden Kerbe, außenliegend (Decklage)
$r_3/\alpha_3, r_4/\alpha_4$	Kerbradius und Nahtanstiegswinkel der innenliegenden Schweißnahtkerben (Wurzellage)
b_{SA1}	Breite der außenliegenden Schweißnaht, Anteil zwischen Mittelachse und scharfer Kerbe
b_{SA2}	Breite der außenliegenden Schweißnaht, Anteil zwischen Mittelachse und milder Kerbe

4.3.2 Materialinhomogenitäten

Da sich die Materialinhomogenitäten erst mit auftreten plastischer Deformationen bemerkbar machen, ist es sinnvoll sich bei der Materialmodellierung auf die plastischen Deformationen zu beschränken. Hierfür wird angenommen, dass sich im Bereich rein elastischer Beanspruchung das Material im Schweißgut, Grundmaterial und in der WEZ nahezu gleich verhält. Eine Vernachlässigung der Materialinhomogenitäten hätte bei plastischen Deformationen zur Folge, dass das Bauteilverhalten und somit auch die lokalen Spannungs- und Dehnungs-Tensoren die in Wirklichkeit vorliegenden Verhältnisse nur unzureichend beschreiben. Im Gegensatz zum elastischen Bereich kann im plastischen Bereich eine Änderung der Spannungen eine überproportionale Änderung der Dehnungen bewirken, womit auch bei kraftgeregelten Versuchen lokale Dehnungsamplituden stark vom plastischen Deformationsverhalten abhängig sind.

Die Modellierung der Materialinhomogenitäten beinhaltet einerseits die Modellierung von Spannungs-Dehnungs-Kurven sowie andererseits deren räumliche Verteilung.

Materialmodellierung

Materialmodellierung auf Basis des Grundmaterials (vereinfachte Materialmodellierung)

Zur Modellierung der Spannungs-Dehnungs-Kurven wurde der Mismatch-Faktor m eingeführt. Dieser Mismatch-Faktor beschreibt das Verhältnis zweier Spannungen bei gleicher plastischer Dehnung. Angewandt auf zwei beliebige Spannung-Dehnungs-Kurven a und b ist der Mismatch-Faktor abhängig von der plastischen Dehnung

$$m(\varepsilon_{pl}) = \frac{^a\sigma(\varepsilon_{pl})}{^b\sigma(\varepsilon_{pl})} \quad (12)$$

Wird der Mismatch-Faktor als konstant angenommen

$$m(\varepsilon_{pl}) = m = \text{const.} \quad (13)$$

so kann auf Grundlage einer Spannungs-Dehnungs-Kurve (z.B. die des Grundmaterials) eine neue Spannungs-Dehnungs-Kurve generiert werden. In Abhängigkeit vom verwendeten Materialmodell können hierfür die entsprechenden Parameter modifiziert werden.

Bei Verwendung des Materialmodells nach Chaboche (wie für die hier durchgeführten Berechnungen der Fall) können die zu modifizierenden Parameter am Beispiel der Gleichung für die einachsige Spannungs-Dehnungs-Kurve

$$\sigma = \sigma_y + \sum_{i=1}^M \left[\frac{C'_i}{\gamma_i} (1 - \exp(-\gamma_i \varepsilon_{pl})) \right] \quad (14)$$

durch Multiplikation mit dem Mismatch-Faktor identifiziert werden

$$m \sigma = m \left(\sigma_y + \sum_{i=1}^M \left[\frac{C_i}{\gamma_i} (1 - \exp(-\gamma_i \varepsilon_{pl})) \right] \right) , \quad (15)$$

$$m \sigma = (m \sigma_y) + m \sum_{i=1}^M \left[\frac{C_i}{\gamma_i} (1 - \exp(-\gamma_i \varepsilon_{pl})) \right] , \quad (16)$$

$$m \sigma = m \sigma_y + \sum_{i=1}^M \left[\frac{(m C_i)}{\gamma_i} (1 - \exp(-\gamma_i \varepsilon_{pl})) \right] . \quad (17)$$

Die somit modifizierten Parameter (gekennzeichnet durch den hochgestellten Index m)

$$\sigma_y^m = m \sigma_y , \quad (18)$$

$$C_i^m = m C_i , \quad (19)$$

führen für $m > 1$ in

$$m \sigma = \sigma_y^m + \sum_{i=1}^M \left[\frac{C_i^m}{\gamma_i} (1 - \exp(-\gamma_i \varepsilon_{pl})) \right] \quad (20)$$

zu m -fach größeren Spannungen bei gleicher plastischer Dehnung. Um zu große Sprünge im plastischen Verhalten an Elementkanten zu vermeiden, die sonst zu Singularitäten führen können, ist es notwendig möglichst geringe Mismatch-Verhältnisse zwischen zwei angrenzenden Materialien zu modellieren.

Bei einem konstanten Mismatch wird bei Vorgabe eines maximalen Mismatch-Faktors m_{\max} , der Mismatch-Faktor für Materialien ($1 < i < N$) wie folgt berechnet:

$$m(i) = 1 + \frac{(m_{\max} - 1)}{N} (i - 1) \quad (21)$$

Materialmodellierung auf Basis des Grundmaterials und des Schweißgutes

Neben der Materialmodellierung auf Basis der Grundmaterialeigenschaften wurde auch eine Materialmodellierung auf Basis der Eigenschaften des Grundmaterials und des Schweißgutes vorgenommen.

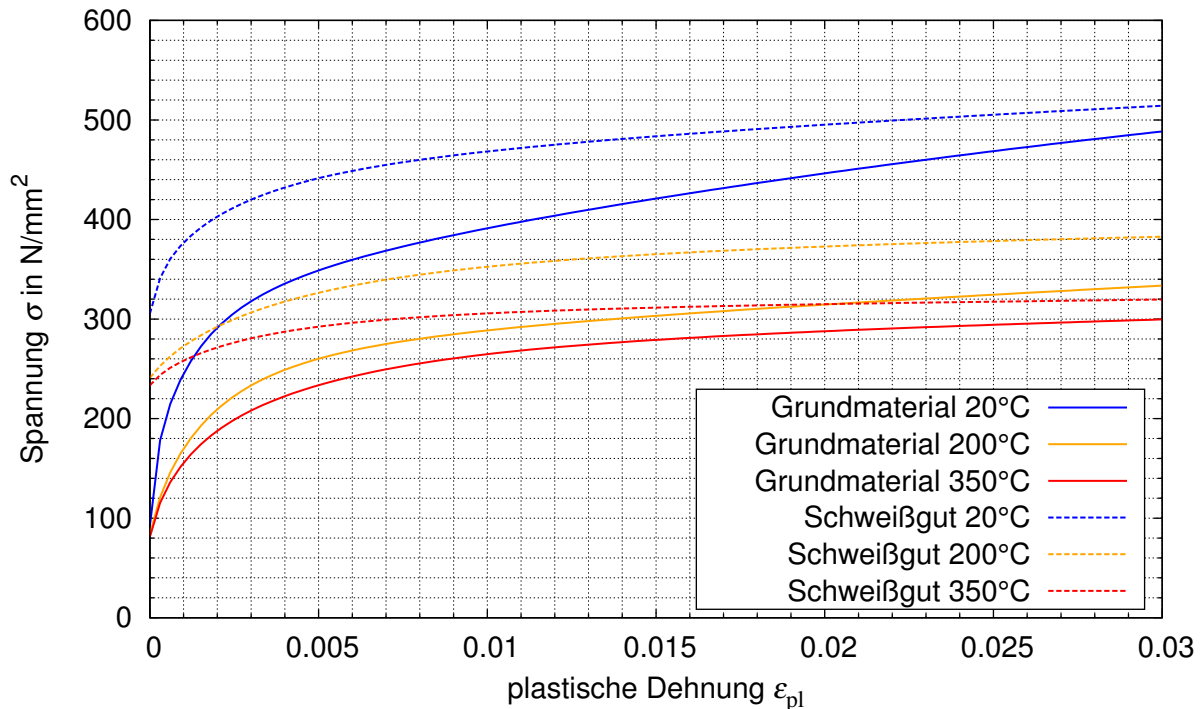


Abbildung 130: Beziehung der Spannung zu plastischen Dehnungen für Grundmaterial und Schweißgut

Hierbei dienen die Spannungs-Dehnungs-Kurven jeweils als Grenzkurven, so dass sich alle weiteren modellierten Spannungs-Dehnungs-Kurven zwischen diesen befinden. Von einer reinen Interpolation der Materialparameter wird abgesehen, da dies nicht gleichbedeutend mit der linearen Interpolation der Spannungen für entsprechende plastische Dehnung ist. Um den numerischen Aufwand in der Berechnung zu reduzieren, ist es hierzu notwendig, dass das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Schweißgutes auf Grundlage des Grundmaterials beschrieben wird. Hierfür können die Parameter des Grundmaterials σ_y^{GM} , C_i^{GM} und γ_i^{GM} mit den Faktoren f_1 , f_2 und f_3 versehen werden

$$\sigma_y^{SG} = f_1 \sigma_y^{GM} \quad , \quad (22)$$

$$C_i^{SG} = f_2 C_i^{GM} \quad , \quad (23)$$

$$\gamma_i^{SG} = f_3 \gamma_i^{GM} \quad . \quad (24)$$

Anhand eines Optimierungs-Prozesses können diese Faktoren identifiziert werden. Die Spannungen bei einachsiger plastischer Dehnung ergeben sich dann für das Schweißgut wie folgt:

$$\sigma^{SG} = f_1 \sigma_y^{GM} + \sum_{i=1}^M \left[\frac{f_2 C_i^{GM}}{f_3 \gamma_i^{GM}} \left(1 - \exp(-f_3 \gamma_i^{GM} \varepsilon_{pl}) \right) \right] \quad . \quad (25)$$

Der Faktor f_1 beschreibt in diesem Zusammenhang das Verhältnis der Fließspannung von Schweißgut zu Grundmaterial. Zur linearen Interpolation weiterer Spannungs-Dehnungs-Kurven (zwischen Grundmaterial und Schweißgut) ist es nun erforderlich die Faktoren f_1^j , f_2^j und f_3^j mit $j = 2$ bis $(N - 1)$ (N : Anzahl an Materialdatensätzen; $j = 1$ Grundmaterial; $j = N$ Schweißgut) zu bestimmen, wobei gilt:

$$\begin{cases}
 1 < f_1^j < f_1, & f_1 > 1 \\
 1 > f_1^j > f_1, & f_1 < 1 \\
 1 < f_2^j < f_2, & f_2 > 1 \\
 1 > f_2^j > f_2, & f_2 < 1 \\
 1 < f_3^j < f_3, & f_3 > 1 \\
 1 > f_3^j > f_3, & f_3 < 1
 \end{cases} \quad (26)$$

Der Faktor f_1^j für die Materialkurven $j = 2$ bis $(N - 1)$ wird über lineare Interpolation bestimmt:

$$f_1^j = f_1^{\text{GM}} - \frac{(f_1^{\text{GM}} - f_1^{\text{SG}})}{(N - 1)} (j - 1) = 1 - \frac{(1 - f_1)}{(N - 1)} (j - 1) \quad . \quad (27)$$

Die Faktoren f_2^j und f_3^j müssen mittels eines Optimierungs-Prozesses bestimmt werden:

$$\min_{f_2^j, f_3^j} \Delta\sigma = \left| \sigma^j(f_1^j, f_2^j, f_3^j, \varepsilon_{\text{pl}}) - \left(\sigma^{\text{GM}}(\varepsilon_{\text{pl}}) - \frac{(\sigma^{\text{GM}}(\varepsilon_{\text{pl}}) - \sigma^{\text{SG}}(\varepsilon_{\text{pl}}))}{(N - 1)} (j - 1) \right) \right| \quad (28)$$

in den Grenzen

$$0 \leq \varepsilon_{\text{pl}} \leq 0.05 \quad .$$

Größere plastische Dehnungen als 5 % sind irrelevant und deshalb auch für die Anpassung auszuschließen.

Die verwendeten Materialparameter für das Grundmaterial entstammen [19] und sind Tabelle 11 zu entnehmen. Die ermittelten Materialparameter für das Schweißgut sind in Tabelle 12 hinterlegt. Die Daten für das Schweißgut bei 20°C und 350°C sind durch Approximation der Versuchsdaten durch das oben genannte Verfahren (mit den Faktoren f_1, f_2 und f_3) entstanden. Den Materialparametern für das Schweißgut bei 200°C sind die Faktoren bei 350°C zugrunde gelegt. In Tabelle 13 sind die ermittelten Vorfaktoren zusammengefasst. Zugehörig zu den Parametern für die Beschreibung des plastischen Verhaltens sind die zugehörigen elastizitätstheoretischen Konstanten in Tabelle 14 gegeben.

Tabelle 11: Verwendete Parameter für das Grundmaterial (Materialmodell nach Chaboche) für 1.4550 aus BMBF-Vorhaben [19]

Parameter	Temperatur			Einheit
	20°C	200°C	350°C	
σ_y	91.94	83.68	80.99	MPa
C_1	305034.00	40326.30	60013.10	MPa
γ_1	8324.29	4881.99	5671.77	-
C_2	98322.10	29312.10	21051.20	MPa
γ_2	3331.71	2547.23	2931.92	-
C_3	90426.90	61102.40	52507.30	MPa
γ_3	958.70	767.32	970.67	-
C_4	26767.50	25361.40	24309.30	MPa
γ_4	367.07	303.44	230.90	-
C_5	7606.99	2810.51	1898.11	MPa
γ_5	23.81	16.11	22.19	-

Tabelle 12: Verwendete Parameter für das Schweißgut (Materialmodell nach Chaboche)

Parameter	Temperatur			Einheit
	20°C	200°C	350°C	
σ_y	305.30	241.05	233.32	MPa
C_1	98490.21	11204.90	16675.00	MPa
γ_1	4255.83	2039.98	2370.00	-
C_2	31746.51	8144.68	5849.30	MPa
γ_2	1703.35	1064.36	1225.10	-
C_3	29197.29	16978.29	14590.00	MPa
γ_3	490.14	320.62	405.59	-
C_4	8642.76	7047.04	6754.70	MPa
γ_4	187.67	126.79	96.48	-
C_5	2456.17	780.93	527.41	MPa
γ_5	12.17	6.73	9.27	-

Tabelle 13: Ermittelte/verwendete Vorfaktoren

Parameter	Temperatur		
	20°C	200°C*	350°C
f_1	3.321	2.881*	2.881
f_2	0.323	0.278*	0.278
f_3	0.511	0.418*	0.418

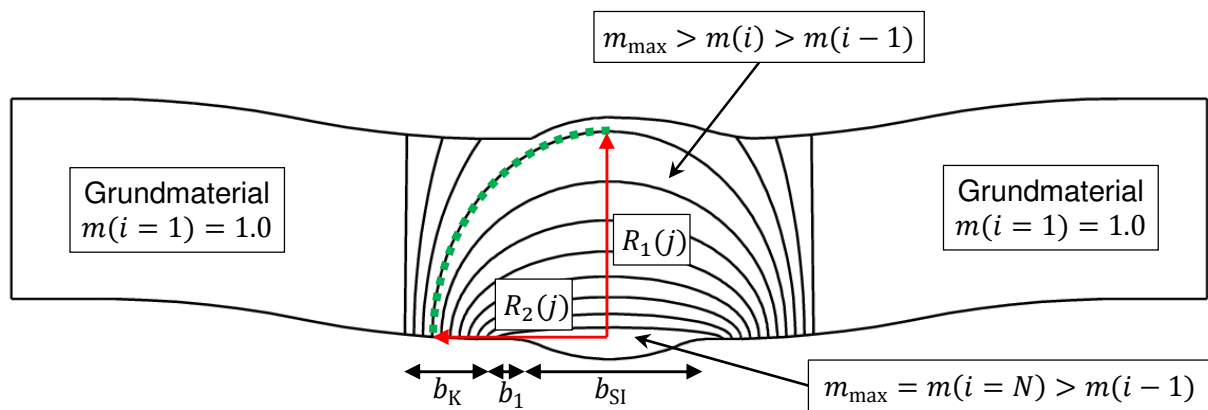
* Keine Daten für Schweißgut 200 °C, auf Grund der Affinität von Grundwerkstoff 200 °C und 350°C, Übernahme der Werte von 350 °C

Tabelle 14: Verwendete elastizitätstheoretische Konstanten für das Grundmaterial 1.4550 aus BMBF-Vorhaben [19], Verwendung aber auch für das Schweißgut

Parameter	Temperatur			Einheit
	20°C	200°C	350°C	
E	199008	188000	176468	MPa
ν	0.3	0.3	0.3	-

Räumliche Verteilung von Materialinhomogenitäten

Neben der Materialmodellierung ist die räumliche Verteilung der Materialinhomogenitäten entscheidend. Räumliche Verteilung und Stärke von Materialinhomogenitäten dürfen nicht getrennt voneinander erfolgen, da das Zusammenspiel dieser beiden Komponenten für die Berechnungsergebnisse entscheidend ist. In Anlehnung an die Ergebnisse der Härtemessungen (HV 0.5) an unbelasteten Proben (Kapitel 4.2.3, Abbildung 123 a)) der Vorversuchsserien erfolgt die Verteilung der zuvor definierten Spannungs-Dehnungs-Beziehungen. Als Grundelement für die Konturen wurden Ellipsenbögen gewählt (s. Abbildung 131). Die in Abbildung 131 verwendeten Parameter sind in Tabelle 15 erläutert.


Abbildung 131: Parameter für die Verteilung der Materialeigenschaften
Tabelle 15: Beschreibung der verwendeten Parameter für die räumliche Verteilung der Materialeigenschaften

Parameter	Beschreibung
R_1	Ellipsenhalbachse in vertikaler Richtung
R_2	Ellipsenhalbachse in horizontaler Richtung
R_{\min}	Minimale Ellipsenhalbachse in vertikaler Richtung
R_{\max}	Maximale Ellipsenhalbachse in vertikaler Richtung
N	Anzahl der Materialien (für $N = 1$, nur Grundmaterialeigenschaften)
k	Exponent zur Verteilung der Konturen
b_K	Abstand zwischen innenliegender Schweißnahtkerbe und Kontur
b_1	Differenz zwischen $R_2(1)$ und $R_2(N-1)$

Die Radien aller sich ergebenden Konturen j für N -Materialien, ergeben sich zu:

$$R_2(j) = \frac{b_{SI}}{2} + b_1 + b_K - \frac{b_K}{N-1} (j-1) \quad , \quad (29)$$

$$R_1(j) = R_2(j) \left(R_{\max} - \frac{R_{\max} - R_{\min}}{(n-2)^{\left(\frac{1}{k}\right)}} (j-1)^{\left(\frac{1}{k}\right)} \right) \quad , \quad (30)$$

für $j = 1$ bis $j = (N-1)$.

Der zwischen den Konturen j und $(j+1)$ liegenden Fläche wird das Material $i = (j+1)$ zugeordnet. Flächen außerhalb der Kontur $j = 1$ entsprechen dem Grundmaterial ($i = 1$), Flächen innerhalb der Kontur $j = (N-1)$ entsprechen dem Material $i = N$. Durch die gewählte Art der Konturen wird erzielt, dass in Kombination mit der Materialmodellierung, das plastische Verfestigungsvermögen einerseits in horizontaler Richtung vom Grundwerkstoff hin zum Schweißgut und andererseits in vertikaler Richtung von der Deck- zur Wurzellage hin ansteigt. Somit wird zum einen der gemessenen Härteverteilung Rechnung getragen, andererseits kann damit auch das experimentell beobachtete Verformungsverhalten, insbesondere die Verschiebung in Querrichtung hin zur Decklage unter Zug, über das Maß des Winkelverzuges hinaus, plausibel gestaltet werden.

4.4 Steuerung der Berechnungsprozedur

Ein hohes Maß an Vergleichbarkeit zwischen den Ergebnissen von experimentellen Versuchen und denen der numerischen Berechnungen ist erstrebenswert und kann nur dadurch gewährleistet werden, dass die im Experiment vorhandenen Randbedingungen auch in der Numerik Berücksichtigung finden. Anstatt die im Experiment gemessenen Kraftamplituden, die mit Unsicherheiten behaftet sind auf das FE-Modell zu übertragen, werden die vorgegebenen Dehnungsamplituden auch im FE-Modell als Randbedingung vorgegeben. Solch eine lokale Dehnungsvorgabe kann in der FE nicht direkt als Randbedingung vorgegeben werden. Hierfür ist es erforderlich die äußeren Last- oder Verschiebungsgrößen nach der lokalen Vorgabe zu steuern.

Die Umsetzung in der FE-Berechnung erfolgt durch die Beobachtung der Relativverschiebung zweier Knoten. Im ersten Schritt erfolgt die Auswahl zweier Knoten N_1 und N_2 , deren Position $x(x_1|x_2|x_3)$ den Berührungspunkten der Schneiden des Extensometers mit der Probenoberfläche im Experiment entspricht (für die unterschiedlichen Probentypen, sind die verwendeten Positionen der Schneiden und resultierende Messlängen in Tabelle 16 dargestellt). Die Anfangsmesslänge l_0 beträgt somit:

$$l_0 = \sqrt{\sum_{i=1}^3 (x_i(N_1) - x_i(N_2))^2} . \quad (31)$$

Die Berechnung der Längenänderung Δl erfolgt somit zu:

$$\Delta l = l_0 - \sqrt{\sum_{i=1}^3 (x_i(N_1) + \Delta x_i(N_1) - x_i(N_2) - \Delta x_i(N_2))^2} . \quad (32)$$

Anschließend kann die vorhandene Dehnung ε_{IST} berechnet werden:

$$\varepsilon_{\text{IST}} = \frac{\Delta l}{l_0} . \quad (33)$$

Bei Vorgabe einer Dehnung $\varepsilon_{\text{SOLL}}$ gilt es nun die äußere Kraft- oder Verschiebungsgröße x so zu wählen, dass der Betrag der Differenz zwischen Soll- und Ist-Dehnung minimal wird:

$$\min_x \Delta \varepsilon = |\varepsilon_{\text{IST}}(x) - \varepsilon_{\text{SOLL}}| . \quad (34)$$

Eine analytische Lösung des Optimierungsproblems ist auszuschließen, weshalb in der Umsetzung das Newton-Verfahren zum Einsatz kommt. Hierbei lautet die Iterationsvorschrift wie folgt:

$$x_{n+1} = x_n + \Delta x = x_n - \frac{f(x_n)}{f'(x_n)} , \quad (35)$$

mit

$$f(x_n) = \Delta \varepsilon(x_n) = |\varepsilon_{\text{IST}}(x_n) - \varepsilon_{\text{SOLL}}| . \quad (36)$$

Die Ableitung wird in der Numerik durch einen Vorwärtsdifferenzenquotienten angenähert:

$$f'(x_n) \approx \frac{f(x_n + h) - f(x_n)}{h} = \frac{\Delta\varepsilon(x_n + h) - \Delta\varepsilon(x_n)}{h} = \frac{|\varepsilon_{\text{IST}}(x_n + h) - \varepsilon_{\text{SOLL}}| - |\varepsilon_{\text{IST}}(x_n) - \varepsilon_{\text{SOLL}}|}{h}, \quad (37)$$

mit

$$h \ll x_n. \quad (38)$$

Die Iteration wird abgebrochen, sobald $\Delta\varepsilon$ kleiner wird als ein vorgegebener Grenzwert $\Delta\varepsilon_{\text{max}}$.

Tabelle 16: Position der Schneiden des Extensometers für unterschiedliche Probentypen ausgehend vom Flächenschwerpunkt des Querschnittes in Längsrichtung (x-y-Ebene) der bearbeiteten Probe, mit x-Richtung als Probenlängsrichtung (Lage der scharfen Kerbe im zweiten Quadranten)

Probe	Messbasis in mm	Position Schneide 1 (x y z) in mm	Position Schneide 2 (x y z) in mm
Rohrsegmentprobe IFSW	4	(9 5 0)	(13 5 0)
Rohrsegmentprobe IfW	15	(-7.5 0 5)	(7.5 0 5)
Rundprobe IfW	10	(-5 0 2.7)	(5 0 2.7)

4.5 Berechnung der Beanspruchungen unbearbeiteter Proben der Vorversuchsserie am 2D-Modell

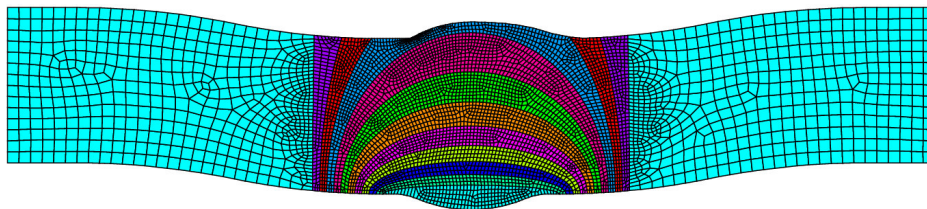


Abbildung 132: 2D- Modell für die Berechnung der unbearbeiteten Proben aus der Vorversuchsserie mit überhöhte Darstellung des Winkelverzuges

Für die unbearbeiteten Proben der Vorversuchsserie wurden anhand eines 2D-Modells die ersten FE-Berechnungen durchgeführt. Als Grundlage für die Materialmodellierung diente hierbei der vereinfachte Ansatz zur Materialmodellierung, also auf Grundlage der Daten des Grundmaterials. Zur Untersuchung, welchen Einfluss insbesondere das Verzugsmaß und der definierte Mismatch-Faktor auf die Berechnungsergebnisse ausüben, wurden diese Parameter variiert zu:

- $m = 1.00; m = 1.25; m = 1.5; m = 1.75; m = 2.00; m = 2.25$
- $h_w = 0.01 \text{ mm} \approx w = 0.06^\circ; h_w = 0.05 \text{ mm} \approx w = 0.28^\circ; h_w = 0.1 \text{ mm} \approx w = 0.58^\circ; h_w = 0.25 \text{ mm} \approx w = 1.42^\circ; h_w = 0.5 \text{ mm} \approx w = 2.86^\circ$

Insgesamt ergaben sich somit jeweils $5 \times 6 = 30$ Berechnungen mit insgesamt 5 iterativ (weil dehnungskontrolliert) gesteuerten Lastzyklen. Für diese wie auch alle folgenden Berechnungen wurde für die Kerben 2 bis 4 eine idealisierte Kerb- bzw. Schweißnahtgeometrie verwendet, die sich aus den jeweiligen Mittelwerten der oben in Kapitel 4.2.2 ermittelten Geometrieparameter ergibt. Auf Grund der geringen Streuungen der Parameter für die Kerben 2

bis 4, sowie deren Unerheblichkeit für das Versagen, kann hierfür auf gemittelte Werte zurückgegriffen werden. Im Gegensatz dazu sind die wesentlich kleineren Kerbradien von Kerbe 1, als ebenfalls wesentlich kritischer anzusehen. Auf Grund dessen wurden neben Berechnungen mit einem idealisierten Kerbradius von 1 mm auch Berechnungen mit realen Kerbradien durchgeführt. Für die Berechnungen mit dem realen Kerbradius, wurde jeweils der kritischste Kerbradius, sowie der größte Nahtanstiegswinkel in Kerbe 1 jeder Probe verwandt. Individuell wurde bei diesen Berechnungen auch die Nahtüberhöhung auf der Außenseite berücksichtigt, deren Wert in der gleichen Schnittebene abgetragen wurde, wie der des kritischen Kerbradius.

4.5.1 Ergebnisse unter der Verwendung einer idealisierten Kerbgeometrie

Die Berechnungsergebnisse unter Verwendung einer idealisierten Kerbgeometrie ($r_1 = 1.00$ mm) sind exemplarisch für einen Winkelversatz von 0.28° mit Mismatch-Faktoren von 1.25 bis 2.25 in den Abbildungen 189 bis 198 (Anhang D) dargestellt. Die Ergebnisse für einen Mismatch von 1.00, sprich mit homogener Werkstoffmodellierung, sind den Abbildungen 133 und 134 zu entnehmen. Wie Abbildung 133 zeigt, ist auf allen Lasthorizonten das Versagen in der Kerbe rechnerisch maßgebend. Die ermittelten Dehnungsamplituden auf der Innenseite im Grundmaterial sind im Wesentlichen nur leicht größer als die im Bereich des Extensometers vorgegebene Dehnung.

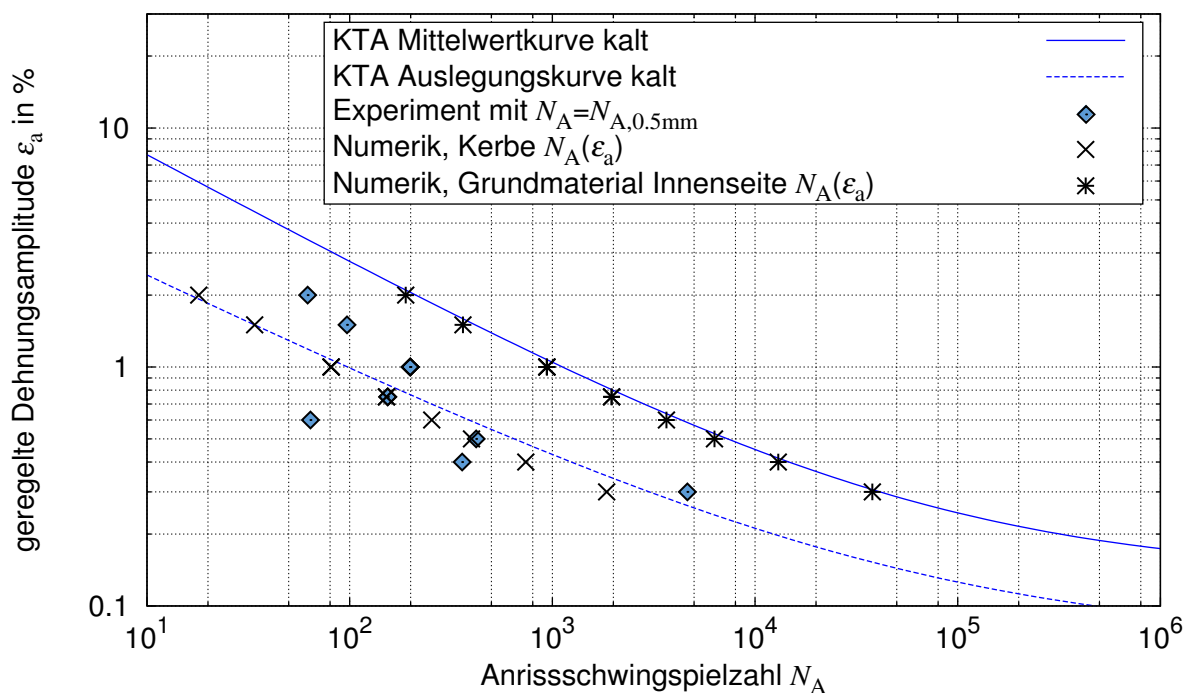


Abbildung 133: Experimentelle und numerische Ergebnisse für die unbearbeiteten Rohrsegmentproben (IFSW) bei RT am 2D-Modell mit vereinfachtem Ansatz zur Materialmodellierung (Mismatch $m = 1.00$) und idealisierter Kerbgeometrie

Eine direkte Gegenüberstellung der minimalen ermittelten Anrisschwingspielzahl (in diesem Beispiel immer in der Kerbe) mit der experimentell erzielten Anrisschwingspielzahl, sowie die Gegenüberstellung von numerisch ermittelter zu experimenteller Kraftamplitude ist in Abbildung 134 gegeben. Hierbei ist zu erkennen, dass die numerisch ermittelten Anrisschwingspielzahlen, im Mittel gut mit den experimentellen übereinstimmen, jedoch ist die Streubreite als problematisch einzustufen. Ebenfalls als problematisch ist das Ergebnis der Gegenüberstellung der erzielten Kraftamplituden, wie Abbildung 134 (rechts) zeigt. Die numerisch ermittelten Kraftamplituden fallen tendenziell zu groß aus, was sich mit zunehmender vorgegebener Dehnungsamplitude verstärkt.

Mit zunehmendem Mismatch-Faktor (s. Anhang D), ist einerseits zu erkennen, dass die Dehnungsamplituden im Bereich der scharfen Kerbe reduziert werden (im Ergebnis größere Anrisschwingspielzahlen), während die Dehnungsamplituden im Grundmaterial ansteigen (im Ergebnis geringere Anrisschwingspielzahlen). Bei einem Mismatch-Faktor von 2.00 kommt es zu einer Überschneidung zwischen berechneter Anrisschwingspielzahl von Grundmaterial und Kerbe. Bei höheren Dehnungsamplituden ist somit das Grundmaterial maßgebend für das Versagen. Die Reduktion der Dehnungsamplitude in der Kerbe resultiert aus der Tatsache, dass mit steigendem Mismatch auch die Fließgrenze des Materials erhöht wird in dem die Kerbe liegt. Das führt dazu, dass plastische Dehnungen verzögert eintreten und in der Summe geringere (plastische) Dehnungsamplituden resultieren. Im Bereich des Grundmaterials wirkt der Mismatch dagegen als Querdehnungsbehinderung des Grundmaterials, weshalb sich dort in der Summe mit steigendem Mismatch höhere Dehnungsamplituden ergeben.

Hinsichtlich der Gegenüberstellung der Anrisschwingspielzahlen ist zu erkennen, dass mit steigendem Mismatch-Verhältnis zu große Lebensdauern berechnet werden, ebenso verhält es sich mit der numerisch ermittelten Kraftamplituden.

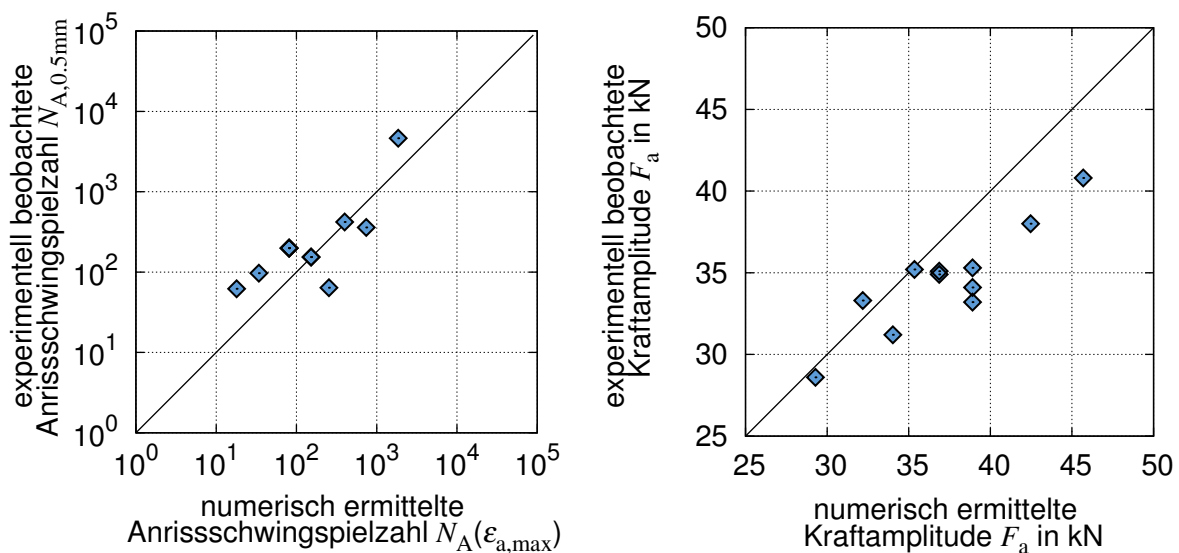


Abbildung 134: Gegenüberstellung experimenteller und numerischer Ergebnisse für die unbearbeiteten Rohrsegmentproben (IFSW) bei RT am 2D-Modell mit vereinfachtem Ansatz zur Materialmodellierung (Mismatch $m = 1.00$) und idealisierter Kerbgeometrie

4.5.2 Ergebnisse unter der Verwendung der individuellen Kerbgeometrie

Für die Berechnungen mit individueller Kerbgeometrie wurden wie oben schon erwähnt die in Kapitel 4.2.2 ermittelten minimalen Kerbradien für jede Probe mit maximalem Nahtanstiegswinkel und zugeordneter Nahtüberhöhung verwandt. Die Werte für die einzelnen Proben, sind Tabelle 17 zu entnehmen.

Tabelle 17: Verwendete individuelle Geometrie-Parameter

Proben-Nr.	Radius r_1 in mm	Nahtanstiegswinkel α_1 in °	Nahtüberhöhung h_{SA} in mm
V1-001	*0.291	*33.2	*1.200
V1-003	*0.291	*33.2	*1.200
V1-004	0.274	31.2	1.077
V1-005	0.287	30.3	1.071
V1-007	0.240	30.5	1.148
V1-009	0.212	35.9	1.234
V1-010	0.229	37.2	1.235
V1-011	0.164	29.7	1.186
V1-012	0.064	51.8	1.629
V1-014	0.253	36.7	1.232
V1-015	0.270	35.4	1.236

*Angenommene Werte, da Werte aus Scans nicht verfügbar.

Die mit dieser Modellierung gewonnenen Ergebnisse sind für einen Mismatch mit $m = 2.00$ und einem Winkelverzug $w = 0.28^\circ$ in den Abbildungen 135 und 136 dargestellt. Im Gegensatz zur Modellierung mit einem Kerbradius von 1.00 mm, ist bei Verwendung der individuellen Kerbradien deutlich zu sehen, zu welchen Unterschieden dies in der örtlichen Beanspruchung führt (bzw. in der damit resultierenden Anrisslebensdauer).

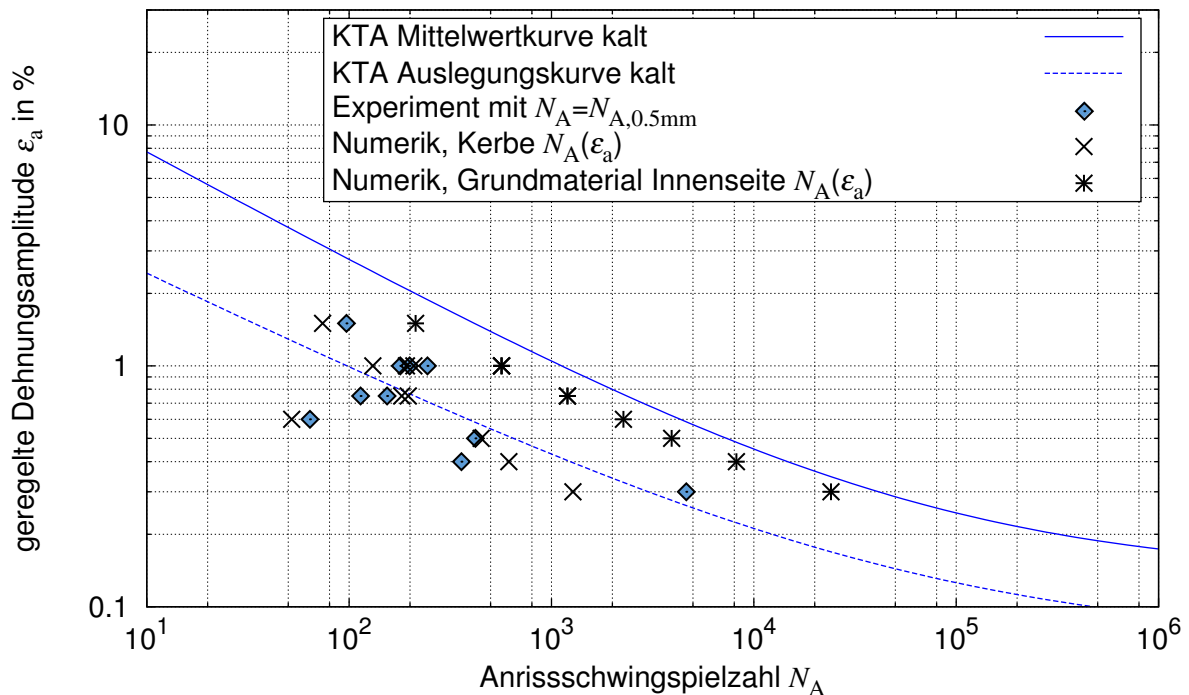


Abbildung 135: Experimentelle und numerische Ergebnisse für die unbearbeiteten Rohrsegmentproben (IFSW) bei RT am 2D-Modell mit vereinfachtem Ansatz zur Materialmodellierung (Mismatch $m = 2.00$) und individueller Kerbgeometrie

Wie an der Gegenüberstellung von experimentellen zu numerischen Anrisschwingspielzahlen zu sehen ist (s. Abbildung 136 links), konnte die Streubreite im Vergleich zu den Ergebnissen der Berechnung mit idealisiertem Kerbradius deutlich reduziert werden, ebenfalls herrscht im Mittel eine qualitativ sehr gute Übereinstimmung. Mit Blick auf die Gegenüberstellung der Kraftamplituden (s. Abbildung 136 rechts) ist jedoch festzustellen, dass auch hier die Kraftamplituden mit zunehmender vorgegebener Dehnungsamplitude in der Numerik tendenziell zu groß sind. Dies ist allerdings auch hier zu erwarten gewesen, da im Vergleich zu den Berechnungen mit idealisierter Kerbgeometrie (s. Kapitel 4.5.1) lediglich die lokale Lösung in der Kerbe beeinflusst wurde.

Im Allgemeinen gilt das beobachtete Verhalten als kritisch zu bewerten und kann keinesfalls als zufriedenstellend betrachtet werden, da das vorgestellte Modell unter den gegebenen Bedingungen (Geometrie, Art der Belastung etc.) zwar eine gute Approximation an die experimentell erzielten Anrisschwingspielzahlen darstellt, aber eine Übertragbarkeit auf andere Versuchsserien, u. a. auf Grund der Abweichungen der Kraftamplituden, nicht gewährleistet werden kann. Bei Vorgabe von Kraftamplituden ist unter Verwendung des vorgestellten Modells abzusehen, dass die erzielten Dehnungsamplituden zu niedrig und damit abgeschätzte Anrisslebensdauern als zu groß berechnet werden.

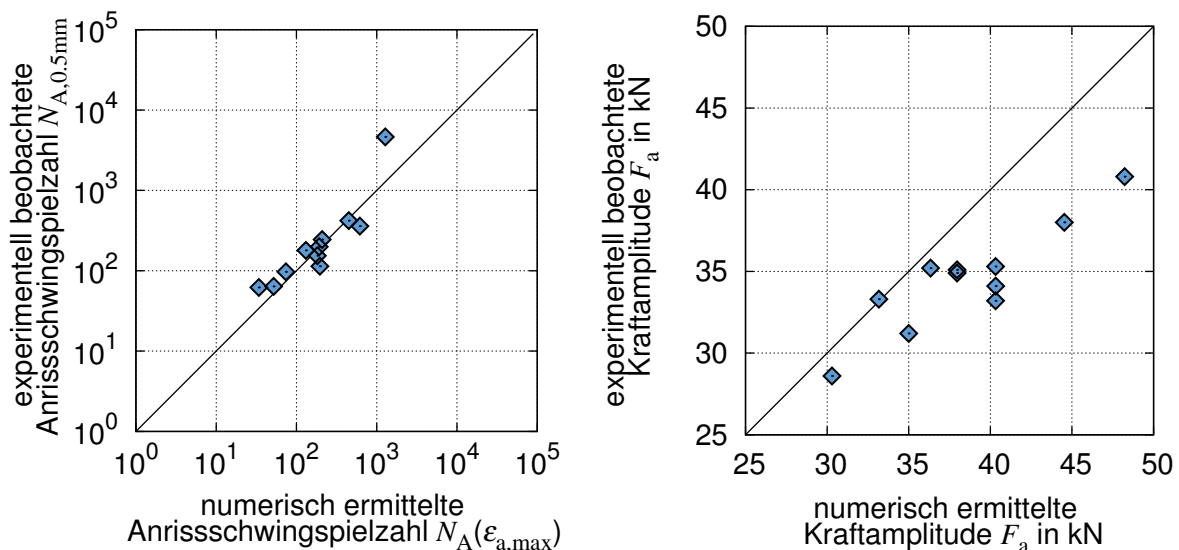


Abbildung 136: Gegenüberstellung experimenteller und numerischer Ergebnisse für die unbearbeiteten Rohrsegmentproben (IFSW) bei RT am 2D-Modell mit vereinfachtem Ansatz zur Materialmodellierung (Mismatch $m = 2.00$) und individueller Kerbgeometrie

4.6 Berechnung der Beanspruchungen am 3D-Modell unter Bestimmung und Berücksichtigung weiterer Einflussfaktoren

Hinsichtlich der sich ergebenden Problematik der Übertragbarkeit aus Kapitel 4.5 sind weitere Berechnungen durchgeführt worden. Unter anderem wurde das 2D-Modell zu einem 3D-Modell erweitert mit der Konsequenz geringerer lokaler Dehnungsamplituden. Ebenfalls wurde die Modellierung der Materialinhomogenitäten hinsichtlich des Last-Verformungs-Verhaltens am Gesamtsystem optimiert. Für alle folgenden Berechnungen wurden zur Materialmodellierung die Werkstoffdaten des Grundmaterials und die des Schweißgutes herangezogen (gemäß Kapitel 4.3.2).

4.6.1 Geschweißte Rundproben

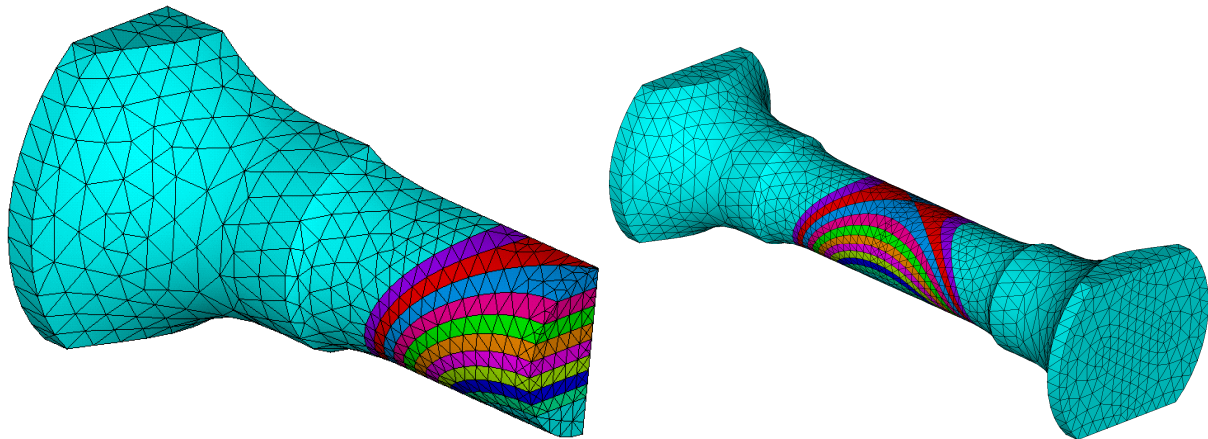


Abbildung 137: Reduziertes FE-Modell der geschweißten Rundprobe durch Ausnutzung der Symmetrie (links); FE-Gesamtmodell der Rundprobe (rechts)

Zur Optimierung und Validierung von Parametern, die der Modellierung der Materialinhomogenitäten dienen, eignen sich Proben, die keinerlei Einflüsse bezüglich Rauigkeit oder scharfer Kerben besitzen. Für diese Zwecke ist die geschweißte Rundprobe optimal.

Für die Modellierung der Materialinhomogenitäten wurden die Parameter aus Tabelle 18 verwendet. Für die Erstellung der Geometrie in ANSYS wurden die Konturen (zur Verteilung der Materialparameter) zunächst in der Ebene auf ein Rechteck mit der Dicke $t = 10.5$ mm gezeichnet. Anschließend kann das Rechteck mit den überlagerten Konturen zu einem Quader extrudiert werden. Mittels einer booleschen Operation kann die Geometrie der Rundprobe mit Konturen herausgearbeitet werden. Das Ergebnis der resultierenden und bereits vernetzten Geometrie ist Abbildung 137 zu entnehmen. Auf Grund des geringen Querschnittes, wurde auf die Modellierung der Krümmung (hinsichtlich des Verlaufs der Konturen in Rohrumfangsrichtung) verzichtet.

Tabelle 18: Verwendete Parameter für die Modellierung der Materialinhomogenitäten

Parameter	R_{\min}	R_{\max}	N	k	b_K	b_1	b_{SI}
Wert	3.375 mm	9.6 mm	12	1.0	3.5 mm	0.25 mm	8.5 mm

Die Berechnungsergebnisse für die geschweißten Rundproben sind den Abbildungen 138 bis 141 zu entnehmen. Eine Gegenüberstellung experimenteller und numerischer Ergebnisse der geschweißten Rundproben bei Raumtemperatur ist in Abbildung 138 gegeben. Einerseits sind die Lebensdauern über die halbe örtliche Vergleichsdehnungsschwingweite dargestellt, zusätzlich ist zum Vergleich über die ermittelte Kraftamplitude eine Nenndehnungsamplitude ($\varepsilon_a(\sigma_a(F_a))$) für die Berechnung der Anrisschwingspielzahl errechnet worden. Für die Berechnung der Nenndehnungsamplitude diente hierbei das zyklische Spannungs-Dehnungsverhalten des Grundmaterials. Wie in Abbildung 138 dargestellt, liegt die numerische Lösung über die halbe Vergleichsdehnungsschwingweite näher am experimentellen Ergebnis als über die Kraftamplitude.

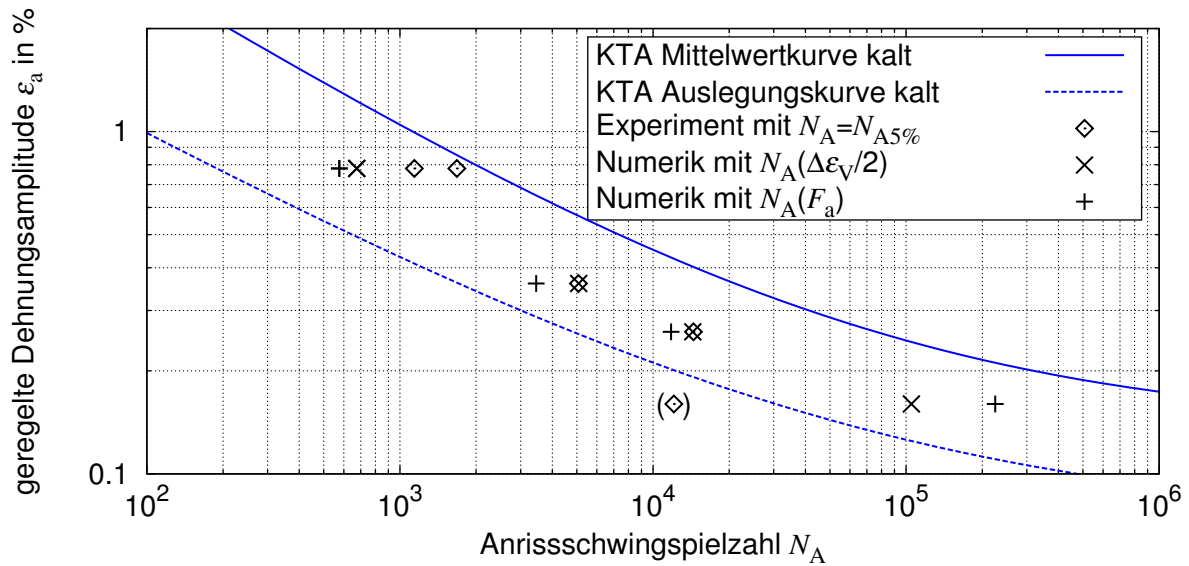


Abbildung 138: Gegenüberstellung numerischer und experimenteller Ergebnisse für Versuche an Rundproben bei Raumtemperatur

Die Ergebnisse stellen sich ebenfalls für höhere Temperaturen in ähnlicher Weise dar (s. Abbildung 139)

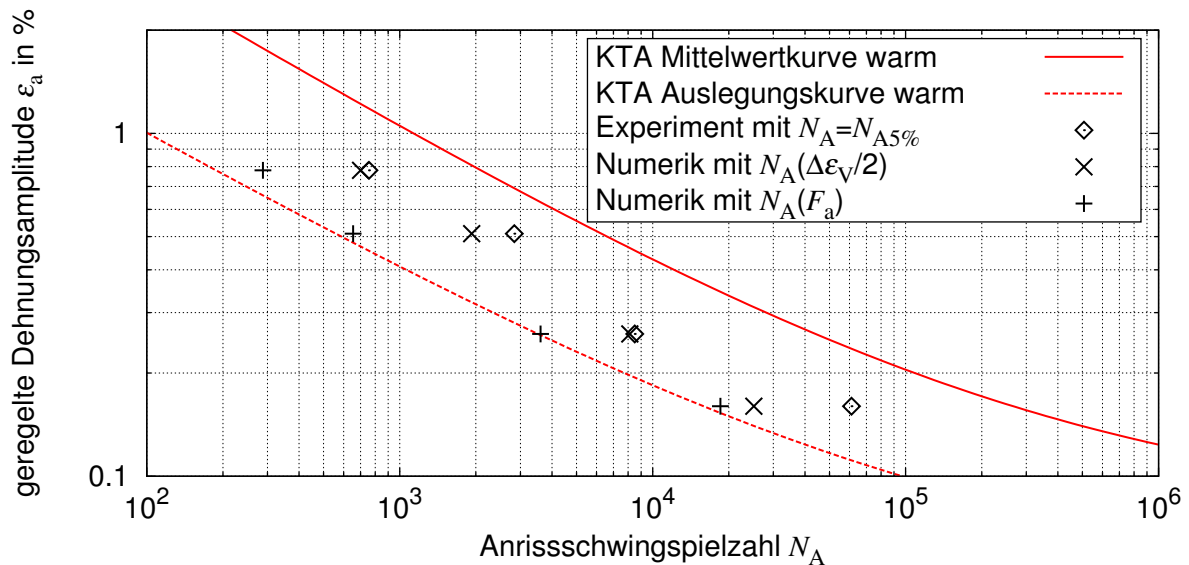


Abbildung 139: Gegenüberstellung numerischer und experimenteller Ergebnisse für Versuche an Rundproben bei 350°C

Die direkte Gegenüberstellung von berechnetem und experimentell beobachtetem Versagen ist in Abbildung 140, links für Raumtemperatur und rechts für 350 °C gegeben. Mit Ausnahme des eingeklammerten Ausreißers bei Raumtemperatur ist die Übereinstimmung zwischen berechneter Anrisschwingspielzahl und experimentell beobachteter Anrisschwingspielzahl als sehr gut einzustufen. Zum Vergleich ist das Streuband eingezeichnet, welches die Datenstreuung in Dehnungsrichtung der KTA-Mittelwertkurve in einem Bereich von $\pm 48.85\%$ abdeckt. Eine Gegenüberstellung der Kraftamplituden ist in Abbildung 141 dargestellt, wobei auch hier eine gute Übereinstimmung zu erkennen ist. Die erzielten Übereinstimmungen, insbesondere

auch hinsichtlich unterschiedlicher Temperaturen, lassen zunächst vermuten, dass die getroffenen Annahmen zu der gewünschten Lösung führen.

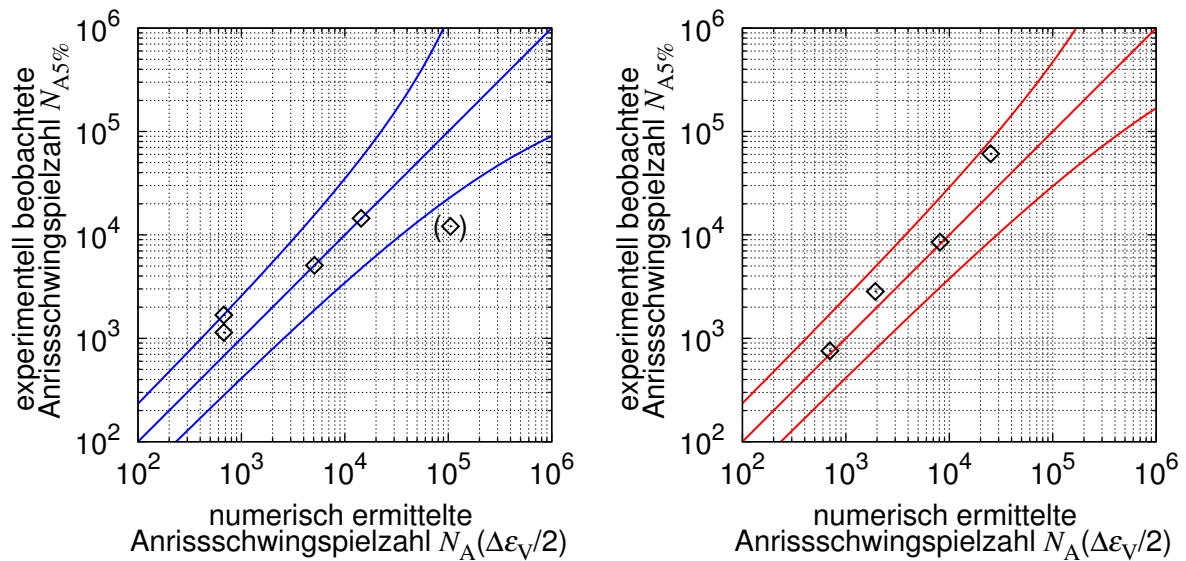


Abbildung 140: Vergleich von numerisch ermittelter Anrisschwingspielzahl zu experimentell beobachteter Anrisschwingspielzahl für Versuche an Rundproben bei Raumtemperatur (links) und 350°C (rechts) mit Streuband (97.7 %, zweiseitig) auf Grundlage der Datenstreuung der KTA-Mittelwert bei Raumtemperatur (Standardabweichung in Dehnungsrichtung 1.135 ε_a)

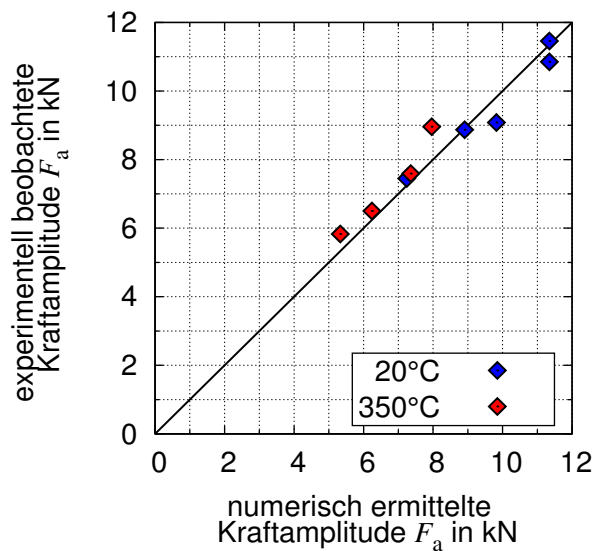


Abbildung 141: Vergleich numerisch ermittelter und experimentell beobachteter Kraftamplituden für Versuche an Rundproben bei 20°C und 350°C

4.6.2 Nachbearbeitete Rohrsegmentproben aus der Vorversuchsserie (IFSW)

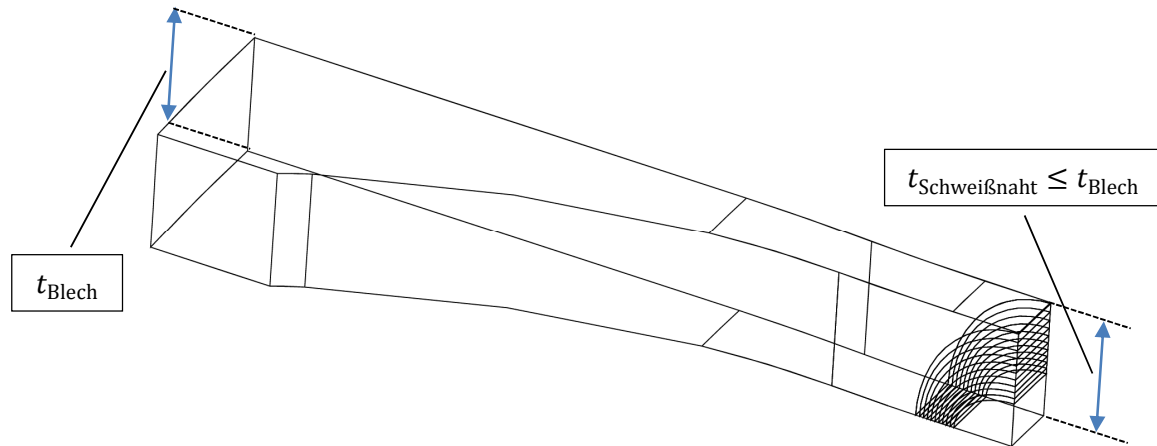


Abbildung 142: Darstellung des partitionierten Volumenmodells der nachbearbeiteten Probe aus der Vorversuchsserie als Gitterstruktur für die FE-Berechnung

Analog zu den FE-Berechnungen an Rundproben und unbearbeiteten Rohrsegmentproben wurden auch Berechnungen für die nachbearbeiteten Rohrsegmentproben aus der Vorversuchsserie durchgeführt. Im Gegensatz zu den Berechnungen an den Rundproben besteht hierbei die Herausforderung, dass keine einheitliche Geometrie vorliegt. Durch die Nachbearbeitung der Schweißnaht, die händisch durchgeführt wird, resultieren in Längsrichtung der Probe unterschiedliche Dicken. Die ursprüngliche Blechdicke im Grundmaterial von 10 mm, reduziert sich bei den Proben der Versuchsserie 2 auf bis zu 9.21 mm. Die minimal gemessenen Dicken im Bereich der Schweißnaht sind für die einzelnen Proben, Tabelle 19 zu entnehmen.

Tabelle 19: Gemessene minimale Blechdicken t im Bereich der Schweißnaht für nachbearbeitete Proben aus der Vorversuchsserie

Proben-Nr.	V2-001	V2-005	V2-002	V2-003	V2-013	V2-006	V2-007	V2-008	V2-010	V2-014
Dicke t in mm	9.70	9.62	9.86	10.01	9.60	9.35	9.21	9.41	9.51	9.73

Für die Modellierung der Geometrie wurde für die jeweilige Probe, deren minimal vorhandene Blechdicke über die gesamte Probenlängsrichtung verwandt. Dies hat den Vorteil, dass einerseits nur ein Messwert für die Dicke ermittelt werden muss und andererseits die Modellierung wesentlich einfacher handzuhaben ist.

Die Gegenüberstellung numerischer und experimenteller Ergebnisse für die nachbearbeiteten Proben der Versuchsserie 2 sind in Abbildung 143 dargestellt. Der direkte Vergleich von Anrisschwingenspielzahlen und Kraftamplituden folgt in Abbildung 144.

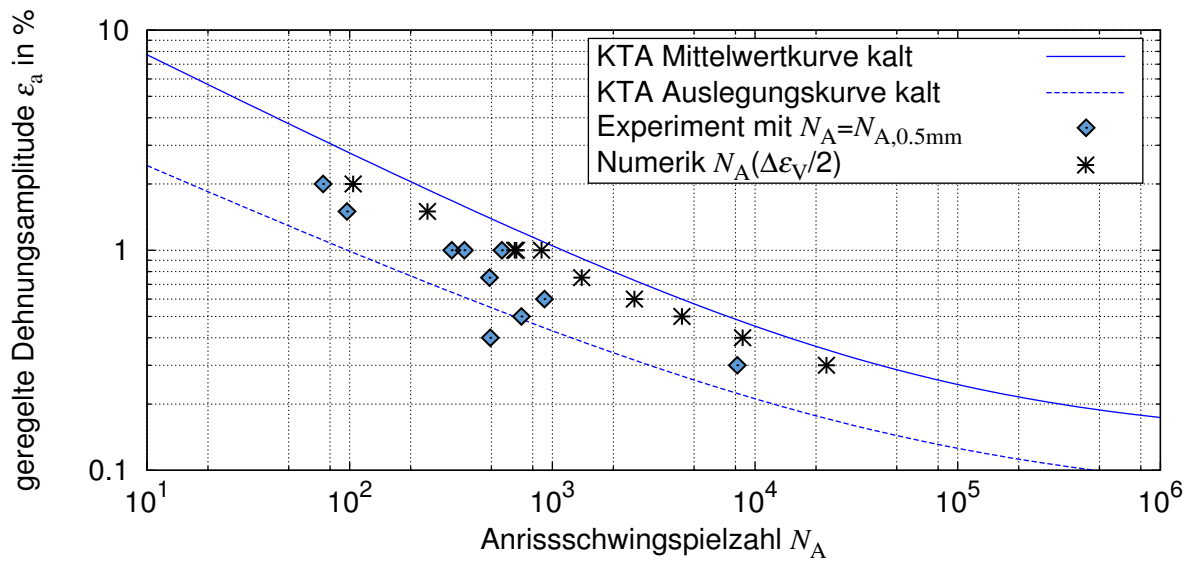


Abbildung 143: Gegenüberstellung numerischer und experimenteller Ergebnisse für Versuche an nachbearbeiteten Rohrsegmentproben bei Raumtemperatur ohne Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit

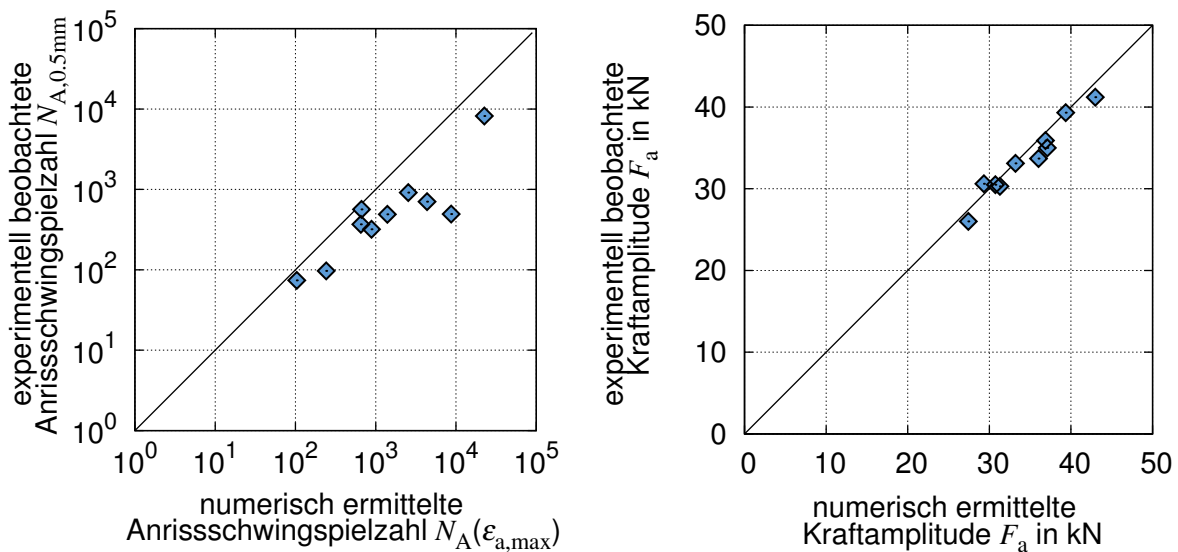


Abbildung 144: Vergleich von numerisch ermittelter Anrisschwingspielzahl zu experimentell beobachteter Anrisschwingspielzahl für Versuche an nachbearbeiteten Rohrsegmentproben bei Raumtemperatur (links); Vergleich der Kraftamplituden (rechts)

Die numerisch ermittelten Anrisschwingspielzahlen sind immer größer als die experimentell beobachteten. Die Verteilung der berechneten Vergleichsdehnungsschwingweiten am Beispiel geregelter Dehnungsamplituden von 0.3 und 2.0 % ist den Abbildungen 145 und 146 zu entnehmen. Die maximalen Vergleichsdehnungsschwingweiten treten auf der Rohraußenseite auf. Der Bereich der hohen Beanspruchung erstreckt sich über eine relativ große Fläche (in den jeweiligen Plots in roter Farbe dargestellt). Auf Grund dessen, dass die maximale Beanspruchung nicht lokalisierter auftritt, findet der Anriss an der Stelle statt, an der oberflächentechnisch und metallurgisch die ungünstigsten Bedingungen vorherrschen. Der

Bereich der hohen Beanspruchung erstreckt sich von der Schweißnaht über die Wärmeeinflusszone bis hin ins Grundmaterial. Nicht außer Acht zu lassen ist auch ein zweiter Bereich auf der Rohrrinnenseite (in den jeweiligen Plots in orangener Farbe dargestellt), der bei oberflächentechnisch ungünstigen Bedingungen auch versagensmaßgebend werden kann.

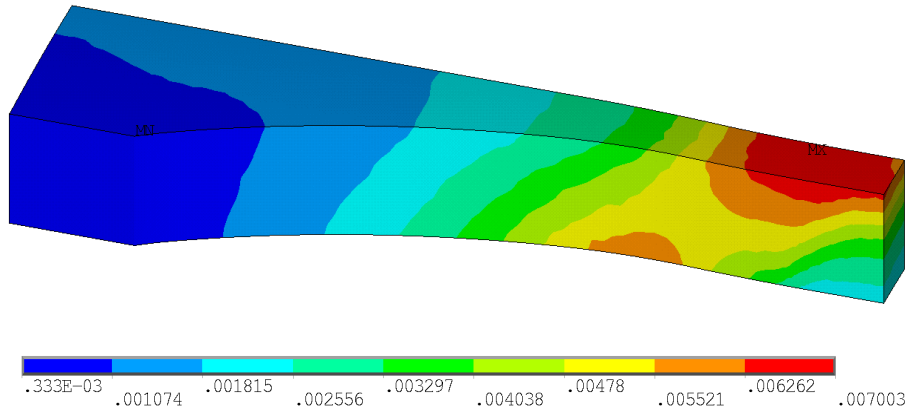


Abbildung 145: Verteilung der berechneten Vergleichsdehnungsschwingweiten $\Delta\varepsilon_V$ bei geregelter Dehnungsamplitude ε_a von 0.3 %

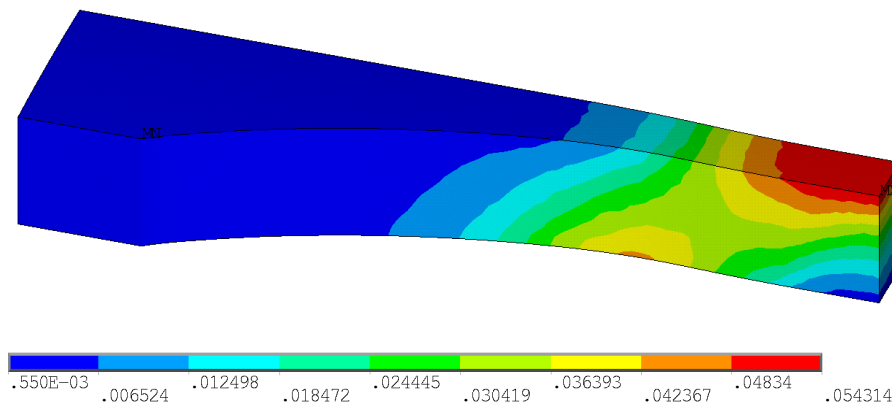


Abbildung 146: Verteilung der berechneten Vergleichsdehnungsschwingweiten $\Delta\varepsilon_V$ bei vorgegebener Dehnungsamplitude ε_a von 2.0 %

4.6.3 Nachbearbeitete Rohrsegmentproben (IfW)

Für die nachbearbeiteten Rohrsegmentproben des IfW wurden in gleicher Art und Weise auch Berechnungen durchgeführt. Die Berechnungen unterscheiden sich insofern, dass einerseits eine andere Probenform vorliegt und andererseits die Dehnungsregelung integral über die Schweißnaht erfolgt (vgl. Tabelle 16). Wie auch für die Berechnungen der Rohrsegmentproben aus der Vorversuchsserie fließt in die Berechnung die minimal gemessene Probendicke mit ein. Die gemessenen Dicken sind in Tabelle 20 dargestellt und variieren zwischen 8.9 und 10.1 mm.

Tabelle 20: Gemessene minimale Blechdicken t im Bereich der Schweißnaht für nachbearbeitete Rohrsegmentproben (IfW) nach dem Versuch

Proben Nr.	3 arJ RT d 4	3 arJ RT d 2	3 arJ RT d 4	3 arJ 2 d 7	3 arJ d 14	3 arJ 2 d 9	3 arJ 2 d 6	3 arJ 35 d 11	3 arJ 35 d 12	3 arJ 35 d 10	
Dicke t in mm	10.10	9.45	9.80	9.80	9.85	9.95	9.70	10.25	9.95	9.90	
Proben Nr.	4 arJ RT d 2	4 arJ RT d 4	4 arJ RT d 14	4 arJ RT d 14	4 arJ RT d 15	4 arJ 2 d 8	4 arJ 2 d 9	4 arJ 35 d 10	4 arJ 35 d 11	4 arJ 35 d 12	4 arJ 35 d 13
Dicke t in mm	9.10	10.00	9.45	9.60	9.50	9.40	9.00	9.70	9.15	8.90	9.15

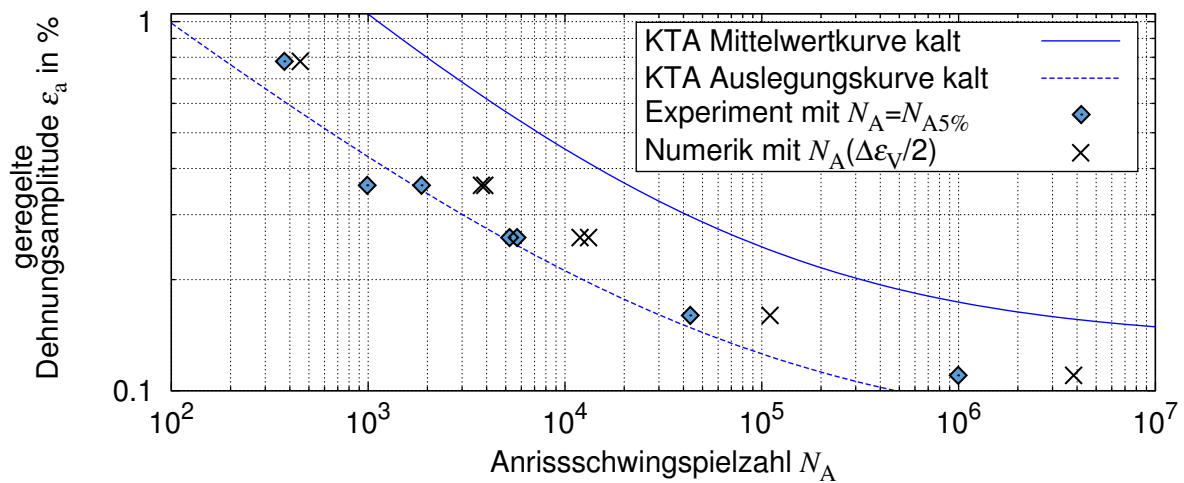


Abbildung 147: Gegenüberstellung numerischer und experimenteller Ergebnisse für Versuche an nachbearbeiteten Rohrsegmentproben (IfW) bei Raumtemperatur ohne Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit

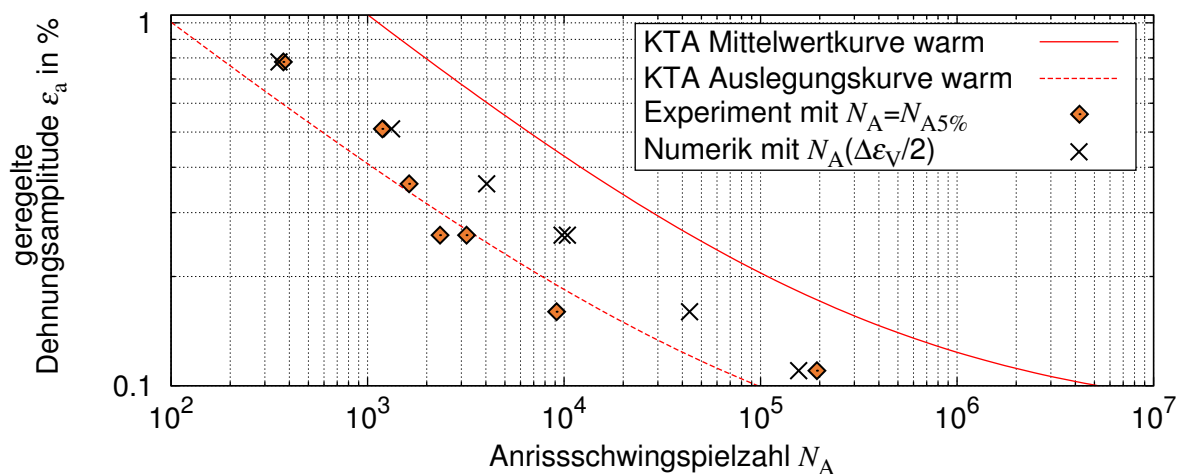


Abbildung 148: Gegenüberstellung numerischer und experimenteller Ergebnisse für Versuche an nachbearbeiteten Rohrsegmentproben (IfW) bei 200°C ohne Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit

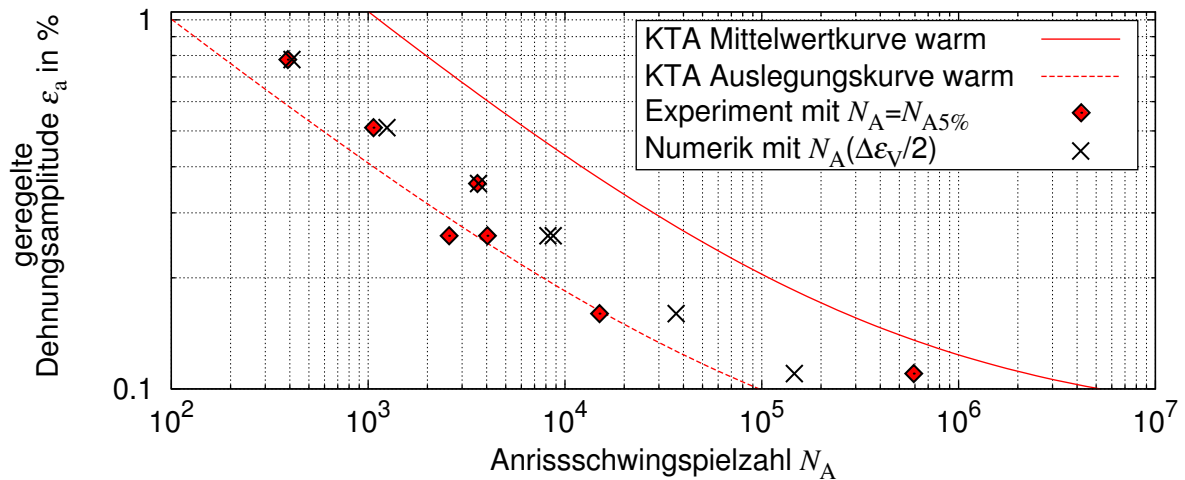


Abbildung 149: Gegenüberstellung numerischer und experimenteller Ergebnisse für Versuche an nachbearbeiteten Rohrsegmentproben (IfW) bei 350°C ohne Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit

Die Berechnungsergebnisse sind zusammen mit den experimentellen Ergebnissen für Raumtemperatur in Abbildung 147, für 200°C in Abbildung 148 und für 350°C in Abbildung 149 dargestellt. Ohne die Berücksichtigung des Oberflächeneinflusses sind die berechneten Anrisschwingspielzahlen im Mittel wieder größer als die experimentell erzielten.

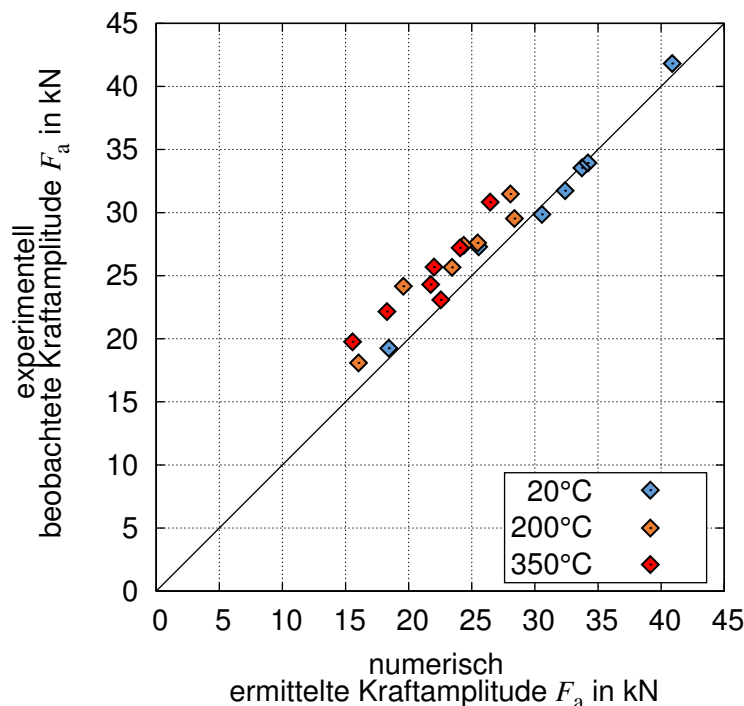


Abbildung 150: Gegenüberstellung der ermittelten Kraftamplituden für die nachbearbeiteten Rohrsegmentproben (IfW) mit unterschiedlichen Temperaturniveaus

Hinsichtlich der Kraftamplituden (s. Abbildung 150) ist durch die Gegenüberstellung von numerisch berechneter und experimentell ermittelter Kraftamplitude zu erkennen, dass die

Übereinstimmung für das Temperaturniveau von 20°C sehr gut ist. Für die erhöhten Temperaturen von 200 und 350°C sind die berechneten Kraftamplituden tendenziell zu gering. Die vorhandene Abweichung scheint unabhängig vom Lastniveau zu sein. Unter Betrachtung aller Temperaturniveaus kann die mittlere Abweichung auch Ihre Ursache in der Regelung und der Verwendung der minimal gemessenen Dicken haben. Pauschal gesagt führt jede Abweichung von der minimalen Dicke der Schweißnaht bei einer vorgegebenen Dehnungsamplitude (oder auch Nennspannungsamplitude) zu einer höheren erforderlichen Kraftamplitude, weshalb zu erwarten ist, dass die berechneten Kraftamplituden im Mittel geringer ausfallen müssen.

Die Verteilung der Vergleichsdehnungsschwingweiten ist exemplarisch für vier Proben mit hohem und niedrigem Lastniveau, sowie für Raumtemperatur und erhöhte Temperatur in den Abbildungen 151 bis 154 dargestellt. Zu erkennen ist auch hier wieder, dass prinzipiell mehrere mögliche Versagensorte auszumachen sind, so dass nicht eindeutig ein Ort des Anrisses festgestellt werden kann. Rechnerisch ist der Ort der maximalen Beanspruchung vom Lastniveau abhängig. Bei niedrigeren Schwingweiten ist die maximale Beanspruchung auf der Rohrinne-seite im Bereich der Aufweitung zu identifizieren. Bei höheren Lastniveaus, verlagert sich der Ort der maximalen Beanspruchung auf die ursprüngliche Rohraußenseite und rückt näher an den Bereich der Schweißnaht.

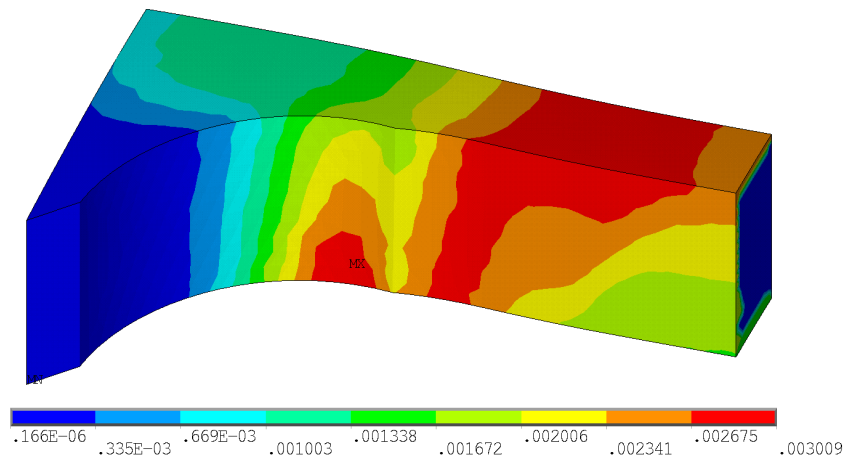


Abbildung 151: Verteilung der berechneten Vergleichsdehnungsschwingweiten $\Delta\varepsilon_V$ mit vorgegebener Dehnungsamplitude ε_a von 0.11 %, bei Raumtemperatur

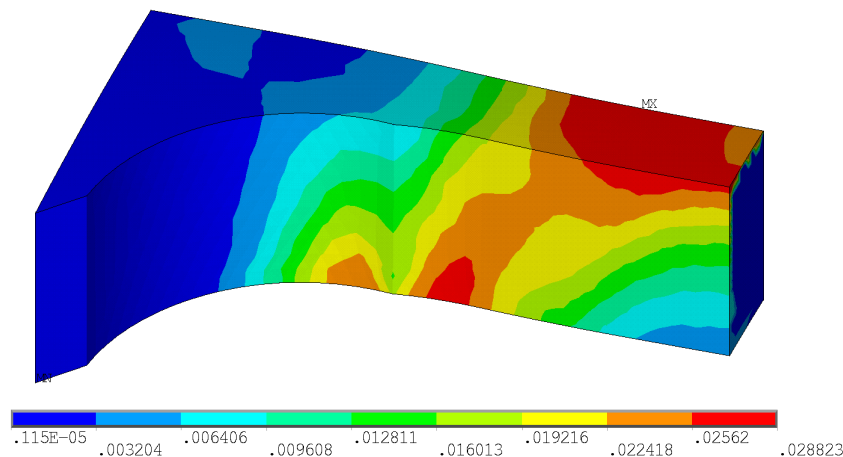


Abbildung 152: Verteilung der berechneten Vergleichsdehnungsschwingweiten $\Delta\varepsilon_V$ mit vorgegebener Dehnungsamplitude ε_a von 0.78 %, bei Raumtemperatur

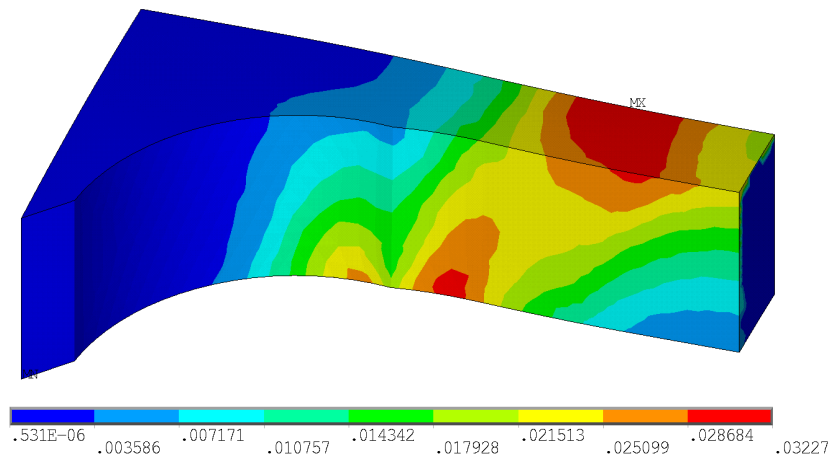


Abbildung 153: Verteilung der berechneten Vergleichsdehnungsschwingweiten $\Delta\varepsilon_V$ mit vorgegebener Dehnungsamplitude ε_a von 0.78 %, bei 200°C

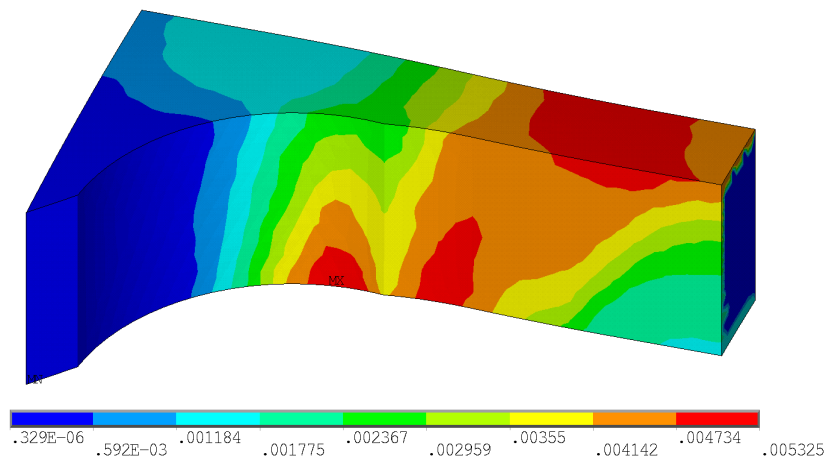


Abbildung 154: Verteilung der berechneten Vergleichsdehnungsschwingweiten $\Delta\varepsilon_V$ mit vorgegebener Dehnungsamplitude ε_a von 0.16 %, bei 350°C

4.6.4 Bewertung des Einflusses aus der Oberflächenrauigkeit

Mit Hilfe der oben durchgeführten Berechnungen kann der Einfluss der Oberflächenrauigkeit quantifiziert werden, um diesen für die folgenden Berechnungen in der Ermüdungsbewertung miteinfließen zu lassen. Die Anwendbarkeit der KTA-Mittelwertkurve soll dabei weiterhin Bestand haben, weshalb es die Oberflächenrauigkeit auf der Seite der Beanspruchung zu berücksichtigen gilt.

Dazu wurde den experimentell ermittelten Anrisschwingspielzahlen über die KTA-Mittelwertkurve eine fiktive Dehnungsamplitude $\varepsilon_{a, \text{fikt}}$ zugewiesen, die sozusagen am Ort des Versagens aufgetreten ist (s. Gleichung 39). Die unterschiedlichen angewandten Versagenskriterien in den Versuchsserien $N_{A,0.5\text{mm}}$ (bei Anriss von 0.5 mm) und $N_{A,5\%}$ (bei Lastabfall von 5 %) werden dabei als gleichwertig betrachte.

$$\varepsilon_{a, \text{fikt}} = \exp\left(-\frac{\ln(\{N_{A,0.5\text{mm}}|N_{A,5\%}\}) - a}{b}\right) + c, \text{ in \%} \quad (39)$$

Nun gilt es einen mathematischen Zusammenhang zwischen berechneter halber Vergleichsdehnungsschwingweite und der fiktiven Dehnungsamplitude herzustellen. Für alle Versuchsdaten (temperaturunabhängig) ergibt sich mittels einer Potenzfunktion:

$$\varepsilon_{a, \text{fik}} = S_S (\Delta \varepsilon_{V/2})^b, \varepsilon \text{ in } \% \quad (40)$$

der in Abbildung 155 dargestellte Zusammenhang. Dabei ist zu erkennen, dass unter Betrachtung aller Daten ein vom Belastungsniveau unabhängiger faktorieller Einfluss ($b \approx 1$) zu beobachten ist. Der faktorielle Einfluss beträgt somit ca. 1.31. In der KTA-Auslegungskurve werden Einflüsse aus Oberflächenrauigkeit auch unabhängig vom Beanspruchungsniveau mit einem Faktor von $S_S = 1.27$ bei Raumtemperatur und $S_S = 1.23$ bei erhöhten Temperaturen berücksichtigt.

Tabelle 21: Regressionskonstanten für Exponentialfunktion zur Beschreibung des Einflusses der Oberflächenrauigkeit

Regression zwischen	Faktor S_S	Exponent b
Allen Versuchsdaten	1.3088	0.9849
Rohrsegmentproben (IFSW) RT	1.4987	0.7352
Rohrsegmentproben (IfW) RT	1.3033	1.0224
Rohrsegmentproben (IFSW) und (IfW) RT	1.3975	0.9627
Rohrsegmentproben (IfW) 200°C, 350°C	1.1722	0.9540
Rohrsegmentproben (IfW) RT, 200°C, 350°C	1.2090	0.9732

Die Regressionen wurden zusätzlich auch für die einzelnen Datensätze durchgeführt, die daraus resultierenden Regressionskonstanten sind Tabelle 21 zu entnehmen. Der Einfluss der Oberflächenrauigkeit ist bei Raumtemperatur größer, als bei erhöhten Temperaturen. Ebenfalls unterscheiden sich hierbei die Daten der Vorversuchsserie von denjenigen der Versuche am IfW, wobei letztere einen geringeren Einfluss erkennen lassen.

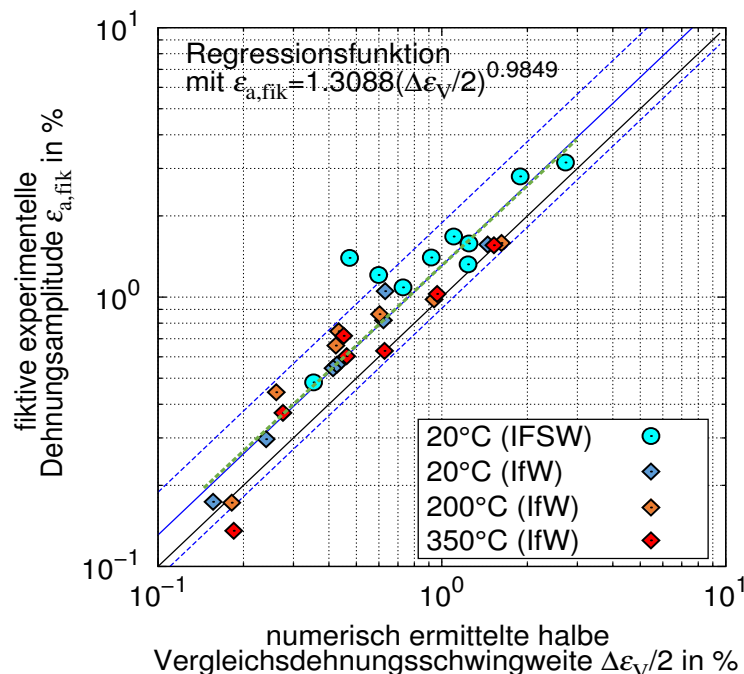


Abbildung 155: Vergleich von berechneten halben Vergleichsdehnungsschwingweiten zu fiktiven Dehnungsamplituden, die aus der beobachteten Anrisslebensdauer über die KTA-Mittelwertkurve zurückgerechnet wurden, Regression mittels Potenzfunktion (grün), Streuband (97.7 % zweiseitig, blau gestrichelt) um den mittleren Einfluss der Oberflächenrauigkeit (Faktor 1.3088, blau)

4.6.5 Berücksichtigung des Einflusses aus der Oberflächenrauigkeit

Die Verbesserung der Berechnungsergebnisse anhand der Berücksichtigung des Einflusses aus der Oberflächenrauigkeit soll an den oben vorgestellten Berechnungsergebnissen der nachbearbeiteten Rohrsegmentproben demonstriert werden. Hierfür sind die bereits in Kapitel 4.6.2 und 4.6.3 dargestellten Ergebnisse unter Berücksichtigung des ermittelten Faktors (aller Datensätze) in den folgenden Abbildungen neu aufbereitet worden. Um Vergleichbarkeit im Wöhlerliniendiagramm zwischen den unterschiedlichen Dehnungsregelungen der Probenformen aus der Vorversuchsserie und der am IfW verwandten gewährleisten zu können, wurde bei der Berechnung der Rohrsegmentproben aus der Vorversuchsserie auch die Dehnungsamplitude im Bereich des Extensometers, wie es am IfW verwendet wird, ermittelt. Auf dem Niveau der berechneten Dehnungsamplitude werden die Ergebnisse aufgetragen. Unter Betrachtung aller Berechnungen an den nachbearbeiteten Rohrsegmentproben konnte folgender Zusammenhang angenähert werden:

$$\varepsilon_{a,(IFSW)} = 1.4561 \varepsilon_{a,(IfW)} \quad (41)$$

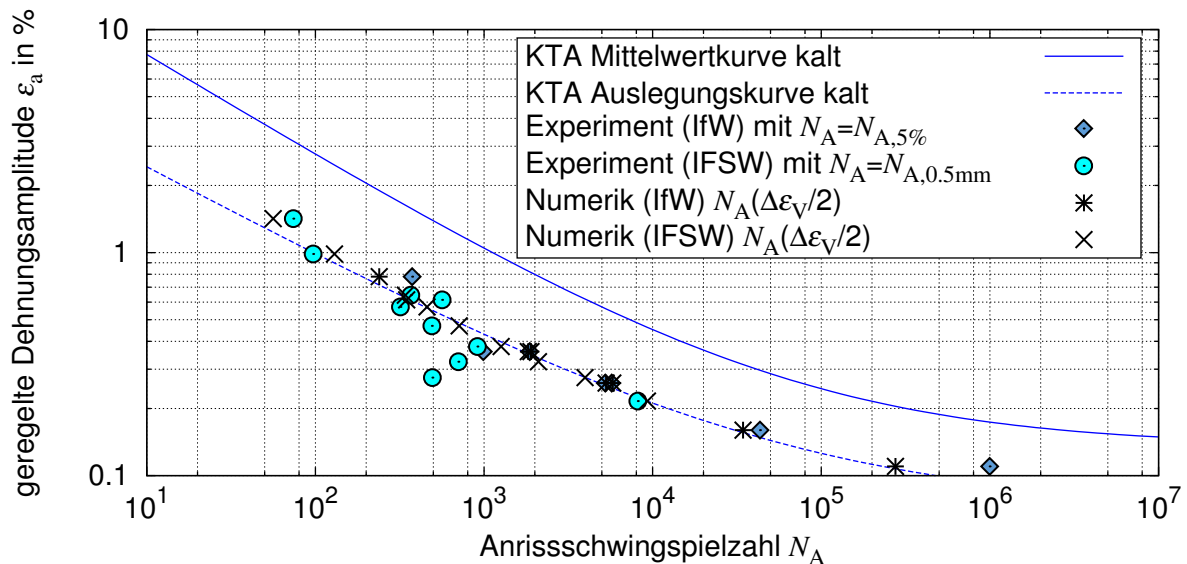


Abbildung 156: Gegenüberstellung numerischer und experimenteller Ergebnisse für Versuche an nachbearbeiteten Rohrsegmentproben bei Raumtemperatur unter Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit

Der Vergleich von numerisch ermittelter zu experimentell beobachteter Anrisschwingspielzahl unter Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit ist in Abbildung 158 gegeben, für Versuche bei Raumtemperatur (links) und erhöhten Temperaturen (rechts). Zur besseren Einordnung der Ergebnisse ist das Streuband (97.7 %, zweiseitig) auf Basis der Datenstreuung der KTA-Mittelwertkurve bei Raumtemperatur mit eingezeichnet. Die Mehrzahl der Abweichungen zwischen Experiment und Berechnung kann durch die natürliche Streuung relativiert werden. Von den insgesamt 31 Datenpunkten liegen 3 außerhalb des Streubandes. Dazu gehören 2 Werte bei Raumtemperatur, die durch ihre zu geringe experimentelle Anrisschwingspielzahl auffallen. Die hierfür maßgebenden Einflüsse konnten nicht quantifiziert und somit auch nicht berücksichtigt werden. Ein weiterer Datenpunkt, der außerhalb des Streubandes liegt, ist im 300°C-Datensatz zu finden, allerdings handelt es sich hierbei um einen Wert, der experimentell durch seine zu große Anrisschwingspielzahl auffällt. Dies kann seine Gründe einerseits darin haben, dass der ermittelte Einfluss der Oberflächenrauigkeit für erhöhte Temperaturen zu groß angesetzt ist (s. oben) und andererseits in der Tatsache, dass

die Annahme des Lastniveau unabhängigen faktoriellen Einflusses der Oberflächenrauigkeit nicht zutrifft.

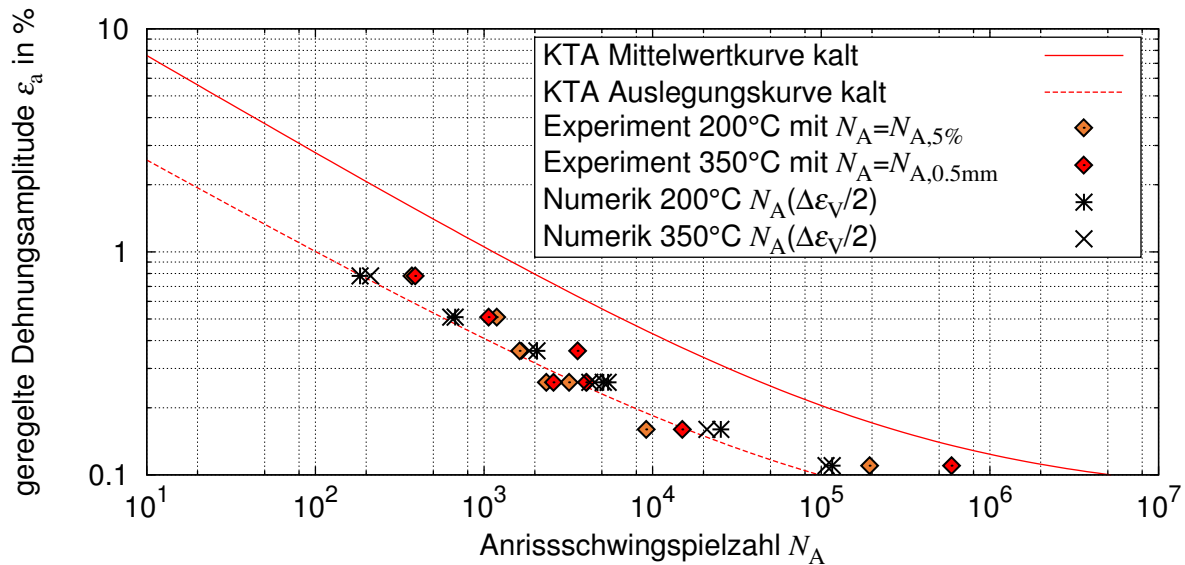


Abbildung 157: Gegenüberstellung numerischer und experimenteller Ergebnisse für Versuche an nachbearbeiteten Rohrsegmentproben bei erhöhten Temperaturen unter Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit

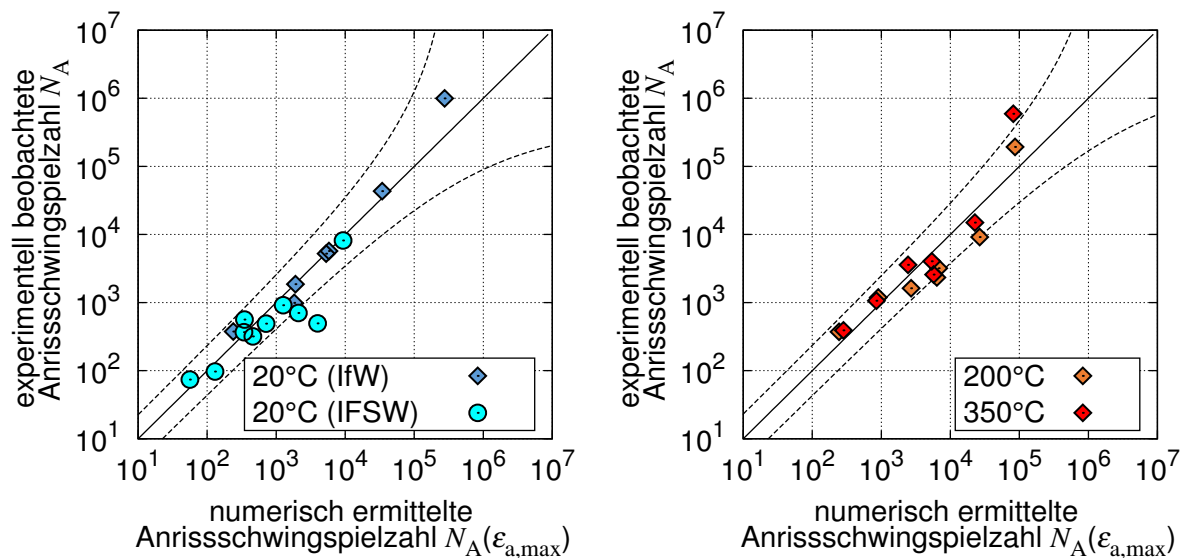


Abbildung 158: Vergleich von numerisch ermittelter Anrisschwingspielzahl zu experimentell beobachteter Anrisschwingspielzahl für Versuche an nachbearbeiteten Rohrsegmentproben bei Raumtemperatur (links) und erhöhten Temperaturen (rechts) unter Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit (Faktor 1.3088) mit Streuband (97.7 %, zweiseitig) auf Grundlage der Datenstreuung der KTA-Mittelwertkurve bei Raumtemperatur (Standardabweichung in Dehnungsrichtung 1.135 ϵ_a)

In der Summe ergibt sich eine wesentlich verbesserte Übereinstimmung zwischen experimentellen und numerischen Anrisschwingspielzahlen.

4.6.6 Bewertung von Stützwirkung und Größeneinfluss

Die Berücksichtigung von Stützwirkung und Größeneinfluss ist bei der Bewertung der Ermüdungsfestigkeit von gekerbten Bauteilen von entscheidender Bedeutung. Die Effekte von Stützwirkung und Größeneinfluss stehen zwischen der Ermüdungsfestigkeit von gekerbten und ungekerbten Proben. Hinter dem Effekt der Stützwirkung steht die Theorie, dass in hochbeanspruchten Bereichen wie Kerben, das dahinterliegende Material mit beiträgt, die im Kerbgrund resultierenden Spannungen mitzutragen und somit effektiv abzumindern. Nach Neuber [36] ist in Mikro- und Makrostützwirkung zu unterscheiden. Mikro- und Makrostützwirkung unterscheiden sich dahingehend, dass die Mikrostützwirkung im Wesentlichen lokal begrenzt auftritt, übertragen auf eine reale Struktur (bzw. eine Gefügestruktur) ist die Mikrostützwirkung begrenzt auf einzelne Körner im Bereich der Kerbe, wohingegen die Makrostützwirkung ganze Materialbereiche mit einschließt. Bei Durchführung von elastisch-plastischen Berechnungen (wie diese auch innerhalb des Vorhabens durchgeführt werden), ist die Makrostützwirkung bereits erfasst, da im Gegensatz zu elastischen Berechnungen, die umliegenden Bereiche plastifizieren können und somit die Spannungen abgemildert werden. Den verbleibenden Effekt der Mikrostützwirkung gilt es nun adäquat zu erfassen. Zur Berücksichtigung der Mikrostützwirkung reduziert Neuber [36], auf Grundlage elastizitätstheoretischer Berechnungen, die rechnerische Vergleichsspannung σ_V in der Kerbe zu einer wirksamen Kerbspannung σ_{ρ^*} . Diese wirksame Kerbspannung ergibt sich aus der Integration der Vergleichsspannung entlang eines Pfades s rechtwinkelig zur Oberfläche und wird anschließend durch die Pfadlänge ρ^* geteilt (s. auch Abbildung 159):

$$\sigma_{\rho^*} = \frac{1}{\rho^*} \int_0^{\rho^*} \sigma_V(s) ds \quad (42)$$

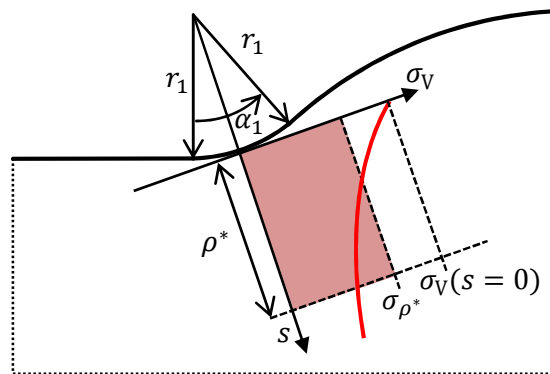


Abbildung 159: Schematische Darstellung zur Ermittlung der wirksamen Kerbspannungen nach Neuber am Beispiel einer Schweißnahtkerbe

Von Neuber wurden unterschiedliche Werkstoffgruppen untersucht, dabei wurde festgestellt, dass die Ersatzstrukturlänge ρ^* eine Materialkonstante ist und sich in Abhängigkeit von Werkstoff und Fließgrenze ergibt.

Da bei den durchgeführten Ermüdungsbewertungen bisher die Vergleichsdehnungsschwingweite als maßgebende Beanspruchungsgröße herangezogen wurde, sollte nun auch die Ermüdungsbewertung in der Kerbe auf Grundlage von Vergleichsdehnungsschwingweiten durchgeführt werden. Die Vergleichsdehnungsschwingweiten liegen in der FE, jedoch nur als Element- und nicht als Knotenlösung vor, weshalb die Werte stark von der Vernetzung abhängig sind. Für die Spannungen liegen dagegen in jedem Gaußpunkt Lösungen vor die (wie bei elastisch-plastischen Berechnungen üblich) auf die Knoten projiziert werden. Somit ist die Spannungslösung zwar weiterhin vernetzungsabhängig durch die Lage des Gaußpunktes zur

Oberfläche, ist der Einfluss durch die Vernetzung geringer, da bei reinen Elementlösungen das Ergebnis im Mittelpunkt weiter zur Oberfläche entfernt liegt.

Von einer direkten Mittelung der Vergleichsdehnungsschwingweiten, bzw. allgemein von einer Mittelung von Dehnungen wird abgesehen, da bei elastisch-plastischem Materialverhalten die plastische Dehnung bei Erhöhung der Spannung überproportional zunimmt. Dies führt dazu, dass mit zunehmendem Spannungsgradienten, die Dehnungen auch hier überproportional ins Material hinein abnehmen (vgl. Abbildung 160).

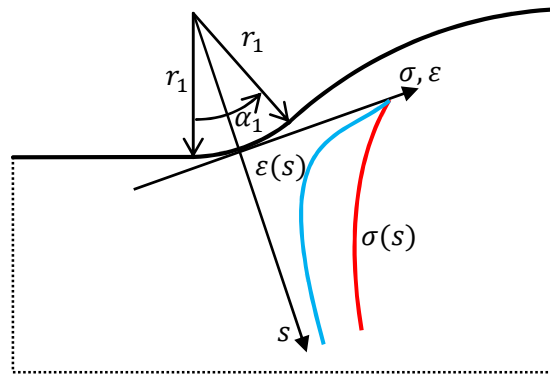


Abbildung 160: Schematische Darstellung zum Spannungs- und Dehnungsverlauf bei nicht proportionalem Verhalten von Spannungen und Dehnungen durch plastische Effekte

Für die Wahl der Ersatzstrukturlänge bedeutet das, je größer diese gewählt wird, desto geringer fallen die gemittelten Dehnungen im Verhältnis zu den gemittelten Spannungen aus. Um eine Methode zu finden, deren Resultate sich mit den experimentellen Beobachtungen an den unbearbeiteten Rohrsegmentproben aus der Vorversuchsserie decken, wurden auch hierfür wieder die experimentellen Anrisschwingspielzahlen (diesmal ausschließlich mit Versagen in der Schweißnaht) herangezogen und über die KTA-Mittelwertkurve eine fiktive schädigende Dehnungsamplitude $\epsilon_{a, \text{fik}}$ ermittelt. Mittels unterschiedlicher Ansätze (Mittelung der Vergleichsdehnungsschwingweiten, Vergleichsspannungsschwingweiten etc.) wurden darauffolgend die zugehörigen Ersatzstrukturlängen iterativ ermittelt und dann diejenige Methode gewählt, bei der sich im Mittel die geringsten Abweichungen in der erforderlichen Ersatzstrukturlänge ergeben.

Folgende Methode (in Abbildung 161 illustriert) hat sich dabei als am besten geeignet erwiesen: Für die Bewertung der Ermüdungsfestigkeit in der Kerbe sind insgesamt zwei Zustände zu untersuchen, Probe unter Zug und Probe unter Druck. Als Ausgangsgröße dient die maximale Dehnungsschwingweite am Ort der maximalen Beanspruchung in der Kerbe. Dabei wird die erste Hauptdehnung $\epsilon_{1,Z}$ unter maximalem Zug und die dritte Hauptdehnung $\epsilon_{3,D}$ unter maximalem Druck bestimmt, die Schwingweite ergibt sich somit zu:

$$\Delta\epsilon_{ZD} = \epsilon_{1,Z} - \epsilon_{3,D} \quad (43)$$

Auf Grund der axialen Belastung und den sonstigen geometrischen Bedingungen verlaufen diese Hauptdehnungen parallel zur Oberfläche in Längsrichtung der Probe. Bezüglich der oben genannten Problematik der Mittelung von Dehnungen, muss die Dehnungsschwingweite über eine dehnungsäquivalente Methode reduziert werden. Dies geschieht über die Mittelung von Hauptspannungen. Hierzu wird ausgehend vom Ort der maximalen Beanspruchung ein der Flächennormalen entgegengesetzter Pfad mit entsprechender Ersatzstrukturlänge ρ^{**} in das Material gelegt. Für $s = 0$ wird jeweils wieder unter Zug und Druck die erste und die dritte Hauptspannung ($\sigma_{1,Z}, \sigma_{3,D}$) bestimmt, anschließend werden die Hauptspannungen entlang des Pfades integriert und gemittelt (s. Gleichung 44 und 45).

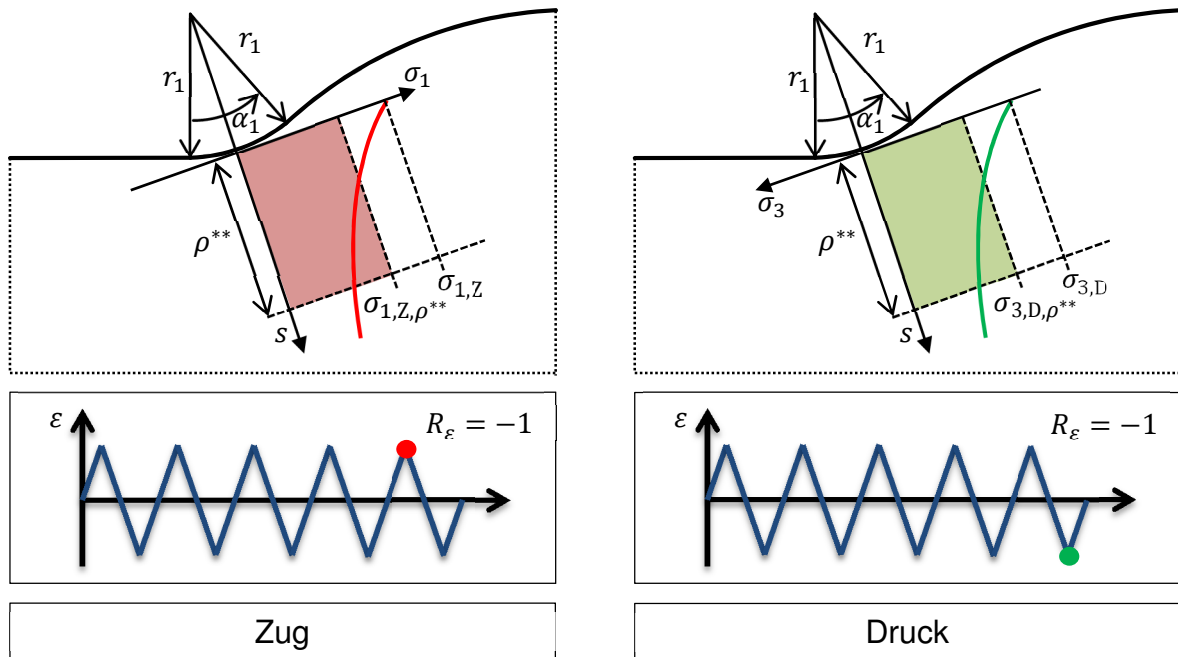


Abbildung 161: Darstellung zur Erfassung der effektiven Dehnungsamplituden in der Kerbe, durch Mittelung der Hauptspannungsverläufe

$$\sigma_{1,D,\rho^{**}} = \frac{1}{\rho^{**}} \int_0^{\rho^{**}} \sigma_1(s) ds \quad (44)$$

$$\sigma_{3,Z,\rho^{**}} = \frac{1}{\rho^{**}} \int_0^{\rho^{**}} \sigma_3(s) ds \quad (45)$$

Um eine faktorielle Abminderung der Dehnungsschwingweite herbeizuführen, genügt es nun nicht, die Spannungsschwingweiten von gemittelter zu maximaler ins Verhältnis zu setzen. Anstatt dessen werden äquivalente Dehnungen über die Ramberg-Osgood-Gleichung mit zuvor bestimmten Parametern ermittelt. Diese wurden auf Grundlage der Chaboche-Parameter für das Grundmaterial bei Raumtemperatur bis 1.5 % plastische Dehnung angenähert und betragen

- $K' = 963 \text{ MPa}$,
- $n' = 0.1948$.

Die Schwingweiten der äquivalenten Dehnungen werden ins Verhältnis gesetzt und minimieren so faktoriell die zuvor ermittelte halbe Dehnungsschwingweite zu einer effektiven Dehnungsamplitude:

$$\varepsilon_{a,\text{eff}} = \frac{\Delta\varepsilon_{\text{ZD}}}{2} \frac{\varepsilon(\sigma_{1,\text{avg}}) - \varepsilon(\sigma_{3,\text{avg}})}{\varepsilon(\sigma_{1,\text{max}}) - \varepsilon(\sigma_{3,\text{max}})} \quad (46)$$

Für die unbearbeiteten Rohrsegmentproben der Vorversuchsserie konnte im Mittel eine Ersatzstrukturlänge $\rho^{**} = 0.144 \text{ mm}$ bestimmt werden. Die iterativ bestimmten Ersatzstrukturlängen für die einzelnen Proben zeigten keine Abhängigkeit vom Kerbradius oder der Belastungshöhe.

4.6.7 Unbearbeitete Rohrsegmentproben aus der Vorversuchsserie (IFSW), mit Berücksichtigung von Stützwirkung und Größeneinfluss

Die numerischen Untersuchungen an den unbearbeiteten Rohrsegmentproben aus der Vorversuchsserie verlaufen bezüglich der Modellierung und Berechnung äquivalent zu denen der nachbearbeiteten Rohrsegmentproben aus Kapitel 4.6.2. Durch die Modellierung der Schweißnaht (vgl. Kapitel 4.3.1), kann die Geometrie lediglich um die Hälfte reduziert werden. Ein vernetztes 3D-Modell ist in Abbildung 162 dargestellt.

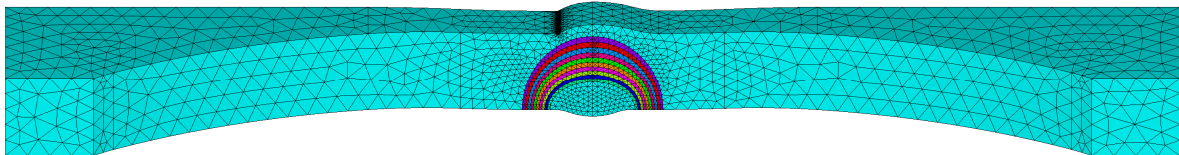


Abbildung 162: Vernetztes 3D-Modell der unbearbeiteten Rohrsegmentprobe aus der Vorversuchsserie

Die für das Versagen relevanten Einflüsse aus Oberflächenrauigkeit und Stützwirkung wurden wie in den Kapiteln 4.6.4 und 4.6.6 vorgestellt bei der Berechnung der Anrisschwingspielzahlen jeweilig für das Grundmaterial und die Kerbe berücksichtigt. Wie Abbildung 163 zu entnehmen ist, wird die experimentell beobachtete Anrisschwingspielzahl durch Berücksichtigung der Einflüsse zunehmend eingeklammert. In der Kerbe wird dadurch die Lebensdauer erhöht, während die Lebensdauer im Grundmaterial reduziert wird.

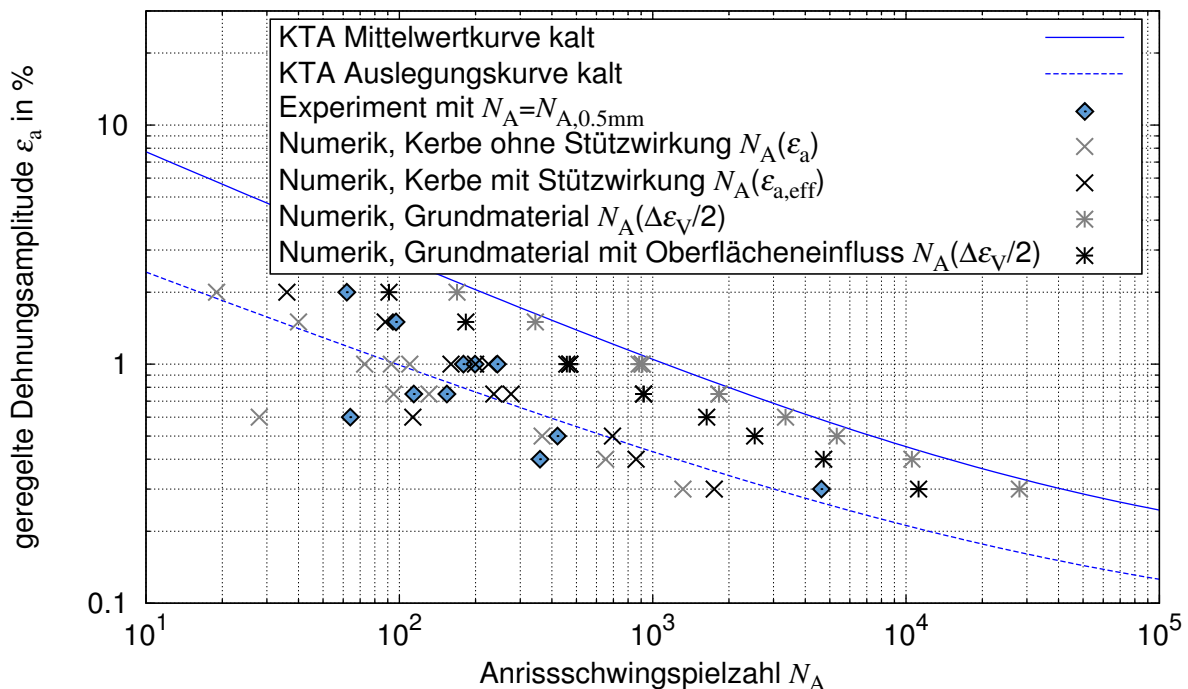


Abbildung 163: Gegenüberstellung numerischer und experimenteller Ergebnisse für Versuche an unbearbeiteten Rohrsegmentproben der Vorversuchsserie bei Raumtemperatur, Einfluss der Oberflächenrauigkeit nach Kapitel 4.6.4, Berücksichtigung der Stützwirkung nach Kapitel 4.6.6

Ein vom Ort des Versagens abhängiger Vergleich zwischen experimenteller Anrisschwingspielzahl und numerisch ermittelter Anrisschwingspielzahl (für den jew. Ort des Versagens)

ist in Abbildung 164 gegeben. Im linken Teil der Abbildung erfolgt der Vergleich der Anrisschwingspielzahl von Proben die unter anderem an der scharfen Schweißnahtkerbe versagen mit der zugehörigen numerisch ermittelten Anrisschwingspielzahl unter Berücksichtigung der Stützwirkung. Hierbei ist zu sehen, dass alle Datenpunkte innerhalb des eingezeichneten Streubandes (97.7 % zweiseitig) zum Liegen kommen, welches auf der Datenstreuung der KTA-Mittelwertkurve basiert (Standardabweichung in Dehnungsrichtung von $S_\sigma = 1.135 \varepsilon$). Für numerisch ermittelte Anrisschwingspielzahlen, die rechts der Linie gleicher Anrisschwingspielzahl liegen, ist die gewählte Ersatzstrukturlänge von $\rho^{**} = 0.144 \text{ mm}$ zu groß, um mit den experimentellen Anrisschwingspielzahlen besser übereinzustimmen, für alle anderen ist die gewählte Ersatzstrukturlänge zu gering. Im rechten Teil von Abbildung 163 erfolgt der Vergleich für das Versagen im Grundmaterial. Hierbei ist tendenziell zu beobachten, dass die numerisch ermittelten Anrisschwingspielzahlen stets zu groß sind, obwohl der Einfluss der Oberflächenrauigkeit berücksichtigt wurde. Inwiefern eine Rissinintierung im Bereich der scharfen Kerbe die Beanspruchungen im Bereich des Grundmaterials beeinflusst und gegebenenfalls erhöht, war nicht Gegenstand der Untersuchungen.

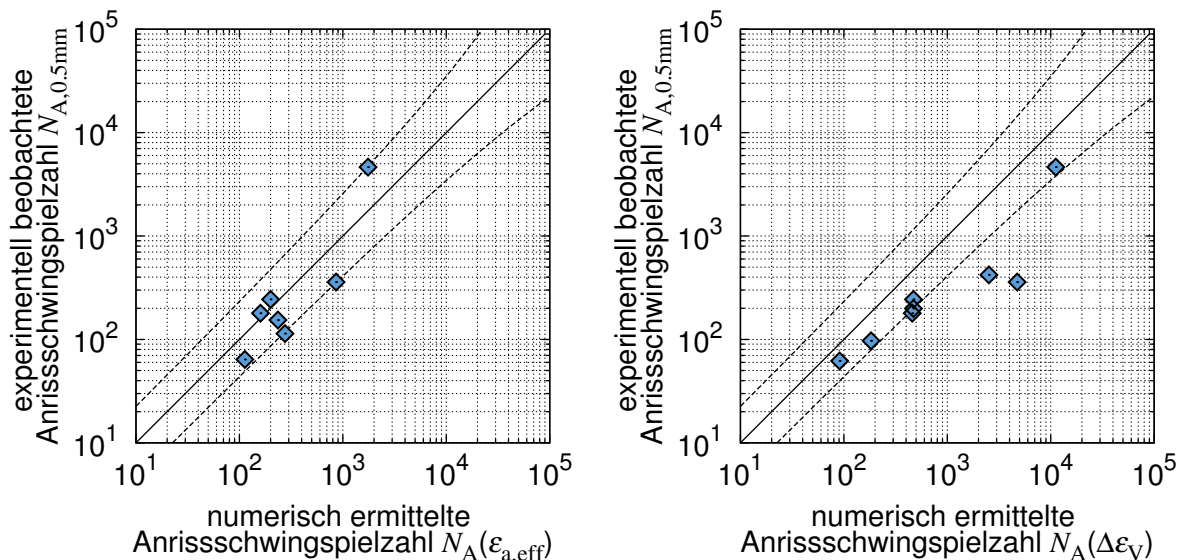


Abbildung 164: Vergleich der experimentellen Anrisschwingspielzahl von Proben, die u. a. in der Kerbe versagen mit numerisch ermittelter Anrisschwingspielzahl in der Kerbe (links), sowie Vergleich der experimentellen Anrisschwingspielzahl von Proben die u. a. im Grundmaterial versagen mit numerisch ermittelter Anrisschwingspielzahl im Grundmaterial (rechts); Berücksichtigung von Oberflächenrauigkeit im GM und Stützwirkung in der Kerbe mit Streuband (97.7 %, zweiseitig) auf Grundlage der Datenstreuung der KTA-Mittelwertkurve bei Raumtemperatur (Standardabweichung in Dehnungsrichtung $1.135 \varepsilon_a$)

Ein Vergleich von minimaler numerischer Anrisschwingspielzahl und experimenteller Anrisschwingspielzahl, unabhängig vom Ort des Versagens (in der Numerik ist im vorliegenden Fall immer die die Kerbe maßgebend) ist im linken Teil von Abbildung 165 gegeben. Alle Berechnungsergebnisse liegen innerhalb des vorgegebenen Streubandes. Der Vergleich der Kraftamplituden ist in Abbildung 165 rechts gegeben. Im Mittel ist die Übereinstimmung als sehr gut zu bewerten. Dennoch vorhandene Abweichungen in den Kraftamplituden resultieren aus der Idealisierung der Geometrie und der Materialinhomogenitäten, ebenfalls können die Abweichungen aus leicht variierenden Positionen des Extensometers im Experiment resultieren (was auch wiederum mit der Geometrie zusammenhängt). Was die Abweichungen der Anrisschwingspielzahlen betrifft, so ist generell zu sagen, dass auch diese wieder durch die Idealisierung hervorgerufen werden sowie auch durch die Abweichungen in den Kraftamplituden. Dennoch wird im Mittel wie auch in den Abweichungen eine ausreichende

Übereinstimmung erzielt. Die Vorhersage des Versagensortes kann auf Grundlage der Versuchsergebnisse nicht vollständig plausibel gestaltet werden. Einerseits kann das Versagen in der Schweißnahtkerbe nie ausgeschlossen werden, andererseits wird aber das Versagen im Grundmaterial mit zunehmendem Verhältnis von ermittelter Anrisschwingspielzahl in der Kerbe zu ermittelter Anrisschwingspielzahl im Grundmaterial unwahrscheinlicher.

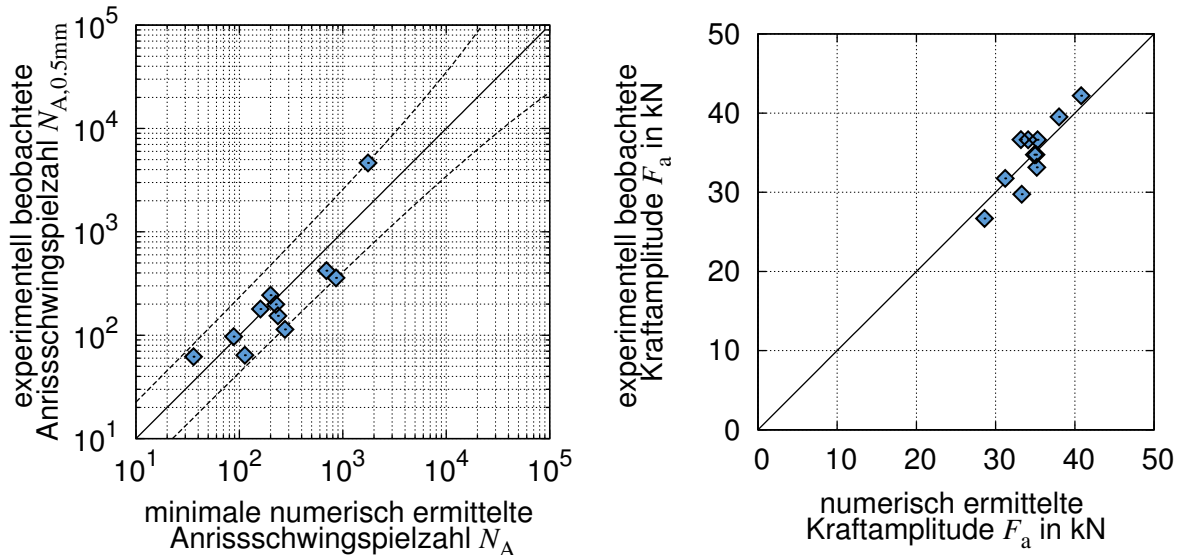


Abbildung 165: Vergleich der experimentellen Anrisschwingspielzahl mit numerisch ermittelter minimaler Anrisschwingspielzahl unabhängig vom Ort des Versagens (links), Berücksichtigung von Oberflächenrauigkeit im GM und Stützwirkung in der Kerbe mit Streuband (97.7 %, zweiseitig) auf Grundlage der Datenstreuung der KTA-Mittelwertkurve bei Raumtemperatur (Standardabweichung in Dehnungsrichtung $1.135 \varepsilon_a$); Vergleich von experimentell beobachteten Kraftamplituden zu numerisch ermittelten Kraftamplituden (rechts)

4.7 Ermüdungsanalyse der Rohrsegmentproben nach KTA 3201.1 mittels des vereinfachten elastisch-plastischen Verfahrens

Die experimentell ermittelten Anrisschwingspielzahlen an bearbeiteten und unbearbeiteten Proben sollen an dieser Stelle mit zulässigen Lastspielzahlen gemäß der Ermüdungsanalyse nach KTA 3201.2 verglichen werden. Dazu wird die Prozedur kurz erläutert.

Der in KTA 3201.2 beschriebene vereinfachte elastisch-plastische Ermüdungsnachweis basiert auf Vergleichsspannungsschwingweiten. Die Vergleichsspannungsschwingweite setzt sich zusammen aus primären und sekundären Membranspannungen. Membranspannungen sind über den Querschnitt gemittelte Spannungen und entsprechen somit Nennspannungen, womit auch von einem nennspannungsbasierendem Konzept gesprochen werden kann. Der vereinfachten elastisch-plastischen Ermüdungsanalyse liegt eine linear-elastische Berechnung zu Grunde. Die Vergleichsspannungsschwingweite entspricht damit bei einem Lastverhältnis von $R = -1$, der zweifachen Vergleichsspannung nach von Mises (unter Zug oder Druck):

$$S_n = 2 \sigma_{V,v.Mises} = 2 \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - (\sigma_x \sigma_y + \sigma_x \sigma_z + \sigma_y \sigma_z) + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)} \quad (47)$$

Für die nachfolgenden Betrachtungen genügt es, die Vergleichsspannungsschwingweite über die experimentell gemessene Kraftamplitude einer jeden Probe auf deren Bruttoquerschnitt zu beziehen:

$$S_n = 2 \frac{F_{a,exp}}{A_{Brutto}} \quad (48)$$

da bei einachsiger Beanspruchung und homogenem Material die einachsige Spannung in Belastungsrichtung unmittelbar der Vergleichsspannung entspricht.

Weiterhin muss der Spannungsvergleichswert S_m auf der Beanspruchungsseite festgelegt werden, der sich aus Werten für die $R_{p0.2}$ -Dehngrenze und der Zugfestigkeit R_m des verwendeten Materials bei Raumtemperatur (Index RT) und jeweiligen Auslegungstemperatur (Index T) ermitteln lässt:

$$S_m = \min \left\{ \frac{R_{p0.2RT}}{1.5}, \frac{R_{p0.2T}}{1.1}, \frac{R_{mT}}{2.7}, \frac{R_{mRT}}{3} \right\} \quad (49)$$

Die verwendeten Materialparameter zur Berechnung der Spannungsvergleichswerte sowie die sich ergebenden Spannungsvergleichswerte sind Tabelle 22 zu entnehmen. Die Materialparameter bei Raumtemperatur entsprechen den Werten des Grundwerkstoffes der geschweißten Rohre (aRK). Die Materialparameter für erhöhte Temperaturen wurden in Abhängigkeit von der Minimalanforderungen nach KTA 3201.1 [37] und den gegebenen Werten bei Raumtemperatur ermittelt.

Tabelle 22: Verwendete statische Materialkennwerte und die sich daraus ergebenden minimalen Spannungsvergleichswerte

	Raumtemperatur	200°C	350°C
$R_{p0.2}$ in MPa	266.0	203.0	169.0
R_m in MPa	636.0	449.0	418.0
S_m in MPa	177.3	166.3	153.6

Zur Berücksichtigung der überproportionalen Zunahme der Dehnungsschwingweiten bei Steigerung der Spannungsschwingweiten, durch plastische Deformationen, wird der Plastifizierungsfaktor K_e eingeführt. In Abhängigkeit von der Vergleichsspannungsschwingweite S_n , des Spannungsvergleichswertes S_m sowie zwei weiteren Materialparametern m und n (Tabelle 7.8-1 in KTA 3202.2 [21]), die für einen austenitischen Stahl $m = 1.7$ und $n = 0.3$ betragen, wird der Plastifizierungsfaktor berechnet:

$$\begin{cases} K_e = 1.0 & \text{für } S_n \leq 3 S_m \\ K_e = 1.0 + \frac{(1-n)}{n(m-1)} \left(\frac{S_n}{3 S_m} - 1 \right) & \text{für } 3 S_m < S_n \leq m \cdot 3 S_m \\ K_e = 1/n & \text{für } S_n \geq m \cdot 3 S_m \end{cases} \quad (50)$$

Für die Ermittlung der zulässigen Lastspielzahl N_i wird die halbe Vergleichsspannungsschwingweite S_a wie folgt berechnet:

$$S_a = \frac{1}{2} S_n K_e K_3 \frac{E(T)}{179000 \text{ MPa}} \quad (51)$$

Der Faktor K_3 ist ein Spannungsbeiwert und beträgt (unter der Annahme einer Temperaturäquivalenten Belastung für bearbeitete Nähte 1.1 und unbearbeitete Nähte 1.7, vgl. Tabelle 1). Der Quotient mit temperaturabhängigem Elastizitätsmodul wird notwendig, da die ursprünglichen Dehnungswöhlerlinien (KTA-Auslegungskurven) faktoriell mit einem Elastizitätsmodul von 179000 MPa multipliziert sind.

Die zulässigen Lastspielzahlen lassen sich direkt über die modifizierte Langer-Gleichung und die entsprechenden Parameter (a, b, c siehe Tabelle 2) für die Auslegungskurve berechnen:

$$N_i = \frac{\exp(a)}{\left(\frac{S_a}{10^{-2}E} - c\right)^b} \quad (52)$$

Die resultierenden zulässigen Lastspielzahlen sind den experimentell beobachteten Anrisschwingspielzahlen für nachbearbeitete in Abbildung 166 und für unbearbeitete Rohrsegmentproben in Abbildung 167 dargestellt.

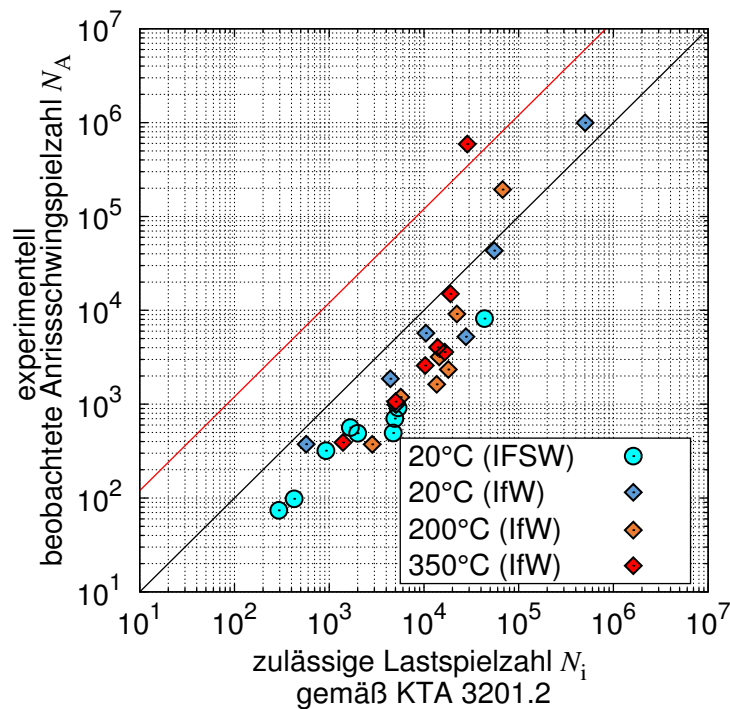


Abbildung 166: Vergleich von zulässigen Lastspielzahlen gemäß KTA 3201.2 und experimentell beobachteten Lastspielzahlen für die nachbearbeiteten Rohrsegmentproben, zur Orientierung mit roter Linie als Differenz zwischen Mittelwertkurve und Auslegungskurve (Faktor 12 in Lebensdauerichtung)

Bei beiden Darstellungen ist zu beobachten, dass eine Vielzahl von Datenpaaren unterhalb der in schwarz dargestellten Linien gleicher Lebensdauer fällt. Dies bedeutet, dass die zulässige Lastspielzahl größer ist als die experimentell beobachtete. Während bei hohen Lastspielzahlen (und somit bei niedrigen Nennspannungsamplituden) die Mehrzahl der zulässigen Lastspielzahlen größer ist als die experimentell ermittelten Anrisschwingspielzahlen, kehrt sich dieses Verhältnis mit zunehmender Höhe der Beanspruchung um. Hierbei zeigt sich auch ein Unterschied in der Form der Schweißnaht. Während bei nachbearbeiteten Nähten die zu große zulässige Lastspielzahl in einem Bereich bis ca. 100 000 Schwingspiele in Erscheinung tritt, ist dies bei den unbearbeiteten Nähten nur bis ca. 10 000 Schwingspiele der Fall. Die im Allgemeinen bessere Lage der Datenpunkte ist im Wesentlichen auch auf den größeren Spannungsbeiwert K_3 zurückzuführen. Das dennoch vorhandene Unterschreiten der experimentell beobachteten Anrisschwingspielzahlen kann nur auf die unzureichende Berücksichtigung des Maßes für die plastischen Effekte zurückgeführt werden.

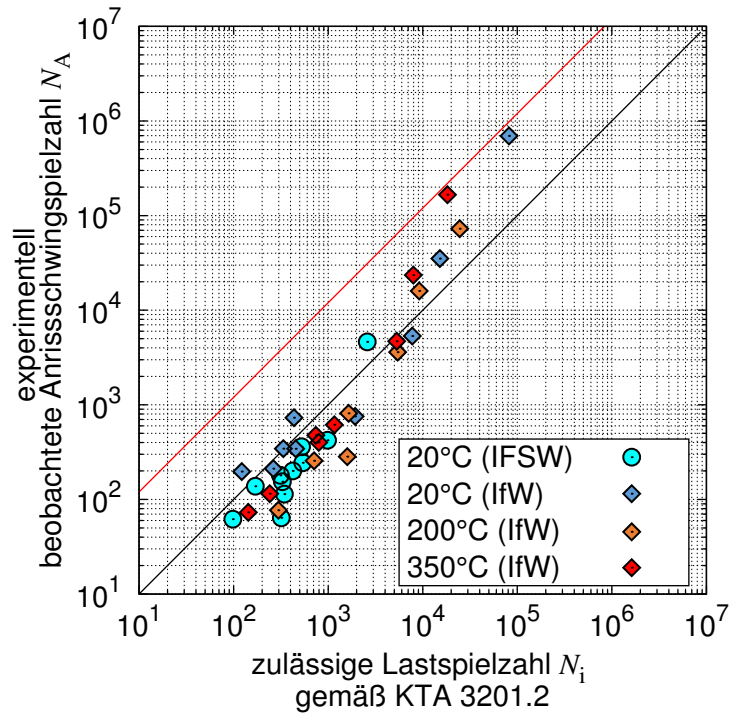


Abbildung 167: Vergleich von zulässigen Lastspielzahlen gemäß KTA 3201.2 und experimentell beobachteten Lastspielzahlen für die unbearbeiteten Rohrsegmentproben, zur Orientierung mit roter Linie als Differenz zwischen Mittelwertkurve und Auslegungskurve (Faktor 12 in Lebensdauerichtung)

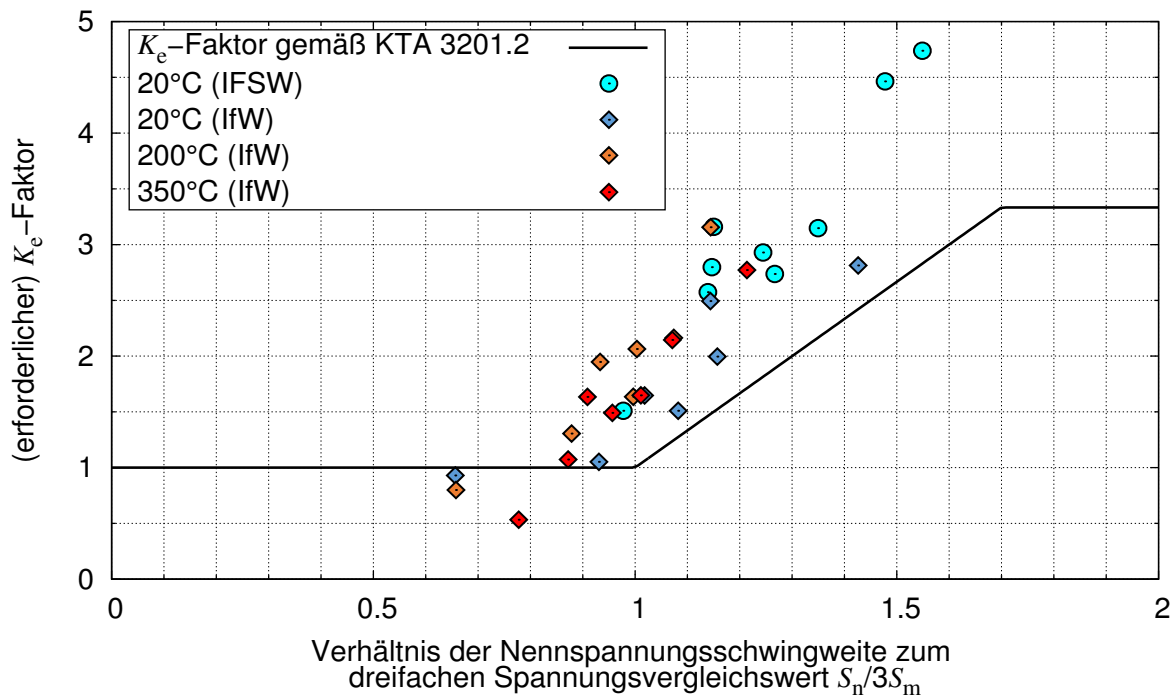


Abbildung 168: Erforderliche K_e -Faktoren für nachbearbeitete Proben, damit experimentelle Anrisschwingspielzahl der zulässigen Lastspielzahl entspricht, Auftragung der Werte in Abhängigkeit vom Verhältnis von Nennspannungsschwingweite zum dreifachen Spannungsvergleichswert

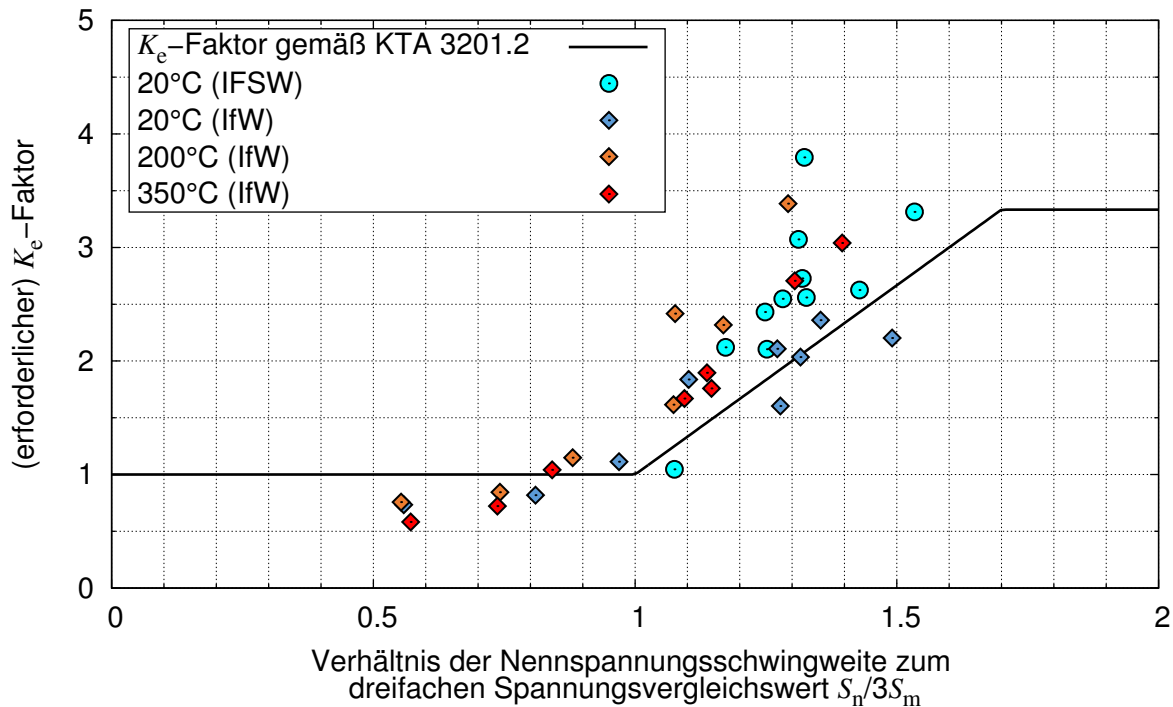


Abbildung 169: Erforderliche K_e -Faktoren für unbearbeitete Proben, damit experimentelle Anrisschwingspielzahl der zulässigen Lastspielzahl entspricht, Auftragung der Werte in Abhängigkeit vom Verhältnis von Nennspannungsschwingweite zum dreifachen Spannungsvergleichswert

Für die Bestimmung, in welchem Maße die plastischen Dehnungen berücksichtigt werden müssten, um die zulässige Lastspielzahl so zu gestalten, dass gerade bei dieser das experimentell beobachtete Versagen eintritt, wurden für die einzelnen Versuchsergebnisse erforderliche K_e -Faktoren bestimmt und in Abhängigkeit vom Verhältnis von Nennspannungsschwingweite zu dreifachem Spannungsvergleichswert aufgetragen. Die grafische Darstellung ist für nachbearbeitete Proben Abbildung 168 und für unbearbeitete Proben Abbildung 169 zu entnehmen. Lediglich bei sehr niedrigen Nennspannungsschwingweiten ist unabhängig von der Nahtnachbearbeitung zu erkennen, dass der rechnerisch erforderliche K_e -Faktor kleiner dem K_e -Faktoren gemäß KTA 3201.2 (in den Abbildungen 168 und 169 als schwarze Linie gekennzeichnet) ist.

Ziel einer Bemessung muss es sein, dass die berechneten zulässigen Lastspielzahlen kleiner sind, als die Lastspielzahlen die zum Versagen des jeweiligen Bauteils führen. An dieser Stelle wird daran erinnert, dass bei der Bemessung mit der Auslegungskurve gerechnet wird und nicht mit der Mittelwertkurve, weshalb alle experimentellen Anrisschwingspielzahlen kleiner der zulässigen Lastspielzahl sein sollten. Übertragen auf den K_e -Faktoren gemäß KTA 3201.2 in den Abbildungen 168 und 169, sollte diese Kurve eigentlich eine Einhüllende aller Datenpunkte sein. Weshalb dies nicht der Fall ist, soll im folgenden näher analysiert werden.

Bevor jedoch der K_e -Faktor einseitig geändert wird, sollen die verwendeten Spannungsbeiwerte (K -Faktoren) überprüft werden. Dies wird getrennt für die nachbearbeiteten und die unbearbeiteten Rohrsegmentproben aber unabhängig von den 3 Temperaturniveaus durchgeführt. Da die Ermüdungsbewertung über die Vergleichsspannungsschwingweiten auf den Dehnungswöhlerlinien fußt, wobei die Vergleichsspannungsschwingweiten durch den Elastizitätsmodul geteilt werden, gelten faktorielle Einflüsse im gleichen Maße für Spannungen sowie auch für Dehnungen. Auf Grundlage dieser Kenntnis wird für alle Versuchsergebnisse (über die experimentelle Kraftamplitude und zyklische Spannungs-Dehnungs-Kennwerte) eine

Nenndehnungsamplitude e_a ermittelt, die zu einer fiktiven versagensverursachenden Dehnungsamplitude $\varepsilon_{a, \text{fik}}$ (ermittelt über die experimentelle Anrisschwingspielzahl und die jeweilige Mittelwertkurve) ins Verhältnis gesetzt werden kann:

$$S_{\text{ges}} = \frac{\varepsilon_{a, \text{fik}}(N_A)}{e_a(F_A)} \quad (53)$$

Das Verhältnis zwischen versagensverursachender Dehnungsamplitude und Nenndehnungsamplitude beinhaltet nicht nur den Einfluss der Schweißnaht, sondern zusätzlich auch noch weitere Einflüsse. Der quantifizierte Einfluss der Oberflächenrauigkeit kann beispielsweise herausgerechnet werden, damit der alleinige Einfluss der Schweißnaht (nachbearbeitet/unbearbeitet) bestehen bleibt und sich somit ein angenäherter Spannungsbeiwert ergibt:

$$K_3 = \frac{S_{\text{ges}}}{S_S} \quad (54)$$

Für den Einfluss der Oberflächenrauigkeit wurden die ermittelten Werte aus Tabelle 21 für die jeweiligen Temperaturniveaus, Raumtemperatur und erhöhte Temperatur verwendet. Die sich somit ergebenden Spannungsbeiwerte wurden für die einzelnen Nahtformen gemittelt und be-
 tragen:

- Nachbearbeitete Schweißnaht $K_3 = 1.29$,
- Unbearbeitete Schweißnaht $K_3 = 1.66$.

Der Spannungsbeiwert für die unbearbeitete Naht liegt somit sehr nahe an dem Wert von 1.7 aus dem Regelwerk. Der Wert für die nachbearbeitete Naht liegt mit 1.29 über dem Wert von 1.1 aus der KTA 3201.2.

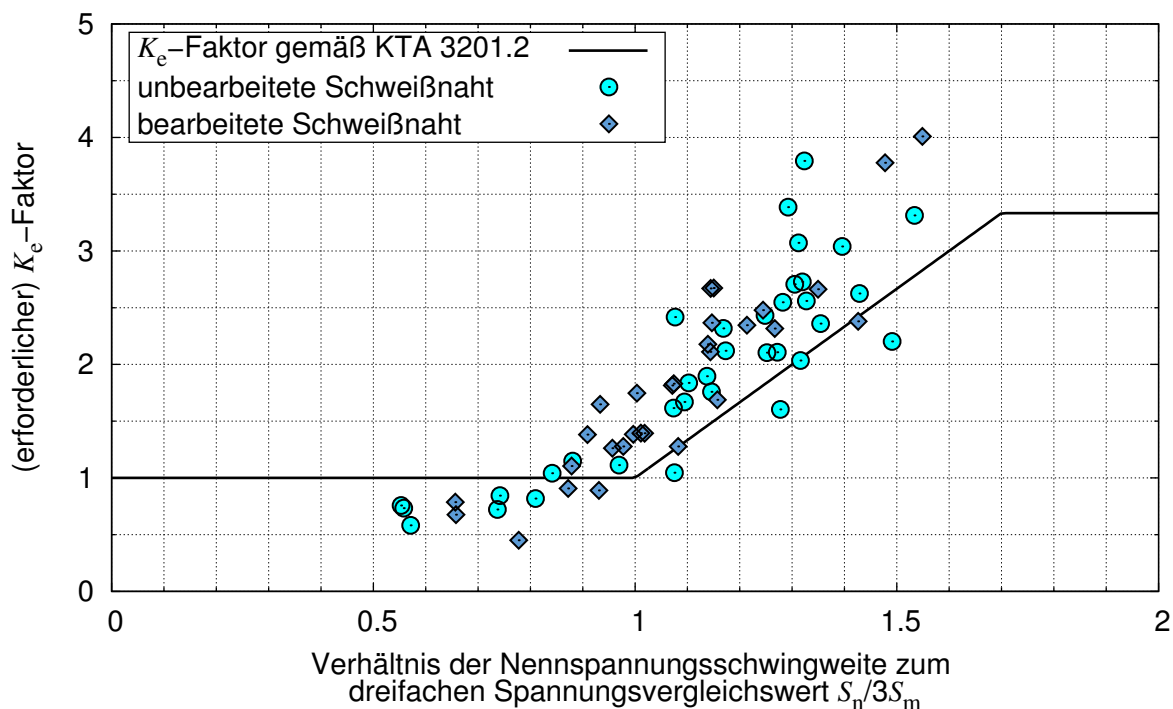


Abbildung 170: Erforderliche K_e -Faktoren mit angepasstem Spannungsbeiwert für die nachbearbeiteten und unbearbeiteten Rohrsegmentproben nach Modifikation der Spannungsbeiwerte

Für die nun folgende Anpassung des K_e -Faktors, wird der Spannungsbeiwert für die nachbearbeitete Naht zu $K_3 = 1.3$ gesetzt, der Spannungsbeiwert für die unbearbeitete Naht wird mit $K_3 = 1.7$ beibehalten.

Die letztlich erforderlichen K_e -Faktoren sind in Abbildung 170 für nachbearbeitete und unbearbeitete Proben dargestellt. Im Mittel harmonisieren die beiden Datensätze gut, was damit zusammenhängt, dass der Einfluss durch die Gestalt der Schweißnaht über die Spannungsbeiwerte reduziert werden konnte. Weiter zu erkennen ist aber auch, dass die Streuung bei den unbearbeiteten Proben größer ist.

Zur Findung einer Einhüllenden der erforderlichen K_e -Faktoren aller Proben sollen die maßgebenden Komponenten zur Bestimmung des K_e -Faktors an dieser Stelle eingehend untersucht werden. Entspricht das Verhältnis der Vergleichsdehnungsschwingweite S_n dem dreifachen Spannungsvergleichswert S_m , so werden erst ab diesem Punkt überproportionale Dehnungsamplituden durch Steigerung des K_e -Faktors berücksichtigt. Der Spannungsvergleichswert, ermittelt sich aus den statischen Kennwerten $R_{p,0.2}$ und R_m . Ist für den Spannungsvergleichswert das Verhältnis $R_{p,0.2RT}/1.5$ (vgl. Gleichung 49) maßgebend, so werden für Vergleichsspannungsschwingweiten innerhalb der zweifachen statischen 0.2 %-Dehngrenze keine überproportionalen Dehnungsschwingweiten unterstellt. Unter der Annahme, dass die statische gleich der zyklischen 0.2 %-Dehngrenze entspricht, sind für diesen Fall bereits überproportionale Dehnungsschwingweiten vorhanden, da sich die Dehnungsschwingweite somit aus dem Quotienten von Spannungsschwingweite und Elastizitätsmodul plus des zweifachen von 0,2 % entspricht. Für den vorhandenen Werkstoff ergibt sich bei Raumtemperatur bereits ein Verhältnis der Gesamtdehnungsschwingweite zu elastischer Dehnungsschwingweite von ca. 2.47. In Abbildung 170 macht sich dies durch größere erforderliche K_e -Faktoren (im Bereich $S_n/3S_m \leq 1$), als durch das Regelwerk angedacht, bemerkbar. Der Faktor von 1.88 in Dehnungsrichtung zwischen Mittelwert- und Auslegungskurve kann das nicht abfangen, zumal durch diesen auch noch weitere Einflüsse abgedeckt werden müssen. Im Folgenden wird deshalb für den Spannungsvergleichswert ein um den Faktor 0.75 reduzierter Wert verwendet, der den Einfluss der das Verhältnis von Gesamtdehnungsschwingweite zu elastischer Schwingweite bei Erreichen $S_n/3S_m = 1$ auf einen Faktor von ca. 1.5 reduziert. Die sich aus diesen Modifikationen neu ergebenden Spannungsvergleichswerte sind in Tabelle 23 gegeben und entsprechen bei Raumtemperatur der halben 0.2%-Dehngrenze.

Tabelle 23: Um den Faktor 0.75 reduzierte minimale Spannungsvergleichswerte

	Raumtemperatur	200°C	350°C
S_m in MPa	133.0	124.7	115.2

Aus der Anpassung der Spannungsvergleichswerte ergibt sich die in Abbildung 171 hervorgehende Darstellung. Hierdurch konnte im Bereich von $S_n/3S_m \leq 1$ verhindert werden, dass K_e -Faktoren größer 1.0 erforderlich werden. Die nun verbleibenden Möglichkeiten zur Anpassung des K_e -Faktors beschränken sich auf die Materialabhängigen Parameter m und n . Der Parameter n ist für den austenitischen Stahl mit 0.3 gegeben und steht für den Verfestigungsexponenten. Mit abnehmendem Exponenten wird der maximale Wert für $K_e = 1/n$ größer, was bedeutet, dass das Verhältnis zwischen Spannungs- und Dehnungsamplituden schneller steigt. Für das vorhandene Material konnte ein plastischer Verfestigungsexponent von ca. 0.2 für alle Temperaturniveaus ermittelt werden. Dieser Verfestigungsexponent lässt sich allerdings nur finden, wenn auch plastische Dehnungsamplituden größer 1 % Berücksichtigung in der Anpassung finden. Zur Einhüllung aller experimentellen Beobachtungen ist es nun nicht mehr erforderlich auch Materialparameter m zu reduzieren, im Gegenteil könnte dieser sogar wie für niedriglegierte C-Stähle und martensitische Stähle auf 2.0 erhöht werden. Die sich somit ergebende Kurve zur Beschreibung eines erforderlichen K_e -Faktors ist in Abbildung 171 als rote Linie dargestellt.

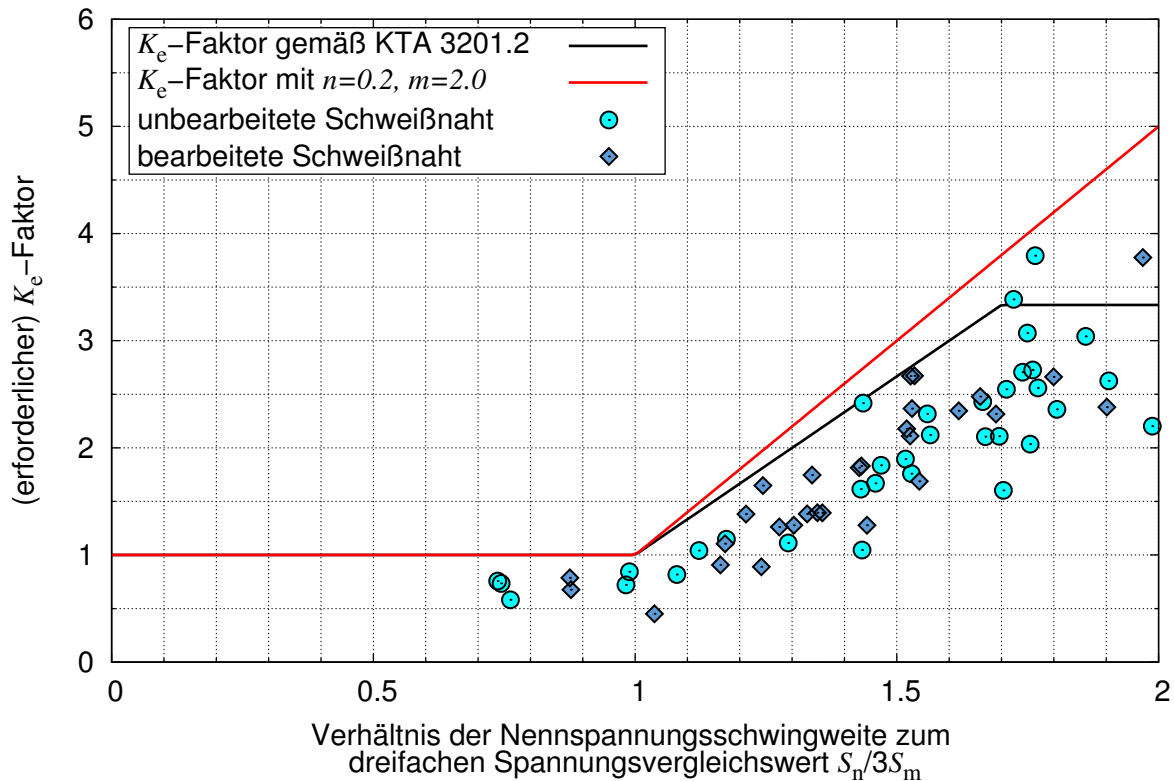


Abbildung 171: Erforderliche K_e -Faktoren mit angepasstem Spannungsbeiwert für die nachbearbeiteten Rohrsegmentproben, modifiziertem Spannungsvergleichswert und Empfehlung zur Anpassung der Materialparameter m und n

Die resultierenden zulässigen Lastspielzahlen sind im Vergleich zu den experimentell erzielten Lastspielzahlen für die nachbearbeiteten Rohrsegmentproben in Abbildung 172 und für unbearbeitete Rohrsegmentproben in Abbildung 173 dargestellt. Dabei ist nun deutlich zu erkennen, dass durch die oben beschriebenen Modifikationen alle berechneten zulässigen Lastspielzahlen kleiner sind als die experimentell beobachteten. Die überwiegende Mehrzahl aller Datenpaare befindet sich dabei zwischen der Linie gleicher Lebensdauer (in schwarz dargestellt) und der um Faktor 12 verschobenen Auslegungskurve (in rot dargestellt). Lediglich für eine nachbearbeitete Rohrsegmentprobe (bei einer Prüftemperatur von 350°C) wird die zulässige Lastspielzahl als viel zu gering eingeschätzt, mit $N_{A,5\%}/N_i > 150$.

In der Summe konnte dennoch durch Anpassung der entsprechenden Parameter, überwiegend auf Grundlage abgeleiteter Erkenntnisse, ein sehr zufriedenstellendes Ergebnis erzielt werden.

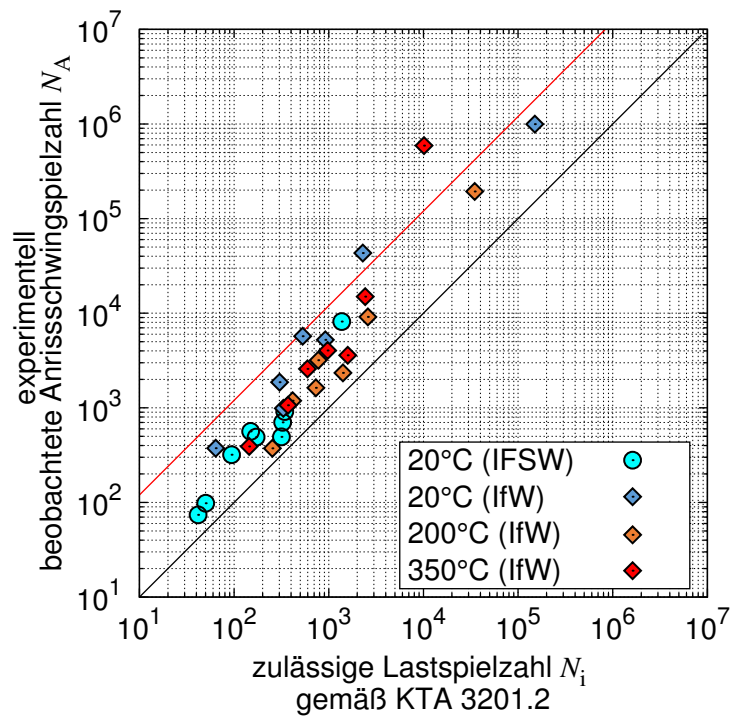


Abbildung 172: Vergleich von zulässigen Lastspielzahlen mit Modifikation und experimentell beobachteten Anrisschwingspielzahlen für die nachbearbeiteten Rohrsegmentproben, zur Orientierung mit roter Linie als Differenz zwischen Mittelwertkurve und Auslegungskurve (Faktor 12 in Lebensdauerrichtung)

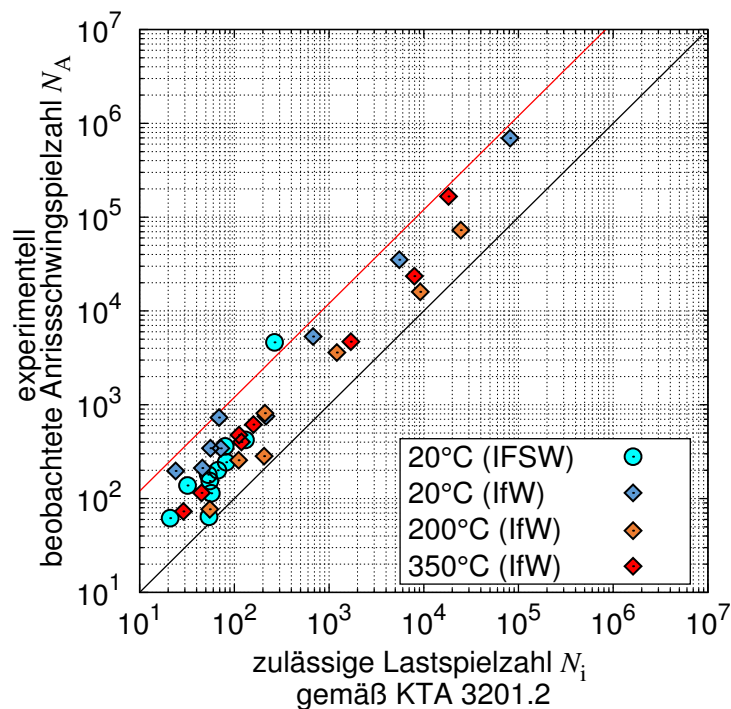


Abbildung 173: Vergleich von zulässigen Lastspielzahlen mit Modifikation und experimentell beobachteten Anrisschwingspielzahlen für die nachbearbeiteten Rohrsegmentproben, zur Orientierung mit roter Linie als Differenz zwischen Mittelwertkurve und Auslegungskurve (Faktor 12 in Lebensdauerrichtung)

Die Bemessung im niederzyklischen Bereich sollte nicht mit Annahmen für die plastische Verfestigung durchgeführt werden. Einerseits sind es die hypothetischen Materialkennwerte für m und n die eine ganze Werkstoffgruppe charakterisieren sollen und somit zu einer Unterschätzung der Dehnungsschwingweiten führen, andererseits sind es die statischen Kennwerte die für die Bemessung herangezogen werden.

Für eine angemessene Berücksichtigung der plastischen Verfestigung muss der K_e -Faktor sich an den zyklischen Werkstoffkennwerten des jeweiligen Materials orientieren. Im Allgemeinen ist der K_e -Faktor über das Verhältnis von Gesamtdehnungsschwingweite (elastisch-plastisch) zur elastischen Dehnungsschwingweite definiert:

$$K_e = 1 + \frac{\Delta \varepsilon_{pl}(S_n)}{\Delta \varepsilon_{el}(S_n)} \quad (55)$$

Bei Verwendung der Gleichung nach Ramberg-Osgood kann der K_e -Faktor wie folgt geschrieben werden:

$$K_e = 1 + \frac{2 \left(\frac{S_n}{2K'} \right)^{\left(\frac{1}{n'} \right)}}{\frac{S_n}{E}} \quad (56)$$

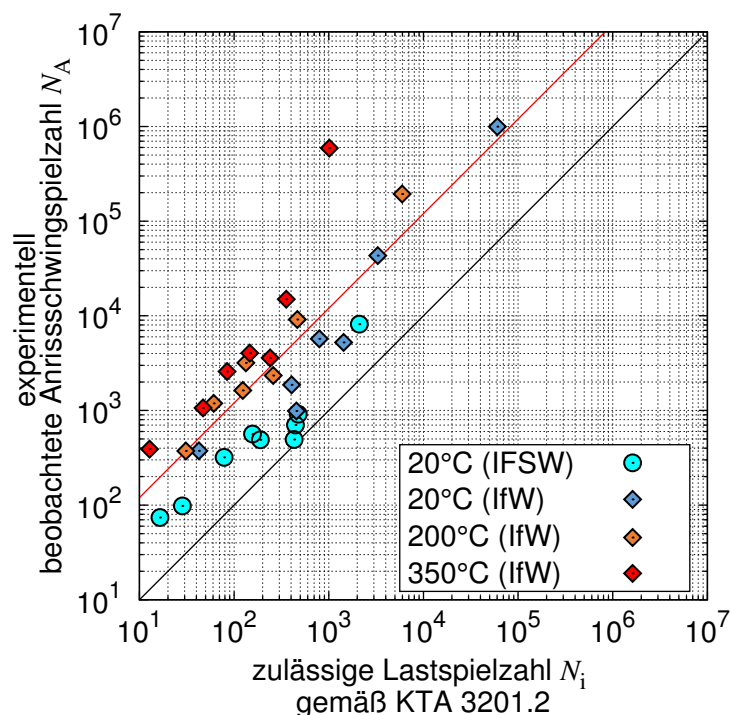


Abbildung 174: Vergleich von zulässigen Lastspielzahlen mit K_e -Faktor aus zyklischen Werkstoffkennwerten und experimentell beobachteten Anrisschwingspielzahlen für die nachbearbeiteten Rohrsegmentproben, zur Orientierung mit roter Linie als Differenz zwischen Mittelwertkurve und Auslegungskurve (Faktor 12 in Lebensdauerrichtung)

Unter Verwendung dieses Ansatzes wird die steigende überproportionale Zunahme der Dehnungsschwingweiten ausreichend berücksichtigt. Das Ergebnis ist für die nachbearbeiteten Rohrsegmentproben in Abbildung 174 und für unbearbeitete Rohrsegmentproben in Abbildung

175 dargestellt. Für die Berechnungen wurden die in Tabelle 24 aufgeführten Parameter verwendet.

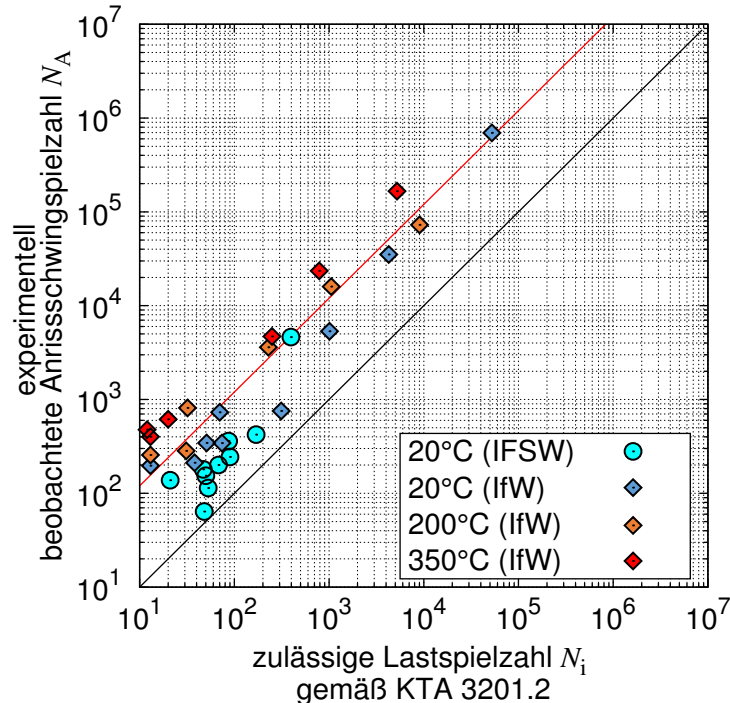


Abbildung 175: Vergleich von zulässigen Lastspielzahlen mit K_e -Faktor aus zyklischen Werkstoffkennwerten und experimentell beobachteten Anrisschwingspielzahlen für die unbearbeiteten Rohrsegmentproben, zur Orientierung mit roter Linie als Differenz zwischen Mittelwertkurve und Auslegungskurve (Faktor 12 in Lebensdauerrichtung)

Tabelle 24: Zur Berechnung verwendete zyklische Materialkennwerte nach Ramberg-Osgood in Abbildung 174 und Abbildung 175

	Raumtemperatur	200°C	350°C
K' in MPa	963	729	690
n'	0.1948	0.2013	0.2087

Ein Vergleich zwischen den K_e -Faktor gemäß KTA 3201.2, dem modifizierten K_e -Faktor und dem K_e -Faktor über das temperaturabhängige zyklische Spannungs-Dehnungs-Verhalten ist in Abbildung 176 gegeben. Zu erkennen ist, dass bei dem K_e -Faktor über das temperaturabhängige zyklische Spannungs-Dehnungs-Verhalten, frühzeitig die überproportionalen plastischen Deformationen berücksichtigt werden ($K_e > 1$ für $-S_n/3S_m \leq 1$). Im weiteren Verlauf ergibt sich eine gute Übereinstimmung mit dem K_e -Faktor gemäß KTA, bei höheren Nennspannungsschwingweiten (niederzyklischer Bereich) besteht eine bessere Übereinstimmung mit dem K_e -Faktor aus den modifizierten Materialkennwerten. Die Darstellung ergibt sich für den Fall, dass der Spannungsvergleichswert für alle Temperaturniveaus der halben 0.2%-Dehngrenze entspricht. Werden die Spannungsvergleichswerte wie nach KTA 3201.2 (Tabelle 22) berechnet, ergibt sich ein Vergleich der K_e -Faktor wie in Abbildung 177 dargestellt. Die Abweichungen zwischen K_e -Faktor gemäß KTA und dem über das plastische Deformationsverhalten benötigten K_e -Faktor steigt mit zunehmender Temperatur. Der Grund für das Verhalten sind unterschiedliche Quotienten bei der Berechnung des Spannungsvergleichswertes bei unterschiedlichen Temperaturen.

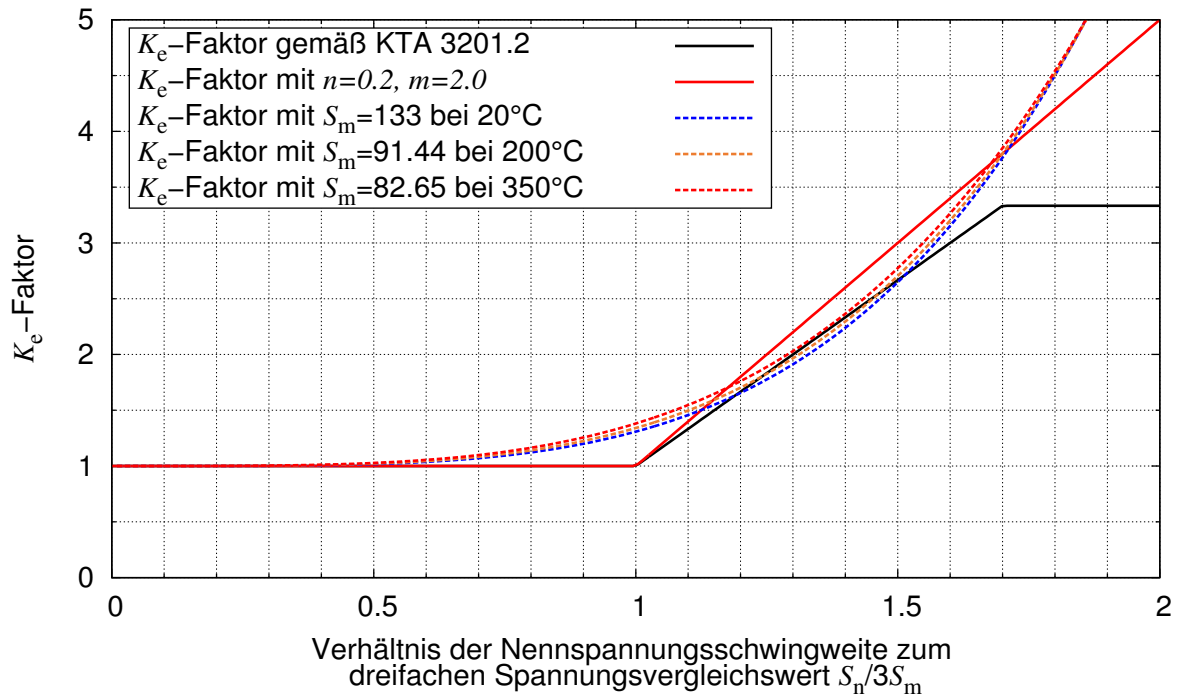


Abbildung 176: Vergleich von K_e -Faktoren in Abhängigkeit der Berechnungsprozedur; Berechnung gemäß KTA 3201.2; Berechnung mit modifizierten Werten für m und n ; Berechnung anhand des temperaturabhängigen plastischen Werkstoffverhaltens mit jeweils halber 0.2%-Dehngrenze als Spannungsvergleichswert

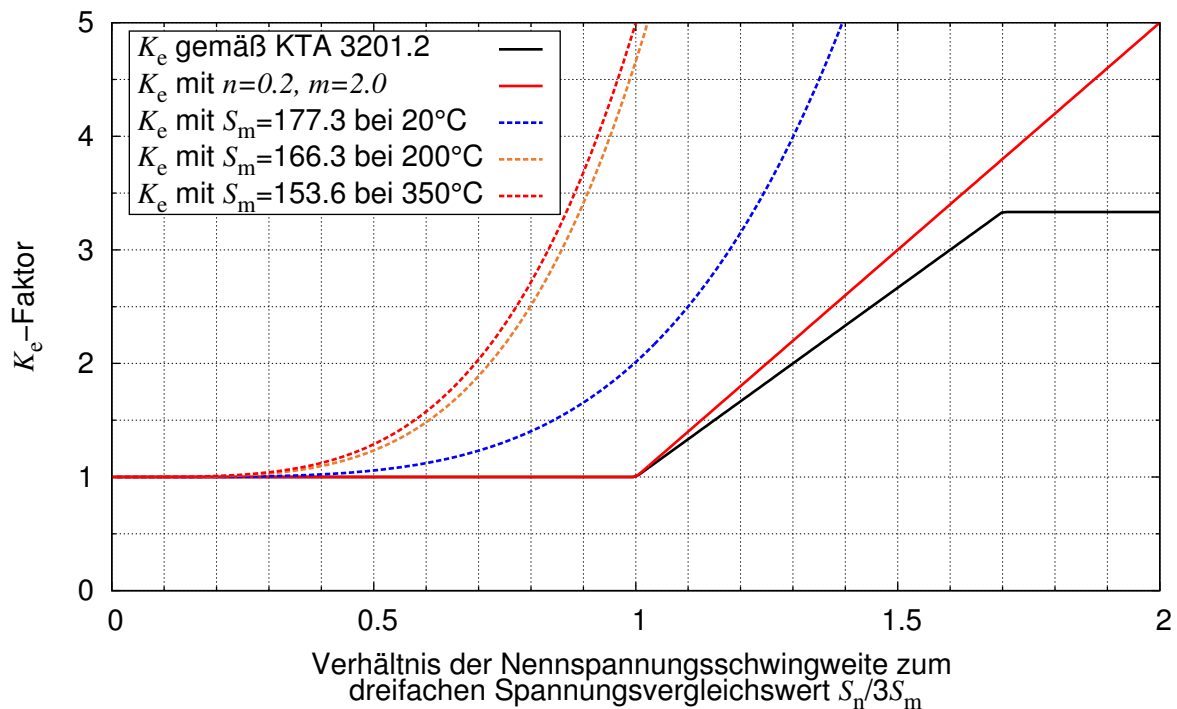


Abbildung 177: Vergleich von K_e -Faktoren in Abhängigkeit der Berechnungsprozedur; Berechnung gemäß KTA 3201.2; Berechnung mit modifizierten Werten für m und n ; Berechnung anhand des temperaturabhängigen plastischen Werkstoffverhaltens mit Spannungsvergleichswert nach KTA 3201.2

4.8 Skizze zur Berechnung der Kreuzprobe

Grundsätzlich lässt sich die Berechnung der Kreuzprobe in zwei Teile spalten, die thermische Berechnung und die strukturmechanische Berechnung. Diese Art der Berechnung, auch „One-Way-Coupled Field Analysis“ genannt, bietet den Vorteil die thermische Berechnung von der strukturmechanischen Berechnung zu trennen. Hierbei wird angenommen, dass die thermische Berechnung Einfluss auf die strukturmechanische Berechnung nimmt, jedoch nicht umgekehrt. Im konkreten Fall werden somit die berechneten zeitabhängigen Knotentemperaturen aus der thermischen Rechnung, als Randbedingung in Form von zugeordneten thermischen Dehnungen in der strukturmechanische Rechnung importiert und aufgebracht.

Im Folgenden werden deshalb die thermische und die strukturmechanische Berechnung getrennt voneinander betrachtet.

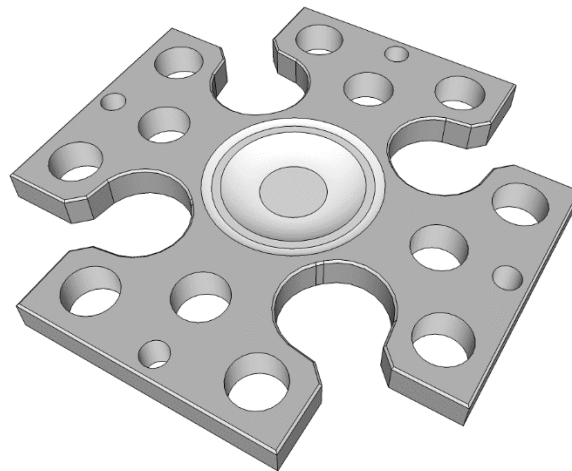


Abbildung 178: Skizze der Kreuzprobe

Thermische Berechnung

Zur thermischen Berechnung der Kreuzprobe ist die Auseinandersetzung mit den vorliegenden Randbedingungen in der Prüfmaschine besonders wichtig. Prinzipiell lassen sich die Randbedingungen in zwei Phasen teilen, einerseits die Phase der Beheizung und andererseits die Phase der Kühlung. Die Trennung kann gemacht werden, da die beiden voneinander unterschiedlichen physikalischen Prozesse getrennt voneinander im Wechsel appliziert werden. Für die thermische Berechnung sind für die Materialeigenschaften Wärmeleitfähigkeit, spez. Wärmekapazität und Dichte die in Tabelle 25 aufgeführten Werte nach KTA 3201.1 [37] verwendet worden.

Tabelle 25: Materialparameter (X6CrNiNb18-10S) für thermische Berechnung nach KTA 3201.1 [37]

Parameter	Temperatur					Einheit
	20°C	100°C	200°C	300°C	400°C	
Wärmeleitfähigkeit λ	15	16	17	19	20	N/(s K)
Spez. Wärmekapazität c	$0.47 \cdot 10^9$	$0.47 \cdot 10^9$	$0.49 \cdot 10^9$	$0.50 \cdot 10^9$	$0.52 \cdot 10^9$	mm ² /(K s ²)
Dichte ρ	$7.93 \cdot 10^{-9}$	*	*	*	*	N s ² /mm ⁴

*keine Angaben in KTA 3201.1, Verwendung der Werte für 20 °C

Die Berechnungsprozedur ist unterteilt in Zyklen z und Lastschritte l , wobei ein Zyklus aus l_{\max} -Lastschritten besteht und z_{\max} -mal durchlaufen wird. Bei Vorgabe von Zeit und Temperatur, dementsprechend von zeitabhängigen Temperaturen $T(t)$, wird jedem Lastschritt eine Temperatur und eine Zeitdifferenz zum vorherigen Lastschritt zugeordnet, so dass gilt:

$$\begin{aligned} T &= T(l) \quad , \\ \Delta t &= \Delta t(l) \quad . \end{aligned} \tag{57}$$

Die Zeit zum Durchlauf eines Zyklus t_{zyk} ergibt sich somit zu:

$$t_{\text{zyk}} = \sum_{i=1}^{l_{\text{max}}} \Delta t(l = i) \quad . \tag{58}$$

Die Zeit für einen bestimmten Lastschritt, innerhalb eines Zyklus errechnet sich zu:

$$t_{\text{zyk},l} = \sum_{i=1}^l \Delta t(l = i) + (z - 1) \sum_{i=1}^{l_{\text{max}}} \Delta t(l = i) \quad . \tag{59}$$

Vor Beginn der Berechnung muss entschieden werden, ob beheizt oder gekühlt werden muss, innerhalb der Berechnungsprozedur geschieht dies anhand folgender Unterscheidung:

$$\begin{cases} l = 1 \begin{cases} T(l = 1) > T(l_{\text{max}}) \rightarrow \text{Beheizung} \\ T(l = 1) < T(l_{\text{max}}) \rightarrow \text{Kühlung} \end{cases} \\ l > 1 \begin{cases} T(l > 1) > T(l - 1) \rightarrow \text{Beheizung} \\ T(l > 1) < T(l - 1) \rightarrow \text{Kühlung} \end{cases} \end{cases} \tag{60}$$

In der Prüfmaschine erfolgt die Beheizung induktiv, die Kühlung erfolgt über gekühlte Druckluft. Beheizung und Kühlung erfolgen jeweils einseitig, wobei die Kühlung hierbei kritischer zu betrachten ist, da diese auf der Oberfläche wirkt, während die induktive Beheizung im Volumen stattfindet. Daher kann die Symmetrie in Dickenrichtung bei der Modellierung nicht ausgenutzt werden. Die Geometrie lässt sich jedoch auf ein Viertel reduzieren. Zur Vermeidung von elektromagnetischen und fluidmechanischen Feldanalysen wurde ein Ansatz gewählt, äquivalente thermische Randbedingungen zu wählen, um den vorliegenden Beanspruchungsverhältnissen Rechnung zu tragen. Im folgenden wird intensiv auf die erforderlichen Randbedingungen für Beheizung und Kühlung eingegangen.

Beheizung

Die wesentlichen Randbedingungen zur Beheizung der Kreuzprobe sind in Abbildung 179 schematisch dargestellt. Die Beheizung der Prüffläche erfolgt mit einer verteilten Wärmequelle, wie sie auch in der Schweißsimulation verwandt wird [38]. Als Randbedingung wird hierbei eine volumetrische Wärmestromdichte (Energie pro Zeit und Volumen) vorgegeben. Die Wärmequelle wirkt rotationssymmetrisch innerhalb eines definierten Radius $r_q(T)$. Innerhalb des definierten Radius $r_{q,k}$ ist die Leistungsdichte mit $q_{\text{max}}(T)$ konstant. Zwischen den Radien $r_{q,c}$ und $r_q(T)$ erfolgt der Vorgabe einer geringeren Leistungsdichte $q(T, r, k_q(T))$, die durch den Abstand zum Mittelpunkt und vorgegebenem Verteilungskoeffizient $k_q(T)$ mit zugehöriger Funktion abhängig ist. Ein zusätzlicher Abminderungsfaktor wird durch das Dickenverhältnis des Querschnitts von Prüfzonenmitte ($r = 0$) zum jeweiligen Radius r berücksichtigt. In der finiten Element Berechnung erfolgt die Zuweisung der volumetrischen Wärmestromdichte elementweise und wird wie folgt für jedes Element berechnet:

$$\begin{cases} 0 \leq r < r_{q,c} ; q(r) = q_{\max} \frac{d(r=0)}{d(r)} \\ r_{q,c} \leq r \leq r_q ; q(r) = q_{\max} \exp\left(-k_q(T)^2 \frac{(r-r_{q,c})^2}{(r_q(T)-r_{q,c})^2}\right) \frac{d(r=0)}{d(r)} \\ r > r_q ; q(r) = 0 \end{cases} \quad (61)$$

Wobei d für die Dicke des Querschnittes steht. Bei einer Anzahl von n -Elementen mit jeweiligem Volumen $V(n)$ errechnet sich mit Hilfe der Dichte der Gesamtwärmestrom zu:

$$\dot{Q} = \rho \sum_{i=1}^n V(n) q(n) \quad (62)$$

Die in das System einzutragende Gesamtwärmemenge, innerhalb eines Zyklus errechnet sich zu:

$$Q = \int_0^{t_{\text{zyk}}} \dot{Q}(t) dt = \sum_{i=1}^{l_{\max}} \left(0.5 (\dot{Q}(l) + \dot{Q}(l-1)) \Delta t(l) + 0.5 \dot{Q}(l_{\max}) \Delta t(l=1)\right) \quad (63)$$

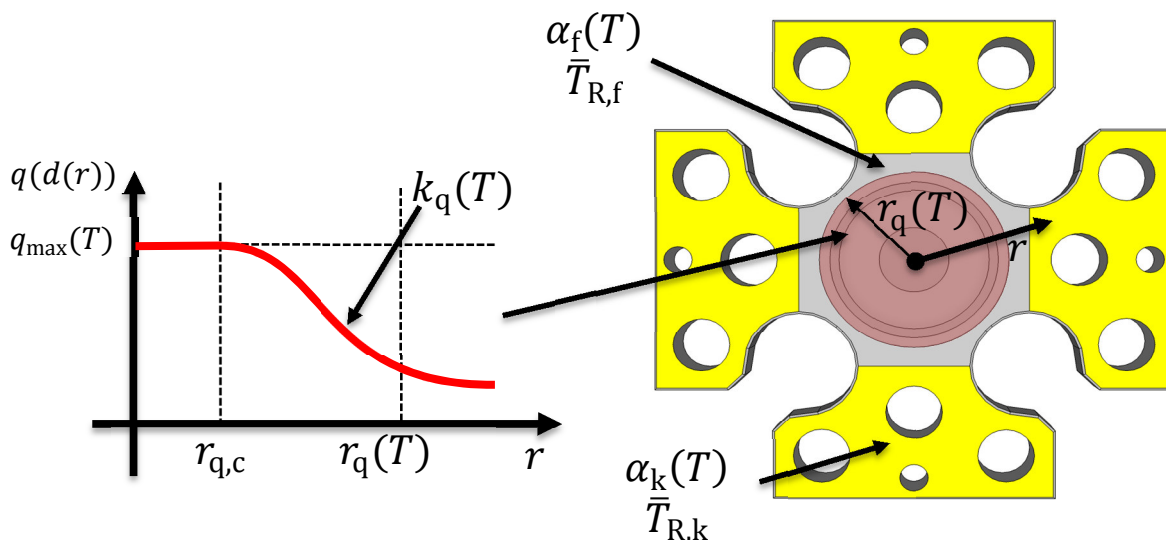


Abbildung 179: Thermische Randbedingungen und deren Verteilung für die Beheizung der Kreuzprobe

Die Gesamtwärmemenge je Zyklus wird zur Beurteilung herangezogen, ob der thermische Zyklus bereits stabilisiert ist. Wenn unter den gleichen Temperaturvorgaben und Randbedingungen bei aufeinanderfolgenden Zyklen die gleiche Wärmemenge benötigt wird, so kann davon ausgegangen werden, dass auch die Verluste die gleichen sind und letztendlich auch das zeitabhängige Temperaturfeld für jeden Zyklus gleich ist. Ist solch ein Zustand gefunden, kann dieser thermisch stabile Zyklus als Grundlage für die strukturmechanische Berechnung dienen.

Die an vorheriger Stelle eingeführten, aber noch nicht näher erläuterten temperaturabhängigen Variablen $k_q(T)$ und $r_q(T)$, sowie die in Abbildung 179 aufgezeigten temperaturabhängigen Wärmeüberganskoeffizienten $\alpha_f(T)$ und $\alpha_k(T)$ müssen im Rahmen eines Optimierungsprozesses iterativ bestimmt werden. Mit Temperaturabhängigkeit ist in diesem Zu-

sammenhang die Abhängigkeit von der jeweiligen Temperaturvorgabe in der Prüfzone gemeint. Der Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_f(T)$ gilt für die gesamte freie Probenoberfläche, im Bereich des Kontaktes mit den Spannteilen (in Abbildung 179 gelb markiert) gilt der Kontaktwärmübergangskoeffizient $\alpha_k(T)$. Durch eine möglichst genaue Beschreibung der Wärmeverluste über die Grenzflächen während der Phase des Aufheizens, ist es möglich die ermittelten Parameter unabhängig vom vorgegebenen Temperatur-Zeit Verlauf anzuwenden.

In der Anwendung der Randbedingungen wird dann nur noch die Dichte des Gesamtwärmestroms zum Ende eines jeden Lastschrittes iterativ ermittelt, so dass die Differenz zwischen Temperatur in der Prüfzone und der Temperaturvorgabe minimal wird:

$$\min_{\dot{Q}(t)} |T_{\text{SOLL}}(t) - T_{\text{IST}}(\dot{Q}(t))| \quad . \quad (64)$$

Kühlung

Die Randbedingungen zur Kühlung der Kreuzprobe sind schematisch in Abbildung 180 dargestellt. Die Kühlung mit Druckluft wird hierbei anstelle einer fluidmechanischen Feldanalyse durch die räumliche Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten und der Umgebungstemperatur simuliert. Hierbei gilt auch wieder die Annahme, dass die Wirkung rotationssymmetrisch ist. Weiterhin wird angenommen, dass die Kühlung in Probenmitte am stärksten ist. Sprich die Geschwindigkeit der Druckluft ist in Probenmitte am schnellsten, was für eine Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten spricht der in Probenmitte maximal ist, weiterhin ist die gekühlte Druckluft in Probenmitte am kältesten und wird durch Aufnahme von Energie in Strömungsrichtung nach außen wärmer.

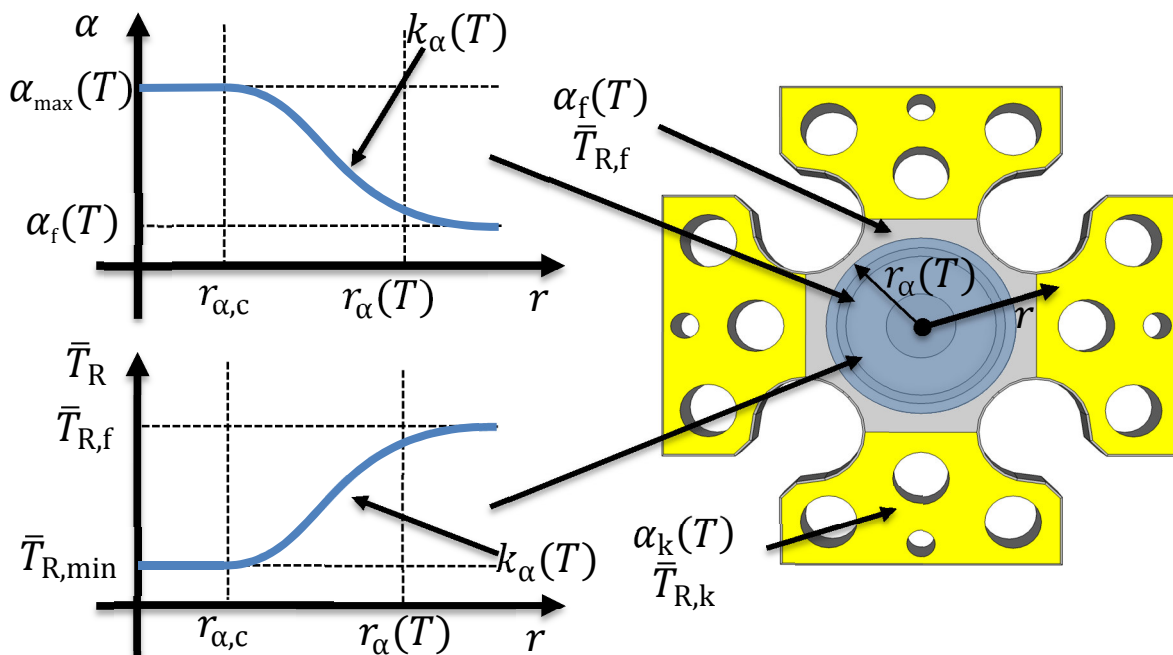


Abbildung 180: Thermische Randbedingungen und deren Verteilung für die Kühlung der Kreuzprobe

Die Berechnung der individuellen Wärmeübergangskoeffizienten für jedes Element erfolgt nach:

$$\begin{cases} 0 \leq r < r_{\alpha,c} ; \alpha(r) = \alpha_{\max}(T) \\ r_{\alpha,c} \leq r \leq r_{\alpha} ; \alpha(r) = \alpha_f(T) + (\alpha_{\max}(T) - \alpha_f(T)) \exp\left(- (k_{\alpha}(T))^2 \frac{(r - r_{\alpha,c})^2}{(r_{\alpha}(T) - r_{\alpha,c})^2}\right) \\ r > r_{\alpha} ; \alpha(r) = \alpha_f(T) \end{cases} \quad (65)$$

Analog dazu gilt für die Verteilung der Umgebungstemperatur:

$$\begin{cases} 0 \leq r < r_{\alpha,c} ; \bar{T}_R(r) = \bar{T}_{R,\min} \\ r_{\alpha,c} \leq r \leq r_{\alpha} ; \bar{T}_R(r) = \bar{T}_{R,f} - (\bar{T}_{R,f} - \bar{T}_{R,\min}) \exp\left(- (k_{\alpha}(T))^2 \frac{(r - r_{\alpha,c})^2}{(r_{\alpha}(T) - r_{\alpha,c})^2}\right) \\ r > r_{\alpha} ; \bar{T}_R(r) = \bar{T}_{R,\min} \end{cases} \quad (66)$$

Wie auch schon für den Prozess der Beheizung, müssen die definierten Parameter identifiziert werden, um für beliebige Temperatur-Zeitverläufe nur noch nach jeweils einer Größe iterativ berechnen zu müssen. Für den Prozess der Kühlung ist zu Beginn der Berechnung jedoch nicht immer klar erkennbar, um welche Größe es sich dabei handelt. Bei einer vorgegebenen Abkühlrate \dot{T}_{SOLL} kann es vorkommen, dass mit Abbruch der Wärmezufuhr die Kreuzprobe in Probenmitte schneller abkühlt als vorgesehen $|\dot{T}| > |\dot{T}_{\text{SOLL}}|$. Dieser Effekt kommt dadurch zustande, dass durch Wärmeleitung, bedingt durch den Wärmegradienten in Richtung der Spannteile, der Prüfzone schnell die Wärme entzogen wird. Der Effekt der Konvektion wirkt zusätzlich. In diesem Fall der nicht aktiven Kühlung, muss die Zeitschrittweite Δt iterativ ermittelt werden die nötig ist, um zum Ende des aktuellen Lastschrittes l die vorgegebene Temperatur zu erreichen:

$$\min_{\Delta t} |T_{\text{SOLL}}(l) - T_{\text{IST}}(t(l-1) + \Delta t)| \quad (67)$$

Wenn der Betrag der Kühlrate in einem der folgenden Lastschritte geringer wird, als die Vorgabe $|\dot{T}| < |\dot{T}_{\text{SOLL}}|$, so wird die Kühlung mit den oben genannten Randbedingungen gesteuert. Die damit iterativ gesuchte Größe ist dann der maximale Wärmeübergangskoeffizient α_{\max} :

$$\min_{\alpha_{\max}} |T_{\text{SOLL}}(l) - T_{\text{IST}}(l, \alpha_{\max})| \quad (68)$$

Die Zeitschrittweite Δt errechnet sich in diesem Fall zu:

$$\Delta t = |\dot{T}_{\text{SOLL}} \Delta T| \quad (69)$$

Mit abnehmender Temperaturdifferenz zwischen Oberfläche und Kühlmedium, muss zum Einhalten der vorgegebenen Kühlrate die Kühlleistung mit Druckluft erhöht werden (höhere Geschwindigkeit wird in der Simulation dementsprechend durch einen höheren maximalen Wärmeübergangskoeffizienten umgesetzt). Physikalisch und prüftechnisch ist die Kühlleistung begrenzt, somit ist auch α_{\max} begrenzt durch $\alpha_{\max,\text{krit}}$. Wird in der Berechnung dieser Wert erreicht, so kann die vorgegebene Kühlrate nicht mehr erzielt werden $|\dot{T}| < |\dot{T}_{\text{SOLL}}|$. Für die nun folgenden Lastschritte der Kühlung gilt $\alpha_{\max} = \alpha_{\max,\text{krit}}$ und die iterativ gesuchte Größe ist wieder die Zeitschrittweite zum Erreichen der vorgegebenen Temperatur (vgl. Gl. (67)). Die Einteilung der Abkühlphasen und deren zugehörige Bedingungen bzw. iterativ gesuchten Größen sind in Abbildung 181 zusammengefasst.

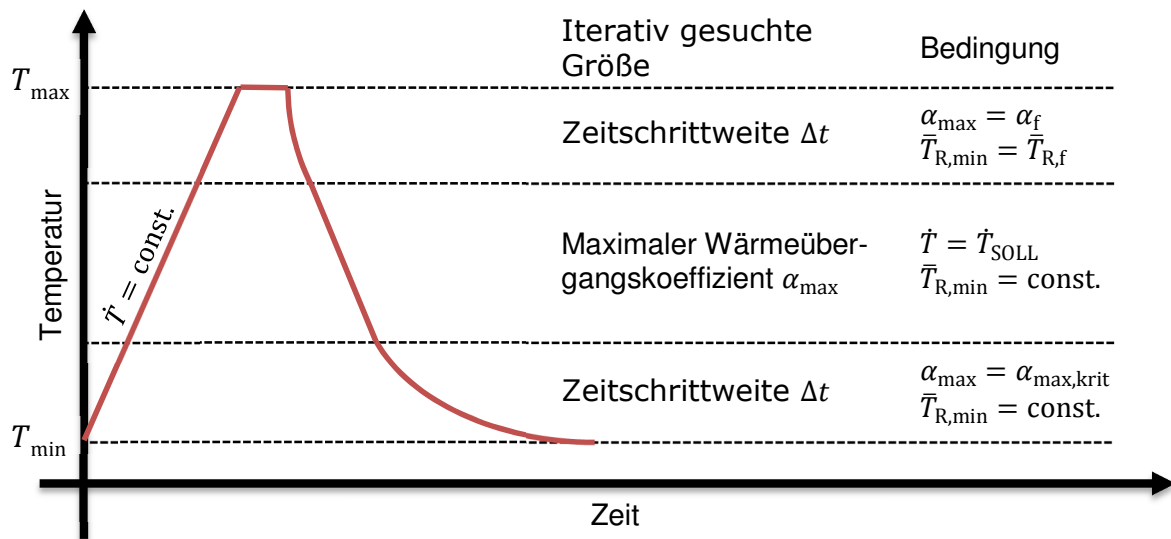


Abbildung 181: Einteilung der Abkühlphase in entsprechende Bereiche und deren zugehörige Bedingungen und iterativ gesuchten Größen

Strukturmechanische Berechnung

Für die strukturmechanische Berechnung gibt es Eingangsdaten, einerseits die biaxialen Dehnungsvorgaben über die Lastschritte und andererseits das stabilisierte zeitabhängige Temperaturfeld aus der vorgeschalteten thermischen Berechnung. Durch die Vorgabe von Dehnungszuständen, die im Bereich der Prüfzone der Kreuzprobe appliziert werden sollen, ist die strukturmechanische Berechnung nicht ohne weitere Hilfsmittel durchzuführen. Die gegebene Problemstellung ist die folgende: In der FE können lokale Dehnungen bzw. Dehnungszustände nicht als Randbedingungen vorgegeben werden, vielmehr müssen Verschiebungs- oder Krafrandbedingungen vorgegeben werden, die zu dem jeweiligen gewünschten Zustand führen. In Kapitel 4.4 wurde diese Problematik bereits angesprochen, jedoch mit dem Unterschied, dass es sich bei der Kreuzprobe um die Vorgabe eines mehrachsigen Dehnungszustandes handelt. Die Problemstellung zur Kreuzprobe ist in Abbildung 182 dargestellt. Um die gewünschten Dehnungszustände zu erzielen werden die im Einspannbereich (in Abbildung 182 gelb markiert) zu applizierenden Verschiebungen (jeweils in die betreffende Achsenrichtung) als Unbekannte definiert die zu ermitteln sind. Dabei sind die gegenüberliegenden aufgebracht Verschiebungen betragsmäßig immer gleich groß, weshalb auch für die strukturmechanische Berechnung eine Viertel-Geometrie ausreichend ist. An den Schnittkanten wird es damit erforderlich die Verschiebungen in die Richtung des Normalkraftvektors zu Null zu setzen. Durch die Vorgabe der zwei Verschiebungen u_x in x -Richtung u_z in z -Richtung ergeben sich die mittels Extensometer messbaren Dehnungen $\varepsilon_{x,\text{IST}}(u_x, u_z)$ und $\varepsilon_{z,\text{IST}}(u_x, u_z)$. Ist ein Soll-Dehnungszustand gegeben, mit den Komponenten $\varepsilon_{x,\text{SOLL}}$ und $\varepsilon_{z,\text{SOLL}}$, so gilt es eine Kombination von u_x und u_z zu finden, bei der die Differenzen $\Delta\varepsilon_x(u_x, u_z)$ und $\Delta\varepsilon_z(u_x, u_z)$ zwischen Soll- und Ist-Dehnung gleichzeitig minimal werden (vgl. Abbildung 183).

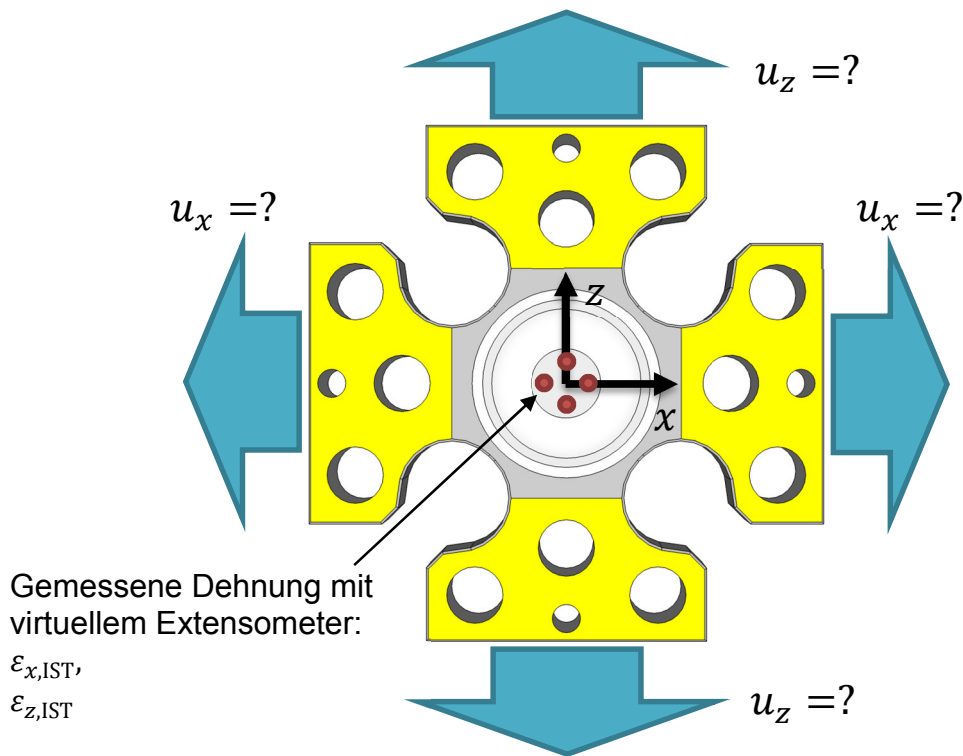


Abbildung 182: Kreuzprobe mit schematischer Darstellung der aufzubringenden Verschiebungen, um Differenz zwischen Ist- und Soll-Dehnung zu minimieren

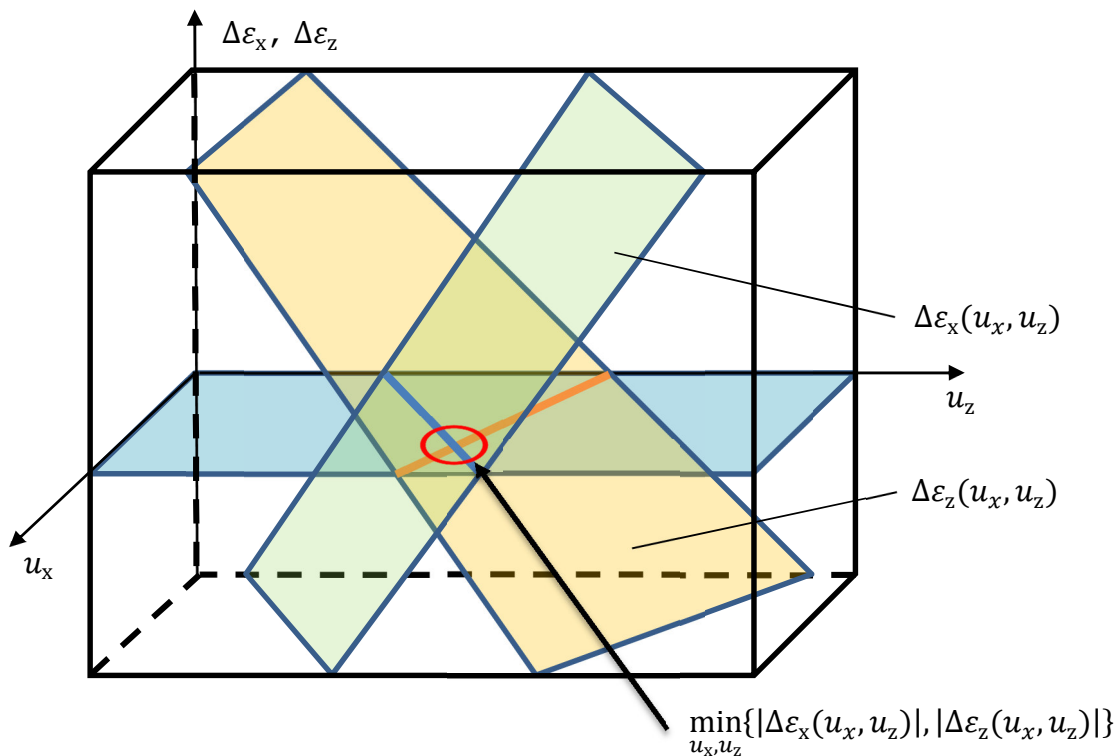


Abbildung 183: Grafisch dargestellte numerisch zu lösende Problemstellung

Bei Anwendung des Newton-Raphson-Verfahrens ergibt sich das zu lösende Gleichungssystem wie folgt:

$$\begin{bmatrix} \frac{d\Delta\varepsilon_x}{du_x} & \frac{d\Delta\varepsilon_x}{du_z} \\ \frac{d\Delta\varepsilon_z}{du_x} & \frac{d\Delta\varepsilon_z}{du_z} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta u_x \\ \Delta u_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta\varepsilon_x \\ \Delta\varepsilon_z \end{bmatrix} \quad (70)$$

Wie auch in Kapitel 4.4 müssen die Ableitungen durch Differenzenquotienten angenähert werden. Für jeden zu rechnenden Lastschritt ergibt sich damit folgende Abfolge von Schritten zur Lösung des Gleichungssystems:

1. Schritt

- Aufbringung der initialen Verschiebungen $u_{x,INI}$ und $u_{z,INI}$
- Aufbringung der Temperaturfeldlösung für entsprechenden Lastschritt l
- Berechnung von Lastschritt l
- Ermittlung der Differenzen zwischen Soll- und Ist-Dehnung $\Delta\varepsilon_x$ und $\Delta\varepsilon_z$

2. Schritt

- Löschen des Lastschrittes l und Neustart von Lastschritt $(l - 1)$
- Aufbringung der initialen Verschiebungen $u_{x,INI}$ und $u_{z,INI}$ plus zusätzlicher inkrementeller Verschiebung h_x in x -Richtung
- Aufbringung der Temperaturfeldlösung für entsprechenden Lastschritt l
- Berechnung von Lastschritt l
- Ermittlung der Differenzenquotienten nach u_x

3. Schritt

- Löschen des Lastschrittes l und Neustart von Lastschritt $(l - 1)$
- Aufbringung der initialen Verschiebungen $u_{x,INI}$ und $u_{z,INI}$ plus zusätzlicher inkrementeller Verschiebung h_z in z -Richtung
- Aufbringung der Temperaturfeldlösung für entsprechenden Lastschritt l
- Berechnung von Lastschritt l
- Ermittlung der Differenzenquotienten nach u_z

4. Schritt

- Lösung des linearen Gleichungssystems (Gl. (70)) nach Δu_x und Δu_z
- Löschen des Lastschrittes l und Neustart von Lastschritt $(l - 1)$
- Aufbringung der neuen initialen Verschiebungen mit $u_{x,INI} = u_{x,INI} + \Delta u_x$ und $u_{z,INI} = u_{z,INI} + \Delta u_z$
- Aufbringung der Temperaturfeldlösung für entsprechenden Lastschritt l
- Berechnung von Lastschritt l
- Ermittlung der Differenzen zwischen Soll- und Ist-Dehnung $\Delta\varepsilon_x$ und $\Delta\varepsilon_z$ und Überprüfung ob Werte zulässig sind, sonst mit erzielter Näherung zurück zu Schritt 2

Für die Umsetzung wurde im Rahmen der Untersuchungen auch ein alternatives Näherungsverfahren angewandt, welches für die Lösung nicht die Anzahl von mindestens 4, sondern von

nur mindestens 3 Berechnungsschritte benötigt. Das zu lösende Gleichungssystem wird somit reduziert und lautet wie folgt:

$$\begin{bmatrix} \frac{d\Delta\varepsilon_x}{du_x du_z} & 0 \\ 0 & \frac{d\Delta\varepsilon_z}{du_x du_z} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta u_x \\ \Delta u_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta\varepsilon_x \\ \Delta\varepsilon_z \end{bmatrix} \quad (71)$$

mit

$$\frac{d\Delta\varepsilon_x}{du_x} = \frac{\Delta\varepsilon_x(u_x + h_x, u_z + h_z) - \Delta\varepsilon_x(u_x, u_z)}{h_x} \quad (72)$$

$$\frac{d\Delta\varepsilon_z}{du_z} = \frac{\Delta\varepsilon_z(u_x + h_x, u_z + h_z) - \Delta\varepsilon_z(u_x, u_z)}{h_z} \quad (73)$$

mit

$$h_x = h \frac{(\varepsilon_{x,SOLL} - \varepsilon_{x,IST})}{|(\varepsilon_{x,SOLL} - \varepsilon_{x,IST}) + (\varepsilon_{z,SOLL} - \varepsilon_{z,IST})|} \quad (74)$$

$$h_z = h \frac{(\varepsilon_{z,SOLL} - \varepsilon_{z,IST})}{|(\varepsilon_{x,SOLL} - \varepsilon_{x,IST}) + (\varepsilon_{z,SOLL} - \varepsilon_{z,IST})|} \quad (75)$$

Bei den oben genannten Schritten der Berechnung zur Lösung des Gleichungssystems (nach Gl. (70)) ist es mit dem hiesigen Gleichungssystem (nach Gl. (71)) nötig die Schritte 2 und 3 durch einen einen zu ersetzen, der die folgende Abfolge enthält:

2. + 3. Schritt

- Löschen des Lastschrittes l und Neustart von Lastschritt $(l - 1)$
- Aufbringung der initialen Verschiebungen $u_{x,INI}$ und $u_{z,INI}$ plus zusätzliche gewichtete inkrementeller Verschiebung h_x in x -Richtung h_z in z -Richtung
- Aufbringung der Temperaturfeldlösung für entsprechenden Lastschritt l
- Berechnung von Lastschritt l
- Ermittlung der Differenzenquotienten nach nach Gl. (72) und (73)

Durch die Gewichtung der inkrementellen Verschiebungen h_x und h_z (vgl. Gl (74) und (75)), in Abhängigkeit der Differenz von Soll- zu Ist-Dehnung, wird das Gleichungssystem vorkonditioniert. Diese Möglichkeit ergibt sich einerseits aus der Gegebenheit, dass die Dehnungen durch die Verschiebung in die jeweiligen Hauptachsenrichtungen dominiert werden, andererseits dadurch, dass die Dehnungsänderungen zwischen einzelnen Lastschritten relativ gering sind.

4.9 Thermozyklische Berechnungen an einem Rohrbauteil

4.9.1 Modellbildung und Belastung

Zur Beurteilung welchen Einfluss die unterschiedlichen Schweißnahtausführungen, im Kontext eines üblichen Bauteiles unter betriebsähnlichen Belastungen, auf die lokale Beanspruchung des Bauteils ausüben, wurden hierzu Berechnungen durchgeführt. Als übliches Bauteil dient dabei das dickwandige Rohr. Um Vergleichbarkeit zu gewährleisten, soll das Rohr in der Beispielrechnung die gleichen geometrischen Abmessungen (Durchmesser und Wanddicke) enthalten, wie die von AREVA zur Verfügung gestellten Rohre für die experimentellen Arbeiten. Der Außenradius r_A beträgt somit 160 mm, die Wanddicke t 10.5 mm. Für die Berechnung wird ein 3D-Modell verwendet, welches durch Ausnutzung der Rotationssymmetrie allerdings nur zweidimensional modelliert werden muss. Dabei dient der Querschnitt in Längsrichtung des Rohres als Rotationsfläche um die y-Achse (s. Abbildung 184). Die Bestimmung und Verteilung von Materialdatensätzen erfolgt wie oben beschrieben.

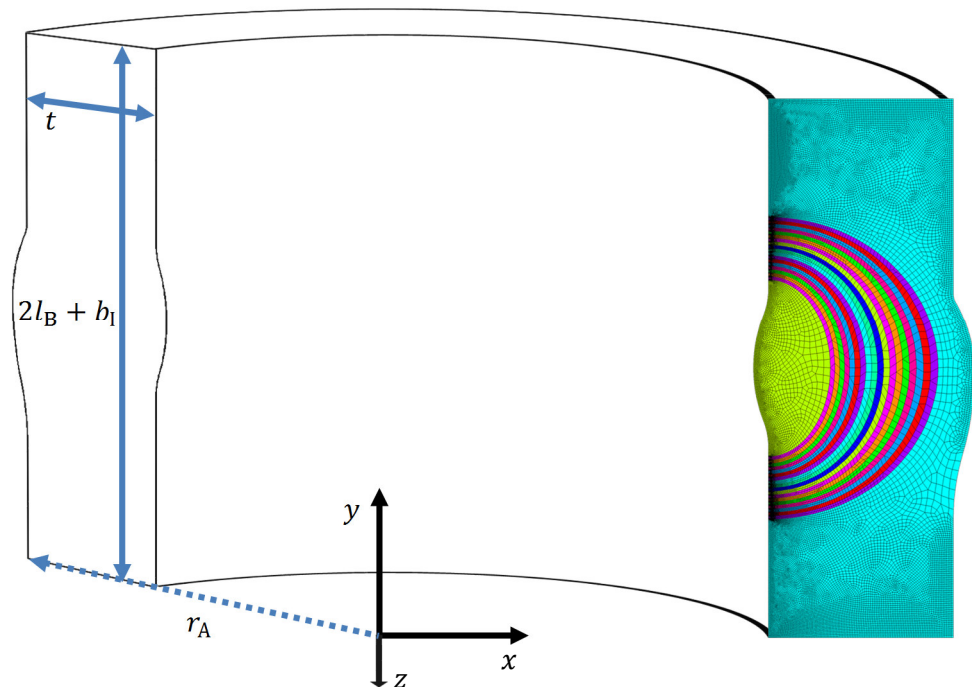


Abbildung 184: Schematische Darstellung zur thermomechanischen Berechnung am Rohr mit vorgezogener Partitionierung der Schweißnaht

Als Belastungsvorgaben dient ein Katalog von acht Transienten, die sich jeweils aus dem zeitabhängigen Verlauf von Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient zusammensetzen und als mechanische Komponente einen konstanten Rohrrinnendruck beinhalten. Die Temperatur entspricht der Temperatur des des Rohr durchströmenden Mediums. Mittels des Wärmeübergangskoeffizienten wird die Wärmemenge gesteuert, die in Abhängigkeit der Temperaturdifferenz vom Medium an die innere Oberfläche des Rohres, bzw. bei kühlenden Medien die Wärmemenge die von der Rohrwand an das Medium übertragen wird. Der Wärmeübergangskoeffizient beinhaltet dabei pauschal alle Randschichten-Phänomene, wie sie im Ergebnis auch bei Simulationen der Strömungsmechanik zu beobachten wären. Die acht verwendeten Transienten sind im kernkraftwerkstechnischen Kontext entstanden und u.a. auch in [19] bereits am Beispiel von Rohren verwendet worden. Exemplarisch ist Transiente 1 in Abbildung 185 dargestellt, die weiteren Transienten sind Anhang E zu entnehmen.

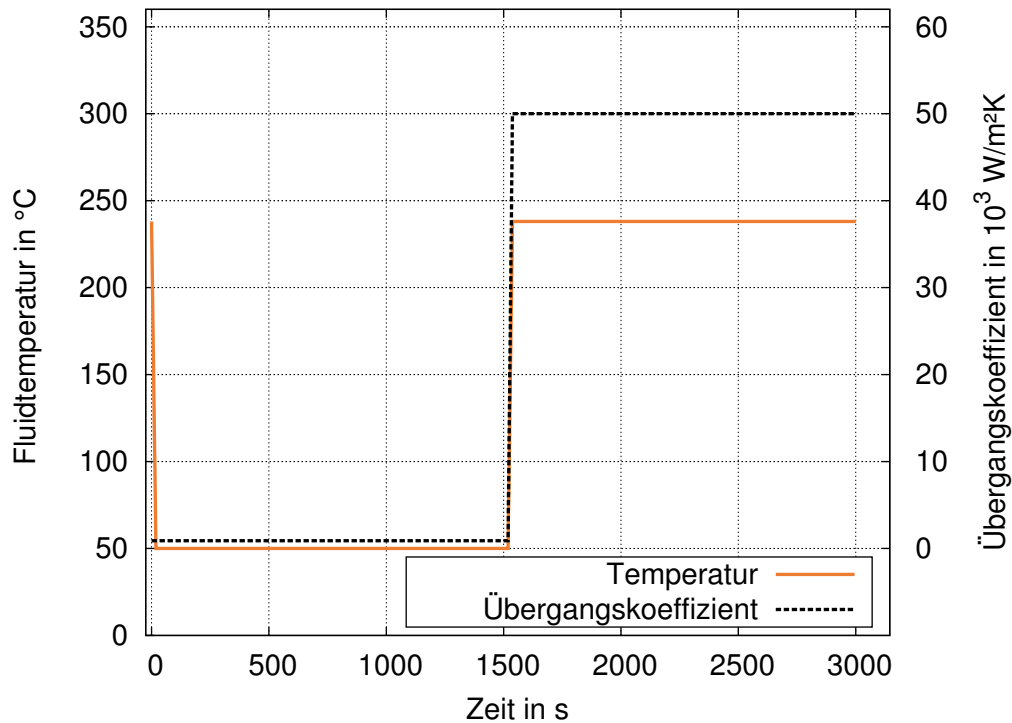


Abbildung 185: Transiente 1, Rohrrinnendruck $p_i = 3.3 \text{ MPa}$

Ebenfalls wie die Berechnung der Kreuzprobe erfolgt die Berechnung des Rohres in zwei Schritten:

1. Berechnung der thermischen Feldlösung,
2. Berechnung der strukturellen Feldlösung.

Für die thermische Berechnung wird die Transiente in Lastschritte unterteilt. Die Vorgaben von Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient werden als Randbedingung an der Rohrwand appliziert. Durch das Erreichen von isothermen Zuständen in der Rohrwand zu Beginn und Ende eines jeden Zyklus, ist es im vorliegenden Fall nicht notwendig die Transienten mehrmals aufeinanderfolgend zu rechnen, da gleich die erste Temperaturfeldlösung als stabil anzusehen ist.

Innerhalb der strukturellen Berechnung werden alle in der thermischen Berechnung vorgegebenen und zusätzlich gewonnenen (aus Erfordernissen der Lösbarkeit) Berechnungsschritte als neue Lastschritte definiert. Aufeinanderfolgend wird die Temperaturfeldlösung (zeitabhängige Knotentemperaturen) für jeden Lastschritt auf das FE-Modell aufgebracht. Der konstante Rohrrinnendruck wird rechtwinklig zur Oberfläche im Rohrrinnern als Knotenlast zu Beginn des ersten Lastschrittes definiert. An den Schnittkanten des Rohres werden für $y = 0$ entsprechende Verschiebungsrandbedingungen $u_y = 0$ und für $y = 2l_B + b_{SI}$ die Verschiebungen in y -Richtung gekoppelt. Zusätzlich ergibt sich aus dem Innendruck auch eine Lastkomponente in y -Richtung, die am Rand $y = 2l_B + b_{SI}$ aufzubringen ist mit:

$$\sigma_{axial} = p_i \frac{(r_A - t)^2}{r_A^2 - (r_A - t)^2} \quad (76)$$

Insgesamt werden 5 Zyklen gerechnet, womit die maßgebenden Größen, die Dehnungsschwingweiten sich in einem stabilen Zustand befinden. Die Berechnung erfolgt insgesamt für 4 Varianten:

1. Rohr ohne Schweißnaht,

2. Rohr mit unbearbeiteter Schweißnaht → Modellierung der Geometrie,
3. Rohr mit unbearbeiteter Schweißnaht → Modellierung der Geometrie und Modellierung der Materialinhomogenitäten,
4. Rohr mit nachbearbeiteter Schweißnaht → Modellierung der Materialinhomogenitäten.

4.9.2 Methodik zur Erfassung der maßgebenden Beanspruchung

Als Vergleichsgröße dient hierbei die maximale Vergleichsdehnungsschwingweite $\Delta\varepsilon_V$ die innerhalb eines Zyklus an einer beliebigen Stelle der Rohrwand zu beobachten ist. Zur Auswertung und Bestimmung der Vergleichsdehnungsschwingweite bei transienten Belastungen, ist es erforderlich die Vergleichsdehnungsschwingweite für jede Kombination von Lastschritten i und j zu bestimmen und deren Maximum als maßgebende Vergleichsdehnungsschwingweite anzusehen. Die Erfordernis ergibt sich daraus, dass die Lastumkehrpunkte einerseits für die Komponenten des Dehnungstensors, aber andererseits auch lokal unterschiedlich sein können, weshalb die Lastschritte i und j , die zur maßgebenden Vergleichsdehnungsschwingweite führen unbekannt sind und örtlich variieren.

Die Vergleichsdehnungsschwingweite berechnet sich somit getrennt für elastische und plastische Anteile zu:

$$\Delta\varepsilon_{V,ij} = \frac{\sqrt{2}}{2(1+\nu)} \sqrt{(\Delta\varepsilon_{x,ij} - \Delta\varepsilon_{y,ij})^2 + (\Delta\varepsilon_{y,ij} - \Delta\varepsilon_{z,ij})^2 + (\Delta\varepsilon_{z,ij} - \Delta\varepsilon_{x,ij})^2 + \frac{3}{2}(\Delta\gamma_{xy,ij}^2 + \Delta\gamma_{yz,ij}^2 + \Delta\gamma_{xz,ij}^2)}, \quad (77)$$

$$\Delta\varepsilon_{V,ij,el-pl} = \Delta\varepsilon_{V,ij,el} + \Delta\varepsilon_{V,ij,pl} \quad (78)$$

$$\Delta\varepsilon_{V,max} = \max(\Delta\varepsilon_{V,ij,el} + \Delta\varepsilon_{V,ij,pl}) \quad (79)$$

mit

$$i \neq j, \quad j > i$$

Der enorme numerische Aufwand ergibt sich aus der Kombination aller Zeitschritte miteinander (vgl. Abbildung 186). Die Anzahl der zu prüfenden Kombinationen p für n Zeitschritte berechnet sich zu:

$$p = \frac{(n^2 - n)}{2} \quad (80)$$

Für einen Zyklus mit 200 Lastschritten ergibt sich somit eine Anzahl von $p = (200^2 - 200)/2 = 19900$ Kombinationen, die für eine Anzahl von m -Elementen in der FE durchgeführt werden muss. Die Umsetzung erfolgt im FE-Programm ANSYS mit Hilfe von ETABLEs, die es erlauben, die Berechnung der Vergleichsdehnungsschwingweite nicht elementweise durchführen zu müssen, sondern die Möglichkeit bietet die Berechnung für jede Kombination für m -Elemente gleichzeitig durchzuführen.

		Lastschritt j						
		1	2	3	4	...	$n-1$	n
Lastschritt i	1	0	1	1	1	...	1	1
	2	0	0	1	1	...	1	1
	3	0	0	0	1	...	1	1
	4	0	0	0	0	...	1	1

	$n-1$	0	0	0	0	...	0	1
	n	0	0	0	0	...	0	0

Abbildung 186: Veranschaulichung aller Lastkombinationen i und j bei n Lastschritten; zu prüfende Kombinationen grün (1); nicht zu prüfende Kombinationen rot (0)

4.9.3 Ergebnisse

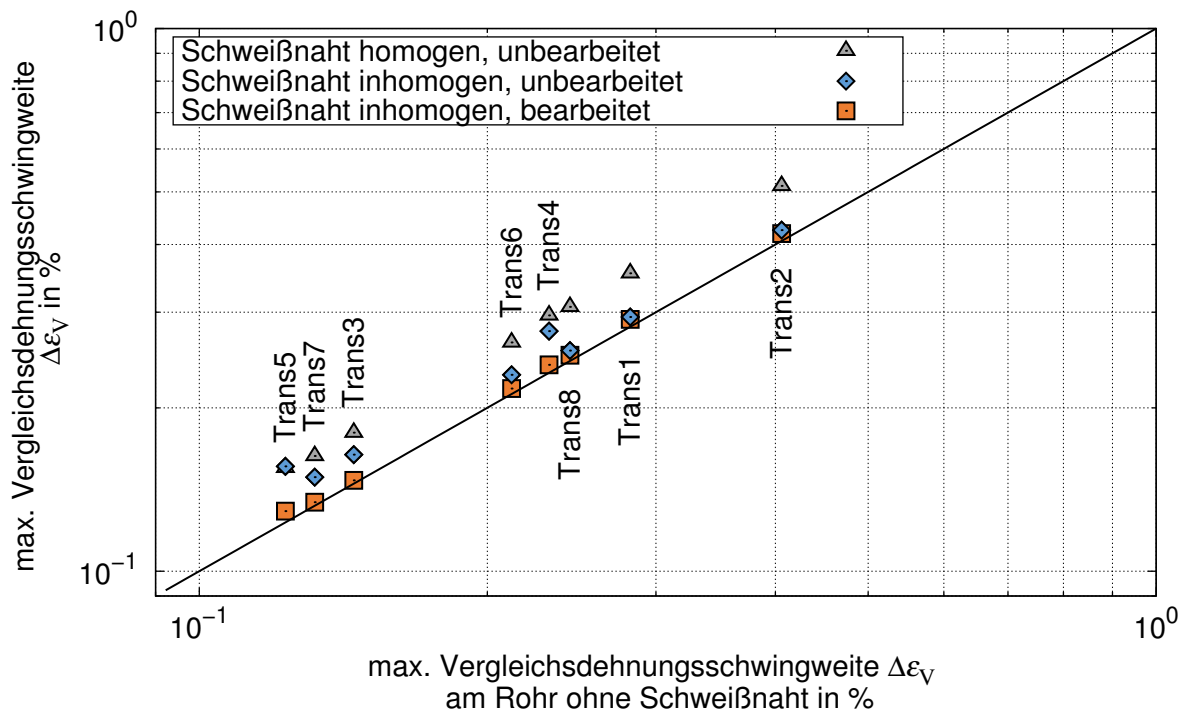


Abbildung 187: Gegenüberstellung von berechneten Vergleichsdehnungsschwingweiten an einem Rohr ohne Schweißnaht, zu berechneten Vergleichsdehnungsschwingweiten an Rohren mit Schweißnaht unterschiedlicher Ausführung (unbearbeitet/nachbearbeitet), sowie der Unterschieden in der Modellierung (Schweißnaht homogen/inhomogen) anhand von acht Transienten

Ein Vergleich der vier vorgestellten Varianten (s. oben) erfolgt für alle acht berechneten Transienten in Abbildung 187, als Vergleichsgrundlage dient dabei die berechnete Vergleichsdehnungsschwingweite am ungeschweißten Rohr (Rohr ohne geometrische Imperfektion, homogenes Grundmaterial). Wie zu erwarten, ergeben sich am Rohr ohne Schweißnaht die vergleichsweise geringsten Vergleichsdehnungsschwingweiten (s. schwarze Linie gleicher Vergleichsdehnungsschwingweite). Weiterhin ist zu beobachten, dass die Modellierung von Materialinhomogenitäten dazu beiträgt, dass der Effekt der metallurgischen Kerbe (Schweißnaht inhomogen, bearbeitet) zu einer Erhöhung der Vergleichsdehnungsschwingweite führt

(lokal). Dieser Effekt ist jedoch im Vergleich zum Effekt der geometrischen Kerbe relativ gering. Die eigentlich logische Konsequenz, dass die Kombination von metallurgischer und geometrischer Kerbe zu einer zusätzlichen Steigerung der zu beobachtenden Vergleichsdehnungsschwingweite führt, bestätigt sich nicht (mit Ausnahme von Transiente 5). Der Grund hierfür liegt darin, dass die maximalen Vergleichsdehnungsschwingweiten an unterschiedlichen Orten auftreten. Durch Berücksichtigung der Materialinhomogenitäten und damit die lokale Erhöhung der Fließgrenze im Bereich der geometrischen Kerbe führt dazu, dass sich dort lokal geringere Dehnungsschwingweiten ergeben, deren elastischer Anteil größer ist. Der Effekt der geometrischen Kerbe wird abgemildert. Insbesondere durch die Geometrie der Nahtüberhöhung wird die Querkontraktion im Vergleich zum Rohr mit reiner metallurgischen Kerbe zusätzlich behindert, wodurch die Erhöhung der Beanspruchung resultiert. In der Konsequenz reduziert die metallurgische Kerbe den Effekt der geometrischen Kerbe, führt aber ohne geometrische Kerbe auch zu einer Erhöhung der Beanspruchung.

Ein quantitativer Vergleich der berechneten Vergleichsdehnungsschwingweiten für unterschiedliche Berechnungsvarianten/Nahtausführungen ist für alle Transienten in Abbildung 188 gegeben.

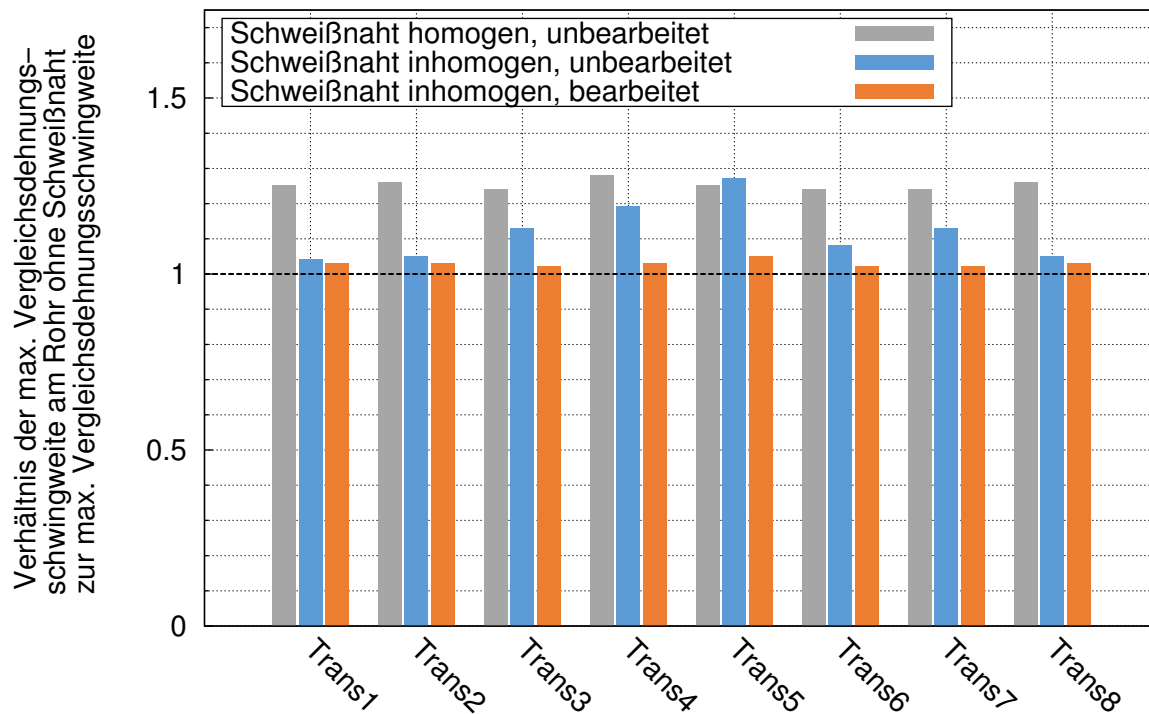


Abbildung 188: Vergleich der berechneter Vergleichsdehnungsschwingweiten an einem Rohr ohne Schweißnaht im Verhältnis zu berechneten Vergleichsdehnungsschwingweiten an Rohren mit Schweißnaht unterschiedlicher Ausführung (unbearbeitet/nachbearbeitet), sowie der Unterschieden in der Modellierung (Schweißnaht homogen/inhomogen) anhand von acht Transienten

4.10 Zusammenfassung für die theoretischen und numerischen Arbeiten

Die Grundlagen der theoretischen und numerischen Betrachtungen im Rahmen des Forschungsvorhabens sind durch die vorgestellten Voruntersuchungen (s. Kapitel 4.2) gelegt worden. Neben den axialen Ermüdungsversuchen im niederzyklischen Bereich erfolgte auch eine detaillierte Vermessung der Proben mittels 3D-Scan. Aus den Daten der Vermessung konnten anschließend für jede Probe Geometrie-Parameter bestimmt und idealisierte Werte abgeleitet werden. Neben der Charakterisierung von geometrischen Eigenschaften, wurden auf Grundlage von Härtemessungen auch mechanische Eigenschaften quantifiziert. Die Härtemessungen zeigten sich in ihrem Verlauf unabhängig von der Werkstoffzusammensetzung (Grundmaterial/WEZ/Schweißgut). Im Vergleich zwischen bearbeiteten und unbearbeiteten Nähten zeigten die Proben mit unbearbeiteter Schweißnaht im Ergebnis eine kürzere Anriss-schwingspielzahl.

Ausgehend von den Voruntersuchungen wurde für die Schweißnaht ein parametrisiertes FE-Modell vorgestellt (s. Kapitel 4.3). Das parametrisierte FE-Modell beinhaltet neben Variablen für die Geometrie auch Variablen für die Partitionierung der Schweißnaht. Entgegen der Verteilung von Grundmaterial/WEZ/Schweißgut erfolgt die Partitionierung affin zu den Ergebnissen aus den Härtemessungen (vor der zyklischen Belastung). Die Umsetzung erfolgt über die Beschreibung von Ellipsenbögen. Die damit einhergehende Materialmodellierung wurde zunächst auf alleiniger Grundlage des Grundmaterials durchgeführt. Die Ergebnisse der auf dieser Grundlage durchgeführten Berechnungen konnten für einzelne Bereiche der Proben zufriedenstellende Ergebnisse liefern, jedoch wurde damit das Gesamtverhalten nur unzureichend simuliert.

Mit der Erweiterung der Berechnungen von zweidimensional auf dreidimensional, wurden zur Modellierung des Materialverhaltens auch zyklische Werkstoffdaten des Schweißgutes selbst verwendet. Aus den in diesem Projekt ermittelten Werkstoffdaten für Grundmaterial und Schweißgut wurden neue Materialparameter generiert. Die innerhalb eines iterativen Prozesses bestimmten Parameter zur Verteilung dieser Materialparameter wurden für alle folgenden Berechnungen von unterschiedlichen Probekörpern angewandt.

Ausgehend von den Berechnungen der geschweißten Rundproben (s. Kapitel 4.6.1) ohne geometrische Imperfektion, konnte bestätigt werden, dass die vorgestellte Methodik der Berücksichtigung von Materialinhomogenitäten zu Ergebnissen führt, die mit denen aus Versuchen übereinstimmen. Die erzielten Übereinstimmungen ergeben sich für Versuche bei Raumtemperatur und erhöhte Temperaturen.

Durch die Berechnungen an den nachbearbeiteten Rohrsegmentproben konnte der Einfluss der Oberflächenrauigkeit für die einzelnen Versuchsserien bestimmt werden (s. Kapitel 4.6.4). Hierbei hat sich bestätigt, dass der Einfluss der Oberfläche bei höheren Temperaturen geringer ist, als bei niedrigen. Ebenfalls waren die Werte äquivalent zu denen, die in den gängigen Regelwerken postuliert werden.

Unter Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit lassen sich die Abweichungen in den Ergebnissen für die nachbearbeiteten Rohrsegmentproben alleine durch die Datenstreuung erklären. Daher ist davon auszugehen, dass alle wesentlichen Einflüsse in den numerischen Berechnungen erfasst worden sind.

Ein weiterer Einfluss bei den unbearbeiteten Rohrsegmentproben ist die Stützwirkung in der scharfen Kerbe. Die Mikrostützwirkung wurde durch eine nach Neuber äquivalente Methode der Spannungsmittelung erfolgreich erfasst.

Die wesentliche Neuerung in der vorgestellten Methodik der Ermüdungsanalyse für nachbearbeitete und unbearbeitete Schweißverbindungen unter elastisch-plastischen Beanspruchungen besteht in der Berücksichtigung des unterschiedlichen elastisch-plastischen Materialverhaltens im Bereich der Schweißnaht.

Die Ermüdungsanalyse nach dem Regelwerk des KTA, wurde für alle Rohrsegmentproben durchgeführt (s. Kapitel 4.7). Im Ergebnis waren bei der Bemessung nach Regelwerk, die zulässigen Lastspielzahlen stets größer als die experimentellen Anrisschwingspielzahlen. Durch die Modifikation des Spannungsbeiwertes für nachbearbeitete Schweißnähte, sowie weitere sinnvolle Anpassungen zur Beeinflussung des Plastifizierungsfaktors, konnte allen Versuchsergebnissen eine ausreichend niedrige zulässige Lastspielzahl zugewiesen werden.

In Kapitel 0 wird das Vorgehen zur Berechnung der Kreuzprobe vorgestellt. Die hierbei gewonnenen Erkenntnisse dienen als Grundlage für weiterführende Arbeiten.

Auf Grundlage der ermittelten Parameter zu Modellierung wurden in Kapitel 4.9 Vergleichsrechnungen an einem thermozyklisch belasteten Rohrbauteil durchgeführt. Im Ergebnis zeigte sich, dass die geometrische Kerbe die lokalen Beanspruchungen erhöht. In Kombination mit der Berücksichtigung der metallurgischen Kerbe wird die lokale Beanspruchung aber nicht weiter erhöht, sondern sogar reduziert.

5 Literatur

- [1] *Olivier, R.; Köttgen, V. B.; Seeger, T.*: Untersuchung zur Einbindung eines neuartigen Zeit- und Dauerfestigkeitsnachweises, von Schweißverbindungen aus Stahl in Regelwerke - Schweißverbindungen II, Forschungsheft 180. In: *Forschungsvereinigung der Arbeitsgemeinschaft der Eisen und Metallverarbeitenden Industrie e. V.* (Hrsg.): Report
- [2] Festigkeit geschweißter Bauteile. Anwendbarkeit lokaler Nachweiskonzepte bei Schwingbeanspruchung ; DVS-Forschungskolloquium in Braunschweig am 17. und 18. März 2009. DVS-Berichte. 256, CD-ROM. DVS Media, Düsseldorf 2009
- [3] *Radaj, D.; Sonsino, C. M.; Fricke, W.*: Fatigue assessment of welded joints by local approaches, Second edition. Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 37 (2006) Nr. 12, S. 1050
- [4] *Sonsino, C. M.*: Festigkeitsverhalten von Schweißverbindungen unter kombinierten phasengleichen und phasenverschobenen mehrachsigen Beanspruchungen. Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 25 (1994) Nr. 9, S. 353–368
- [5] *Sonsino, C.*: Multiaxial fatigue of welded joints under in-phase and out-of-phase local strains and stresses. International Journal of Fatigue 17 (1995) Nr. 1, S. 55–70
- [6] *Tateishi, K.; Hanji, T.; Chen, T.*: Low cycle fatigue assessment for welded joints based on local strain approach, IIW-Document XIII-2160-07. In: *Commission XIII "FATIGUE BEHAVIOUR OF WELDED COMPONENTS AND STRUCTURES" of the International Institute of Welding* (Hrsg.): Report 2007
- [7] *Tateishi, K.; Hanji, T.; Hanibuchi, S.*: Improvement of Extremely Low Cycle Fatigue Strength of Welded Joints by Toe Finishing, IIW-Document XIII-2232-08. In: *Commission XIII "FATIGUE BEHAVIOUR OF WELDED COMPONENTS AND STRUCTURES" of the International Institute of Welding* (Hrsg.): Report 2007
- [8] *Nicák, T.*: Beitrag zur Lebensdauerabschätzung zyklisch beanspruchter Schweißverbindungen im Druckbehälterbau, Dissertation Universität Dortmund, Fachbereich Bio- und Chemieingenieurwesen 2006
- [9] *Rudolph, J.; Weiß, E.*: Ein modernes Konzept für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Druckbehälterschweißverbindungen unter spezieller Berücksichtigung von Beanspruchungen im niederzyklischen Bereich und Schadensakkumulationseffekten. Berichte aus dem Apparatebau. Als Ms. gedr. Shaker, Aachen 2000
- [10] *Rudolph, J.; Weiss, E.; Forster, M.*: Konzeptkonforme Modellierung ermüdungsgefährdeter Druckbehälterschweißnähte als Modul einer modernen rechnerischen Lebensdauerabschätzung. Berichte aus dem Apparatebau. Shaker, Aachen 2001
- [11] *Rudolph, J.*: Zur rechnerischen Bauteil-Ermüdungsfestigkeit unter dem besonderen Aspekt der Schweißnahtnachbearbeitung, Habilitationsschrift Universität Dortmund 2003
- [12] *Abib, E.; Bergholz, S.; Pöckl, C.; Rudolph, J.; Heinz, B.; Wirtz, N.*: AREVA Fatigue Concept (AFC) – an integrated and multi-disciplinary approach to the fatigue assessment of NPP components. Journal of Energy and Power Engineering (JEPE) (2012) Nr. 6, S. 695–702

- [13] AD 2000-Merkblatt S 2: 2012-07, Berechnung auf Wechselbeanspruchung. In: *Beuth Verlag* (Hrsg.): Technische Regel. <http://www.beuth.de/de/technische-regel/ad-2000-merkblatt-s-2/149679954>
- [14] ANL NUREG/CR-6909: Effect of LWR Coolant Environments on the Fatigue Life of Reactor Materials; U.S. Nuclear Regulatory Commission, Final Report (02.07) 2007
- [15] *Chopra, O. K.; Shack, W. J.*: A Review of the Effects of Coolant Environments on the Fatigue Life of LWR Structural Materials. *J. Pressure Vessel Technol.* 131 (2009) Nr. 2, S. 021409
- [16] *Seeger, T.*: Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise: Stahlbau-Handbuch. 3., neu bearb. Aufl. Stahlbau-Verl.-Ges, Köln 1993
- [17] *Langer, B. F.*: Design of Pressure Vessels for Low-Cycle Fatigue, Transactions of the ASME. *Journal of Basic Engineering* (1962), S. 389–402
- [18] *Tagert, S. W.*: Plastic Fatigue Analysis of Pressure Components. ASME Conference of the Petroleum Division and the Pressure Vessels and Piping Division, Texas (1968)
- [19] *Rudolph, J.; Willuweit, A.; Bauerbach, K.; Schlitzer, T.; Vormwald, M.; Fischaleck, M.; Scholz, A.*: Numerische Simulation und experimentelle Charakterisierung des Ermüdungsrisswachstums unter thermozyklischer Beanspruchung, Nukleare Sicherheits- und Entsorgungsforschung – Vorhaben-Nr. 02NUK009D, Verbundprojekt: Thermische Wechselbeanspruchung, Darmstadt 2013
- [20] *Schlitzer, T.; Bauerbach, K.; Beier, H. Th.; Fischaleck, M.; Langschwager, K.; Oechsner, M.; Rudolph, J.; Scholz, A.; Vormwald, M.; Willuweit, A.*: Numerical Simulation and Experimental Characterisation of Fatigue Crack Growth under Thermocyclic Loading. In: 4th Symposium on Structural Durability 2014, Darmstadt
- [21] KTA 3201.2 2013-11: Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren; Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung
- [22] ASME Boiler & Pressure Vessels Code: Section III, Division 1, Subsection NH: Class 1 Components in Elevated Temperature Service. Rules for Nuclear Power Plant Components.
- [23] RCC-M: Design and Construction Rules for Mechanical Components of PWR Nuclear Islands, Section 1: Subsection B, Class 1 Components
- [24] ANL NUREG/CR-6335: Fatigue Strain-Life Behavior of Carbon and Low-Alloy Steels, Austenitic Stainless Steels and Alloy 600 in LWR Environments, 1995
- [25] Dokumentationsunterlage zur Regeländerung KTA 3201.2 Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren; Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung
- [26] *GOM mbH*: ARAMIS manual - software 2009
- [27] *Dietmar Lober*. Information über Stahl für Metallografen. <http://metallograf.de/>
- [28] *Scholtes, B.; Zinn, W.; Ilg, U.; Backfisch, W.; Gibmeier, J.; Kirch, D.*: Untersuchung einer mehrlagigen Schweißnaht eines dickwandigen Rohres aus dem austenitischen Stahl X6 CrNiNb 18 10. *Mat.-wiss. u. Werkstofftech.* 37 (2006) Nr. 11, S. 947–959

-
- [29] *Zerbst, U.*: Assessment of welded joints by fracture mechanics IBESS - the development of a procedure. In: 4th Symposium on Structural Durability 2014, Darmstadt
- [30] *Prime, M. B.*: Cross-Sectional Mapping of Residual Stresses by Measuring the Surface Contour After a Cut. J. Eng. Mater. Technol. 123 (2001) Nr. 2, S. 162
- [31] *Haibach, E.*: Betriebsfestigkeit. Verfahren und daten zur bauteilberechnung. VDI-Buch. Springer, Berlin 2006
- [32] *Rudolph, J.; Götz, A.; Hilpert, R.*: Regelwerkskonforme Bestimmung von Erschöpfungsgraden bei allgemeinen elasto-plastischen Finite-Elemente-Analysen. Teil 1, abgerufen am 06. September 2014
- [33] *Lang, E.; Rudolph, J.; Beier, H. T.; Vormwald, M.*: Development of a Model for Low-Cycle Fatigue Assessment of 347 SS Butt-Welded Joints. Proceedings of the Pressure Vessels & Piping Conference, Paris (2013)
- [34] *Lang, E.; Rudolph, J.; Beier, H. T.; Vormwald, M.*: Low Cycle Fatigue Behaviour of Welded Components - A New Approach. Experiments and Numerical Simulation. Proceedings of the ASME 2012 Pressure Vessels & Piping Division Conference, Toronto (2012)
- [35] DIN 50159-1. Oktober 2008. Metallic materials – Hardness testing with the UCI method – Part 1: Test method. Beuth Verlag GmbH, Berlin
- [36] *Neuber, H.*: Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentrationen bei Festigkeitsberechnungen. Konstruktion 20 (1968), S. 245–251
- [37] KTA 3201.1 1998-09: Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren; Teil 1: Werkstoffe und Erzeugnisformen
- [38] *Radaj, D.*: Wärmewirkung des Schweißens: Temperaturfeld, Eigenspannungen, Verzug. Springer Verlag

6 Anhang

A. Exemplarische Schweißprotokolle der AREVA-Dokumentation

Skizze/Schweißfolge/Aufbau der Schweißung										Spezifikation		Revision				17		
										Geforderte Schweißnormung DIN EN 1418		Datum 12.10.2011		00	01	02	03	Hersteller: AREVA
										Schweißstellenkennz.		Hersteller		Geprüft GST	KWU-Freigabe	S-Prüfvermerk	Anlage/Projekt: F&E, PEEA-G	
Grundwerkstoff										Schweißnahtvorbereit.		Nachfolg. Wärmebehandlung				Komponente:		
Pos. Hersteller und Normbezeichnung										mechanisch		Zusätzliche Arbeitsschritte				EG:		
1 1.4550										Ausarbeiten d. Wurzel		Trochizone: Elektrode/Pulver				KKS / AKZ / Typ, Antriebs DN		
2 1.4550																Zugehörige WL-Nr.:		
Schweißfolge	Schweißverfahren	Schweißposition	Schweißzusätze	Abmessungen	Pulver	Schutzgas	Stromart	Stromstärke	Geschw.	Pendelbr.	Drahtgeschwindigkeit	Vorwärm. Temp.	Lagernzahl	Grund der Revision	Ersterstellung	Auftrags-Nr.:		
1	m-WIG	PC	Hersteller und Bezeichnung	Ø 0,8	5 50	Ar 4,5	DC	60	220	90	RT		1	1	1	T.902000-07-PEE-02_0310		
2	v-WIG	PC	Böhler SAS 2 IG R	Ø 0,8	5 50	Ar 4,5	DC	80	40	60	< 150	1	1	1	1	Wurzel Konstantstrom		
3	v-WIG p	PC	Böhler SAS 2 IG R	Ø 0,8	5 50	Ar 4,5	DC	120/80	90	80	< 150	1	1	1	1	1. Stützlage Pulsstrom		
4	v-WIG p	PC	Böhler SAS 2 IG R	Ø 0,8	5 50	Ar 4,5	DC	190/110	90	80	< 150	1	1	1	1	2. Stützlage Pulsstrom		
5	v-WIG p	PC	Böhler SAS 2 IG R	Ø 0,8	5 50	Ar 4,5	DC	210/140	90	100	< 150	1 - n	1 - n	1 - n	1 - n	Füllagen Pulsstrom		
6	v-WIG p	PC	Böhler SAS 2 IG R	Ø 0,8	5 50	Ar 4,5	DC	170/110	90	80	< 150	1 - n	1 - n	1 - n	1 - n	Decklagen Pulsstrom		

1 Hersteller: AREVA		Schweißprotokoll		Nachweis-Nr.:				Naht N 3							
Anlage/Projekt: F&E, PEEA-G		Komponente:		Seite: 1 von 2											
Zeichnung Nr.:		Naht Nr./Schweißstellen-Nr. 1): Engspaltnaht N 3		Erzeugnisform/Bauteil/Baugruppe: Rohr ø1 323,9 x 10		SP-Nr.: SP-2000 Seite 1		Rev.: 0							
KKS/AKZ/Typ, Antrieb, DN:		PPF/WPP/WB:		Prüf-Nr.:		Hersteller-Aufr.-Nr.: T.902000-07-PEE_02_0310		K-Bestell-Nr.:							
Maschinentyp und Maschinenummer:		Stromquelle : ARC-Machine Model 215 Schweißkopf : ARC-Machine Model 15		Besondere Vorrichtungen: Spannungsmessung direkt am Schweißkopf Elektrode: WCe20		Werk-/Kennzeichnung-Nr.:									
Schweißfolge	Schweißverfahren	Lager-Nr.	Schweißzusätze und -hilfsstoffe			Schweißdaten						Unterschrift			
			Handelsbezeichnung der Schweißzusätze -hilfsstoffe	Schmelz-Nr.	Schutzgas Ar 4.5 [l/min]	Stromstärke [A]	Stromart	Schweißgeschwindigkeit [mm/min]	Pulsfrequenz [Hz]	Vorwärm-/Halte-temperatur [°C]	Schweißer-Name oder Kenn-Nummer	Datum	H	H	SH
Naht Nr.	Schweißposition	Raupen-Nr.	Abmessungen	Fertigungs-Nr.	Formergas [l/min] Ar 4.5	Spannung [V]	Polung	Drahtgeschwindigkeit [cm/min]	Testverhältnis [%]	Zwischenlagen-temperatur [°C]	Bemerkung	Uhrzeit	Schweißaufsicht	Qualitätsstelle	SH
1	WG-Hand	-----	-----	-----	10	65	=	-----	-----	RT	J. Butthoff	23.11.11			
N3	PC	-----	-----	-----	10	-----	minus	-----	-----	-----	Heften 3 x ca. 20 lang	-----			
2	WG-Konstant	1	Böhler SAS 2 - IG	94037	20	90	=	40	-----	RT	D. Böge	24.11.11			
N3	PC	1	Ø 0,8	-----	10	8,0	minus	70	-----	-----	Wurzel	-----			
3	WG-Impuls	2	Böhler SAS 2 - IG	94037	20	115/70	=	90	5	-----	D. Böge	24.11.11			
N3	PC	2	Ø 0,8	-----	10	8,7	minus	80	50	41	1. Stützlage	-----			
4	WG-Impuls	3	Böhler SAS 2 - IG	94037	20	180/110	=	90	5	-----	D. Böge	24.11.11			
N3	PC	3	Ø 0,8	-----	10	8,6	minus	80	50	49	2. Stützlage	-----			
5	WG-Impuls	4	Böhler SAS 2 - IG	94037	20	210/140	=	90	5	-----	D. Böge	24.11.11			
N3	PC	4	Ø 0,8	-----	10	8,8	minus	105	50	68	Fülllage	-----			

1 Hersteller: AREVA		Schweißprotokoll		Nachweis-Nr.:				Naht N 3							
Anlage/Projekt: F&E, PEEA-G		Komponente:		Seite: 2 von 2											
Zeichnung Nr.:		Naht Nr./Schweißstellen-Nr. 1): Engspaltnaht N 3		Erzeugnisform/Bauteil/Baugruppe: Rohr ø1 323,9 x 10		SP-Nr.: SP-2000 Seite 1		Rev.: 0							
KKS/AKZ/Typ, Antrieb, DN:		PPF/WPP/WB:		Prüf-Nr.:		Hersteller-Aufr.-Nr.: T.902000-07-PEE_02_0310		K-Bestell-Nr.:							
Maschinentyp und Maschinenummer:		Stromquelle : ARC-Machine Model 215 Schweißkopf : ARC-Machine Model 15		Besondere Vorrichtungen: Spannungsmessung direkt am Schweißkopf Elektrode: WCe20		Werk-/Kennzeichnung-Nr.:		Lagenaufbau siehe Seite 1 von 2							
Schweißfolge	Schweißverfahren	Lager-Nr.	Schweißzusätze und -hilfsstoffe			Schweißdaten						Unterschrift			
			Handelsbezeichnung der Schweißzusätze -hilfsstoffe	Schmelz-Nr.	Schutzgas Ar 4.6 [l/min]	Stromstärke [A]	Stromart	Schweißgeschwindigkeit [mm/min]	Pulsfrequenz [Hz]	Vorwärm-/Halte-temperatur [°C]	Schweißer-Name oder Kenn-Nummer	Datum	H	H	SH
Naht Nr.	Schweißposition	Raupen-Nr.	Abmessungen	Fertigungs-Nr.	Formergas [l/min] Ar 4.6	Spannung [V]	Polung	Drahtgeschwindigkeit [cm/min]	Testverhältnis [%]	Zwischenlagen-temperatur [°C]	Bemerkung	Uhrzeit	Schweißaufsicht	Qualitätsstelle	SH
5	WG-Impuls	5	Böhler SAS 2 - IG	94037	20	195/125	=	90	5	-----	D. Böge	24.11.11			
N3	PC	5	Ø 0,8	-----	10	8,6	minus	105	50	41	Fülllage	-----			
5	WG-Impuls	6	Böhler SAS 2 - IG	94037	20	170/110	=	90	5	-----	D. Böge	24.11.11			
N3	PC	6	Ø 0,8	-----	10	8,6	minus	80	50	86	Fülllage	-----			
6	WG-Impuls	7	Böhler SAS 2 - IG	94037	20	170/110	=	90	5	-----	D. Böge	24.11.11			
N3	PC	7	Ø 0,8	-----	10	8,6	minus	80	50	97	Decklage	-----			
6	WG-Impuls	8	Böhler SAS 2 - IG	94037	20	170/110	=	90	5	RT	D. Böge	25.11.11			
N3	PC	8	Ø 0,8	-----	10	8,6	minus	80	50	-----	Decklage	-----			
6	WG-Impuls	9	Böhler SAS 2 - IG	94037	20	170/110	=	90	5	-----	D. Böge	25.11.11			
N3	PC	9	Ø 0,8	-----	10	8,6	minus	80	50	78	Decklage	-----			

B. Versuchsergebnisse

Tabelle 26: Ergebnisse der Rundproben, Grundwerkstoff

Bezeichnung	Temperatur	ε_a in %	$\Delta\varepsilon$ in %	$\dot{\varepsilon}$ in % / min	N_A
aRK RT d3	20	0,15	0,3	72	2587391
aRK RT d5	20	0,16	0,32	76,8	3095013
aRK RT dV02	20	0,26	0,52	124,8	144601
aRK RT d2	20	0,36	0,72	6	17776
aRK RT d1	20	0,5	1	6	4861
aRK RT d4	20	0,51	1,02	6	9548
aRK RT dV01	20	0,78	1,56	6	2641
aRK 2 d6	200	0,16	0,32	76,8	1310660
aRK 2 d7	200	0,26	0,52	124,8	47850
aRK 2 d10	200	0,36	0,72	6	29359
aRK 2 d9	200	0,51	1,02	6	8374
aRK 2 d11	200	0,78	1,56	6	3374
aRK 35 d14	350	0,16	0,32	76,8	372385
aRK 35 d15	350	0,26	0,52	124,8	36269
aRK 35 d16	350	0,36	0,72	6	30989
aRK 35 d19	350	0,51	1,02	6	11248
aRK 35 d17	350	0,78	1,56	6	2511

Tabelle 27: Ergebnisse der Rundproben, Schweißgut

Bezeichnung	Temperatur	ε_a in %	$\Delta\varepsilon$ in %	$\dot{\varepsilon}$ in % / min	N_A
aRI RT d04	20	0,15	0,3	72	496805
aRI RT d02	20	0,16	0,32	76,8	246421
aRI RT d03	20	0,36	0,72	6	10744
aRI RT d01	20	0,78	1,56	6	1622
aRI 2 d06	200	0,16	0,32	76,8	119195
aRI 2 d05	200	0,51	1,02	6	3938
aRI 35 d08	350	0,14	0,28	67,2	122334
aRI 35 dV10	350	0,26	0,52	124,8	16284
aRI 35 d09	350	0,51	1,02	6	4973
aRI 35 d07	350	0,78	1,56	6	1573

Tabelle 28: Ergebnisse der geschweißten Rundproben

Bezeichnung	Temperatur	ε_a in %	$\Delta\varepsilon$ in %	$\dot{\varepsilon}$ in % / min	N_A
aRJ RT dw02	20	0,16	0,32	9,6	12093
aRJ RT dV01	20	0,26	0,52	124,8	14452
aRJ RT dw04	20	0,36	0,72	6	5073
aRJ RT dw06	20	0,78	1,56	6	1678
aRJ RT dw08	20	0,78	1,56	6	1140
aRJ 35 dw03	350	0,16	0,32	76,8	61065
aRJ 35 dw07	350	0,26	0,52	124,8	8496
aRJ 35 dw05	350	0,51	1,02	6	2837
aRJ 35 dw09	350	0,78	1,56	6	756

Tabelle 29: Ergebnisse der Rohrsegmentproben, Rohr 1, Schweißnaht wie geschweißt

Bezeichnung	Temperatur	ϵ_a in %	$\Delta\epsilon$ in %	$\dot{\epsilon}$ in % / min	N_A
aRJ 2 d10	RT	0,08	0,16	38,4	694401
aRJ RT d 05	RT	0,11	0,22	6	35111
aRJ RT dV03	RT	0,16	0,32	76,8	5341
aRJ RT dV02	RT	0,26	0,52	124,8	755
1 aRJ RT d 4	RT	0,36	0,72	6	343
1 aRJ RT d 6	RT	0,51	1,02	6	344
1 aRJ d 17	RT	0,78	1,56	6	197
aRJ 2 d9	200	0,08	0,16	38,4	72763
aRJ d 16	200	0,11	0,22	6	15959
aRJ 2 d8	200	0,16	0,32	6	3605
aRJ 2 d7	200	0,26	0,52	6	283
1 aRJ 2 d 18	200	0,36	0,72	6	256
1 aRJ 35 d 12	350	0,16	0,32	6	4703
aRJ 35 d 11	350	0,36	0,72	6	401
1 aRJ 35 d 14	350	0,51	1,02	6	115

Tabelle 30: Ergebnisse der Rohrsegmentproben, Rohr 2, Schweißnaht wie geschweißt

Bezeichnung	Temperatur	ϵ_a in %	$\Delta\epsilon$ in %	$\dot{\epsilon}$ in % / min	N_A
2 aRJ RT d 1	RT	0,26	0,52	6	731
2 aRJ RT d 3	RT	0,51	1,02	6	212
2 aRJ 2 d 5	200	0,26	0,52	6	813
2 aRJ 2 d 6	200	0,78	1,56	6	77
2 aRJ 35 d 11	350	0,26	0,52	6	477
2 aRJ 35 d 9	350	0,78	1,56	6	73

Tabelle 31: Ergebnisse der Rohrsegmentproben, Rohr 3, Schweißnaht praxisnah beschliffen

Bezeichnung	Temperatur	ϵ_a in %	$\Delta\epsilon$ in %	$\dot{\epsilon}$ in % / min	N_A
3 aRJ RT d 3	RT	0,26	0,52	6	5713
3 aRJ RT d 2	RT	0,36	0,72	6	989
3 aRJ RT d 4	RT	0,78	1,56	6	375
3 aRJ 2 d 7	200	0,11	0,22	52,8	193501
3 aRJ d 14	200	0,16	0,32	6	9158
3 aRJ 2 d 9	200	0,26	0,52	6	3192
3 aRJ 2 d 6	200	0,51	1,02	6	1190
3 aRJ 35 d 11	350	0,11	0,22	52,8	591612
3 aRJ 35 d 12	350	0,16	0,32	6	14990
3 aRJ 35 d 10	350	0,26	0,52	6	2580

Tabelle 32: Ergebnisse der Rohrsegmentproben, Rohr 4, Schweißnaht praxisnah beschliffen

Bezeichnung	Temperatur	ε_a in %	$\Delta\varepsilon$ in %	$\dot{\varepsilon}$ in % / min	N_A
4 aRJ RT d 2	RT	0,11	0,22	52,8	996101
4 aRJ RT d 4	RT	0,16	0,32	6	43324
4 aRJ RT d 14	RT	0,26	0,52	6	5235
4 aRJ RT d 15	RT	0,36	0,72	6	1866
4 aRJ 2 d 8	200	0,26	0,52	6	2339
4 aRJ 2 d 7	200	0,36	0,72	6	1627
4 aGJ 2 d 9	200	0,78	1,56	6	373
4 aRJ 35 d 10	350	0,26	0,52	6	4037
4 aRJ 35 d 11	350	0,36	0,72	6	3589
4 ARJ 35 d12	350	0,51	1,02	6	1064
4 aRL 35 d 13	350	0,78	1,56	6	391

Tabelle 33: Ergebnisse geschweißte Kreuzproben

Bezeichnung	Temperatur	Regelung	F_a in kN	$\varepsilon_{a,mech}$ in %	$\dot{\varepsilon}$ in % / min	$\Delta\varepsilon_V$ in %	N_A
aRG afw 5	RT	Dehnung	-	0,36	1,44	1,23	3830
aRG afw 2	350	Dehnung	-	0,36	1,44	1,24	2070
aRG afw 4	350	Dehnung	-	0,36	1,44	1,26	2224
aRG 3 afw 3	TMF 100 - 300	Kraft	35	-	-	-	3720
aRG af 5 ¹⁾	TMF 100 - 300	Kraft	35	-	-	-	2460
aRG afw 3	TMF 55 - 240	Dehnung	-	0,36	1,44	1,26	2750
aRG afw 6 ²⁾	TMF 55 - 240	Dehnung	-	0,36	1,44	1,2	1900

¹⁾Referenzprobe ungeschweißt

²⁾Diagonal geschweißt

C. Geometrie-Parameter – Ermittelt aus 3D-Scans

Tabelle 34: Radius und Nahtanstiegswinkel an Kerbe 1 aus unterschiedlichen Proben (Spalte) und verschiedenen Schnittkurven (Zeile)

		Radius r_1 in mm												
		V1-002	V1-004	V1-005	V1-006	V1-007	V1-008	V1-009	V1-010	V1-011	V1-012	V1-013	V1-014	V1-015
Min		1.108	0.580	0.287	0.468	0.367	0.385	0.474	0.401	0.659	0.226	0.244	0.708	0.463
		0.311	0.364	0.315	0.428	0.255	0.297	0.303	0.366	0.364	0.125	0.262	0.512	0.270
		0.291	0.433	0.430	0.248	0.426	0.337	0.510	0.311	0.420	0.064	0.202	0.492	0.388
		0.384	0.274	0.508	0.294	0.332	0.198	0.374	0.229	0.430	0.072	0.183	0.253	0.367
		0.415	0.410	0.378	0.274	0.360	0.191	0.629	0.264	0.293	0.215	0.340	0.567	0.533
		0.490	0.363	0.479	0.273	0.240	0.432	0.450	0.323	0.164	0.208	0.196	0.473	0.341
		0.363	0.281	0.462	0.328	0.273	0.190	0.440	0.274	0.490	0.208	0.222	0.432	0.626
		0.884	0.277	0.368	0.58	0.299	0.198	0.212	0.342	0.215	0.272	0.197	0.472	0.348
		0.545	0.495	0.694	0.372	0.525	0.266	0.354	0.272	0.341	0.261	0.172	0.483	0.459
		0.291	0.274	0.287	0.248	0.240	0.190	0.212	0.229	0.164	0.064	0.172	0.253	0.270

		Nahtanstiegswinkel α_1 in °												
		V1-002	V1-004	V1-005	V1-006	V1-007	V1-008	V1-009	V1-010	V1-011	V1-012	V1-013	V1-014	V1-015
Max		18.0	29.3	21.7	23.5	20.9	33.3	27.1	31.1	21.1	44.9	45.7	30.0	30.3
		27.3	25.5	21.1	22.9	24.4	32.8	29.5	33.3	20.3	40.3	37.2	32.4	31.9
		27.5	27.4	24.8	22.6	23.2	33.8	29.1	32.6	24.1	51.8	43.0	30.4	35.4
		22.3	25.6	19.8	22.8	20.1	35.6	29.9	30.0	29.4	48.8	41.8	36.7	29.1
		23.0	29.3	25.8	27.4	30.5	28.9	27.7	35.5	27.0	41.3	39.6	36.7	25.0
		23.1	30.7	25.4	29.4	28.8	26.3	23.7	37.2	24.0	42.9	45.8	29.1	32.5
		22.3	30.8	21.6	29.0	20.5	30.9	28.9	36.1	21.8	46.8	48.2	28.4	26.8
		20.8	31.2	30.3	21.7	19.3	15.6	35.9	27.9	29.7	43.3	46.5	22.2	31.1
		33.2	23.9	27.2	25.9	29.0	26.0	33.9	23.0	25.6	42.3	29.2	28.5	28.7
		33.2	31.2	30.3	29.4	30.5	35.6	35.9	37.2	29.7	51.8	48.2	36.7	35.4

Tabelle 35: Radius und Nahtanstiegswinkel an Kerbe 2 aus unterschiedlichen Proben (Spalte) und verschiedenen Schnittkurven (Zeile)

		Radius r_2 in mm												
		V1-002	V1-004	V1-005	V1-006	V1-007	V1-008	V1-009	V1-010	V1-011	V1-012	V1-013	V1-014	V1-015
Min		18.0	20.6	21.7	22.2	21.2	14.9	12.2	20.9	20.4	13.5	23.6	11.5	9.8
		11.7	14.3	15.1	21.0	13.2	18.5	13.4	15.1	23.3	12.2	14.8	18.4	9.2
		15.9	20.8	20.0	13.3	19.4	20.7	16.2	17.2	10.6	10.3	10.3	25.6	8.4
		10.2	15.3	10.6	14.5	14.5	11.2	15.6	16.6	21.5	14.1	14.5	19.3	7.3
		10.2	14.3	10.6	13.3	13.2	11.2	12.2	15.1	10.6	10.3	10.3	11.5	7.3

		Nahtanstiegswinkel α_2 in °												
		V1-002	V1-004	V1-005	V1-006	V1-007	V1-008	V1-009	V1-010	V1-011	V1-012	V1-013	V1-014	V1-015
Max		25.0	15.2	13.0	12.2	12.7	10.4	10.8	12.4	12.6	18.0	11.8	14.6	14.1
		17.7	14.3	11.5	12.9	14.2	9.4	12.3	14.3	12.9	14.7	10.9	15.5	11.8
		33.2	14.4	16.6	9.5	13.4	11.4	13.0	14.0	11.7	14.9	11.9	16.5	12.3
		13.2	14.1	11.6	11.5	12.6	10.8	12.2	13.3	14.4	15.3	12.0	17.6	13.6
		13.2	14.1	11.5	9.5	12.6	9.4	10.8	12.4	11.7	14.7	10.9	14.6	11.8

Tabelle 36: Radius und Nahtanstiegswinkel an Kerbe 3 aus unterschiedlichen Proben (Spalte) und verschiedenen Schnittkurven (Zeile)

Radius r_3 in mm													
	V1-002	V1-004	V1-005	V1-006	V1-007	V1-008	V1-009	V1-010	V1-011	V1-012	V1-013	V1-014	V1-015
	4.3	4.4	4.7	4.1	4.2	3.6	4.0	3.5	3.9	3.7	4.6	4.4	4.0
	4.9	4.0	4.0	4.0	3.6	3.5	4.2	4.5	3.8	4.3	4.6	5.4	3.9
	3.3	4.0	4.6	4.3	3.4	3.6	4.1	3.9	4.6	3.5	4.1	4.8	4.5
Min	3.3	4.0	4.0	4.0	3.4	3.5	4.0	3.5	3.8	3.5	4.1	4.4	3.9

Nahtanstiegswinkel α_3 in °													
	V1-002	V1-004	V1-005	V1-006	V1-007	V1-008	V1-009	V1-010	V1-011	V1-012	V1-013	V1-014	V1-015
	19.3	21.4	21.1	24.3	22.8	20.2	20.6	27.0	22.4	23.5	18.4	20.3	13.6
	21.4	27.4	22.8	22.5	21.2	19.6	20.0	29.6	22.5	21.9	17.3	20.0	12.0
	18.5	22.5	24.7	19.7	22.0	22.5	20.5	25.1	23.9	19.0	17.1	20.1	15.1
Max	21.4	27.4	24.7	24.3	22.8	22.5	20.6	29.6	23.9	23.5	18.4	20.3	15.1

Tabelle 37: Radius und Nahtanstiegswinkel an Kerbe 4 aus unterschiedlichen Proben (Spalte) und verschiedenen Schnittkurven (Zeile)

Radius r_4 in mm													
	V1-002	V1-004	V1-005	V1-006	V1-007	V1-008	V1-009	V1-010	V1-011	V1-012	V1-013	V1-014	V1-015
	4.5	2.1	4.3	3.4	3.9	5.4	6.4	6.2	5.5	3.6	4.6	4.2	3.1
	5.2	3.0	4.2	3.9	4.3	5.3	5.0	5.7	4.5	3.1	3.7	4.6	3.2
	5.3	4.3	4.3	4.5	4.8	5.5	4.2	4.9	5.3	3.3	3.4	3.4	3.2
Min	4.5	2.1	4.2	3.4	3.9	5.3	4.2	4.9	4.5	3.1	3.4	3.4	3.1

Nahtanstiegswinkel α_4 in °													
	V1-002	V1-004	V1-005	V1-006	V1-007	V1-008	V1-009	V1-010	V1-011	V1-012	V1-013	V1-014	V1-015
	14.3	12.5	17.4	13.0	11.3	18.5	17.4	16.5	14.7	16.3	17.4	13.1	16.9
	16.8	13.8	15.0	12.1	20.4	15.5	13.4	15.6	13.0	15.5	16.6	16.0	15.3
	22.5	14.1	12.1	16.5	16.9	18.6	15.3	15.1	15.8	16.3	19.1	13.8	14.4
Max	22.5	14.1	17.4	16.5	20.4	18.6	17.4	16.5	15.8	16.3	19.1	16.0	16.9

Tabelle 38: Nahtüberhöhung auf der Rohraußenseite aus unterschiedlichen Proben (Spalte) und verschiedenen Schnittkurven (Zeile)

Nahtüberhöhung h_{SA} in mm												
V1-002	V1-004	V1-005	V1-006	V1-007	V1-008	V1-009	V1-010	V1-011	V1-012	V1-013	V1-014	V1-015
0.880	1.102	1.071	1.149	1.046	1.042	1.280	1.166	1.087	1.701	1.811	1.309	1.201
0.884	1.192	1.095	1.166	1.102	1.054	1.273	1.175	1.137	1.633	1.749	1.280	1.230
0.885	1.087	1.107	1.201	1.132	1.046	1.239	1.186	1.177	1.629	1.773	1.241	1.250
0.913	1.077	1.098	1.197	1.149	1.056	1.226	1.235	1.182	1.628	1.771	1.232	1.254
0.919	1.057	1.094	1.205	1.146	1.036	1.249	1.218	1.194	1.568	1.774	1.224	1.205
0.915	1.064	1.102	1.197	1.148	1.024	1.275	1.259	1.186	1.524	1.769	1.173	1.172
0.918	1.090	1.104	1.179	1.122	1.041	1.260	1.247	1.182	1.528	1.768	1.171	1.171
0.939	1.101	1.117	1.188	1.140	1.061	1.234	1.223	1.207	1.522	1.756	1.153	1.153
0.949	1.110	1.094	1.197	1.124	1.076	1.232	1.223	1.203	1.529	1.760	1.200	1.142

Tabelle 39: Nahtüberhöhung auf der Rohrrinnenseite aus unterschiedlichen Proben (Spalte) und verschiedenen Schnittkurven (Zeile)

Nahtüberhöhung h_{SI} in mm												
V1-002	V1-004	V1-005	V1-006	V1-007	V1-008	V1-009	V1-010	V1-011	V1-012	V1-013	V1-014	V1-015
0.781	1.001	0.982	0.859	0.969	0.852	0.969	1.025	1.112	1.096	0.910	1.330	1.149
0.777	0.990	1.007	0.848	0.959	0.810	0.942	1.071	1.115	1.192	0.911	1.429	1.187
0.794	1.003	1.029	0.892	1.005	0.804	0.971	1.045	1.163	1.237	0.895	1.453	1.129

Tabelle 40: Nahtbreite auf der Rohraußenseite aus unterschiedlichen Proben (Spalte) und verschiedenen Schnittkurven (Zeile)

Nahtbreite b_{SA} in mm												
V1-002	V1-004	V1-005	V1-006	V1-007	V1-008	V1-009	V1-010	V1-011	V1-012	V1-013	V1-014	V1-015
11.8	11.5	11.4	11.9	11.6	11.1	11.0	12.0	11.6	12.3	11.4	11.7	11.1
11.5	11.5	11.3	11.7	11.7	10.9	11.3	11.6	11.4	12.6	11.5	11.6	11.4
11.5	11.8	11.4	11.9	11.6	11.4	11.3	12.2	11.6	12.1	11.9	11.7	11.2

Tabelle 41: Nahtbreite auf der Rohrrinnenseite aus unterschiedlichen Proben (Spalte) und verschiedenen Schnittkurven (Zeile)

Nahtbreite b_{SI} in mm												
V1-002	V1-004	V1-005	V1-006	V1-007	V1-008	V1-009	V1-010	V1-011	V1-012	V1-013	V1-014	V1-015
8.9	8.5	8.7	8.7	8.0	8.5	8.3	8.4	8.6	8.0	8.8	9.0	8.3
8.9	8.4	8.3	8.7	8.4	8.3	8.4	8.8	8.7	8.3	8.9	9.1	8.5
8.6	8.7	8.8	8.8	8.5	8.5	8.6	8.7	9.3	9.0	8.9	9.0	8.9

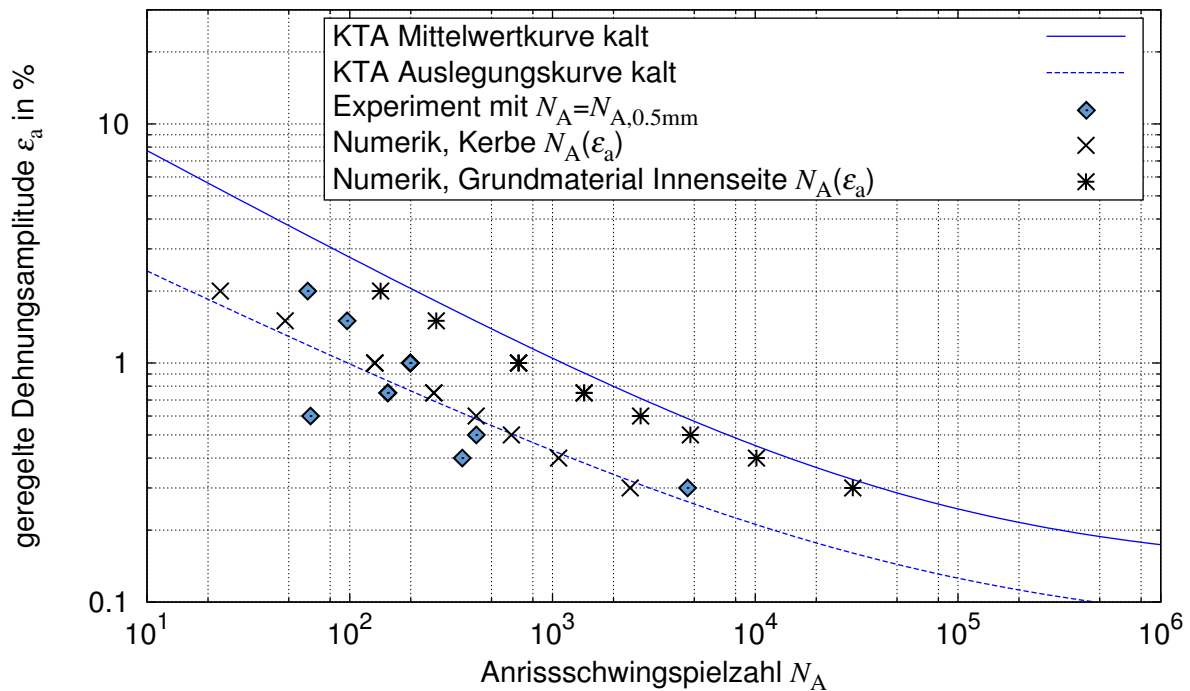
D. Ergebnisse am 2D-Modell für die unbearbeitete Probe mit variiertem Mismatch


Abbildung 189: Experimentelle und numerische Ergebnisse für die unbearbeiteten Rohrsegmentproben (IFSW) bei RT am 2D-Modell mit vereinfachtem Ansatz zur Materialmodellierung (Mismatch $m = 1.25$) und idealisierter Kerbgeometrie

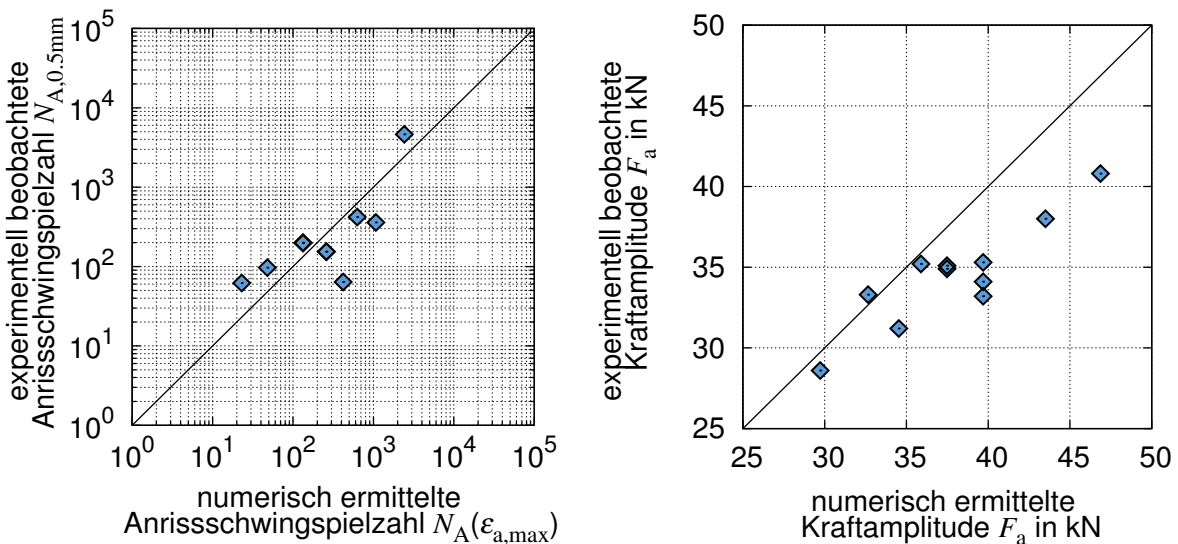


Abbildung 190: Gegenüberstellung experimenteller und numerischer Ergebnisse für die unbearbeiteten Rohrsegmentproben (IFSW) bei RT am 2D-Modell mit vereinfachtem Ansatz zur Materialmodellierung (Mismatch $m = 1.25$) und idealisierter Kerbgeometrie

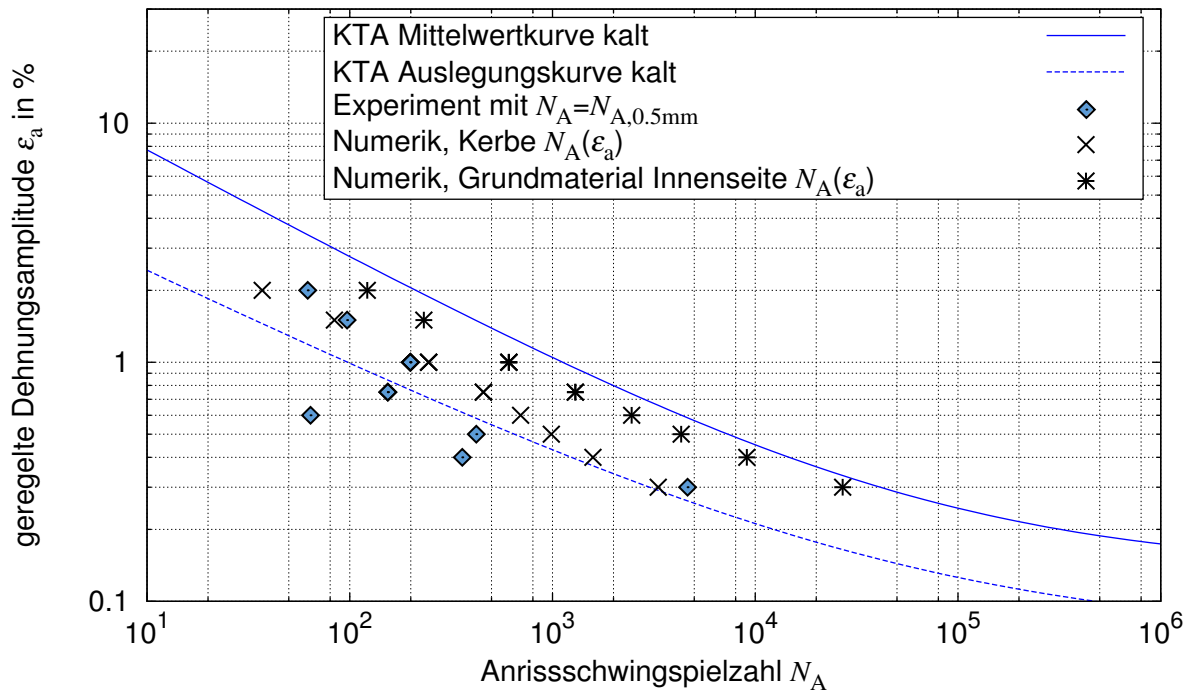


Abbildung 191: Experimentelle und numerische Ergebnisse für die unbearbeiteten Rohrsegmentproben (IFSW) bei RT am 2D-Modell mit vereinfachtem Ansatz zur Materialmodellierung (Mismatch $m = 1.50$) und idealisierter Kerbgeometrie

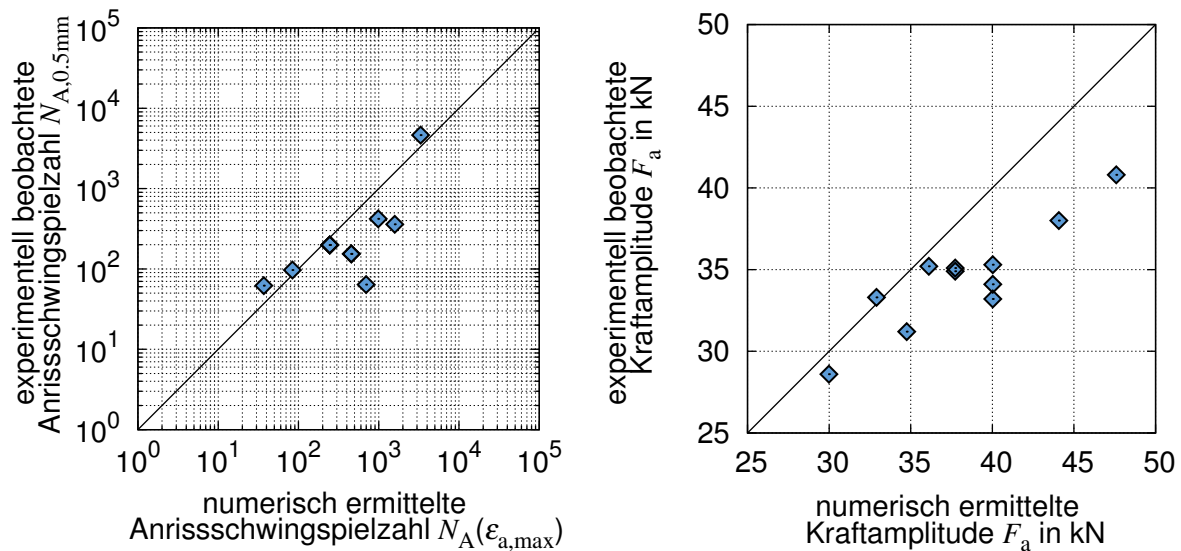


Abbildung 192: Gegenüberstellung experimenteller und numerischer Ergebnisse für die unbearbeiteten Rohrsegmentproben (IFSW) bei RT am 2D-Modell mit vereinfachtem Ansatz zur Materialmodellierung (Mismatch $m = 1.50$) und idealisierter Kerbgeometrie

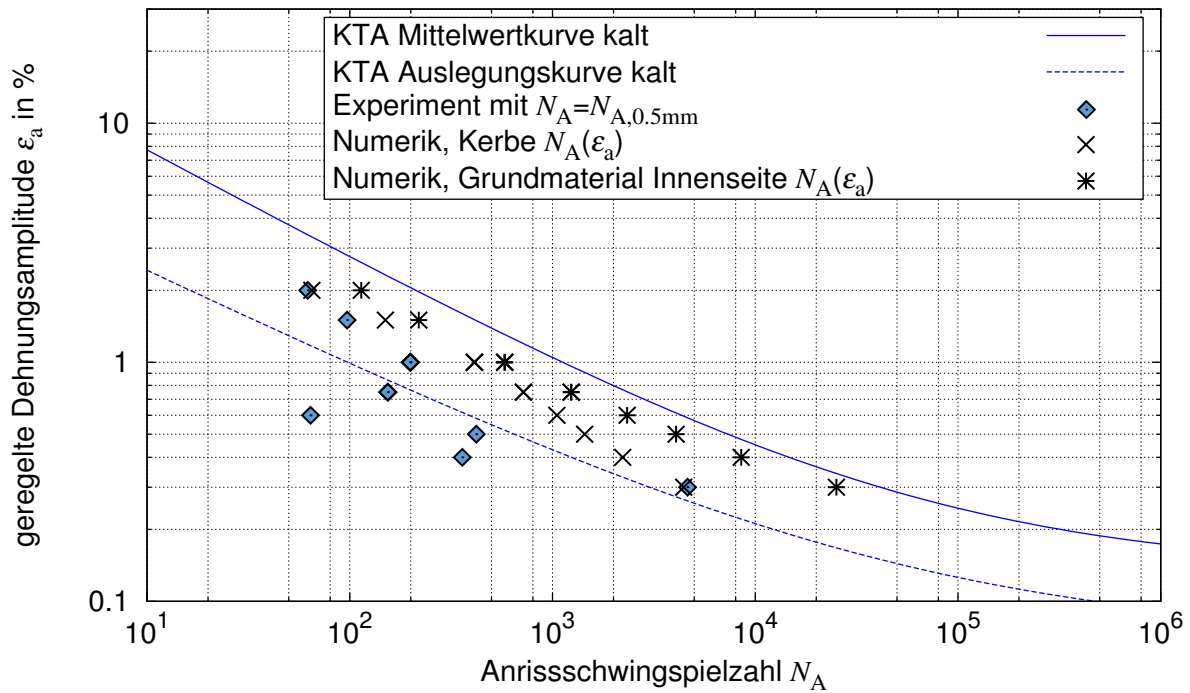


Abbildung 193: Experimentelle und numerische Ergebnisse für die unbearbeiteten Rohrsegmentproben (IFSW) bei RT am 2D-Modell mit vereinfachtem Ansatz zur Materialmodellierung (Mismatch $m = 1.75$) und idealisierter Kerbgeometrie

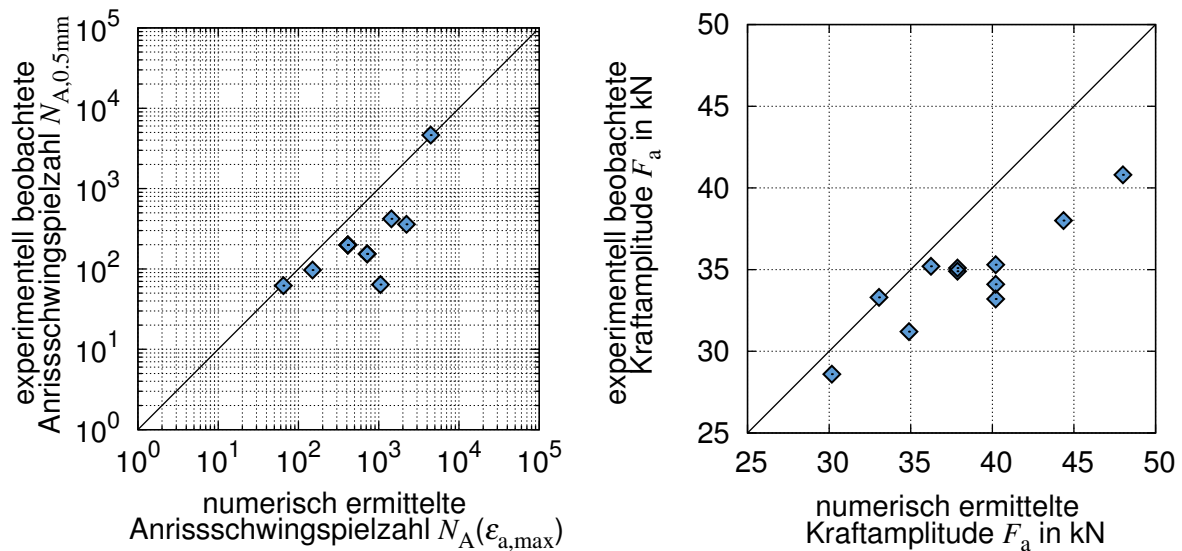


Abbildung 194: Gegenüberstellung experimenteller und numerischer Ergebnisse für die unbearbeiteten Rohrsegmentproben (IFSW) bei RT am 2D-Modell mit vereinfachtem Ansatz zur Materialmodellierung (Mismatch $m = 1.75$) und idealisierter Kerbgeometrie

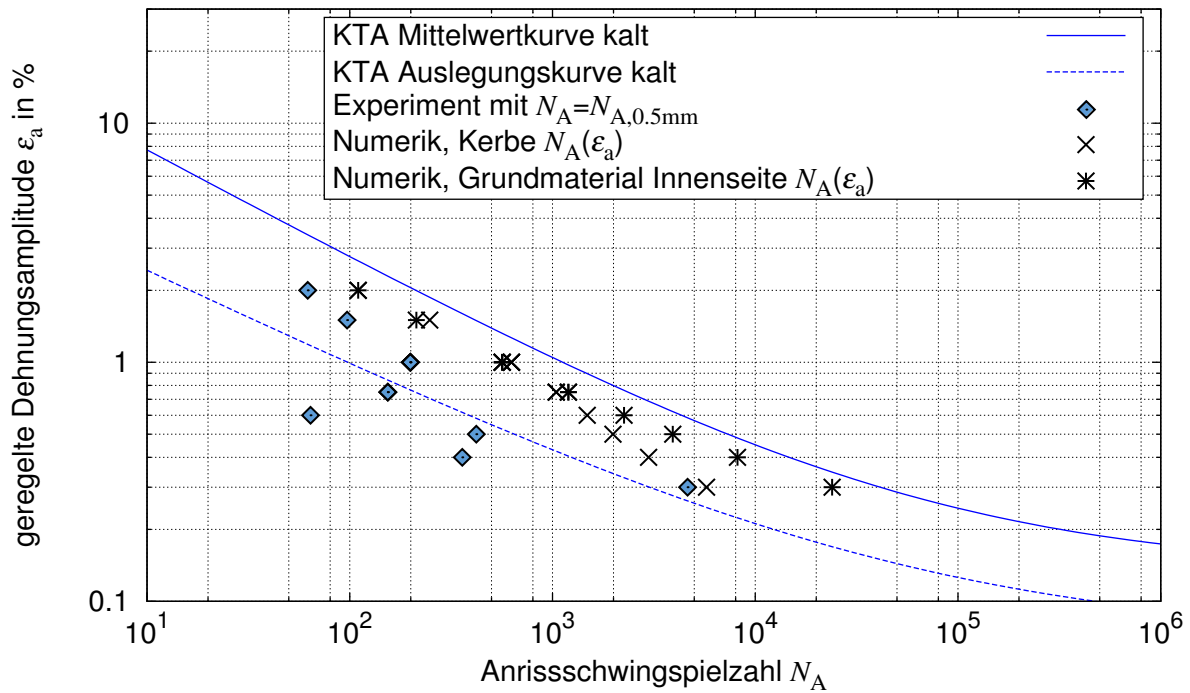


Abbildung 195: Experimentelle und numerische Ergebnisse für die unbearbeiteten Rohrsegmentproben (IFSW) bei RT am 2D-Modell mit vereinfachtem Ansatz zur Materialmodellierung (Mismatch $m = 2.00$) und idealisierter Kerbgeometrie

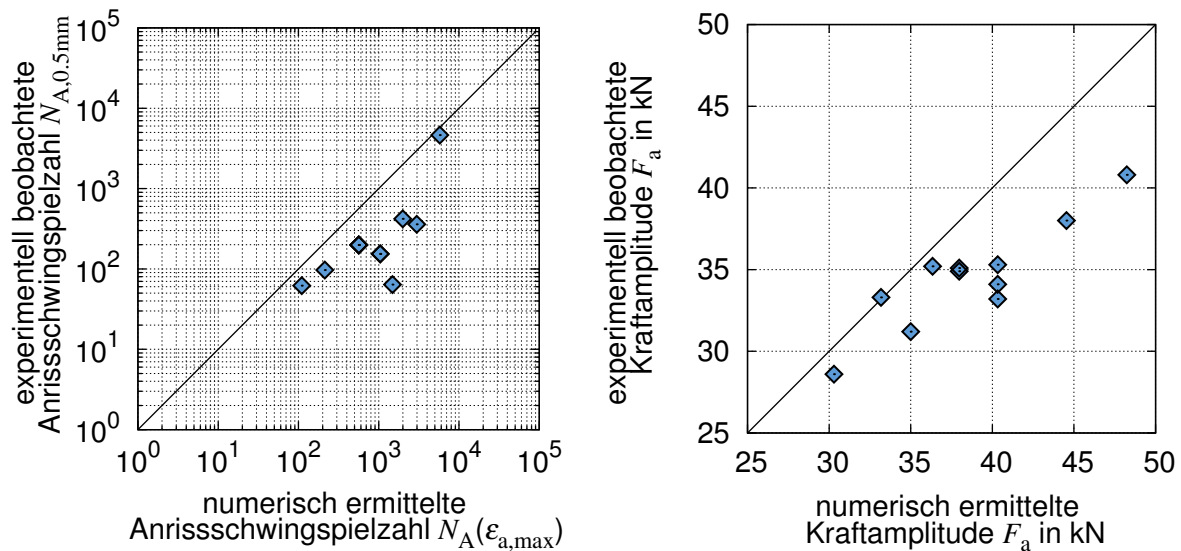


Abbildung 196: Gegenüberstellung experimenteller und numerischer Ergebnisse für die unbearbeiteten Rohrsegmentproben (IFSW) bei RT am 2D-Modell mit vereinfachtem Ansatz zur Materialmodellierung (Mismatch $m = 2.00$) und idealisierter Kerbgeometrie

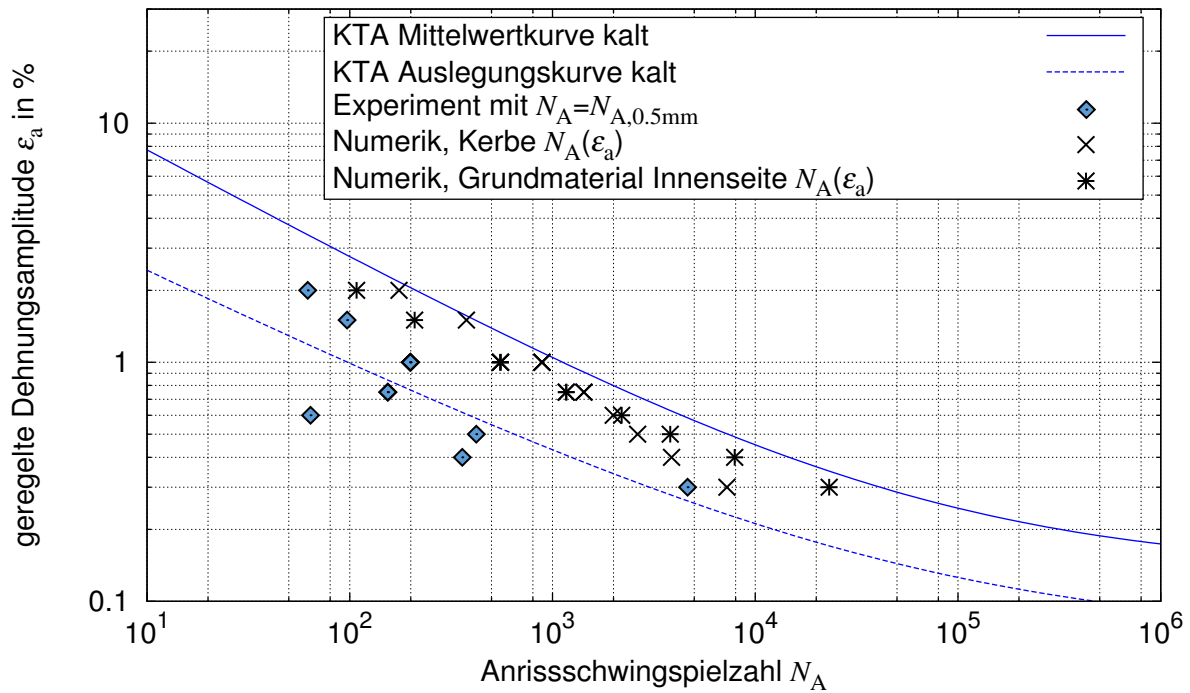


Abbildung 197: Experimentelle und numerische Ergebnisse für die unbearbeiteten Rohrsegmentproben (IFSW) bei RT am 2D-Modell mit vereinfachtem Ansatz zur Materialmodellierung (Mismatch $m = 2.25$) und idealisierter Kerbgeometrie

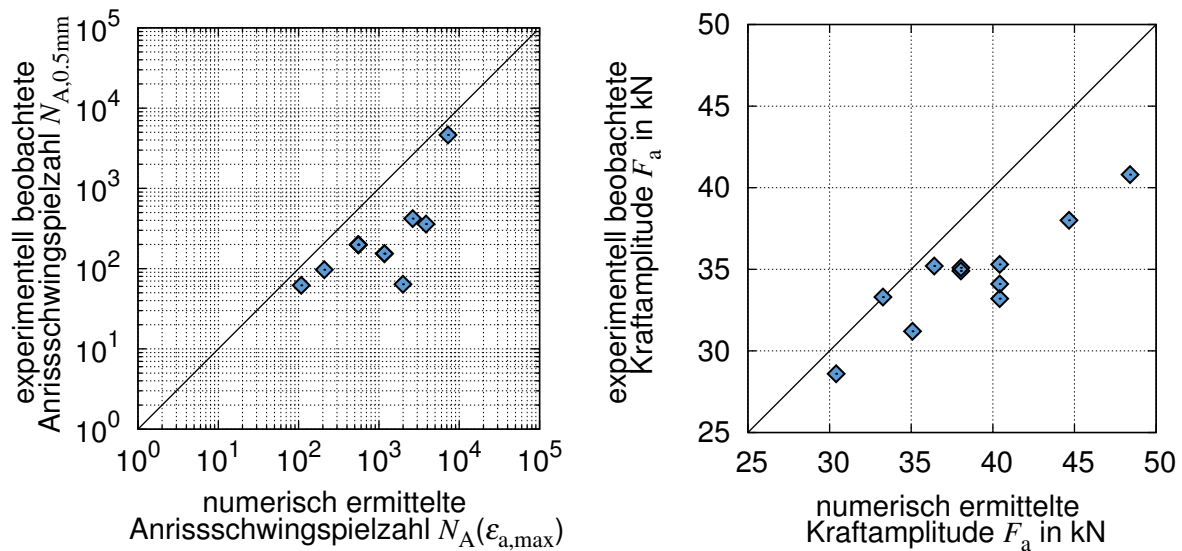


Abbildung 198: Gegenüberstellung experimenteller und numerischer Ergebnisse für die unbearbeiteten Rohrsegmentproben (IFSW) bei RT am 2D-Modell mit vereinfachtem Ansatz zur Materialmodellierung (Mismatch $m = 2.25$) und idealisierter Kerbgeometrie

E. Transienten

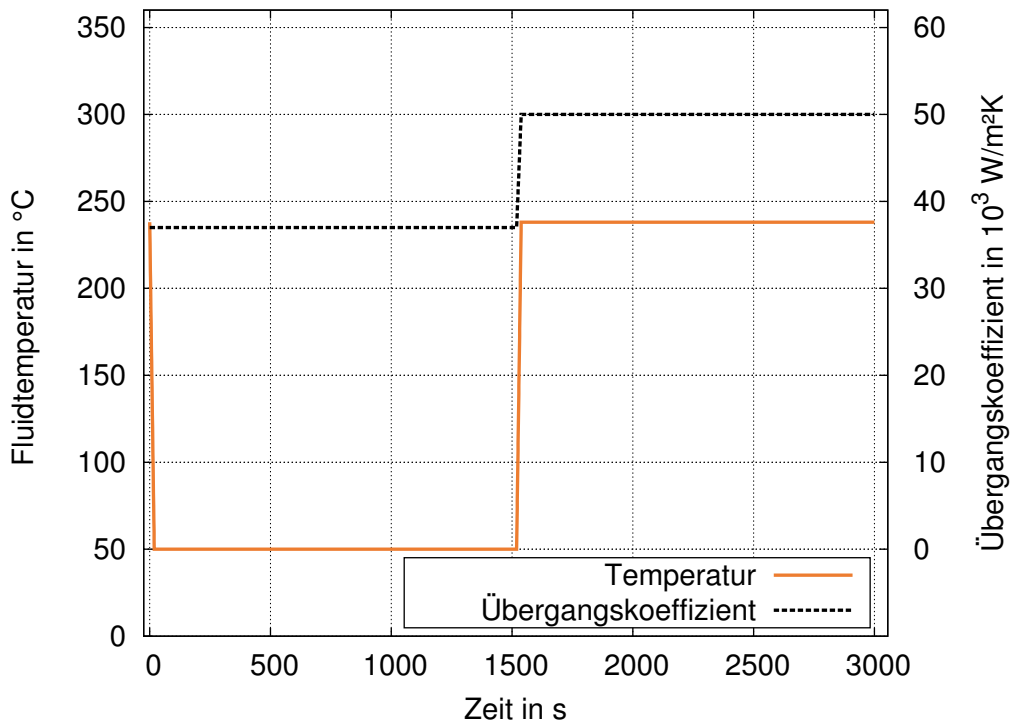


Abbildung 199: Transiente 2; Rohrrinnendruck $p_i = 3.3 \text{ MPa}$

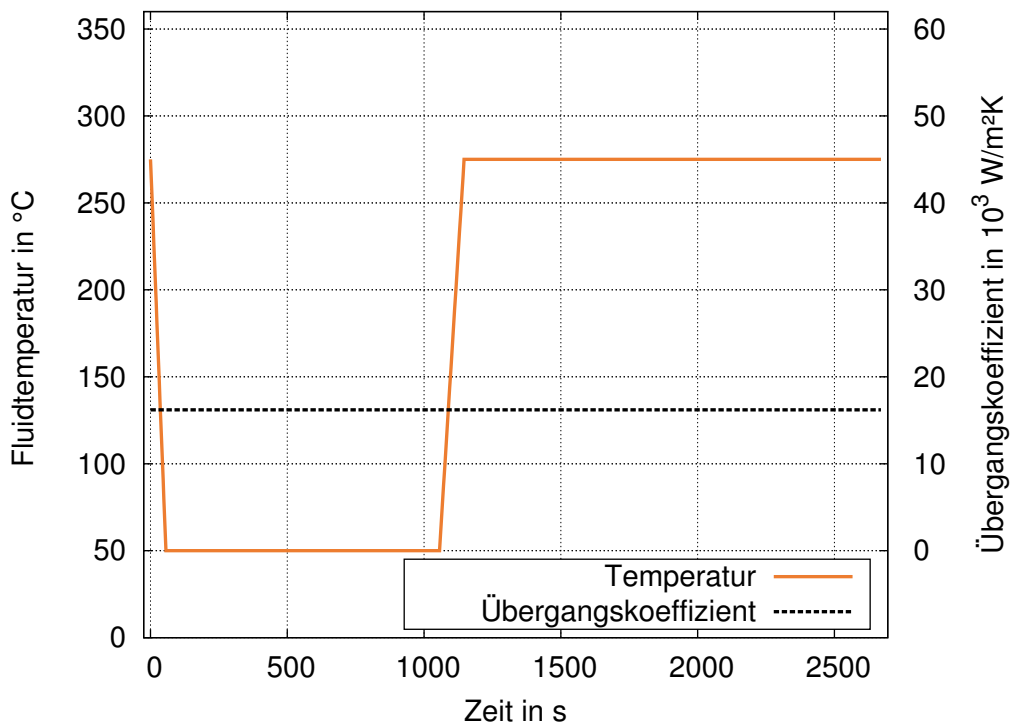


Abbildung 200: Transiente 3; Rohrrinnendruck $p_i = 15.6 \text{ MPa}$

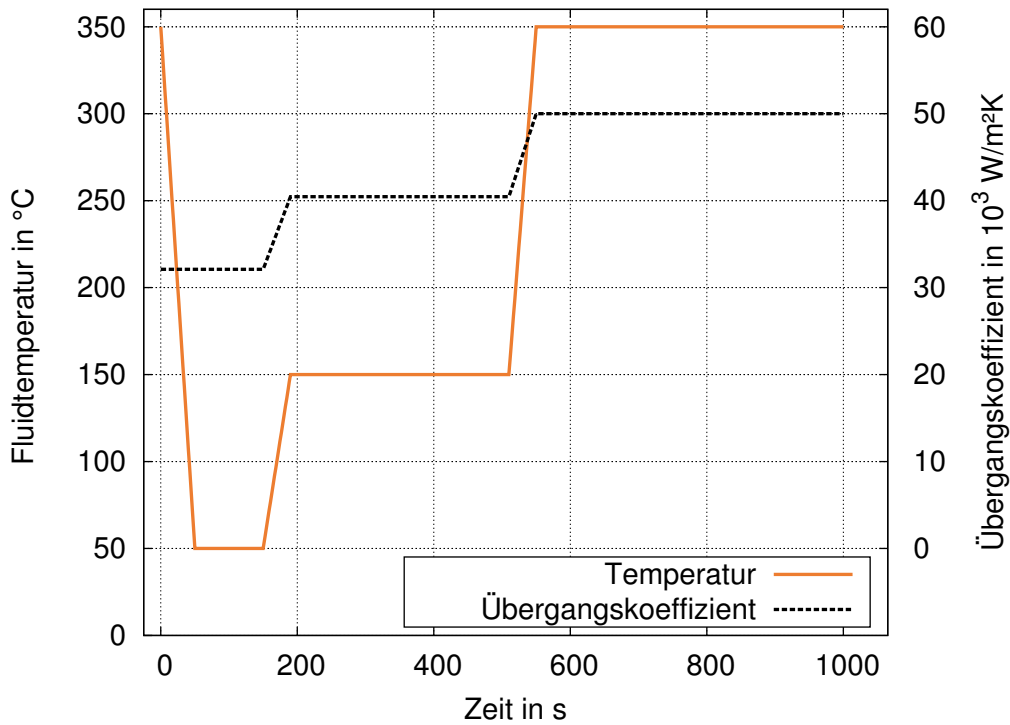


Abbildung 201: Transiente 4; Rohrrinnendruck $p_i = 15.6$ MPa

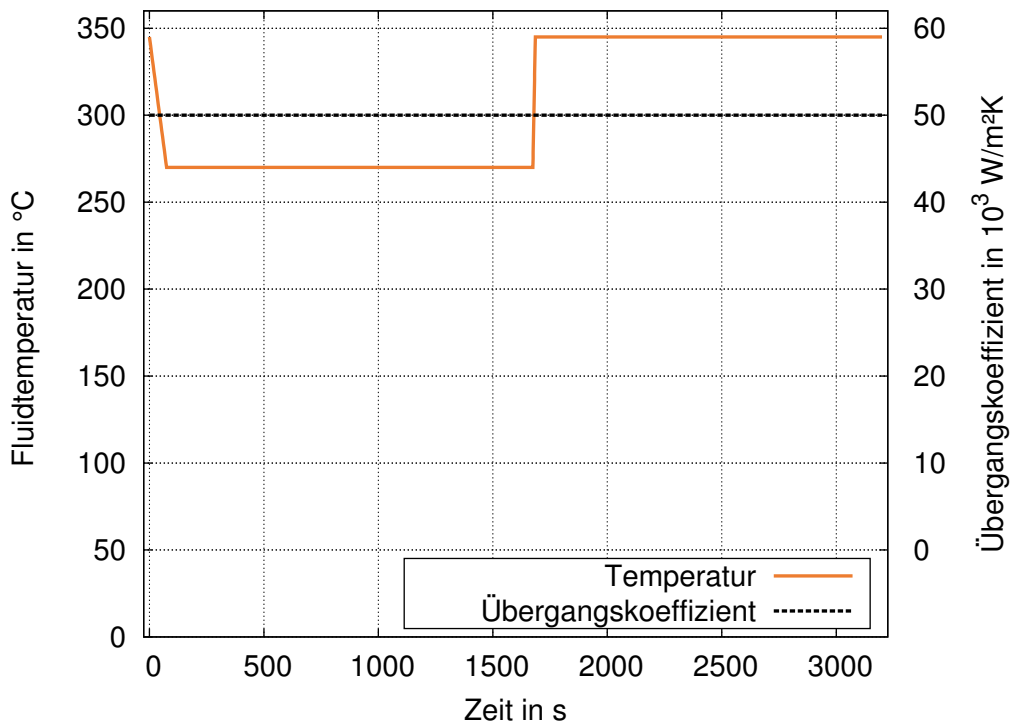


Abbildung 202: Transiente 5; Rohrrinnendruck $p_i = 15.6$ MPa

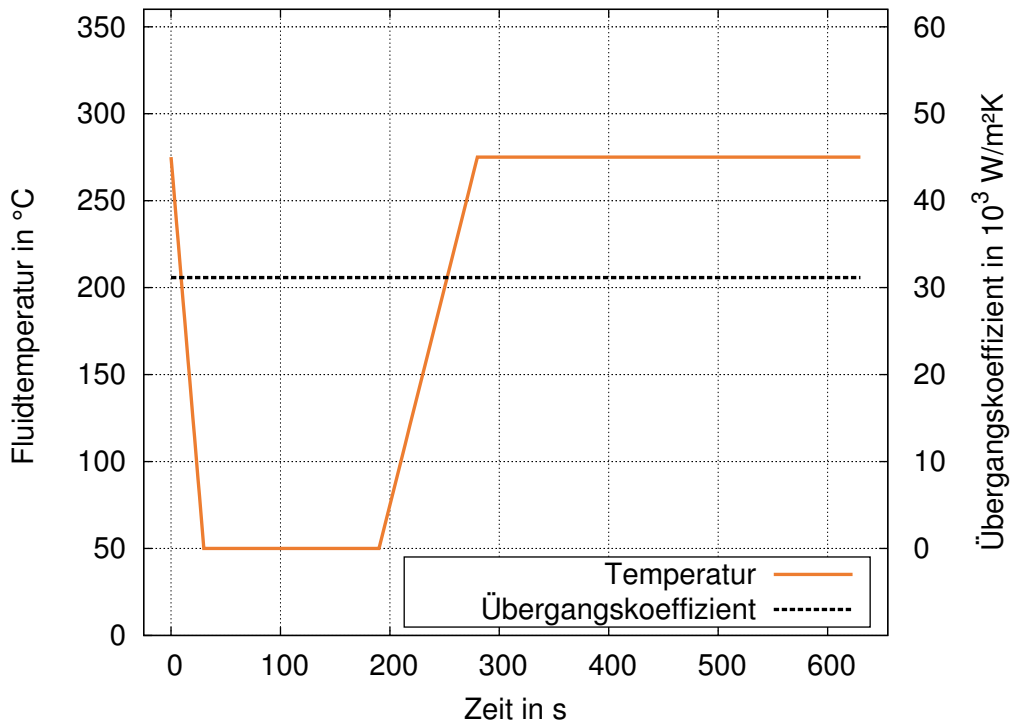


Abbildung 203: Transiente 6; Rohrrinnendruck $p_i = 15.6$ MPa

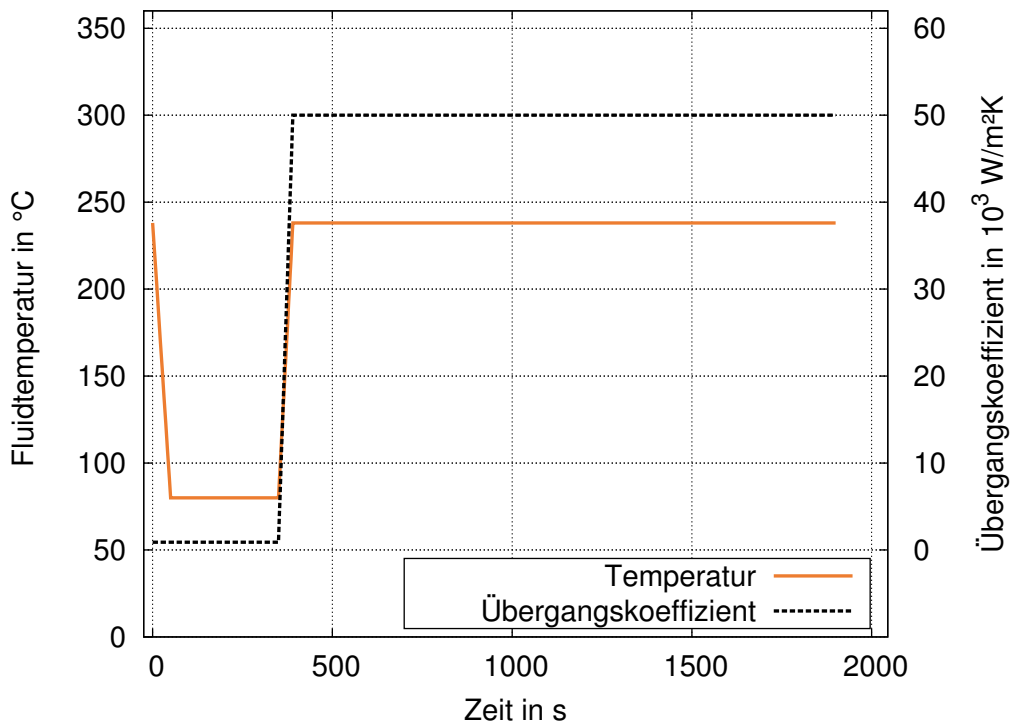


Abbildung 204: Transiente 7; Rohrrinnendruck $p_i = 15.6$ MPa

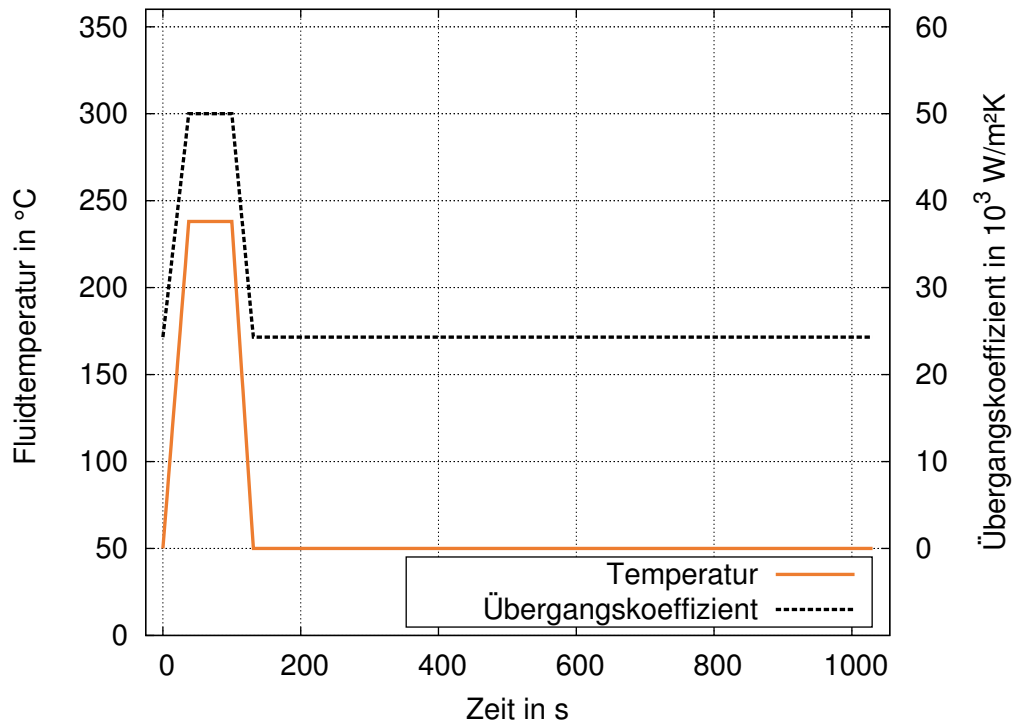


Abbildung 205: Transiente 8; Rohrrinnendruck $p_i = 3.3 \text{ MPa}$