

Zentrum für Konstruktionswerkstoffe
Staatliche Materialprüfungsanstalt Darmstadt
Fachgebiet und Institut für Werkstoffkunde
Prof. Dr.-Ing. M. Oechsner



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
DARMSTADT

Fachlicher Abschlussbericht
«IMPLANT»



Verbesserte Genauigkeit von Lebensdauerbewertungsmethoden für
Gasturbinenmaterialien unter Berücksichtigung relevanter mehrachsiger
Ermüdungsbeanspruchungen

Förderkennzeichen: 0324299

Laufzeit: 01.09.2018 – 31.12.2023

Autoren:

IfW TU Darmstadt / C. Kontermann, J. Filipovic, A. Zaiat

Datum: 30.06.2024

Gefördert durch:



aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Das diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Klimaschutz unter dem Förderkennzeichen 0324299 aufgrund eines Beschlusses des deutschen Bundestags gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Inhaltsverzeichnis

1.	Einführung	1
1.1	Aufgabenstellung.....	2
2.	Stand der Wissenschaft und Technik	3
2.1	Allgemeiner Stand des Wissens.....	3
2.2	Vorhandenes Biaxiales Prüfsystem am IfW der TU Darmstadt	7
3.	FEM-basierte Versuchsauslegung	11
4.	Entwicklungen und Ergebnisse am Werkstoff G17	13
4.1	Einfluss der Mehrachsigkeit in Dehnungsregelung.....	15
4.2	Einschub: Theoretische Modellbildung und Beschreibungsalternativen	21
4.3	Einfluss der Mehrachsigkeit in Kraftregelung	27
4.4	Einschub: Anrissorte	30
4.5	Haltezeiteinfluss	32
4.6	Einschub: Kriechverhalten.....	33
4.7	Zeitabhängiges Achsverhältnis.....	35
4.8	TMF-Beanspruchung.....	38
4.9	Gradienteneinfluss	42
5.	Entwicklungen und Ergebnisse am Werkstoff Allvac718Plus	43
5.1	Systematische Arbeiten zur Herstellung der Prüfbarkeit am Allvac718Plus	43
5.2	Versuchsserie zum Einfluss des Achsverhältnisses.....	62
6.	Zusammenfassung	65
7.	Ausblick	68
8.	Literatur	69

1. Einführung

Gasturbinen stellen heute und in Zukunft eine Schlüsseltechnologie für die Stromerzeugung in Deutschland dar. Wohingegen in der Vergangenheit große technologische Aufwände betrieben worden sind, Gasturbinen innerhalb eines kombinierten Gas- und Dampfprozesses möglichst effizient am Nennlastpunkt zu betreiben, gewinnen Herausforderungen durch die im Rahmen der Energiewende resultierenden Entwicklungen eine zentrale Bedeutung.

Der Energiemarkt fordert erheblich mehr Flexibilität mit variierenden Auslastungsgraden und zahlreichen schnellen An- und Abfahrvorgängen. Die resultierenden hohen thermischen Transienten sowie die regellosen Betriebsweisen in Off-Design-Zuständen führen damit zu neuen Design- und Service-Anforderungen, beispielsweise bei der Bewertung und Gestaltung großer Gasturbinengehäuse. Gleichzeitig kommt der Frage der Verfügbarkeit und damit der Zuverlässigkeit des technischen Gesamtsystems sowie der Komponenten unter diesen Beanspruchungsbedingungen eine immer zentraler werdende Bedeutung zu. Die Vermeidung von Stillstandzeiten, eine präzise und zustandsbasierte Voraussage von Inspektionsintervallen und eine damit hohe Nachfragesicherheit gegenüber dem Netzverteiler sind wesentliche Aspekte, um Gasturbinen zukünftig und wirtschaftlich in den Energiemix Deutschlands zu integrieren.

Die zentrale Herausforderung besteht damit in einer genauen und zuverlässigen Bewertung der Beanspruchbarkeit der Gasturbinenkomponenten hinsichtlich instationärer flexibler Betriebsweisen. Eine Steigerung der Präzision von Bewertungsmethoden und Konzepten kann unter anderem durch die Erweiterung etablierter Lebensdaueransätze um bisher konservativ oder unzureichend beschriebene bauteilrelevante Aspekte erreicht werden. Die Charakterisierung der Lebensdauer in Gasturbinen verbauter Werkstoffe erfolgt zumeist auf Basis von Standardversuchen. Im Vergleich zu Standardversuchen sind geometrisch komplex geformte und durch überlagerte thermische und mechanische Lasten beanspruchte Gasturbinenkomponenten grundsätzlich jedoch einer mehrachsigen und teilweise auch zeitlich nicht proportionalen Beanspruchung ausgesetzt. Abgesicherte Beschreibungen des Einflusses solcher praktisch relevanter Aspekte sind aktuell insbesondere unter einer überlagerten Kriechermüdigkeitsbeanspruchung nicht verfügbar. Zur systematischen Untersuchung ist ein Einsatz komplexer und fortschrittlicher Prüfsysteme notwendig, um Empfehlungen zur Erweiterung von Lebensdauerbewertungsmethoden ableiten zu können.

1.1 Aufgabenstellung

Gegenstand des in diesem Abschlussbericht zusammengefassten Forschungsvorhabens ist die Untersuchung des Werkstoffverhaltens unter bauteilrelevanten mehrachsigen und nichtproportionalen Beanspruchungen. Derartige Beanspruchungszustände treten vorwiegend in Gehäusen großer Gasturbinen sowie in Scheibenmembranen von Gasturbinenscheiben auf (vgl. Bild 1).

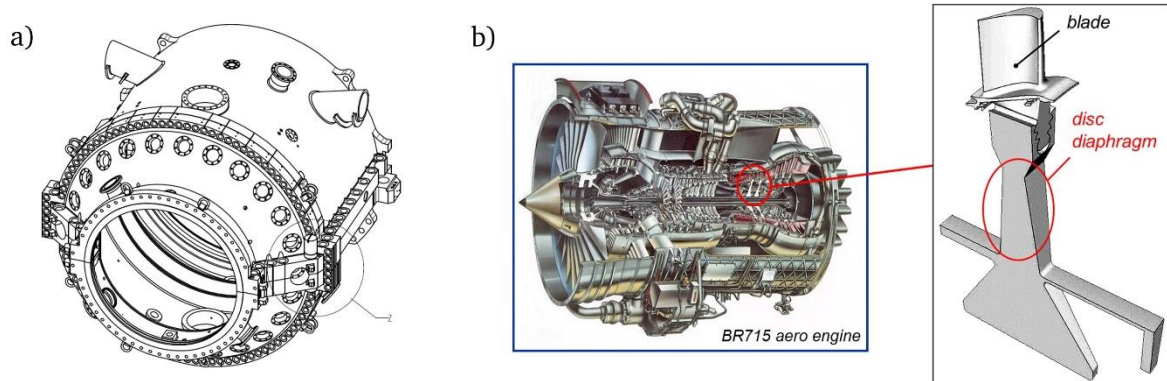


Bild 1: a) Beispiel eines Gasturbinengehäuses, b) Turbinenscheibe einer instationären Gasturbine

Gasturbinengehäuse werden maßgeblich durch Innendruck, Torsionslasten und durch thermisch induzierte Spannungen und Dehnungen bei zyklischer Temperaturführung beansprucht. Für diese Fälle sind mehrachsige, nicht-proportionale Spannungs- oder Dehnungszustände von besonderem Interesse. Dennoch ist der Einfluss solch komplexer Beanspruchungssituationen in gängigen Lebensdaueransätzen momentan nicht berücksichtigt.

Die wichtigsten Ziele des geplanten Forschungsvorhabens sind zusammengefasst:

- Erstellung einer systematischen Datenbasis zur experimentellen Quantifizierung des Einflusses zyklisch mehrachsiger, nicht-proportionaler Beanspruchungen in Bezug auf die Anrisslebensdauer
- Erweiterung und Verbesserung von ingenieurmäßigen Berechnungsmodellen zur Lebensdauerabschätzung von Komponenten unter den zuvor genannten Beanspruchungsarten
- Erweiterung und Verbesserung konstitutiver Werkstoffbeschreibungen für Verformung und Lebensdauer unter den zuvor genannten Beanspruchungsarten

Im Vorhaben stehen zwei Werkstoffe im Fokus, der Stahlgusswerkstoff G17CrMoV5-10, welcher für Gehäuse stationärer Gasturbinen und Dampfturbinen seit Jahrzehnten Einsatz findet (vgl. Bild 1a) sowie der Scheibenwerkstoff Allvac718Plus (vgl. Bild 1b), eine Nickel-Basislegierung, welche aktuell bei Rolls-Royce Deutschland für Scheiben in instationären Gasturbinen zum Einsatz kommt.

2. Stand der Wissenschaft und Technik

2.1 Allgemeiner Stand des Wissens

Während Standardproben, welche in der Regel zur Identifizierung von Werkstoffkennwerten zur Beschreibung des Anriss- und Verformungsverhaltens eingesetzt werden, einen vorwiegend einachsigen Beanspruchungszustand aufweisen, sind Bauteile grundsätzlich beliebig mehrachsigen Beanspruchungssituationen ausgesetzt. In Hauptspannungen ausgedrückt bedeutet dies, dass im einachsigen Fall nur eine von Null verschiedene Hauptspannung existiert, während im beliebig mehrachsigen Fall alle drei Hauptspannungen Werte ungleich Null aufweisen und der Spannungstensor in entsprechenden Orientierungen u.U. voll besetzt ist. Ein Beispiel eines zeitlichen Verlaufs einer mehrachsigen beanspruchten Turbinenscheibe zeigt Bild 2.

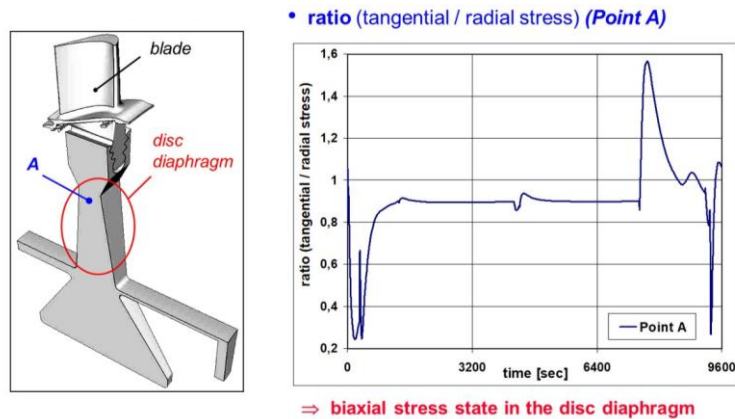


Bild 2: Zeitlicher Verlauf der Hauptspannungskomponenten am Beispiel einer Scheibenbeanspruchung einer instationären Gasturbine [SCH07a]

Zur Bewertung solcher mehrachsigen Beanspruchungssituationen werden oftmals sog. Vergleichshypothesen hinzugezogen, welche in der Lage sind, den dreidimensionalen mehrachsigen Beanspruchungszustand in einen vergleichbaren einachsigen Zustand zu überführen. In der breiten Anwendung hat sich hier insbesondere für metallische Werkstoffe mit ausreichender Duktilität die Gestaltänderungsenergiehypothese nach von Mises etabliert, welche auf einem Vergleich des zweiten Spannungs- bzw. Dehnungsdeviators für den einachsigen und den beliebig mehrachsigen Fall beruht. In Hauptdehnungen ausgedrückt, lässt sich damit die von der Querkontraktionszahl abhängige Vergleichsdehnung nach von Mises formulieren:

$$\epsilon_{\text{eq}} = \frac{1}{\sqrt{2}(1+\nu)} \left[(\epsilon_I - \epsilon_{II})^2 + (\epsilon_{II} - \epsilon_{III})^2 + (\epsilon_{III} - \epsilon_I)^2 \right]^{1/2} \quad (1)$$

Zur Bestimmung der Querkontraktionszahl im allgemeinen elastisch-plastischen Anwendungsfall existieren für den Fall einer proportionalen Beanspruchung verschiedene etablierte Ansätze [GON73, BAN90]. Proportional bedeutet in diesem Fall, dass die Quotienten der Hauptspannungs- bzw. Hauptdehnungskomponenten zeitlich

konstante Werte aufweisen und mittels eines Proportionalitätsfaktors ineinander überführt werden können. Der Fall eines nicht konstanten Hauptspannungs- bzw. Hauptdehnungsverhältnisses, wie in Bild 2 dargestellt, wird im Folgenden als „nicht-proportionale Beanspruchung“ bezeichnet. Weitere Formen von Nicht-Proportionalität, wie beispielsweise ein zeitlich rotierendes Hauptachsensystem, stellen innerhalb dieses Forschungsvorhabens keinen primären Untersuchungsgegenstand dar und werden daher auch nicht näher behandelt.

Um die technische Relevanz der oben beschriebenen nicht-proportional mehrachsigen Beanspruchungsart für die in diesem Vorhaben betrachteten potentiell lebensdauerführenden Komponenten zu verdeutlichen, seien kurz die wesentlichen, während instationärer Fahrweisen induzierten mechanischen Beanspruchungen erläutert. Bei Betrachtung von Gehäusestrukturen setzt sich beispielsweise die Beanspruchung während eines Anfahrprozesses hauptsächlich aus zwei dominanten Einflussfaktoren zusammen: einer zeitlich veränderlichen Temperaturbeanspruchung, welche aufgrund des örtlichen Gradienten zu einer mechanischen Beanspruchung führt, sowie einer rampenförmig steigenden Beanspruchung infolge Innendrucks. Die thermisch transiente Beanspruchung besitzt hierbei das Maximum zum Zeitpunkt der maximalen thermischen Transiente und klingt bei Erreichen des stationären Lastfalls in der Regel auf ein niedriges Niveau ab. Die zeitlichen Maxima beider dominanter Hauptbeanspruchungsfaktoren liegen damit zu unterschiedlichen Zeiten vor, sodass grundsätzlich von einem dominant nicht-proportionalen, mehrachsigen Beanspruchungsfall auszugehen ist. Für Turbinenscheiben gilt diese Betrachtung ebenfalls, wenngleich die Primärbeanspruchung hier nicht durch Innendruck sondern durch eine Fliehkraft induziert wird. Auch hier liegen grundsätzlich nicht-proportionale, mehrachsige Beanspruchungsfälle vor, für die entsprechende Hypothesen ausreichend abgesichert anzuwenden sind.

Bereits im Fall proportionaler Beanspruchungen besteht Handlungsbedarf, da eine Anwendung der Vergleichsdehnungshypothese nach von Mises oftmals zu konservativen Resultaten führt, sodass das Werkstoffpotential nicht vollständig ausgeschöpft werden kann [KUL15]. Darüber hinaus fehlen oftmals notwendige Validierungs- und Vergleichsversuchsdaten, um die Gültigkeit und Genauigkeit solch etablierter Ansätze und praxisrelevanter, proportional mehrachsiger Beanspruchungen für die in Gasturbinen typischerweise eingesetzten Werkstoffe einschätzen zu können. Die hier im Wesentlichen verfügbaren systematischen Zusammenstellungen gehen auf Versuchsserien an zylindrischen Hohlproben unter Zug-Torsionsbelastung sowie auf Versuchsserien an biaxial belasteten Kreuzproben zurück (vgl. [ITO94]). Für den Fall nicht-proportionaler Beanspruchungen zeigt Sakane in [SAK13], dass die Vergleichsspannungs- und Vergleichsdehnungshypothesen nach von Mises nicht in der

Lage sind, den breit untersuchten Variationsbereich der experimentellen Studie in seiner Tendenz zu beschreiben. Hier besteht demnach, insbesondere im Fall einer überlagerten Kriechbeanspruchung, Handlungsbedarf bzgl. der Generierung weiterer praxisrelevanter Validierungsdaten als auch bzgl. der Erweiterung von Modellansätzen.

Speziell von Schlums et al. [SCH07b] wurde basierend auf einer Modifikation des zur Modellierung des Mittelspannungseinflusses etablierten Smith-Watson-Topper Parameters ein analytischer Ansatz zur Beschreibung proportional belasteter biaxialer Versuche unter Kraftregelung im Zug-Schwell-Bereich vorgeschlagen:

$$\epsilon_e = \left[\frac{\sigma_{\max}}{E} \right]^{1-w} \Delta \epsilon^w, \quad \text{mit: } N_f = N_0 \left[\frac{\epsilon_e + U_N}{\epsilon_e - U_N} \right]^{\frac{1}{2A}} \quad (2)$$

Für die Untersuchungen an der Legierung Udimet720Li zeigte sich eine deutlich bessere Beschreibungsgüte im Vergleich zur Vergleichsdehnungshypothese nach von Mises. Ein Versuch der Übertragung auf andere R-Verhältnisse, Dehnungsregelung und von „1“ verschiedene Achsverhältnisse wurde bisher nicht unternommen.

Im Falle einer hochzyklischen Beanspruchung stellt der sog. „Crossland-Parameter“, welcher auf [CRO56] zurückgeht, eine mögliche Beschreibungsalternative dar. Bei diesem Parameter handelt es sich um einen spannungsbasierten Ansatz, bei welchem die Mehrachsigkeit auf Basis der Oktaederschubspannung und der hydrostatischen Spannung berücksichtigt wird:

$$\sigma_{a,\text{Crossland}} = \frac{\Delta \tau_{\text{oct}}}{2} + \alpha \sigma_{h,\text{max}} \quad (3)$$

Eine Anwendung dieses Parameters ist bspw. in [BAB20] näher beschrieben.

Sakane und Zhang zeigen u.a. in [ZHA07], dass eine Beschreibung mit Hilfe der Vergleichsdehnung und -spannung nicht in der Lage ist, die im Rahmen einer umfangreichen Versuchsserie bei verschiedenen Achsverhältnissen beobachteten Tendenzen wiederzugeben. Stattdessen wird ein teilbruchmechanischer analytischer Ansatz vorgeschlagen, welcher mit Hilfe einer Anpassung der Rissöffnungsverschiebung (COD) eine deutliche Verbesserung der Beschreibungsgüte ermöglicht:

$$\Delta \epsilon^* = \beta (2 - \phi)^m \Delta \epsilon_I \quad (4)$$

Ebenfalls wird erwähnt, dass eine multiplikative Verknüpfung einer spannungs- mit einer dehnungsbasierten Vergleichsgröße ebenfalls zu vielversprechenderen Resultaten führen sollte. Dies stützt die generelle Tendenz im Fall einer mehrachsigen proportionalen oder nicht-proportionalen Belastung statt bezogener Beanspruchungsgrößen wie Spannung und Dehnung, energiebasierte Vergleichsgrößen und daraus abgeleitete Schädigungsparameter zur Bewertung anzuwenden.

Darauf aufbauend liefert die Literatur ebenfalls Ansätze, welche auf Basis der Beschreibung des Wachstums kurzer Risse in der Lage sind, die Anrisslebensdauer auch unter mehrachsigen nicht-proportionalen Beanspruchungen zu beschreiben. Vielversprechende Weiterentwicklungen, welche auf analytischen Beschreibungen aufbauen, werden in [DOE06] allerdings für Anwendungen bei Raumtemperatur erläutert:

$$\frac{da}{dN} = C Z_{I,\text{eff}}^m + C Z_{II,\text{eff}}^m + C Z_{III,\text{eff}}^m, \quad \text{mit: } Z_{I,\text{eff}}^m = 2 \pi Y_I \Delta W_{x,\text{eff}} a \quad (5)$$

In [KON16,KON17] wurden ähnliche Beschreibungsansätze auch erfolgreich für gekerbte Hochtemperaturversuche in ein FEM-basiertes Konzept (FEM = Finite Elemente Methode) überführt und damit einer allgemeineren Beschreibung, welche prinzipiell auch in der Lage ist, mehrachsige Beanspruchungssituationen adäquat wiederzugeben, zugänglich gemacht.

Gleichzeitig zeigt sich hierbei die Tendenz, dass im Fall eines zu breit definierten Parameterbereichs (unterschiedliche relevante Mehrachsigsgrade, unterschiedliche nicht-proportionale Lastverläufe, Überlagerung von Haltezeiten, betriebsähnliche Zyklenformen, etc.) rein analytische Beschreibungen oftmals bzgl. ihrer Vorhersagegenauigkeit an ihre Grenzen stoßen. Sofern eine umfängliche Übertragbarkeit sowie eine generalisierte und gleichzeitig präzisere Beschreibung erfolgen soll, sind numerische oder teil-numerische FEM-basierte und physikalisch orientierte Beschreibungsansätze u.U. vielversprechender.

Als potentielle Vertreter voll numerischer Ansätze haben sich sog. konstitutive Modellbeschreibungen bereits in den letzten Jahren, sowohl im Forschungssektor, als auch teilweise in der industriellen Anwendung, durchgesetzt. Allen Ansätzen ist gemein, dass Entwicklungsgleichungen des Deformations- und/oder des Schädigungsverhaltens innerhalb eines umfangreichen konstitutiven Materialmodellgleichungssystems formuliert werden, um die Materialantwort mechanismenbasiert oder phänomenologisch zu beschreiben. Als Vertreter eines phänomenologischen konstitutiven Beschreibungsansatzes im Bereich der Hochtemperaturanwendung sei das vereinheitlichte viskoplastische Materialmodell KORA genannt (vgl. [KON14]). Der Fokus der Entwicklung dieses Modells liegt auf der Beschreibung des Deformations- und Schädigungsverhaltens von warmfesten Stählen unter betriebsnahen Kriechermüdungsbeanspruchungen. Ebenfalls wurden Möglichkeiten entwickelt und bereitgestellt, den Einfluss mehrachsiger proportionaler Beanspruchungen in der Anpassung zu berücksichtigen (vgl. [SAM06, SIM09, CUI13]). Ein Transfer auf nicht-proportionale Beanspruchungen erfolgte bis dato nicht. Speziell für den Fall mehrachsiger, nicht-proportionaler Beanspruchungen wurden ebenfalls innerhalb eines konstitutiven Modellansatzes in [VOR09] entscheidende Fortschritte zur erfolgreichen

Abbildung nicht-proportionaler Verfestigungsphänomene für Anwendungen bei Raumtemperatur erzielt.

Zusammenfassend besteht zum einen eine zu überbrückende Diskrepanz zwischen in der praktischen Anwendung etablierten, einfachen analytischen Beschreibungen und erweiterten analytischen Formulierungen, welche offensichtlich gerade im Bereich mehrachsiger und nicht-proportionaler Beanspruchungen entscheidendes Verbesserungspotential bieten. Sofern geeignete Kandidaten abgesichert und damit ausreichend validiert weiterentwickelt und in die praktische Anwendung überführt werden könnten, ist mit einer signifikanten Verbesserung der Vorhersagegüte unter den in diesem Vorhaben adressierten praxisrelevanten Beanspruchungssituationen zu rechnen.

2.2 Vorhandenes Biaxiales Prüfsystem am IfW der TU Darmstadt

Das IfW Darmstadt ist seit mehreren Jahrzehnten mit umfangreichen Prüf- und Modellierungsaufgaben im Bereich der Hochtemperaturwerkstofftechnik betraut. Grundlegende Übersichtsarbeiten zur Verformungs- und Lebensdauerbeschreibung unter Kriechermüdungsbeanspruchung wurden beispielsweise in [BER05, BER08, SCH17] veröffentlicht. Hierbei stellt insbesondere die experimentelle Charakterisierung von Werkstoffeigenschaften im Hochtemperaturbereich besondere Anforderungen an Prüftechnik und Versuchsdurchführung. Im Laufe der Forschungsaktivitäten wurden die Verfahren ständig weiterentwickelt, verbessert und das Spektrum der zu realisierenden Beanspruchungssituationen sukzessive erweitert.

In [SIM07, SAM06, CUI13, SCH04] wurden mithilfe von Kerbproben die in Bauteilen auftretenden Verformungs- und Anrissprobleme im Kriech- und Kriechermüdungsbereich untersucht. Ebenfalls wurden bauteilnahe mehrachsige Beanspruchungssituationen mit Hilfe von biaxial belasteten Kreuzproben [SIM07, SAM06, CUI13] untersucht.

Ebenso stehen am IfW Darmstadt Arbeiten zur Modellierung und Simulation des komplexen Riss- und Anrissverhaltens der o.g. Hochtemperaturwerkstoffe und -sorten im Vordergrund. Neben analytischen akkumulativen Ansätzen erfolgten in zahlreichen Forschungsvorhaben sukzessive Verbesserungen und Weiterentwicklungen des hauseigenen viskoplastischen konstitutiven Modells „KORA“ [SAM06, SIM09, CUI13, KON14].

Zur Validierung der Modellvorhersagen steht neben diversen TMF-Prüfständen auch ein biaxiales Hochtemperaturprüfsystem zur Verfügung. Dieser Prüfstand wurde in den letzten Jahren kontinuierlich um die Möglichkeit der Durchführung von TMF-Versuchen (um 3 Achsen justierbare Induktionsspuleneinheit), der versuchsbegleitenden und synchronen optischen Dehnungsfeldmessung (ARAMIS System der Firma GOM), der

Detektion und Vermessung von Anrissen mittels eines Wechselstrompotentialensondensystems (Fa. MATELECT) sowie eines biaxialen Stirnseitenextensometers (vgl. Bild 3) erweitert. Mit diesem Aufbau wurden bisher zahlreiche Validierungsversuche zur Kalibrierung und Absicherung von heute in der Industrie angewendeten Materialmodellen erfolgreich durchgeführt. Die folgenden Beschreibungen orientieren sich an den Ausführungen in [KON17].

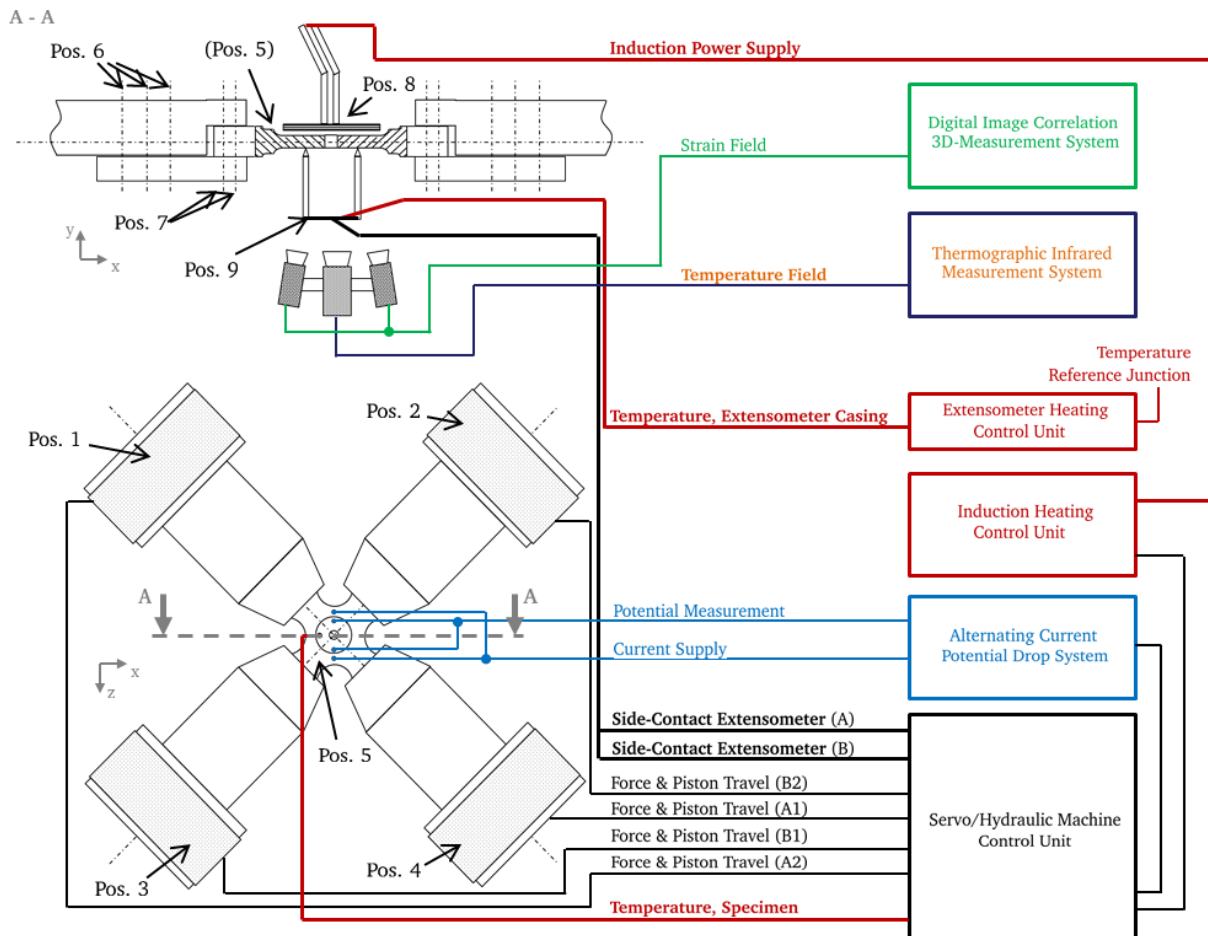


Bild 3: Versuchsaufbau: Biaxial belastete Dehnwechselversuche [KON17];
 Dicke Linien, fettgedruckte Bezeichnungen: Regelgrößen,
 Dünne Linien, normalgedruckte Bezeichnungen: Messgrößen;
 Pos. 1-4: Belastungsstrang mit vier Aktuatoren, Pos. 5: Kreuzprobe,
 Pos. 6: Reibschlüssige Schraubverbindung (Laststrang - Spannteil),
 Pos. 7: Reibschlüssige Schraubverbindung (Spannteil - Kreuzprobe),
 Pos. 8: Induktionsspule, Pos. 9: Biax Seitenkontakt Extensometer]

Die in der Mitte der Prüfmaschine positionierte Kreuzprobe ist an vier Stellen reibschlüssig mit den Spannteilen verbunden. Die reibschlüssige Verbindung wird durch entsprechend definiert vorgespannte Schraubverbindungen realisiert. Die Spannteile sind ihrerseits an vier servo-hydraulischen Aktuatoren mit entsprechenden

Kraftmessdosen montiert, welche einzeln angesteuert werden können. Dadurch werden zwei Belastungsachsen realisiert, die im Folgenden mit Achse A und Achse B bezeichnet werden. An der Lastaufbringung sind damit zwei Aktuatoren pro Achse (A1, A2 & B1, B2, vgl. Bild 3) beteiligt. Damit das Zentrum der Kreuzprobe stets hinsichtlich seiner Position unverändert verbleibt, ist eine entsprechende regelungstechnische Verknüpfung der Aktuatoren notwendig und umgesetzt. Die Kraftsignale sowie die Signale der Verfährwege der Kolben der sich jeweils gegenüberstehenden Aktuatoren werden dazu im Sinne einer Regelungslogik zu einer Modalregelung verknüpft.

Demzufolge zeigen nur die Aktuatoren A2 und B2 die wahren Werte der Kräfte und Verschiebungen an und stellen somit potenzielle Regelgrößen dar. Die Kräfte und Wege der Aktuatoren A1 und B1 hingegen werden zu Null bzw. zu einem sich zeitlich nicht ändernden Wert geregelt.

Zur Realisierung einer Dehnungsregelung ist wie bereits angedeutet der Einsatz eines Seitenextensometer-Systems möglich. Anders als im einachsigen Fall besteht das Seitenextensometer aus vier mit Spitzen versehenen Keramikstäben, die entsprechend auf die Stirn- bzw. Vorderseite der Kreuzprobe angepresst werden. Über ein beheiztes Blattfeder- und Hebelarmsystem kann so die Verschiebung in der Mitte der Kreuzprobe in Bezug auf einen Referenzabstand im Bereich von 10 mm oder 13 mm für die Achse A sowie die Achse B getrennt vermessen und geregelt werden.

Zur Realisierung einer geeigneten Temperaturverteilung ist nahe der Rückseite der Kreuzprobe ein entsprechender Induktor platziert. Dieser wird über einen vorgeschalteten Hochfrequenzschwingkreis mit einem Wechselstrom beaufschlagt. Je nach Leitfähigkeit des Materials, Wahl der Vorspule sowie Anzahl und Kapazität vorgeschalteter Kondensatoren kann eine Frequenz zwischen 80 kHz und 150 kHz eingestellt werden. Die resultierende Eindringtiefe erlaubt eine hinsichtlich der Dickenverteilung nahezu gleichmäßige Wärmezeugung in der Kreuzprobe.

Zusätzlich kann ein in [KON17] entwickeltes Dreiachs-Verstell Schlittensystem (vgl. Bild 4), verwendet werden, um den Abstand zur Probe sowie die vertikale und horizontale Position des Induktors entsprechend fein einstellen zu können. Durch diese Maßnahme wird eine entsprechende Wiederholgenauigkeit erreicht, sodass bei einer Versuchsserie nahezu identische Temperaturverteilungen in entsprechend kurzer Zeit und reproduzierbar eingestellt werden können.

Zur Regelung der Temperatur ist ein Thermoelement per Punktschweißung exzentrisch zur Probenmitte hin platziert, wobei ein Schweißpunkt auf der Vorderseite und ein Schweißpunkt auf der Rückseite angebracht ist. Diese Art der Thermoelementapplikation stellt zugleich sicher, dass bei eventuellem Lösen der Thermoelemente von der Probe und entsprechendem Kontaktverlust der Thermowiderstand, anders als bei einer

konventionellen Anordnung, gegen unendlich geht. Damit steigt die angezeigte Temperatur sofort an, sodass der Regler die Leistung der Spule unmittelbar verringert und so ein unkontrolliertes Überhitzen der Probe verhindert wird. Die Kalibrierung des Thermoelements sowie die Einstellung des Temperaturfelds geschehen mittels vorab durchgeführter thermografischer Messungen. Durch geeignete Wahl der Parameter einer entsprechenden Korrekturfunktion des Thermoelements kann der Temperaturanzeigewert so verändert werden, dass sich die Messung im Einklang mit dem Thermografie-Ergebnis im Bereich der Mitte der Kreuzprobe befindet. Um bezüglich der thermografischen Messung einen definierten Emissionsgrad realisieren zu können, wird die Stirnseite der Kreuzprobe vor dem Probeneinbau mit einem temperaturstabilen Lack präpariert.

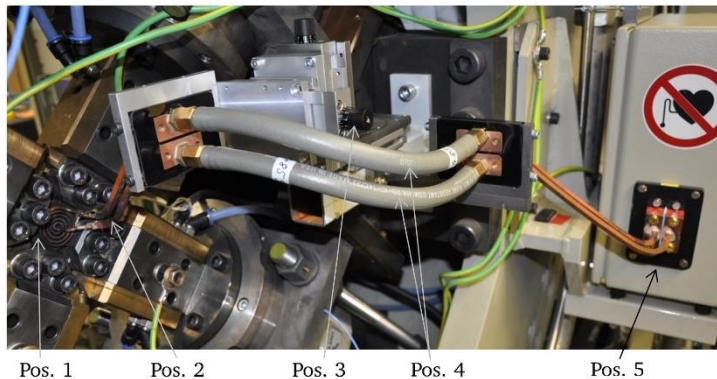


Bild 4: Positioniervorrichtung der Induktionsspule; Pos. 1: Eingebaute Kreuzprobe, Pos. 2: Vorderer Induktor mit Spulenwicklungen, Pos. 3: Dreiachs-Verstellsystem, Pos. 4: Flexible, wassergekühlte Hochfrequenzschlauchverbindung, Pos. 5: Induktor-Schwingkreisgenerator mit starrer Induktorzuleitung

Auf Basis verschiedener Tests wurde im Zuge der vergangenen Jahre ein geeigneter Lack ausgewählt und hinsichtlich seines Emissionsgrades vermessen. Der hier verwendete Thermolack wurde von der Firma Rolls-Royce Deutschland zur Verfügung gestellt. Durch interne Untersuchungen konnte stichpunktartig gezeigt werden, dass der verwendete Lack nicht nachweisbar mit dem Probenmaterial wechselwirkt, sodass von einer Beeinflussung der Lebensdauer der Probe durch den Thermolack nicht auszugehen ist.

3. FEM-basierte Versuchsauslegung

Bei Verwendung der biaxialen Prüfmaschine innerhalb des Biaxial-Prüfstands ist es erforderlich, mit Hilfe einer strukturmechanischen Berechnung die für eine entsprechend festzulegende Zielgröße erforderlichen Kräfte oder Extensometer-Verschiebungen zu ermitteln. Hierfür kommt die FEM zum Einsatz. Die Standard-Geometrie der am IfW der TU Darmstadt verwendeten Kreuzproben kann Bild 5 entnommen werden. Ebenfalls dargestellt ist eine optimierte Variante, welche in [ROM15] entwickelt wurde und in Kapitel 5 näher diskutiert wird.

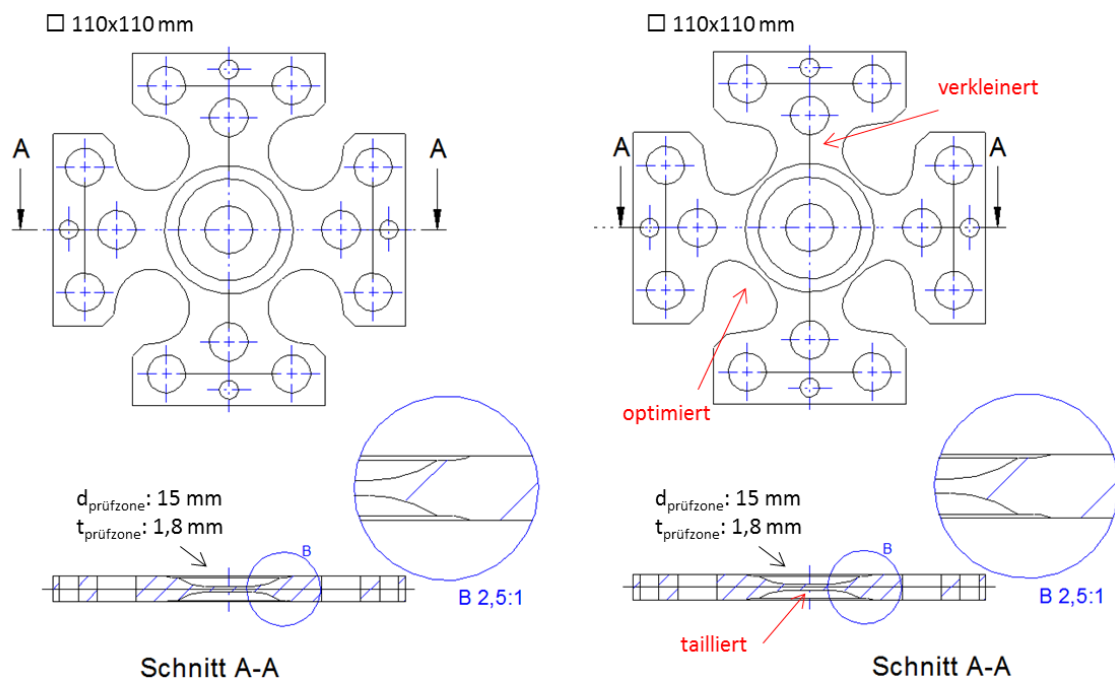


Bild 5: Am IfW eingesetzte Standard-Kreuzprobe (links), sowie eine für hohe Prüfkräfte im Rahmen von [ROM15] optimierte Version (rechts)

Zur Abschätzung zu erwartender Beanspruchungssituationen bei unterschiedlichen Versuchsparametern und insbesondere der als Regelgrößen dienenden Extensometerdehnungen $\varepsilon_{\text{Ext,AxisA/B}}$ dienen strukturmechanische Berechnungen auf Basis eines 3D FEM-Achtelmodells der Kreuzprobe, wie es in Bild 6 dargestellt ist. Im ersten Schritt wird das Temperaturfeld des Probenkörpers in der Prüfzone bei der Designberechnung experimentell und simulativ berücksichtigt. Hierzu wird das Temperaturprofil mittels einer Wärmebildkamera aufgezeichnet und über definierte Abschnitte auf das 3D Modell abgebildet.

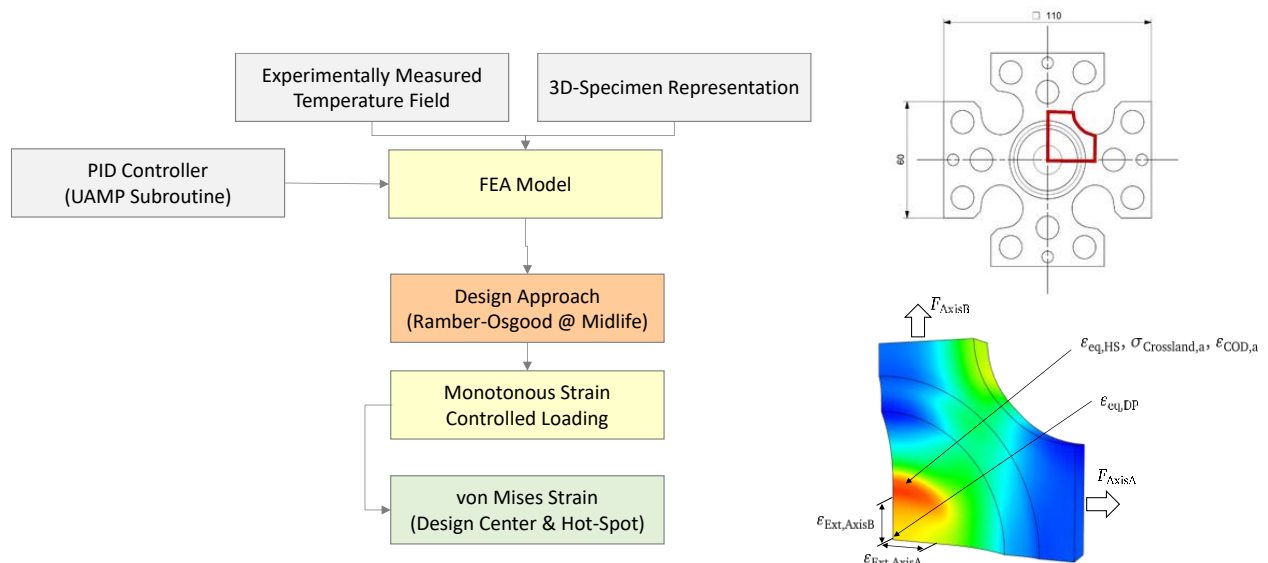


Bild 6: Berechnungsablauf und FEM Achtelmodell der Kreuzprobengeometrie zur Auslegung definierter Versuchskonfigurationen

Unter Verwendung einer Fließkurvenbeschreibung nach Ramberg-Osgood wird mittels einer Subroutine anschließend im Rahmen der strukturmechanischen Berechnung eine Dehnungsregelung simuliert, wie sie auch in der Realität umgesetzt ist. Die Vorgabe entsprechender Verschiebungsamplituden der Extensometerpunkte liefert als Ergebnis eine Vergleichsdehnschwingbreite $\Delta \varepsilon_{eq,DP}$ im Zentrum der Probe, im sog. „Design-Point“, welche als Parameter zur Beschreibung der Beanspruchungsgrößenordnung dient. An diese Vergleichsdehnschwingbreite sind die entsprechenden Extensometerdehnungen gekoppelt, welche bei der Versuchseinstellung je nach Biaxialextensometer in Werte für die Verschiebungen auf beiden Achsen konvertiert und als Regelgrößen festgelegt werden können.

Hinsichtlich der Vergleichsdehnschwingbreite $\Delta \varepsilon_{eq,DP}$ im Design-Point ist jedoch zu vermerken, dass der Design-Point unabhängig des Achsverhältnisses nicht zwangsläufig die Stelle der Prüfzone ist, welche der höchsten Beanspruchung ausgesetzt ist. Stattdessen kann an einer zum Design-Point örtlich versetzten Stelle der Ort der höchsten Beanspruchung liegen. Dieser ist mit „Hot-Spot“ bezeichnet ($\varepsilon_{eq,HS}$). Vor diesem Hintergrund können die Vergleichsdehnschwingbreiten im Design- und Hot-Spot bei jedem Versuch verglichen und in Abhängigkeit der Ausprägung des in der Prüfzone induzierten Risses gegenübergestellt werden.

4. Entwicklungen und Ergebnisse am Werkstoff G17

Wie bereits einleitend erwähnt erfolgten die Untersuchungen an zwei Werkstoffen. Einem 1%Cr-Stahl als Gussvariante, welcher vorwiegend als Gehäusewerkstoff bspw. in stationären Gas- und Dampfturbinen Anwendung findet sowie dem Werkstoff Allvac718Plus auf welchen im sich anschließenden Kapitel 5 näher eingegangen wird. In diesem Kapitel werden demnach die erzielten Ergebnisse am 1%Cr-Gussstahl zusammengefasst. Offiziell wird der Werkstoff nach Stahlnorm mit der Bezeichnung G17CrMoV5-10 und hier und im Folgenden mit dem Akronym G17 bezeichnet. Das Material wurde als Gussblock vom Industriepartner Siemens Energy bereitgestellt. Eine Übersicht der beiden angelieferten Gussblöcke, zusammen mit dem angedeuteten Probenentnahmeplan, zeigen Bild 7 und Bild 8.

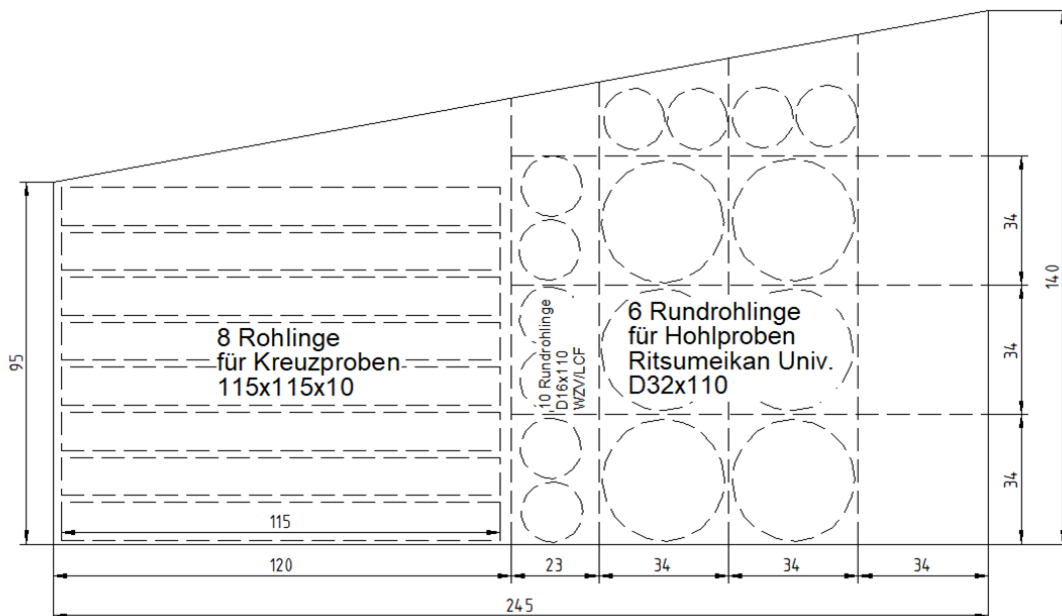


Bild 7: Säge und Entnahmeplan, Gussblock-1 G17

Im Wesentlichen deuten die Pläne die Entnahme von Rohlingen zur Fertigung von Kreuzproben an. Darüber hinaus sind Rohlingsentnahmepositionen für Warmzug (WZV) und LCF (Versuche) angedeutet, welche zur Grundcharakterisierung des Werkstoffverhaltens verwendet, worden sind. Zusätzlich erfolgten ergänzende Untersuchungen zum mehrachsigen Verhalten an Hohlproben an der Ritsumeikan University in Japan, welche im Unterauftrag des Industriepartners Siemens Energy durchgeführt worden sind.

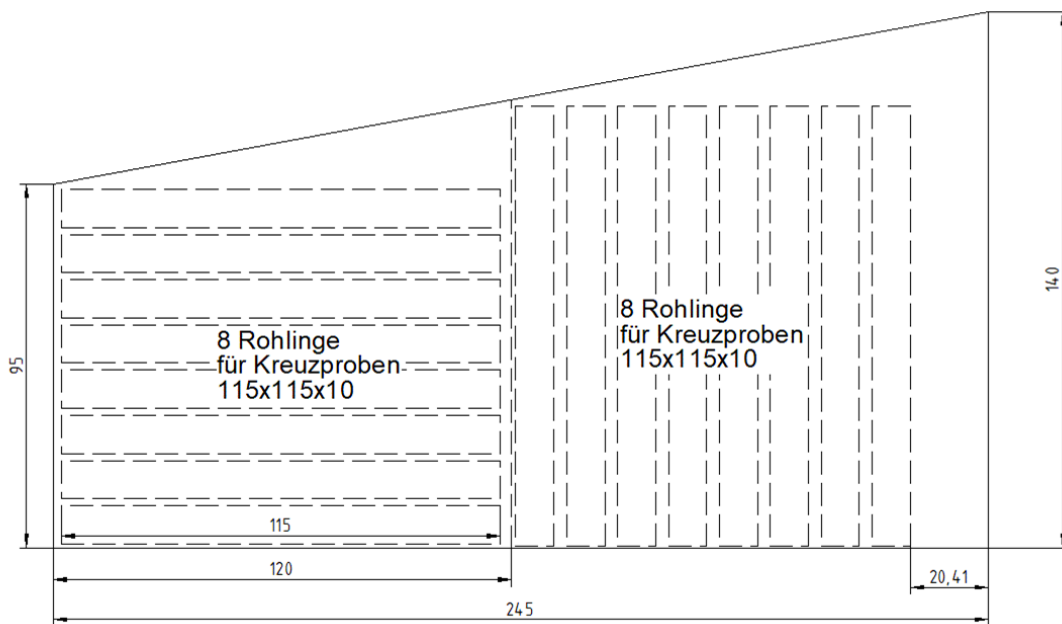


Bild 8: Säge und Entnahmeplan, Gussblock-2 G17

Innerhalb der IfW Darmstadt internen Werkstoffdatenbank LAMBDA wurde der Werkstoff mit dem laborinternen aber damit rückverfolgbaren Kurzzeichen sGZ angelegt. Das Gefüge wurde metallografisch charakterisiert. Die ermittelte mittlere Korngröße entspricht 7.6 – 9.6 entsprechend der ASTM E112 [ASTM]. Entsprechende Beispielaufnahmen sind in Bild 9 dargestellt.

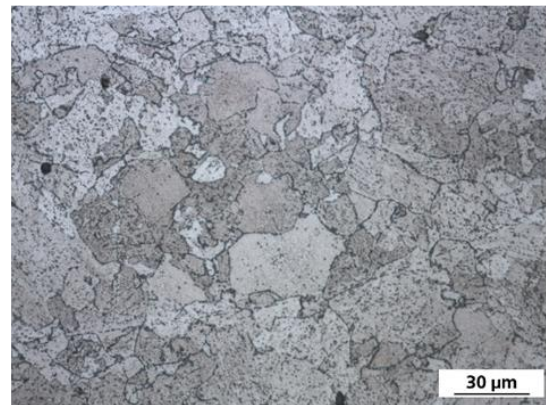
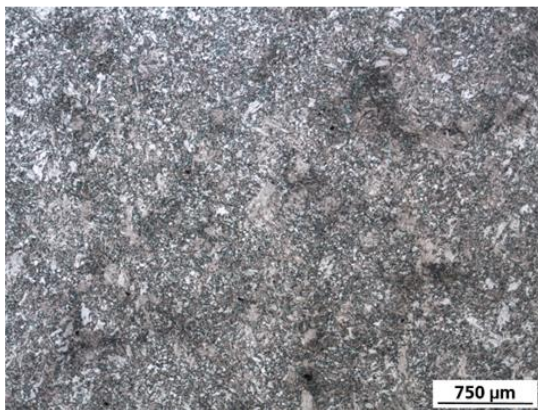
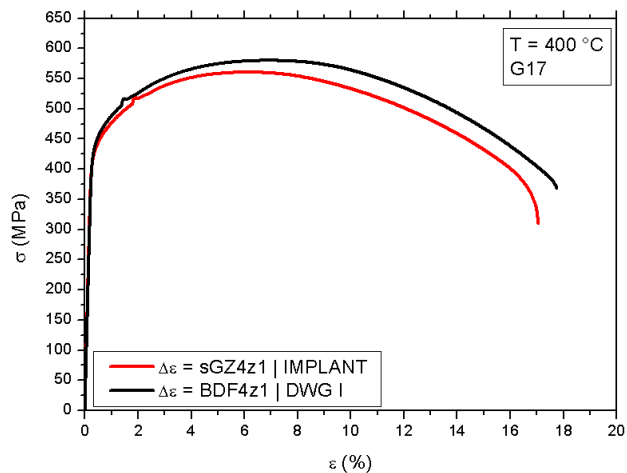


Bild 9: Metallografische Aufnahme der Mikrostruktur

Bild 10 zeigt die Ergebnisse zur Einordnung der gelieferten Werkstoffcharge. Die Verteilungen der Legierungselemente befinden sich allesamt innerhalb der Normstreuebänder. Das Ergebnis eines bei 400 °C durchgeführten Warmzugversuchs sowie der in Tabellenform angegebene E-Modul und die Mindestzugfestigkeit zeigen leichte Abweichungen von einer weiteren Schmelze, welche innerhalb eines öffentlich geförderten Vorhabens namens „Dickwandige Gehäuse (DWG I)“ [DWG15] untersucht worden ist. Die Abweichungen befinden sich allerdings im Rahmen üblicher Größenordnungen für Gusswerkstoffe. Für die nachfolgenden Untersuchungen wird ausschließlich die Schmelze sGZ verwendet, sodass die Versuchsergebnisse

untereinander konsistent und vergleichbar sind.

Element	sgz wt.-%	Datasheet*	
		wt.-%	
		min	max
C	0,193	0,15	0,20
Si	0,505	-	0,60
Mn	0,696	0,50	0,90
P	0,011	-	0,020
S	<0,01	-	0,015
Cr	1,308	1,20	1,50
Mo	1,048	0,90	1,10
Ni	0,174	-	0,40
Al (ges.)	0,027	-	-
Co	0,019	-	-
Cu	0,051	-	0,30
Nb	<0,01	-	-
Ti	0,014	-	-
V	0,242	0,20	0,30



	E (GPa)	R _m (MPa)
sGZ4z1	193.8	561
BDF4z1	181.9	580.2

* Material composition of the melt analysis according to Stahlschlüssel 2016.

Bild 10: Ergebnisse zur Einordnung der gelieferten Werkstoffcharge

Die Untersuchungen zum Einfluss der Mehrachsigkeit auf die Anrisslebensdauer gliedern sich entsprechend des Forschungsantrags in fünf unterschiedliche Teilaspekte, welche in die nachfolgenden Unterkapitel aufgeteilt sind.

4.1 Einfluss der Mehrachsigkeit in Dehnungsregelung

In diesem Unterkapitel sind die durchgeführten Versuche zur isolierten Untersuchung des Einflusses eines variierenden Achsverhältnisses auf die Anrisslebensdauer zusammengefasst. In Summe wurden 13 gültige Versuche bei einer Prüftemperatur von 400 °C sowie vier weitere Versuche bei einer zweiten Prüftemperatur von 500 °C durchgeführt. Bild 11 und Bild 12 zeigen die entsprechenden Prüftabellen.

Das Achsverhältnis ist hierbei und im Folgenden als der Quotient der Dehnungsamplituden der beiden Lastachsen A und B definiert und in der Tabelle mit „Principal Strain Ratio“ bezeichnet.

$$\phi = \frac{\epsilon_{\text{AxisA}}}{\epsilon_{\text{AxisB}}} = \frac{\epsilon_{III}}{\epsilon_I} \quad (6)$$

Darüber hinaus findet sich in der Tabelle die Angabe der Vergleichsdehnungsschwingbreite für den Design-Point (DP) sowie für den Hot-Spot (HS), vgl. Kapitel 3. Aus der ebenfalls aufgeführten Angabe der Extensometer-, sprich der Vorgabedehnungen für die Achsen A und B, kann das realisierte Achsverhältnis auch noch einmal veranschaulicht werden. Die im Versuch erzielte Anrisswechselzahl ist als Faktor im Vergleich zu einer einachsigen Referenzanrisskennlinie angegeben, auf die

4 Entwicklungen und Ergebnisse am Werkstoff G17

später im Text noch einmal näher eingegangen wird.

Test-ID	Temperature	Principal Strain Ratio	Design Point Strain Range	Hot-Spot Strain Range	Extensometer Strain Amplitude Axis A	Extensometer Strain Amplitude Axis B	Normalised Cycles at 5% Load-Drop
[-]	T [°C]	ϕ [-]	$\Delta\epsilon_{eq,DP}$ [-]	$\Delta\epsilon_{eq,HS}$ [-]	$\epsilon_{Ext,AxisA}$ [%]	$\epsilon_{Ext,AxisB}$ [%]	$\frac{N_{i,Biax,5\%}}{N_{i,Uniax,5\%}(\Delta\epsilon_{eq,HS})}$ [-]
sGZ4df1	400	1.0	0.833 $\Delta\epsilon$	0.85 $\Delta\epsilon$	0.171	0.171	4.52
sGZ4df11	400	1.0	$\Delta\epsilon$	1.02 $\Delta\epsilon$	0.198	0.198	1.58
sGZ4df3	400	1.0	1.33 $\Delta\epsilon$	1.38 $\Delta\epsilon$	0.252	0.252	2.78
sGZ4df24	400	0.5	$\Delta\epsilon$	1.13 $\Delta\epsilon$	0.259	0.129	1.71
sGZ4df23	400	0.5	1.33 $\Delta\epsilon$	1.53 $\Delta\epsilon$	0.331	0.165	0.86
sGZ4df9	400	0.0	0.66 $\Delta\epsilon$	0.72 $\Delta\epsilon$	0.208	0.0	1.60
sGZ4df8	400	0.0	$\Delta\epsilon$	1.17 $\Delta\epsilon$	0.315	0.0	1.55
sGZ4df4	400	0.0	1.33 $\Delta\epsilon$	1.64 $\Delta\epsilon$	0.419	0.0	1.95
sGZ4df10	400	-0.5	0.75 $\Delta\epsilon$	0.76 $\Delta\epsilon$	0.216	-0.108	1.33
sGZ4df12	400	-0.5	$\Delta\epsilon$	1.02 $\Delta\epsilon$	0.286	-0.143	1.86
sGZ4df6	400	-0.5	1.33 $\Delta\epsilon$	1.4 $\Delta\epsilon$	0.389	-0.195	1.51
sGZ4df7	400	-1.0	$\Delta\epsilon$	1.0 $\Delta\epsilon$	0.230	-0.230	5.37
sGZ4df5	400	-1.0	1.33 $\Delta\epsilon$	1.38 $\Delta\epsilon$	0.315	-0.315	3.81

Bild 11: Durchgeführte Versuche an Kreuzproben ohne Haltezeit unter Variation des Achsverhältnisses, 400 °C, Werkstoff G17

Test-ID	Temperature	Principal Strain Ratio	Design Point Strain Range	Hot-Spot Strain Range	Holdtime (tension / compression)	Extensometer Strain Amplitude Axis A	Extensometer Strain Amplitude Axis B	Normalised Cycles at 5% Load-Drop
[-]	T [°C]	ϕ [-]	$\Delta\epsilon_{eq,DP}$ [-]	$\Delta\epsilon_{eq,HS}$ [-]	$t_{h,t}/t_{h,c}$ [min/min]	$\epsilon_{Ext,AxisA}$ [%]	$\epsilon_{Ext,AxisB}$ [%]	$\frac{N_{i,Biax,5\%}}{N_{i,Uniax,5\%}(\Delta\epsilon_{eq,HS})}$ [-]
sGZ5df1	500	1.0	$\Delta\epsilon$	1.03 $\Delta\epsilon$	0/0	0.195	0.195	2.73
sGZ5df2	500	0.0	$\Delta\epsilon$	1.30 $\Delta\epsilon$	0/0	0.319	0.0	1.13
sGZ5df4	500	-0.5	$\Delta\epsilon$	1.02 $\Delta\epsilon$	0/0	0.289	-0.145	5.34
sGZ5df3	500	-1.0	$\Delta\epsilon$	1.02 $\Delta\epsilon$	0/0	0.232	-0.232	2.46

Bild 12: Durchgeführte Versuche an Kreuzproben ohne Haltezeit unter Variation des Achsverhältnisses, 500 °C, Werkstoff G17

Das im Versuch realisierte Temperaturfeld ist inkl. relevanter Angaben zur Homogenität des Feldes in Bild 13 dargestellt.

Zur weiteren Veranschaulichung der erzielten Detailergebnisse sind nachfolgend entsprechende Versuchsergebnisse und Verläufe gezeigt.

Bild 14 zeigt die im Versuch sGZ4df1 gemessenen Amplituden der Kraftspitzenwerte als Funktion der absolvierten Lastwechselzahl N . Als Anrisskriterium wurde, angelehnt an etablierte Normen und Regelwerke, ein 5%-iger Lastabfall ausgewertet.

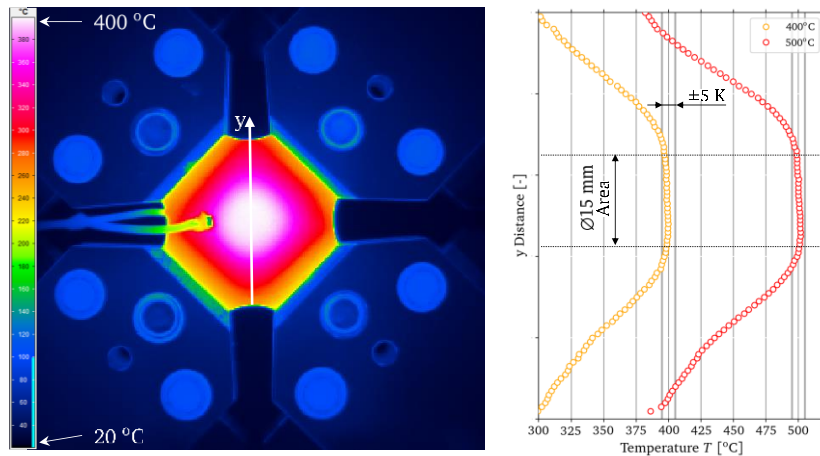


Bild 13: Beispielergebnisse der realisierten Temperaturfelder für die zwei Ziel-Prüftemperaturen

Der Anrissort sowie die generelle Darstellung des erzielten Anrisses ist in Bild 15 dargestellt. Zusätzlich ist ein Ausschnitt der berechneten Verteilung der Vergleichsdehnung überlagert. Zu sehen ist, dass im Bereich des Zentrums der Probe die Vergleichsdehnung homogen verteilt ist. Demzufolge ist kein spezifischer Anrissort zu erwarten gewesen. Der Anriss bildet sich in der Realität tatsächlich auch in diesem Fall ohne spezifische Vorzugsorientierung im Bereich der Probenmitte aus.

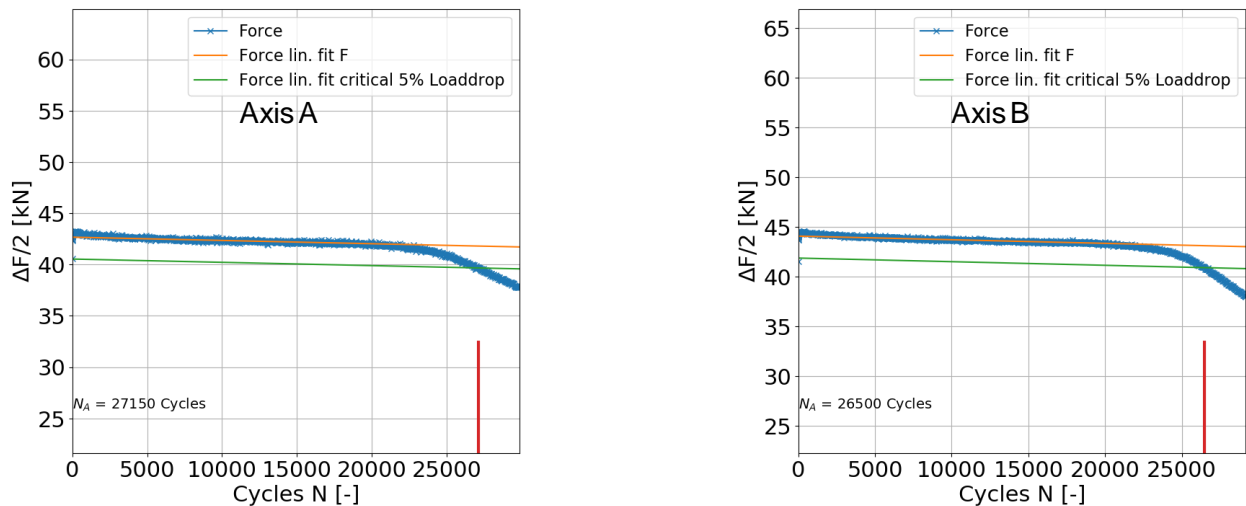


Bild 14: Kraftspitzenwertverläufe, Versuch sGZ4df1

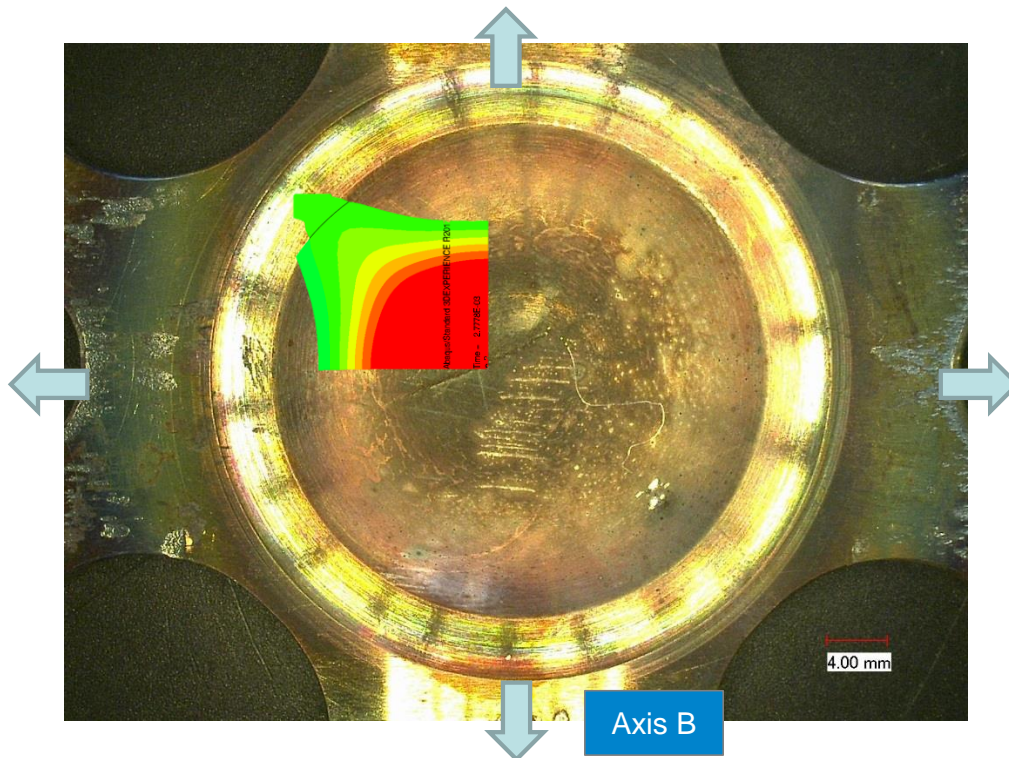


Bild 15: Anrissbefund und Anrissort inkl. überlagerte Verteilung der Vergleichsdehnung bei Maximallast, Versuch sGZ4df1

Im Vergleich dazu zeigt Bild 16 die im Versuch sGZ4df7, also mit einem Achsverhältnis von -1 gemessenen Amplituden der Kraftspitzenwerte als Funktion der absolvierten Lastwechselzahl N.

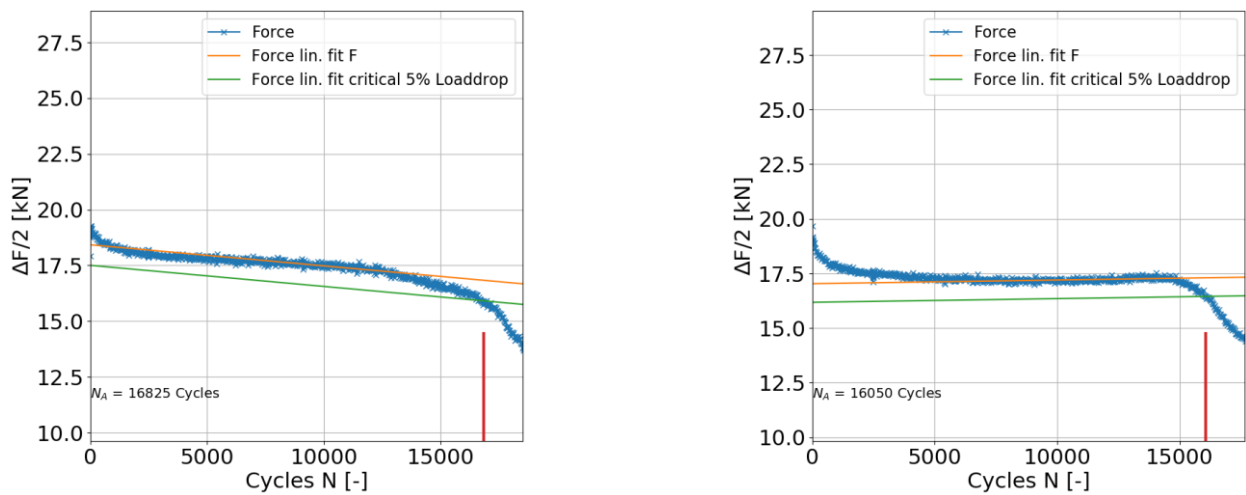


Bild 16: Kraftspitzenwertverläufe, Versuch sGZ4df1

Das Anrissbild sowie der Vergleich mit dem berechneten Dehnungsfeld sind in Bild 17 dargestellt.

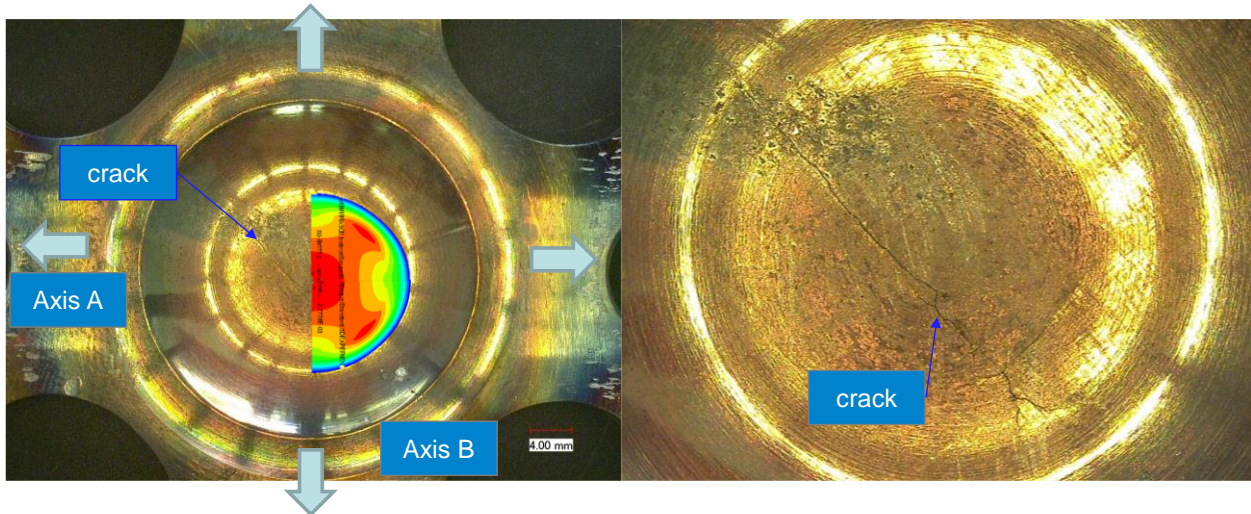


Bild 17: Anrissbefund und Anrissort inkl. überlagerte Verteilung der Vergleichsdehnung bei Maximallast, Versuch sGZ4df1

Auf einen systematischen Vergleich der Abhängigkeit der Anrissorte vom Achsverhältnis wird in Kapitel 4.4 zusammen mit den ebenfalls durchgeführten Kreuzprobenversuchen in Kraftregelung weiter eingegangen.

Die in diesem Schema durchgeführten 13 systematisch geplanten und durchgeführten Versuche an Kreuzproben lassen sich nun in einem gemeinsamen Anrisschaubild eintragen, mit dem Ziel, den für die Auslegung von komplexeren Turbomaschinen u.U. maßgeblichen Einfluss der Mehrachsigkeit bzw. des Achsverhältnisses auf die erzielte Anrisslastwechselzahl zu diskutieren. Dieses für das Vorhaben erste wesentliche sowie entsprechend vielfach publizierte Ergebnis [ERB22, CON22, KON23a, KON23b] ist in Bild 18 dargestellt.

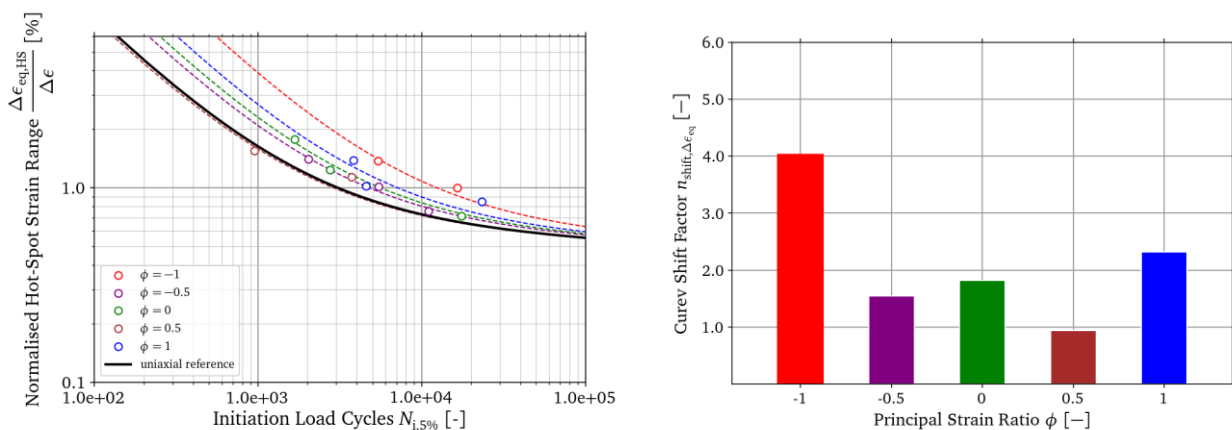


Bild 18: Zum Einfluss des Achsverhältnisses auf die Beschreibungsgüte unter Verwendung der von Mises Vergleichsdehnung (Hot-Spot) (links) sowie abgeleitete „Curve-Shift-Faktoren“ (rechts), G17, 400 °C.

Im linken Teil von Bild 18 ist zunächst als dicke, schwarze und durchgezogene Linie die Referenzanrisskennlinie, ermittelt an glatten, zylindrischen Proben, zu erkennen. Diese Linie wird im Allgemeinen als Anrisskennlinie zur Bauteilauslegung verwendet und

entstammt einer uniaxialen Belastungssituation. Vergleichend dazu sind die Versuchsergebnisse an Kreuzproben im Diagramm als nicht-ausgefüllte Kreise eingetragen. Die unterschiedlichen Farben symbolisieren verschiedene Achsverhältnisse. Klar zu erkennen ist, dass sich alle erzielten Versuchsergebnisse an Kreuzproben rechts von der uniaxialen Referenzkennlinie einordnen lassen. Das bedeutet, dass die Verwendung der Referenzkennlinie im Vergleich zu den verschiedenen realisierten Mehrachsigkeiten bei Verwendung der von Mises Vergleichsspannung zu konservativen Ergebnissen der Anrisswechsellzahl führt. Ebenfalls zu erkennen ist, dass eine systematische Abhängigkeit der Lage der Punkte im Vergleich zur Referenzanrisskennlinie als Funktion des Achsverhältnisses existiert. Um dies zu verdeutlichen, wurde für jedes Achsverhältnis der Faktor bestimmt, mit dem die Referenzanrisskennlinie in Zyklenzahlrichtung verschoben werden müsste, um die erzielten Kreuzprobenergebnisse bestmöglich zu beschreiben. Dieser Faktor wurde als "Curve-Shift-Factor" bezeichnet und ist im rechten Teil von Bild 18 dargestellt. Die Achsverhältnisse von 1 und -1 weisen die höchsten Curve-Shift-Faktoren auf, wohingegen sich die Versuche bei den Achsverhältnissen von -0.5, 0 und +0.5 gut mit der Referenzanrisskennlinie beschreiben lassen, auch wenn ein leichter Offset im Bereich eines Faktors im Mittel von ca. 1.5 geschlussfolgert werden kann. Der Fall eines Achsverhältnisses von -1 zeigt den mit Abstand höchsten Faktor von ca. 4. Dies bedeutet, dass für eine Komponente, welche lokal mit einem Hauptdehnungsverhältnis von -1 beansprucht ist, bei Verwendung der Vergleichsdehnungshypothese nach von Mises eine um Faktor 4 höhere Lebensdauer, basierend auf den hier erzielten Vorhabensergebnissen, zugelassen werden kann.

Zur Überprüfung der Allgemeingültigkeit dieses Ansatzes sind in Bild 19 die Versuchsergebnisse bei 500 °C in gleicher Art und Weise aufgetragen. Zur Erzeugung der gestrichelten Linien für die unterschiedlichen Achsverhältnisse wurden die Curve-Shift-Faktoren aus Bild 18 verwendet. Es zeigt sich, dass diese Vorgehensweise ebenfalls die bei 500 °C durchgeführten Versuche bzw. die Abhängigkeit des Ergebnisses vom Achsverhältnis und damit vom Grad der Mehrachsigkeit gut beschreiben kann.

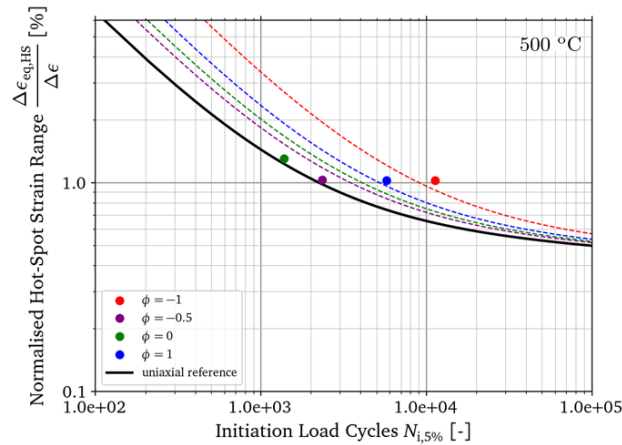


Bild 19: Zum Einfluss des Achsverhältnisses auf die Beschreibungsgüte unter Verwendung der von Mises Vergleichsdehnung (Hot-Spot) unter Verwendung der zuvor abgeleiteten „Curve-Shift-Faktoren“, G17, 500 °C.

Zusammenfassend ist die Beschreibungsgüte unter Verwendung der von Mises Vergleichsdehnung für den Hot-Spot in einem 45°-Diagramm in Bild 20 dargestellt. Ohne Verwendung der Curve-Shift-Faktoren liegen nahezu alle Punkte auf der konservativen Vorhersageseite. Mit den abgeleiteten Curve-Shift-Faktoren ist eine Beschreibung aller Ergebnisse mit einem Streubandfaktor von 2 möglich.

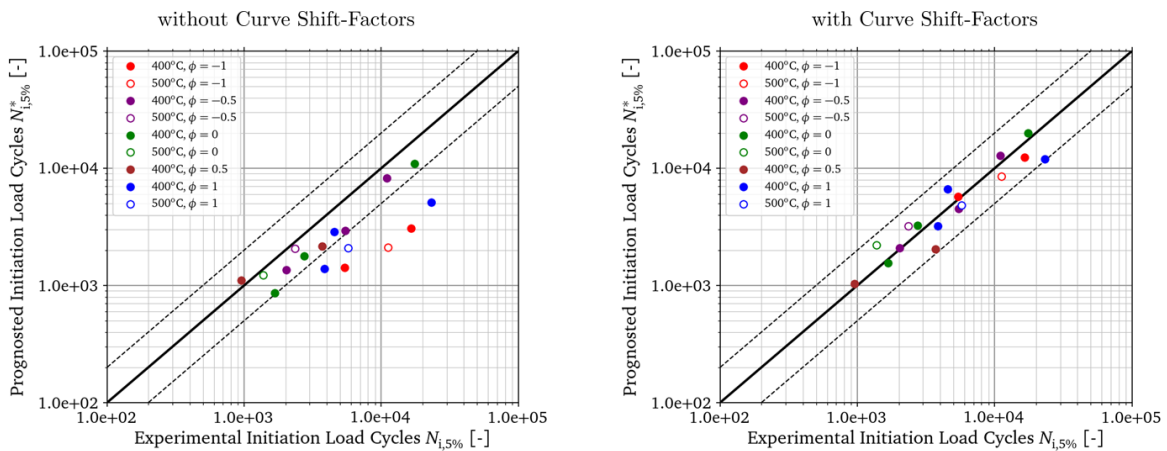


Bild 20: Zur Beschreibungsgüte der Verwendung der von Mises Vergleichsdehnung ohne (links) und mit „Curve-Shift-Faktoren“ (rechts), G17.

4.2 Einschub: Theoretische Modellbildung und Beschreibungsalternativen

Innerhalb des Vorhabens wurden verschiedene Modellbildungs- und Beschreibungsalternativen identifiziert und umgesetzt. Das Ziel dieser Untersuchungen war es zum einen, eine Begründung für die festgestellten, systematischen Abhängigkeiten der Anrisswechselzahlen vom realisierten Achsverhältnis zu finden. Zum anderen wurden von der Industrie Modellgleichungen benötigt, welche implizit die Abhängigkeit der Lebensdauer vom Achsverhältnis in der Lage sind abzubilden, ohne mit

“künstlichen” Curve-Shift-Faktoren arbeiten zu müssen. Innerhalb dieses Kapitels werden diese beiden Ziele mit unterschiedlichen Modellansätzen beleuchtet.

Zunächst sei dazu noch einmal auf die generelle Versuchsauslegung mittels der Anwendung der Finiten Elemente Methode eingegangen. Das in Kapitel 3 vereinfachte Schema wurde für die beschriebenen Untersuchungen, wie in Bild 21 dargestellt, erweitert.

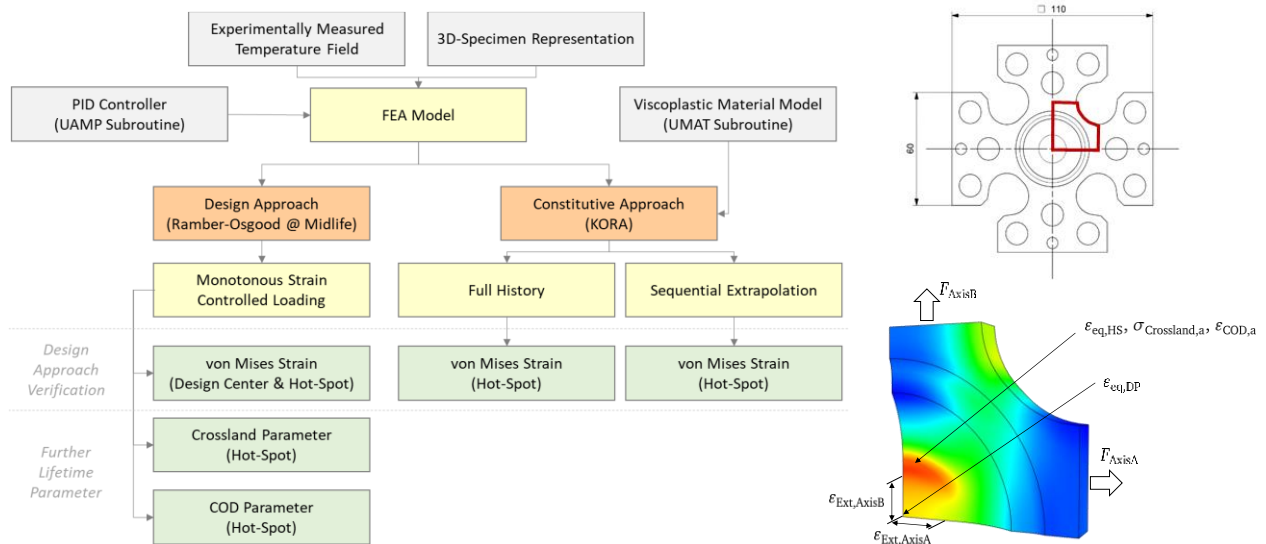


Bild 21: Erweitertes Auslegungs- und Nachbewertungsschema für die durchgeführten Kreuzprobenversuche am Werkstoff G17.

Grundsätzlich können auf Basis des FEM-Modells der Kreuzprobe unter Berücksichtigung der Probengeometrie, des gemessenen Temperaturfeldes und der realisierten Dehnungsregelung innerhalb der FEM bei dem erarbeiteten Schema zwei mögliche Materialmodelle verwendet werden. Zum einen der Ansatz nach Ramberg-Osgood, welcher die Fließkurve bei halber Lebensdauer repräsentiert und der Deformationstheorie folgt. Das Spannungs-Dehnungsverhalten wird hierbei wie ein nichtlinear elastisches Materialverhalten beschrieben. Insofern beschränkt sich dieser Ansatz auf die Möglichkeit der Beschreibung von monotonen Belastungssituationen. Dem gegenüber steht die ebenfalls in diesem Vorhaben umgesetzte Option der Beschreibung des Spannungs-Dehnungsverhaltens mit einem konstitutiven Materialmodell nach der inkrementellen Theorie der Plastizitätslehre. Das Modell beschreibt durch geeignete Verfestigungsregeln und Evolutionsgleichungen die sich einstellende Spannungsdehnungshysterese als Funktion der Zeit bzw. der Zyklenzahl. Dieses Modell namens KORA (vgl. [SAM06, SIM07, SIM09, CUI13, KON14]) wird im Weiteren zunächst benutzt, um die Validität des vereinfachten Ansatzes nach Ramberg-Osgood zu überprüfen. Insbesondere stellte sich hierbei die Frage, ob der vereinfachte Ansatz nach Ramberg-Osgood, welcher implizit mit der Vergleichsspannung und -dehnung nach von Mises arbeitet, für alle realisierten Achsverhältnisse Anwendung

finden kann.

Dazu wurde die innerhalb eines bereits abgeschlossenen Vorhabens [DWG15] an Standard-LCF-Versuchen erarbeitete Modellanpassung für die Prüftemperatur von 500 °C verwendet. Das Modell wurde entsprechend zur Nachrechnung aller Zyklen der bei 500 °C durchgeführten Kreuzprobenversuche bei verschiedenen Achsverhältnissen mit und ohne Anwendung einer sequenziellen Extrapolationsmethode verwendet. Mit Hilfe der bspw. in [KON14] beschriebenen sequentiellen Extrapolationsmethode lässt sich der Rechenzeitaufwand ohne maßgebliche Genauigkeitseinbußen um ca. 70-80% reduzieren. Hintergrund ist, dass nicht jeder Zyklus explizit nachsimuliert wird, sondern auf Basis einzelner Zykluspakete Extrapolationen vorgenommen werden. Die Güte der Extrapolationen wird kontinuierlich durch Rückwärtsinterpolation überprüft und die Schrittweite der Extrapolation anhand entsprechender Gütekriterien gesteuert. Bild 22 zeigt die normalisierten Verläufe der Spitzenwerte der Kreuzprobenversuche bei verschiedenen Achsverhältnissen. In Bild 22 a) sind die experimentell gemessenen Kräfte und in Bild 22 b) die mit Hilfe des KORA-Modells simulierten Kraftverläufe dargestellt. Klar zu erkennen ist, dass die Abhängigkeit der Lage der Kraftspitzenwerttrendlinien vom Achsverhältnis sehr gut durch das inkrementell formulierte KORA-Modell reproduziert wird. In Bild 22 b) ist ebenfalls die Güte der Anwendung der Extrapolationsmethode angedeutet.

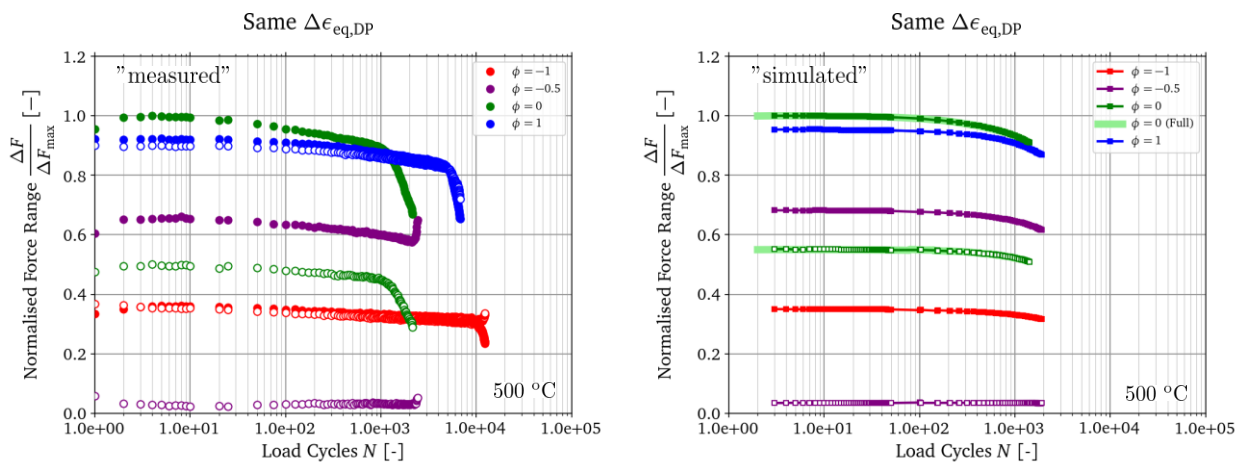


Bild 22: Vergleich der Spitzenwertverläufe a) gemessen, b) mit Hilfe des Materialmodells KORA simuliert, G17, 500 °C.

Für das Achsverhältnis von 0 wurde hier sowohl mit als auch ohne („Full“) Extrapolationsmethode simuliert. Die resultierenden Spitzenwertverläufe der Kraft sind faktisch deckungsgleich.

Zur angesprochenen Untersuchung der Gültigkeit des Ramberg-Osgood-Ansatzes wurden für die nachgerechneten Versuche neben den Spitzenwertverläufen der Kraft auch die Dehnschwingbreiten am Hot-Spot als Funktion der Zyklenzahl ausgewertet und

mit dem Referenzergebnis („Design“) nach Ramberg-Osgood verglichen. Das Ergebnis ist in Bild 23 illustriert.

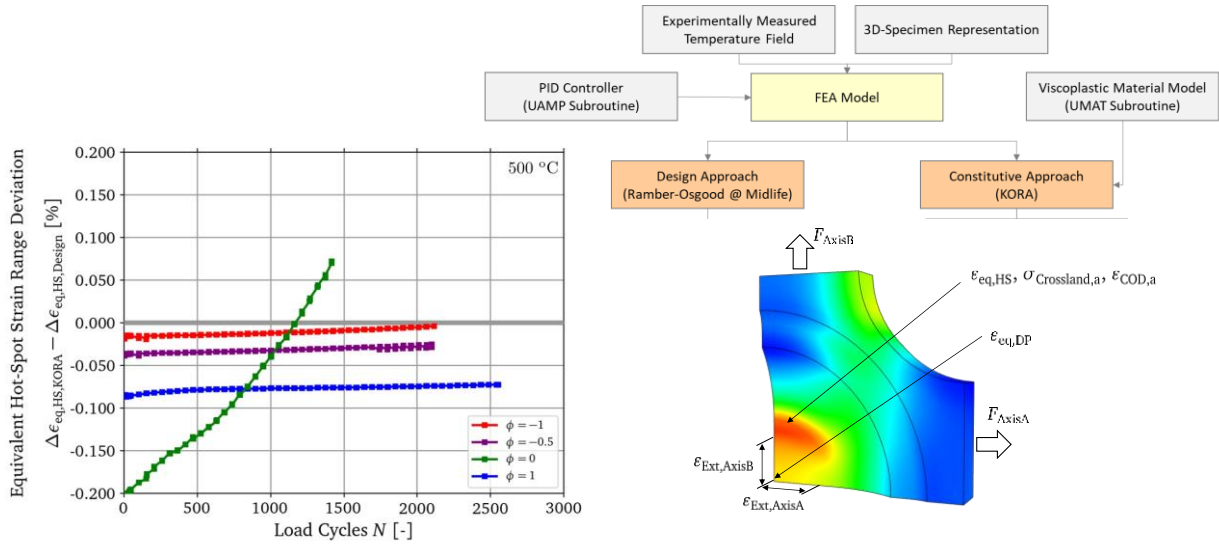


Bild 23: Vergleich der lokalen Hot-Spot Vergleichsdehnungsschwingbreite nach von Mises ermittelt mit KORAsowie Ramberg-Osgood, G17, 500 °C.

Gut zu erkennen ist, dass die Abweichung für alle Achsverhältnisse weniger als 0.2 Prozentpunkte beträgt. Diese Abweichung ist bei Interpretation der Ergebnisse in Form eine Anrisschaubildes gut hinzunehmen und ändert nichts an den grundsätzlich abgeleiteten Aussagen und Tendenzen. Ebenso ist zu sehen, dass im Mittel die Vorhersage nach Ramberg-Osgood, bspw. für den Versuch bei einem Achsverhältnis von 0, gut übereinstimmt. Die Ermittlung der Vergleichsdehnung nach von Mises auf Basis einer vereinfachten Beschreibung nach Ramberg-Osgood kann daher für alle Achsverhältnisse als valide eingeschätzt werden. Ein deutlich komplexeres, inkrementell formuliertes Materialmodell führt hier nicht zu abweichenden Aussagen und Einschätzungen.

Neben der Auswertung der von Mises Vergleichsdehnung für den Design-Point im Zentrum der Probe sowie dem Maximum (Hot-Spot) sind weitere Lebensdauerparameter ausgewertet worden. Der Crossland-Parameter [CRO56] sowie der COD-Parameter [ITO06]. Der Crossland-Parameter wurde zur Bewertung der Mehrachsigkeit im Bereich hochzyklischer Beanspruchungen vorgeschlagen und ebenfalls im Vorhaben „LEBEMAN“ [BAB20] ausgewertet. Dieser spannungsbasierte Parameter lässt sich wie folgt berechnen:

$$\sigma_{a,Crossland} = \frac{\Delta\tau_{oct}}{2} + \alpha \sigma_{h,max} \quad (7)$$

Die sog. Oktaederschubspannung kann über die Hauptspannungen ausgedrückt mit folgendem Zusammenhang ermittelt werden:

$$\tau_{oct} = \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{III} - \sigma_I)^2}, \quad \sigma_h = \frac{1}{3} (\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III}) \quad (8)$$

Die Gleichung der hydrostatischen Spannung ist ebenfalls in Hauptspannungsform entsprechend nochmals angegeben. Der Parameter α ist so anzupassen, dass die Versuchsergebnisse entsprechend gut abgebildet werden.

Der von Itoh und Sakane vorgeschlagene COD-Parameter ist ein dehnungsbasierter Parameter und betrachtet die Mehrachsigkeit über den Grad der Behinderung der Rissöffnung ("Crack Opening Displacement", COD) aufgrund eines vorliegenden Constraints.

$$\epsilon_{\text{COD},a} = \beta (2 - \phi)^{m'} \epsilon_{I,a}^* \quad (9)$$

Zur Berechnung der Hauptdehnungsamplitude ist eine Fallunterscheidung in Abhängigkeit des Achsverhältnisses erforderlich. Die entsprechende Gleichung ist nachfolgend aufgeführt:

$$\epsilon_{I,a}^* = \begin{cases} \epsilon_{I,a}^* & \text{for } -1 \leq \phi \leq 0 \\ (\phi + 1) \epsilon_{I,a}^* & \text{for } 0 < \phi \leq 1 \end{cases} \quad (10)$$

Über die Parameter m' und β kann eine Anpassung an vorhandene Versuchsergebnisse erfolgen.

In Bild 24 ist das Ergebnis der Anwendung des Crossland-Parameters dargestellt. In Bild 24 a) zeigt sich, dass die Versuche prinzipiell gut durch zwei temperaturabhängige Anrisskennlinien mit Bezug auf die Crossland-Spannung beschrieben werden können. Allerdings ist die Steigung dieser Anrisskennlinien extrem flach, was bedeutet, dass kleine Spannungsänderungen zu sehr großen Unterschieden in der vorhergesagten Anrisswechselzahl führen. Die damit verbundene hohe Streuung in der Vorhersage ist in Bild 24 b) im 45°-Diagramm zu erkennen. Zur Einordnung sei erwähnt, dass spannungsbasierte Parameter ohnehin keine Anwendung im niederzyklischen Bereich erfahren sollten. Stattdessen sind dehnungsbasierte Parameter aus naheliegenden Gründen zu bevorzugen.

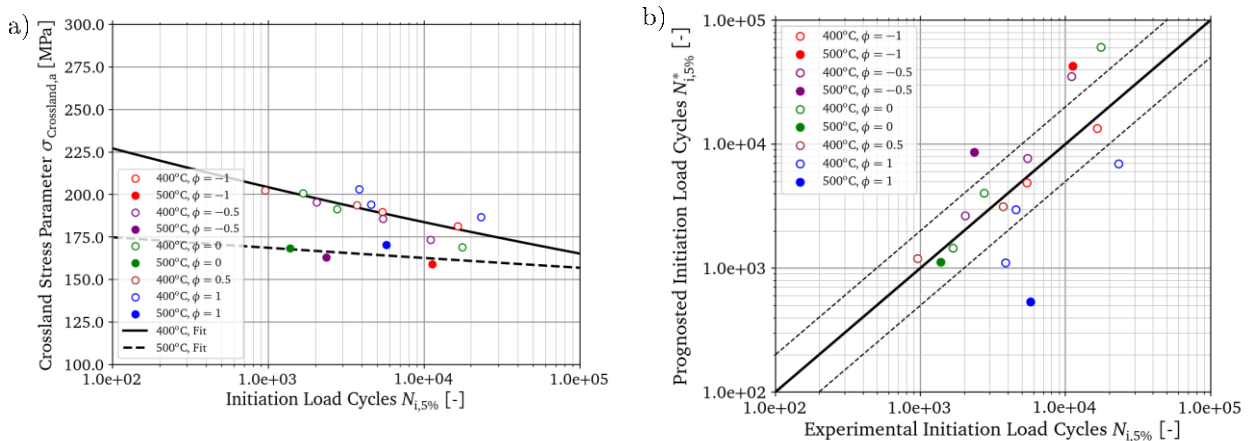


Bild 24: Anwendung des Crossland-Parameters zur Beschreibung der Kreuzproben-Versuchsergebnisse, G17.

Die Beschreibungsgüte des dehnungsbasierten Parameters nach Itoh und Sakane ist in Bild 25 dargestellt. Nach Anpassung der beiden erforderlichen Parameter können alle Versuche innerhalb eines Streubands mit dem Faktor 2 beschrieben werden.

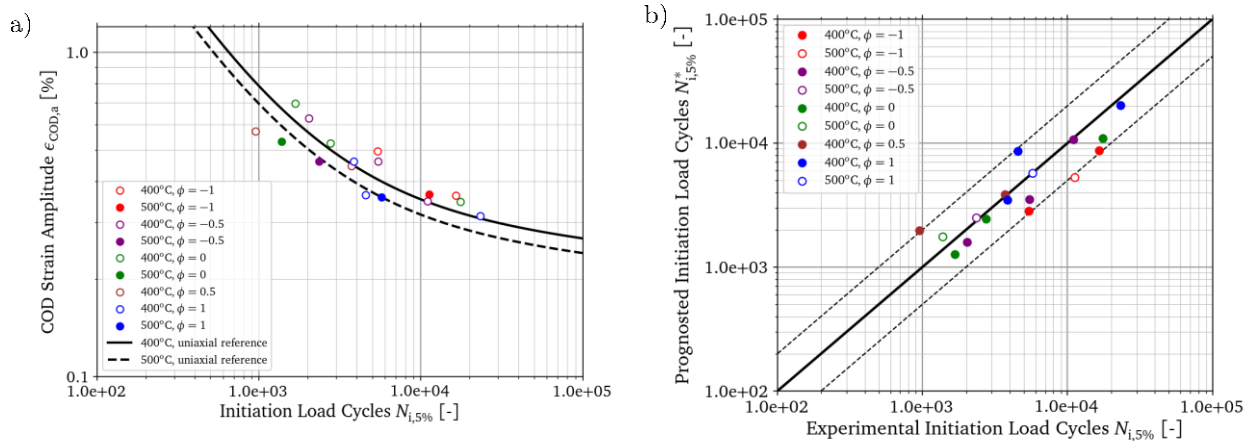


Bild 25: Anwendung des Crossland-Parameters zur Beschreibung der Kreuzproben-Versuchsergebnisse, G17.

Dieser Parameter erlaubt damit implizit die Berücksichtigung des Einflusses des Achsverhältnisses auf die Anrisslastwechselzahl. Allerdings ist eine vorherige Anpassung anhand geeigneter Versuchsdaten erforderlich.

In den nachfolgenden Kapiteln werden die in dieser Passage gezogenen allgemeinen Schlussfolgerungen, im Wesentlichen zur Konservativität der Anwendung der von Mises Vergleichsdehnung in der Praxis, weiter überprüft und abgesichert. Es folgen Betrachtungen zum Einfluss des Beanspruchungstyps.

4.3 Einfluss der Mehrachsigkeit in Kraftregelung

Zur Betrachtung des Einflusses des Beanspruchungstyps auf die Einordnung der Ergebnisse unter Verwendung der von Mises Vergleichsdehnung wurden neben den bereits dargestellten dehnungsgeregelten Kreuzprobenversuchen ebenso Versuche unter Kraftregelung bei einer Prüftemperatur von 400 und 500 °C durchgeführt.

Zu beachten ist, dass die Definition des Achsverhältnisses im Falle der Kraftregelung vom Falle der Dehnungsregelung abweicht. Im Falle der Kraftregelung ist das Achsverhältnis als Quotient der Maximal- bzw. Minimalkräfte der beiden Lastachsen definiert:

$$\phi_F = \frac{F_{\text{AxisA}}}{F_{\text{AxisB}}} \quad (11)$$

Für die Achsverhältnisse von 1 und -1 führen beide Definitionen zu identischen Zyklenformen. Für diesen Fall wurde zur Auslegung der Versuche die Kraftschwingbreite des bereits durchgeführten dehnungsgeregelten Referenzversuchs bei halber Anrisslastwechselzahl als Beanspruchungsgröße für den kraftgeregelten Vergleichsversuch gewählt. Im Falle der ebenfalls realisierten Achsverhältnisse von 0 und -0.5 in Kraftregelung erfolgte die Auslegung mit Hilfe der FEM. Das grundsätzliche Vorgehen ist nochmal in Bild 26 visualisiert.

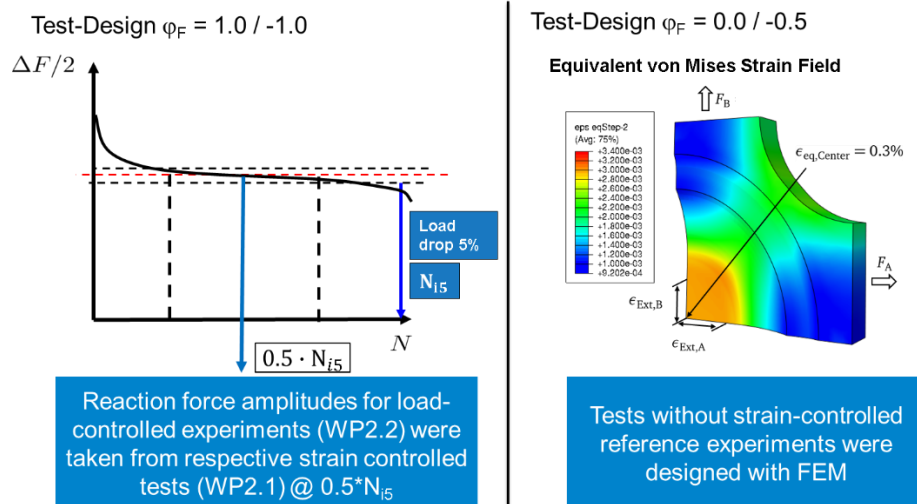


Bild 26: Auslegungsschema für die durchgeführten kraftgeregelten Versuche.

In Summe wurden 8 gültige Versuche durchgeführt. Bild 27 zeigt die dazugehörige Prüftabelle.

4 Entwicklungen und Ergebnisse am Werkstoff G17

Test-ID	Temperature	Principal Strain Ratio	Design Point Strain Range	Hot-Spot Strain Range	Holdtime (tension / compression)	Extensometer Strain Amplitude Axis A	Extensometer Strain Amplitude Axis B	Normalised Cycles at 5% Load-Drop
[-]	T [°C]	ϕ_F	$\Delta\epsilon_{eq,DP}$	$\Delta\epsilon_{eq,HS}$	$t_{h,t}/t_{h,c}$ [min/min]	$\epsilon_{Ext,AxisA}$ [%]	$\epsilon_{Ext,AxisB}$ [%]	$\frac{N_{i,Biax,5\%}}{N_{i,Uniax,5\%}(\Delta\epsilon_{eq,HS})}$ [-]
sGZ4df13	400	1.0	0.88 $\Delta\epsilon$	0.90 $\Delta\epsilon$	0/0	0.185	0.171	2.53
sGZ4df14	400	-1.0	1.00 $\Delta\epsilon$	1.01 $\Delta\epsilon$	0/0	0.231	-0.233	3.78
sGZ4df15	400	0.0	1.03 $\Delta\epsilon$	1.05 $\Delta\epsilon$	0/0	0.149	-0.296	1.55
sGZ4df16	400	-0.5	1.05 $\Delta\epsilon$	1.08 $\Delta\epsilon$	0/0	0.220	-0.267	4.08
sGZ5df5	500	1.0	0.92 $\Delta\epsilon$	0.95 $\Delta\epsilon$	0/0	0.193	0.169	1.51
sGZ5df6	500	-1.0	0.98 $\Delta\epsilon$	1.00 $\Delta\epsilon$	0/0	0.228	-0.229	3.51
sGZ5df7	500	0.0	1.17 $\Delta\epsilon$	1.23 $\Delta\epsilon$	0/0	0.161	-0.341	1.56
sGZ5df8	500	-0.5	1.13 $\Delta\epsilon$	1.17 $\Delta\epsilon$	0/0	0.231	-0.286	3.91

Bild 27: Durchgeführte Versuche an Kreuzproben ohne Haltezeit unter Variation des Achsverhältnisses und in Kraftregelung, Werkstoff G17

Als Versuchsendekriterium wurde ein Anstieg der im Versuch gemessenen Extensometerdehnung, konkret der sich ergebenden Schwingbreite, ausgewertet. In Bild 28 sind die entsprechenden Verläufe der Maschinenachse B dargestellt.

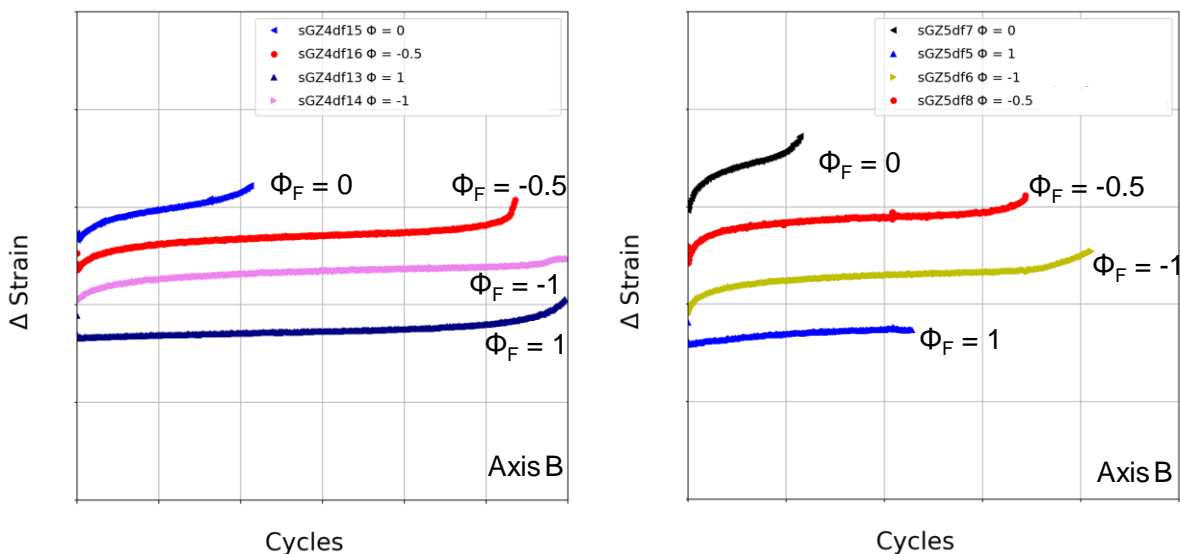


Bild 28: Gemessene, resultierende Schwingbreite der Extensometerdehnung für die durchgeführten kraftgeregelten Versuche an Kreuzproben, Werkstoff G17

Die Einordnung der erzielten Anrisswechselzahlen der durchgeführten Versuche bei 400 °C unter Kraftregelung zeigt Bild 29, zusammen mit den ermittelten Anrisskennlinien unter Verwendung der Curve-Shift-Faktoren. Zu beachten ist, dass die Achsverhältnisse der Kräfte nicht ohne Weiteres in dieses Diagramm eingezeichnet werden können. Zunächst müssen diese in dehnungsbezogene Achsverhältnisse umgerechnet werden. Erfolgt dies, wie in Bild 29 dargestellt, ergibt sich ein konsistentes und zu den Aussagen unter Dehnungsregelung übereinstimmendes Bild.

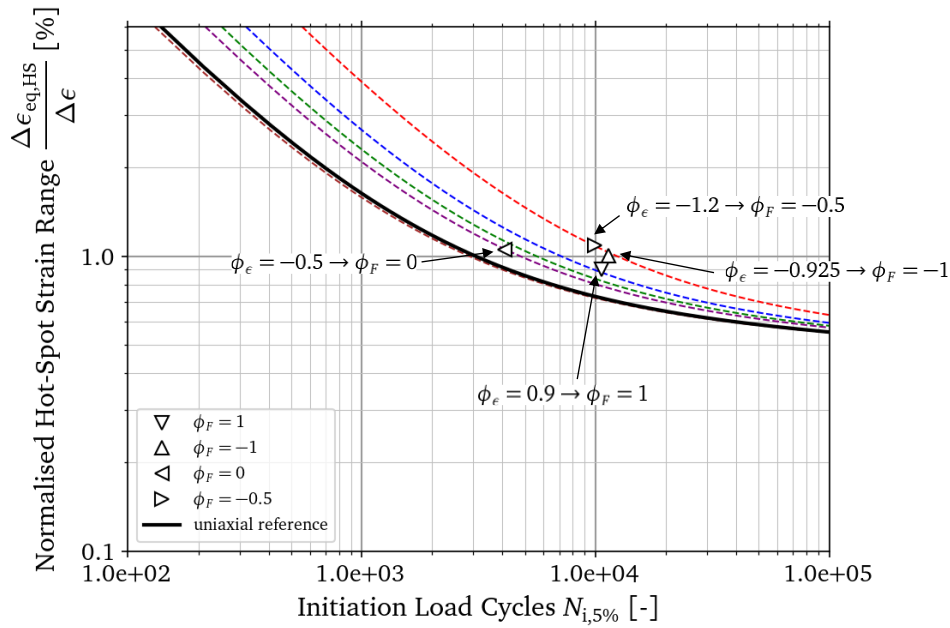


Bild 29: Ermittelte Anrisswechselzahlen in Abhängigkeit des Achsverhältnisses für die durchgeführten Kreuzprobenversuche in Kraftregelung, G17, 400 °C.

Ein ähnlich konsistentes Bild zeigt sich für die Versuche bei 500 °C, welche in Bild 30 dargestellt sind.

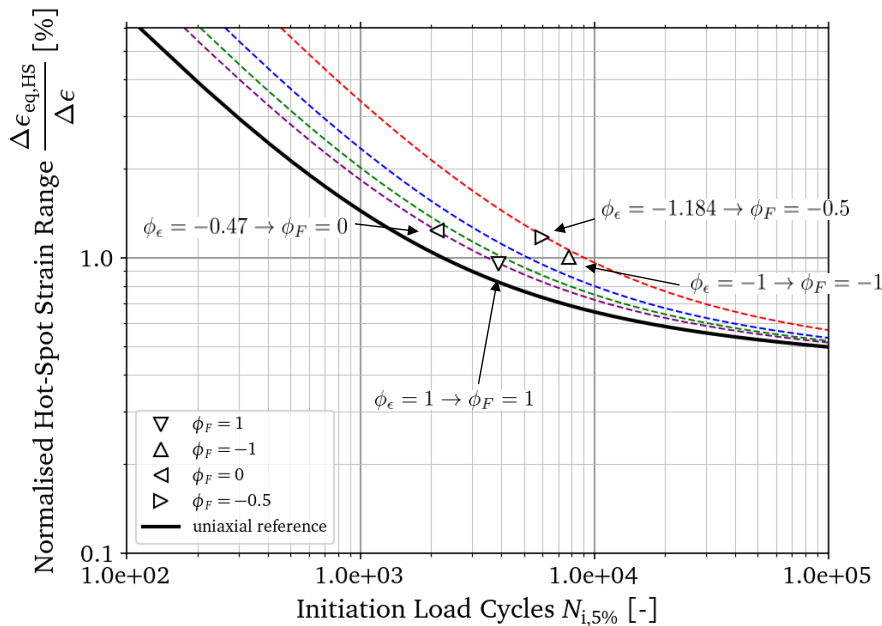


Bild 30: Ermittelte Anrisswechselzahlen in Abhängigkeit des Achsverhältnisses für die durchgeführten Kreuzprobenversuche in Kraftregelung, G17, 500 °C.

4.4 Einschub: Anrissorte

Ergänzend zu den bisher gezeigten beispielhaften Darstellungen der Anrissorte bei zwei Versuchen in Kapitel 4.1 folgt ein Vergleich aller erzielten Anrissorte für sämtliche bisher gezeigten Kreuzprobenversuche bei 400 °C für die jeweils realisierten Achsverhältnisse in Bild 31 ,Bild 32, Bild 33 und Bild 34.

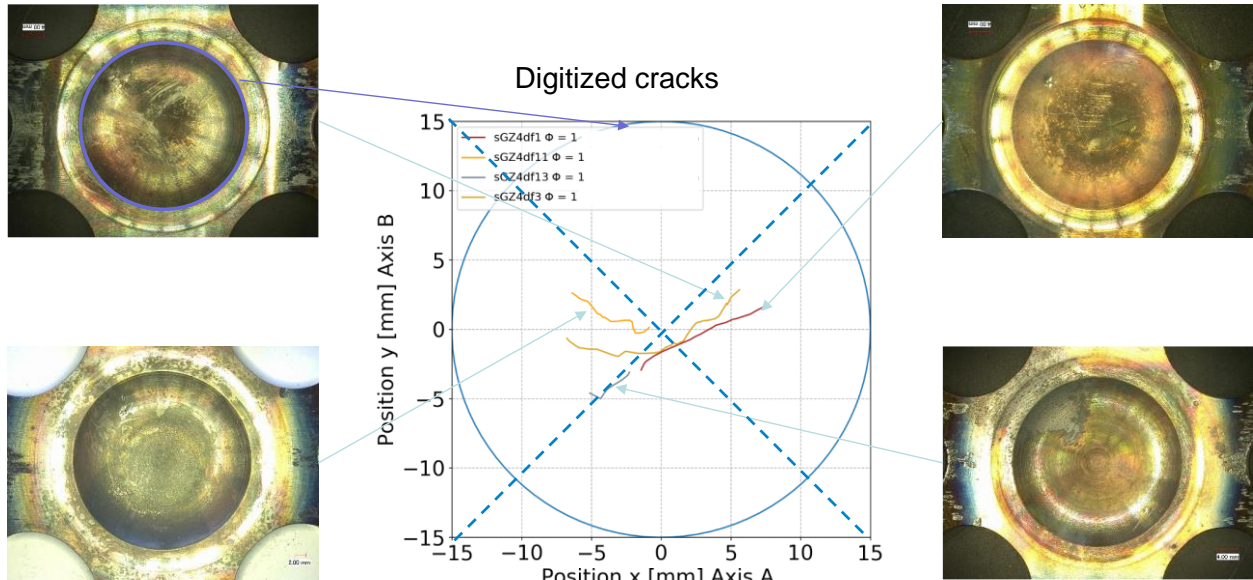


Bild 31: Vergleich der Anrissorte, Achsverhältnis 1, G17, 400 °C.

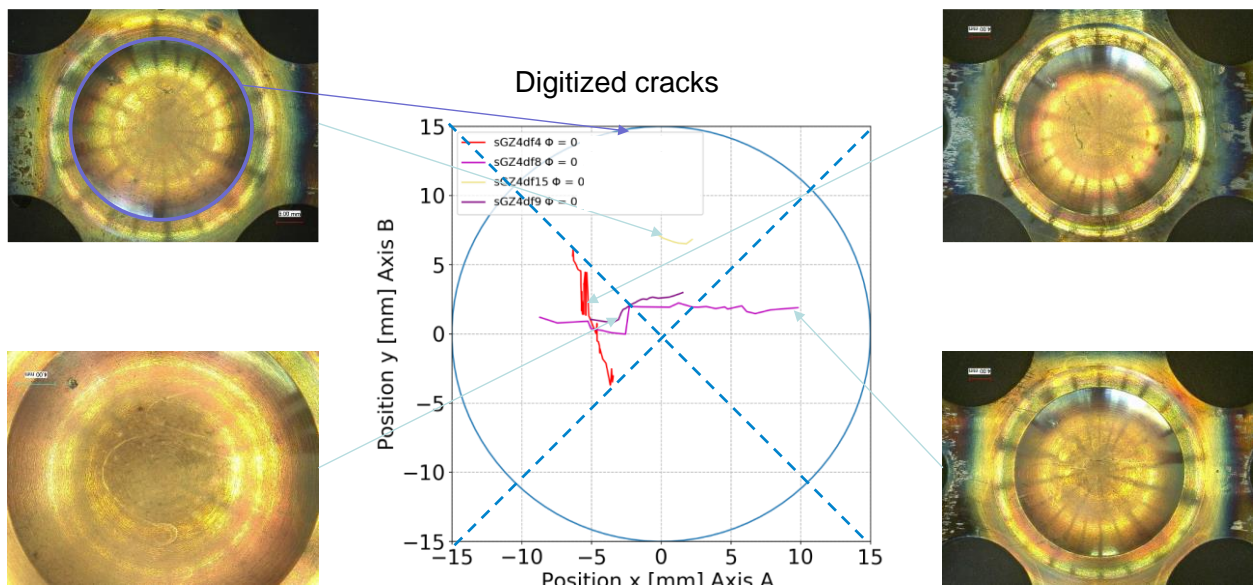


Bild 32: Vergleich der Anrissorte, Achsverhältnis 0, G17, 400 °C.

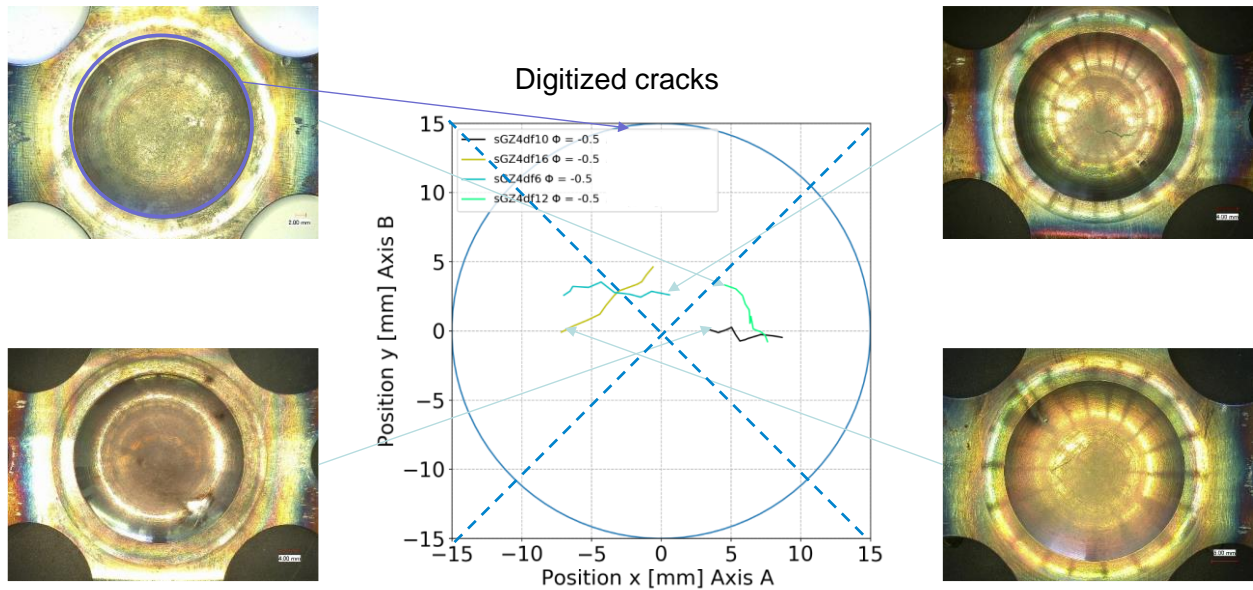


Bild 33: Vergleich der Anrissorte, Achsverhältnis -0.5, G17, 400 °C.

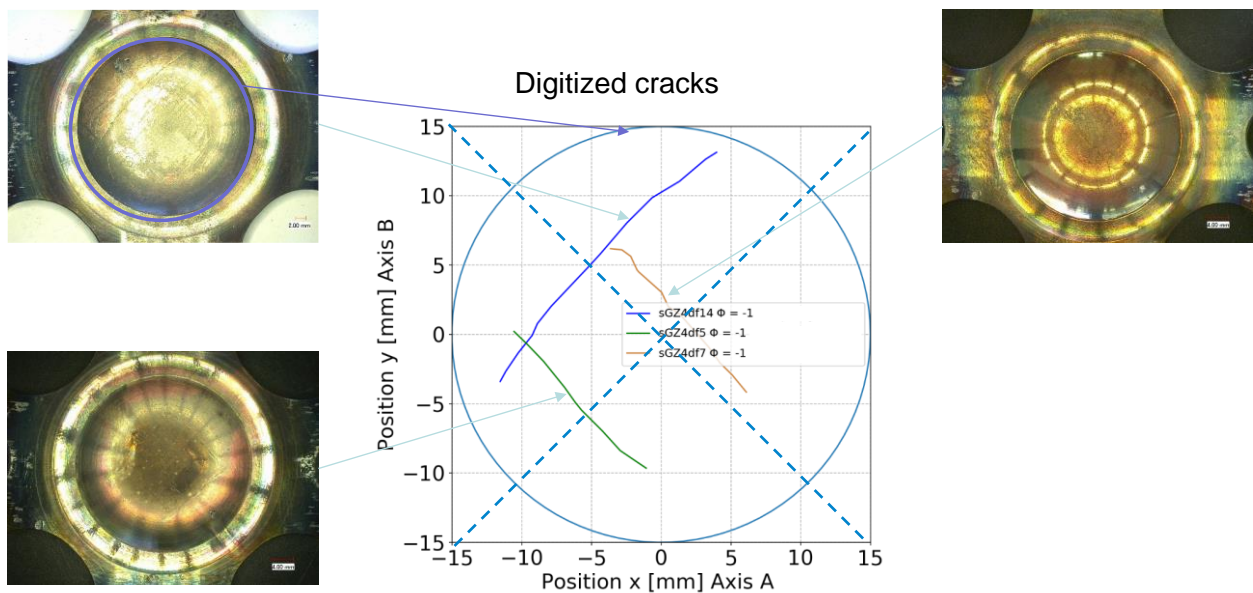


Bild 34: Vergleich der Anrissorte, Achsverhältnis -1, G17, 400 °C.

Für das Achsverhältnis 1 ist, wie erwartet, keine Vorzugsorientierung zu erkennen, da innerhalb des Zentrums der Kreuzprobe in diesem Fall ein annähernd homogener Spannungs- bzw. Dehnungszustand vorliegt. Ein Achsverhältnis von 0 bzw. -0.5 führt zur Orientierung der Risse senkrecht auf der lastführenden Achse. Bei einem Achsverhältnis von -1 folgt eine Rissorientierung von 45°. Der ebenfalls aus den Abbildungen hervorgehende Abstand der Risse zum Zentrum der Kreuzprobe („Design-Point“) kann mit der Position der Hot-Spot-Dehnung für die verschiedenen Achsverhältnisse korreliert werden.

4.5 Haltezeiteinfluss

Als weitere Variation wurden vier Versuche bei vier verschiedenen Achsverhältnissen unter Dehnungsregelung sowie nun mit einer Haltezeit von 3 min in Zug und Druck bei einer Prüftemperatur von 500 °C durchgeführt.

Test-ID	Temperature	Principal Strain Ratio	Design Point Strain Range	Hot-Spot Strain Range	Holdtime (tension / compression)	Extensometer Strain Amplitude Axis A	Extensometer Strain Amplitude Axis B	Normalised Cycles at 5% Load-Drop
[-]	T [°C]	ϕ [-]	$\Delta\epsilon_{eq,DP}$ [-]	$\Delta\epsilon_{eq,HS}$ [-]	$t_{h,t}/t_{h,c}$ [min/min]	$\epsilon_{Ext,AxisA}$ [%]	$\epsilon_{Ext,AxisB}$ [%]	$\frac{N_{i,Biax,5\%}}{N_{i,Uniax,5\%}(\Delta\epsilon_{eq,HS})}$ [-]
sGZ5dhf3	500	1.0	$\Delta\epsilon$	1.03 $\Delta\epsilon$	3/3	0.195	0.195	2.73
sGZ5dhf4	500	0.0	$\Delta\epsilon$	1.30 $\Delta\epsilon$	3/3	0.319	0.0	1.13
sGZ5dhf2	500	-0.5	$\Delta\epsilon$	1.02 $\Delta\epsilon$	3/3	0.289	-0.145	5.34
sGZ5dhf5	500	-1.0	$\Delta\epsilon$	1.02 $\Delta\epsilon$	3/3	0.232	-0.232	2.46

Bild 35: Durchgeführte Versuche an Kreuzproben mit Haltezeit unter Variation des Achsverhältnisses, Dehnungsregelung, 500 °C, Werkstoff G17

Die Einordnung in das Anrisschaubild zeigt Bild 36.

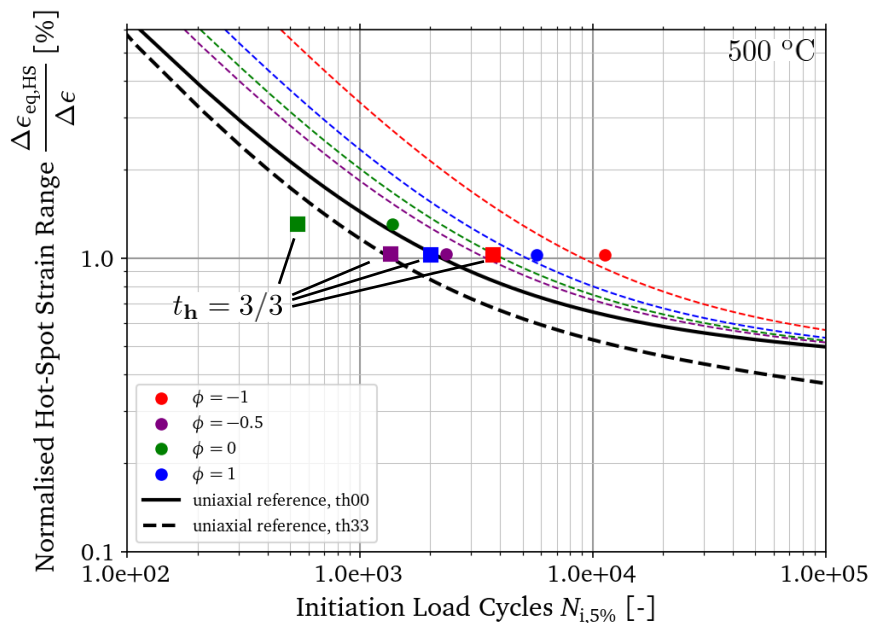


Bild 36: Ermittelte Anrisswechselzahlen in Abhängigkeit des Achsverhältnisses für die durchgeführten Kreuzprobenversuche mit Haltezeit, G17, 500 °C.

Auch im Falle einer Haltezeit besitzt die gefundene Abhängigkeit der Anrisswechselzahl vom Achsverhältnis Gültigkeit. Selbstverständlich führt die Haltezeit im Generellen zu einer Reduktion der ertragbaren Zyklenzahl, sowohl im einachsigen als auch im mehrachsigen Fall. Eine entsprechende Referenzlinie für den einachsigen Fall ist daher ebenfalls in Bild 36 ergänzt.

4.6 Einschub: Kriechverhalten

Die im Abschnitt zuvor gezeigten Versuche mit Haltezeit wurden außerdem verwendet, um die Spannungsrelaxation in der Haltezeit näher zu betrachten. Konkret wurden die gemessenen Spannungsrelaxationsphasen in der Haltezeit zur Anpassung eines Kriechmodells genutzt. Damit kann die Frage gestellt und beantwortet werden, inwieweit sich die so identifizierten Kriechparameter für verschiedene Achsverhältnisse unterscheiden. Da aus der Prüfmaschine zunächst lediglich die Relaxation der Kraft messbar ist, muss diese in einem ersten Schritt in eine Spannung konvertiert werden. Aufgrund der Tatsache, dass die Kreuzprobe im Gegensatz zu Standardprobenkörpern keine einfache Umrechenbarkeit über einen tragenden Querschnitt ermöglicht, wurde ein entsprechendes Verfahren, angelehnt an die Arbeiten von Ackermann et al [ACK14], entwickelt. Dieses arbeitet mit einer rechnerisch ermittelten effektiven Querschnittsfläche. Das Vorgehen ist in Bild 37 illustriert.

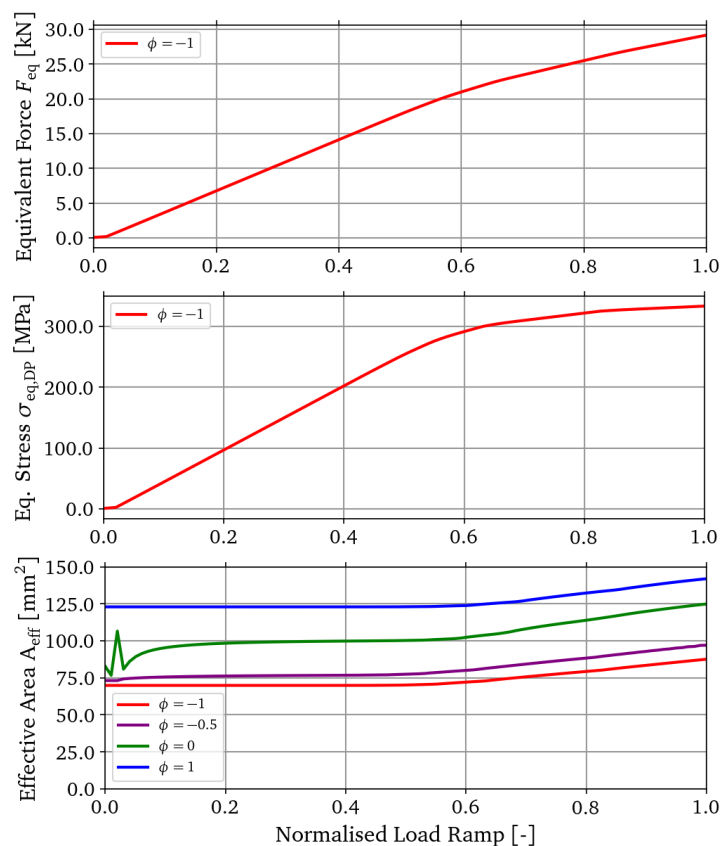


Bild 37: Beispielhaftes Vorgehen und Ergebnisse zur Umrechnung der Prüfkraft in eine vorliegende Spannung im Bereich der Prüfzone.

Zunächst wird auf Basis des FEM-Modells sowohl eine sog. äquivalente Kraft als auch die Vergleichsspannung nach von Mises im Design-Point berechnet. Die äquivalente Kraft wird nach [ACK14] anhand der beiden Achskräfte wie folgt berechnet:

$$F_{eq} = \sqrt{F_A^2 + F_B^2 - F_A F_B} \quad (12)$$

Mit Hilfe dieser beiden Informationen, die in Bild 37 als Funktion der Lastrampe innerhalb einer Belastungsphase bis zur Maximallast dargestellt sind, können über den Quotient der Kraft und der ermittelten Spannung die Verläufe der effektiven Querschnittsfläche für die verschiedenen Achsverhältnisse berechnet werden. Mittels dieser nun verfügbaren Information können anhand der im Versuch gemessenen Kräfte für die Haltezeitphase die Spannungsverläufe rekonstruiert werden. Bild 38 zeigt die so ermittelten Verläufe für die verschiedenen Achsverhältnisse für den Haltezeitbereich bei halber Anrisslastwechselzahl.

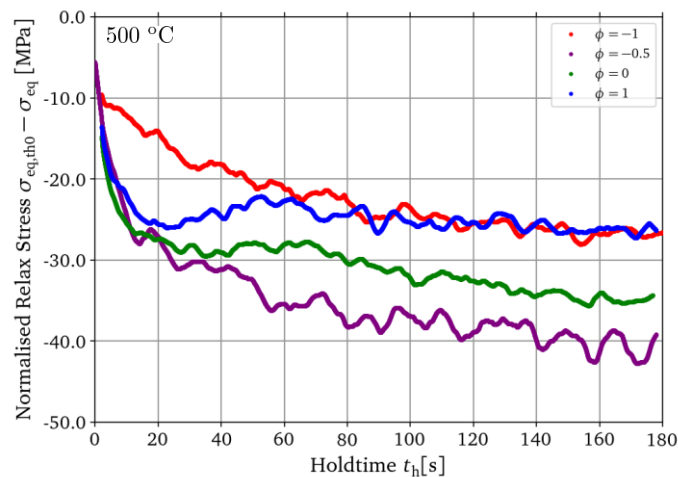


Bild 38: Normalisierte Spannungsverläufe in der Haltezeit für den Zyklus bei halber Anrisslastwechselzahl als Funktion des Achsverhältnisses.

Klar zu sehen ist, dass, auch wenn alle Versuche nahezu identische Vergleichsspannungsniveaus bei Maximallast aufweisen, das geringste Spannungsrelaxationspotenzial für die Versuche mit dem Achsverhältnis -1 und 1 vorliegt. Diese Schlussfolgerung scheint sich generell also mit den bereits mehrfach aufgezeigten Abhängigkeiten vom Achsverhältnis zu decken. Allerdings gilt es, diesen Trend mit Ergebnissen weiterer Versuchsserien zu untermauern und zu bestätigen. Dies bietet Raum und Potenzial für Anschlussarbeiten.

4.7 Zeitabhängiges Achsverhältnis

Bisher wurden ausschließlich Versuche mit einem zeitlich konstanten Achsverhältnis realisiert und zusammengefasst. Als nächste systematische Variation wurde der Einfluss eines sich zeitlich ändernden Achsverhältnisses untersucht. Dazu wurden sechs weitere Versuche an Kreuzproben bei einer Prüftemperatur von 400 °C realisiert. Die Versuche wurden auf je zwei Vergleichsdehnungsschwingbreiten-Niveaus bei drei unterschiedlichen sog. Phasenverschiebungen gefahren, Bild 39.

Test-ID	Temperature	Principal Strain Ratio	Design Point Strain Range	Hot-Spot Strain Range	Phase-Shift between Axis A & B	Extensometer Strain Amplitude Axis A	Extensometer Strain Amplitude Axis B	Normalised Cycles at 5% Load-Drop
	T	ϕ	$\Delta\epsilon_{eq,DP}$	$\Delta\epsilon_{eq,HS}$	Φ	$\epsilon_{Ext,AxisA}$	$\epsilon_{Ext,AxisB}$	$\frac{N_{i,Biax,5\%}}{N_{i,Uniax,5\%}(\Delta\epsilon_{eq,HS})}$
[-]	[°C]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[%]	[-]
sGZ4df17	400	$f(t)$	1.00 $\Delta\epsilon$	1.27 $\Delta\epsilon$	90°	0.315	0.315	1.03
sGZ4df18	400	$f(t)$	1.33 $\Delta\epsilon$	1.78 $\Delta\epsilon$	90°	0.419	0.419	0.76
sGZ4df19	400	$f(t)$	1.00 $\Delta\epsilon$	1.18 $\Delta\epsilon$	45°	0.265	0.265	0.95
sGZ4df20	400	$f(t)$	1.33 $\Delta\epsilon$	1.55 $\Delta\epsilon$	45°	0.332	0.332	1.09
sGZ4df21	400	$f(t)$	1.00 $\Delta\epsilon$	1.02 $\Delta\epsilon$	135°	0.286	0.286	0.82
sGZ4df22	400	$f(t)$	1.33 $\Delta\epsilon$	1.40 $\Delta\epsilon$	135°	0.389	0.389	1.21

Bild 39: Durchgeführte Versuche an Kreuzproben unter Variation der Phasenverschiebung (zeitlich veränderliches Achsverhältnis), Dehnungsregelung, 400 °C, Werkstoff G17

Die Phasenverschiebung kann als zeitlicher Versatz, angegeben in Winkelgraden, der Dehnungs-Zeit-Funktion von Achse A und Achse B bzw. der so realisierten Hauptdehnungen ϵ_{11} und ϵ_{22} verstanden werden. Bild 40 zeigt die für die Auslegung der Versuche in der FEM realisierten zeitlichen Verläufe der beiden Hauptdehnungen, unter Verwendung des in der Simulation hinterlegten PID-Reglers für die Dehnungsregelung für eine Phasenverschiebung von 90°. Ebenso ist die resultierende Vergleichsdehnung als Kurve dargestellt. Das Maximum der Vergleichsdehnung wird in diesem Fall erreicht, sofern eine der beiden Hauptdehnungen einen Nulldurchgang aufweist. Damit korrespondiert der Zeitpunkt der maximalen von Mises Vergleichsdehnung mit einem dann kurzzeitig vorliegenden Achsverhältnis von 0.

Der Fall einer Phasenverschiebung von 45° ist analog in Bild 41 dargestellt. Das Maximum der Vergleichsdehnung nach von Mises korrespondiert hier mit dem Zeitpunkt eines vorliegenden Achsverhältnisses von 0.5. Gleiches gilt für den Fall einer Phasenverschiebung von 135°. Auch hier liegt zum Zeitpunkt des Maximums der von Mises Vergleichsspannung ein Achsverhältnis von 0.5 bzw. -0.5 vor.

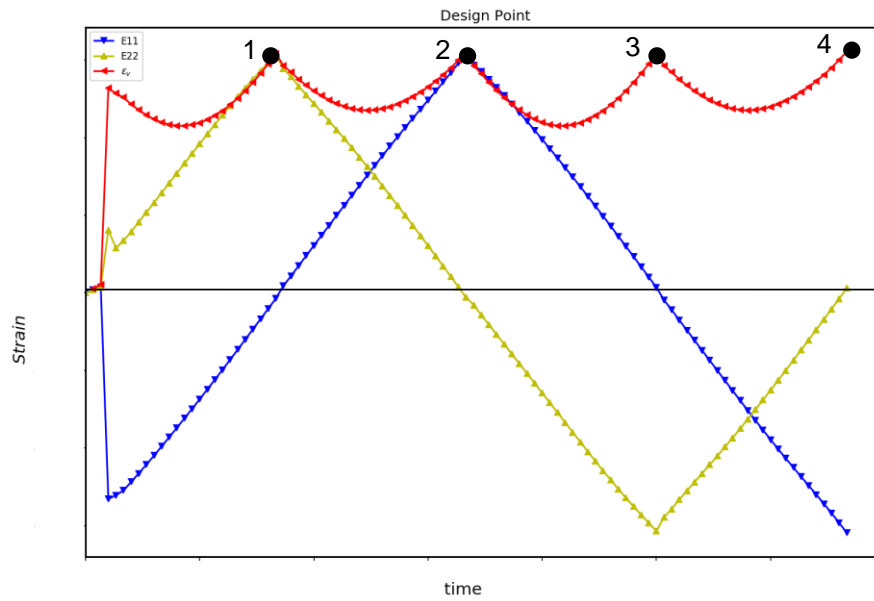


Bild 40: Ergebnis der Designrechnung, Verläufe der Hauptdehnungen sowie der von Mises Vergleichsdehnung für eine Phasenverschiebung zwischen den beiden Hauptdehnungsverläufen von 90° .

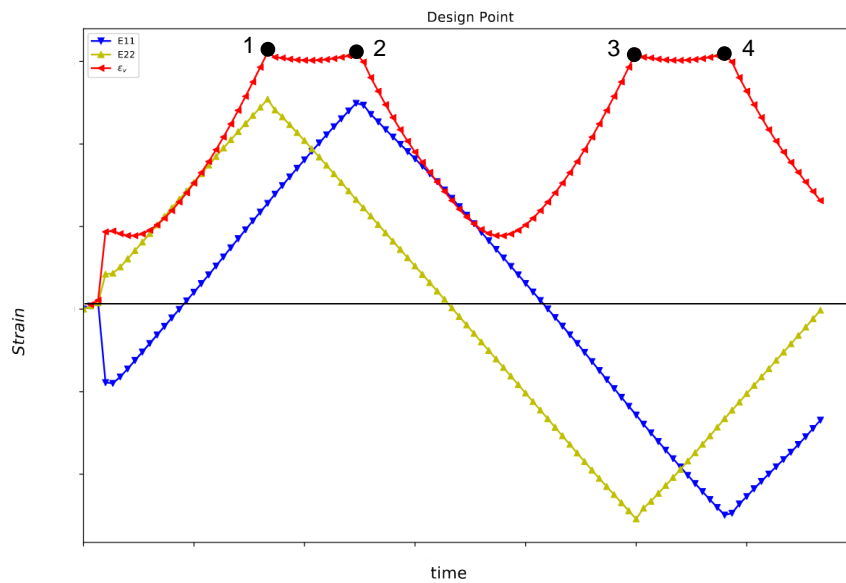


Bild 41: Ergebnis der Designrechnung, Verläufe der Hauptdehnungen sowie der von Mises Vergleichsdehnung für eine Phasenverschiebung zwischen den beiden Hauptdehnungsverläufen von 45° .

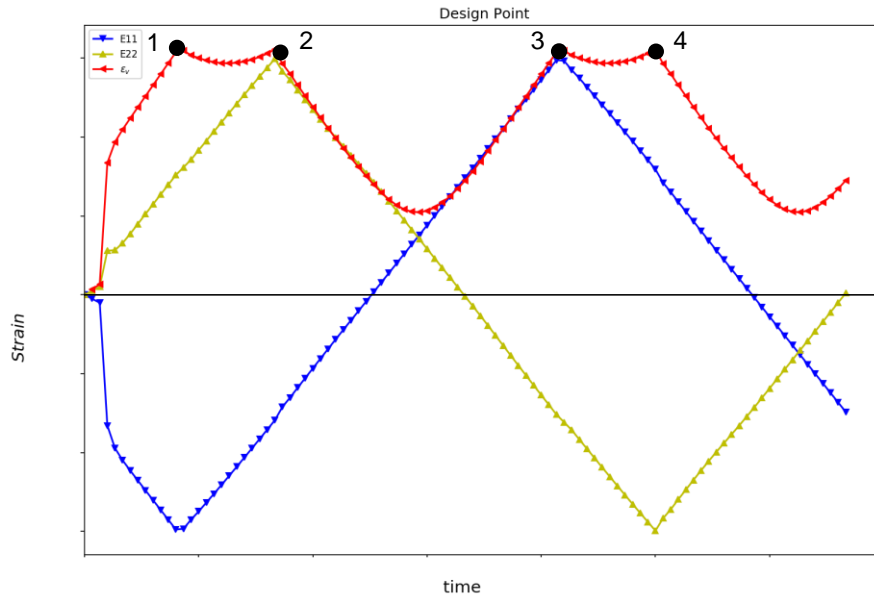


Bild 42: Ergebnis der Designrechnung, Verläufe der Hauptdehnungen sowie der von Mises Vergleichsdehnung für eine Phasenverschiebung zwischen den beiden Hauptdehnungsverläufen von 135°.

Das Anrisschaubild für diese Versuche ist in der üblichen Darstellungsform in Bild 43 dargestellt.

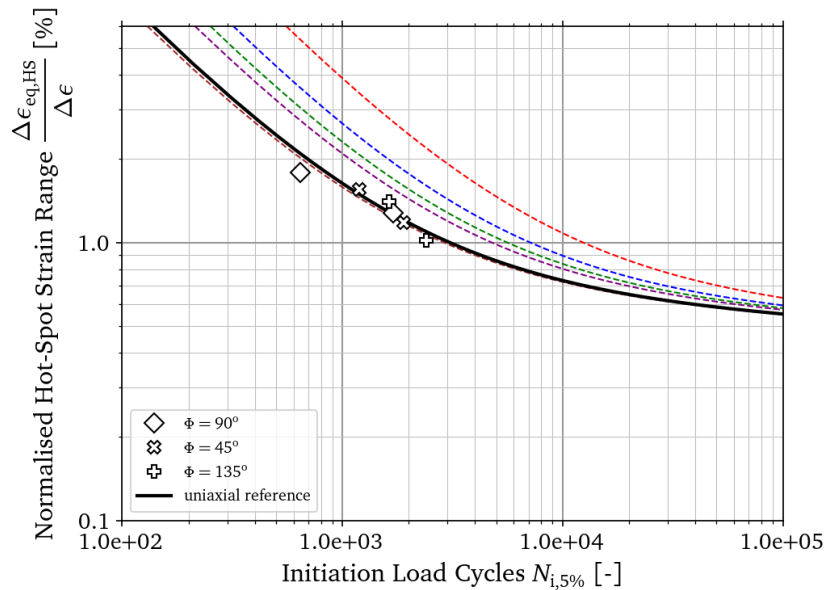


Bild 43: Ermittelte Anrisswechselzahlen für die durchgeführten Kreuzprobenversuche mit zeitlich veränderlichem Achsverhältnis, G17, 400 °C.

Zu erkennen ist, dass der im Fall eines konstanten Achsverhältnisses signifikant vorhandene Lebensdauerbenefit für die Fälle eines zeitlich nicht konstanten Achsverhältnisses verschwindet. Für die Bauteilauslegung kann dennoch geschlussfolgert werden, dass die Verwendung der von Mises Vergleichsdehnung für diese Fälle geeignet ist und zu einer guten Lebensdauerprognose führt.

4.8 TMF-Beanspruchung

Ebenfalls wurde stichpunktartig anhand von zwei Versuchen der Einfluss einer anisothermen Beanspruchung auf die resultierende Anrisslebensdauer für ein Achsverhältnis von 1 im Temperaturbereich zwischen 400 und 500 °C untersucht. Die realisierte Temperaturänderungsrate betrug 4 K/s, was zu einer Zykluszeit von 50 s führt.

Test-ID	Temperature	Principal Strain Ratio	Design Point Strain Range	Hot-Spot Strain Range	TMF-Cycle Definition	Extensometer Strain Amplitude Axis A	Extensometer Strain Amplitude Axis B	Normalised Cycles at 5% Load-Drop
	T	ϕ	$\Delta\epsilon_{eq,DP}$	$\Delta\epsilon_{eq,HS}$	Φ	$\epsilon_{Ext,AxisA}$	$\epsilon_{Ext,AxisB}$	$\frac{N_{i,Biax,5\%}}{N_{i,Uniax,5\%}(\Delta\epsilon_{eq,HS}, T_{max})}$
	[-]	[°C]	[-]	[-]	[-]	[%]	[%]	[-]
sGZ5dfa2	400 - 500	1	$\Delta\epsilon$	1.02 $\Delta\epsilon$	IP	0.315	0.315	1.91
sGZ5dfa3	400 - 500	1	$\Delta\epsilon$	1.02 $\Delta\epsilon$	OP	0.419	0.419	1.25

Bild 44: Durchgeführte Versuche an Kreuzproben unter TMF-Beanspruchung, Werkstoff G17

Es wurde ein sog. In-Phase (IP) als auch ein Out-Of-Phase (OP) TMF-Versuch durchgeführt. Der jeweils realisierte Zyklus ist in Bild 45 und Bild 46 dargestellt.

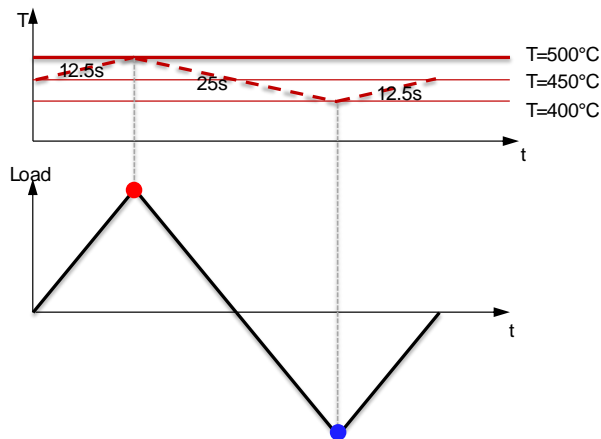


Bild 45: Temperatur- und Dehnungszeitverläufe für den IP-TMF-Versuch, sGZ5dfa2

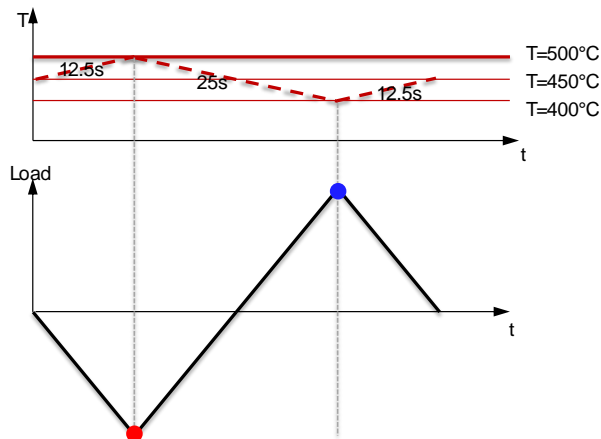


Bild 46: Temperatur- und Dehnungszeitverläufe für den OP-TMF-Versuch, sGZ5dfa3

Zur Temperaturregelung wurde, wie bei Versuchen zuvor, ein Thermoelement

verwendet, welches etwas außerhalb der Prüfzone angeschweißt ist. Die Temperatur im Zentrum der Probe wurde mit Hilfe einer Thermografiekamera ermittelt. Das Ergebnis der Einstellung des Temperaturzyklus zeigt Bild 47.

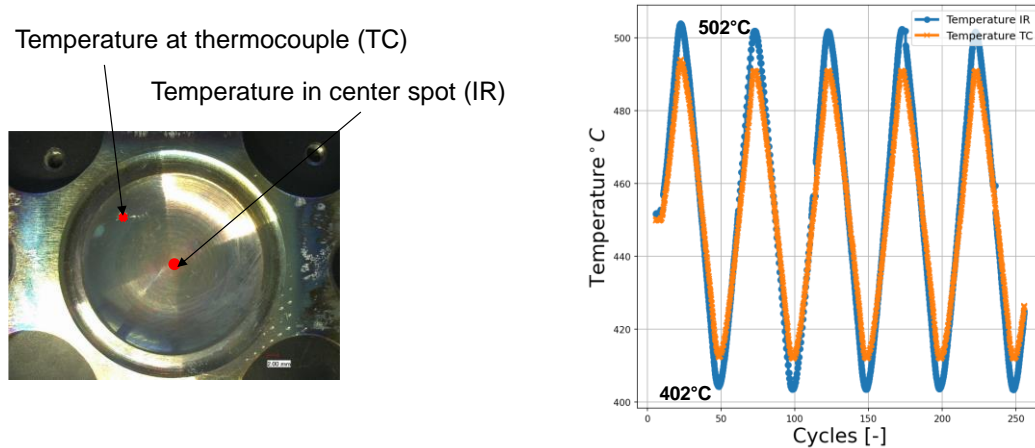


Bild 47: Beispielergebnis der Einstellung des Temperaturzyklus

Vor dem Versuchsstart wurde, wie für TMF-Versuche üblich, die aufgrund der thermischen Ausdehnung gemessene Dehnung als Randbedingung aufgeprägt und einen sog. Kraft-Null-Test durchgeführt. Während dieses Kraft-Null-Tests wurden bei beiden Versuchen Kräfte < 1 kN detektiert.

Die resultierenden Spitzenwerte der Maximalkraft für den Versuch sGZ5dfa2 sind in Bild 48 dargestellt.

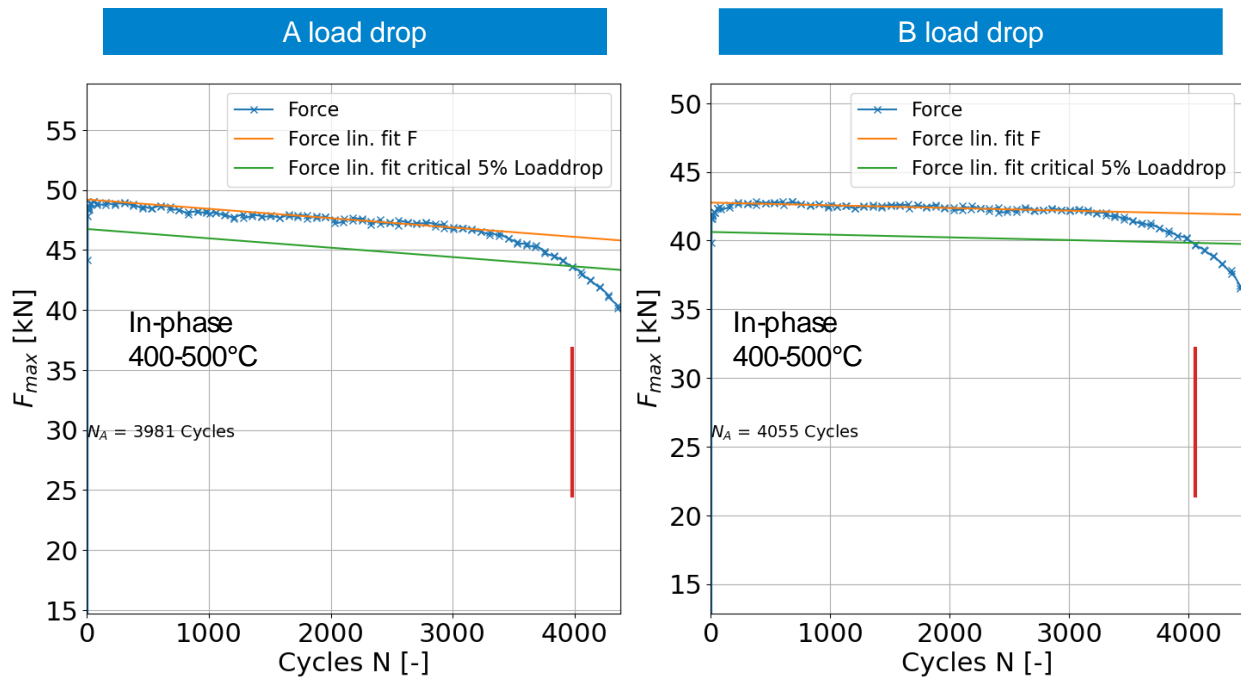


Bild 48: Gemessene Kraft-Spitzenwerte inkl. Lastabfall für die Achsen A und B und den TMF-IP-Versuch sGZ5dfa2

Die analogen Verläufe für den OP-TMF-Versuch sGZ5dfa3 zeigt Bild 48.

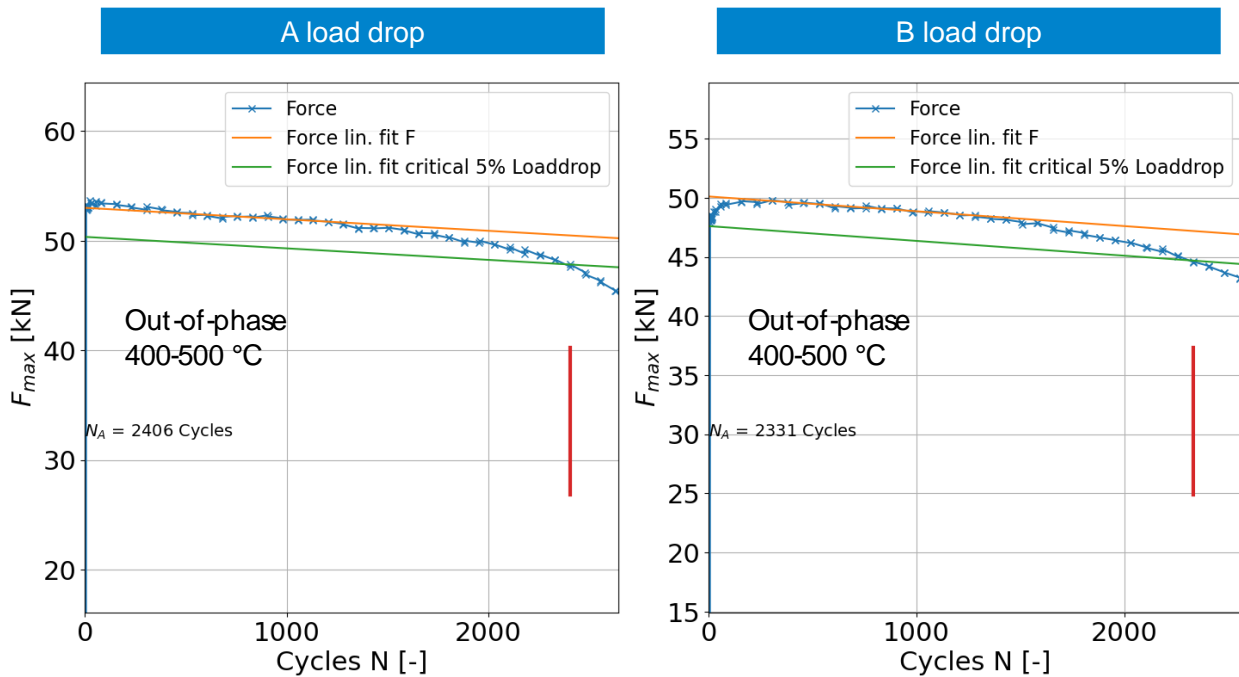


Bild 49: Gemessene Kraft-Spitzenwerte inkl. Lastabfall für die Achsen A und B und den TMF-OP-Versuch sGZ5dfa3

Ergänzend dazu sind in Bild 50 die Hysteresen bei halber Anrisslastwechselzahl für die beiden Lastachsen und die realisierten TMF-Versuche im Vergleich zu den jeweils flankierenden isothermen Versuchen bei identischer Vergleichsdehnungsschwingbreite im Designpunkt bei 400 °C und 500 °C Prüftemperatur dargestellt.

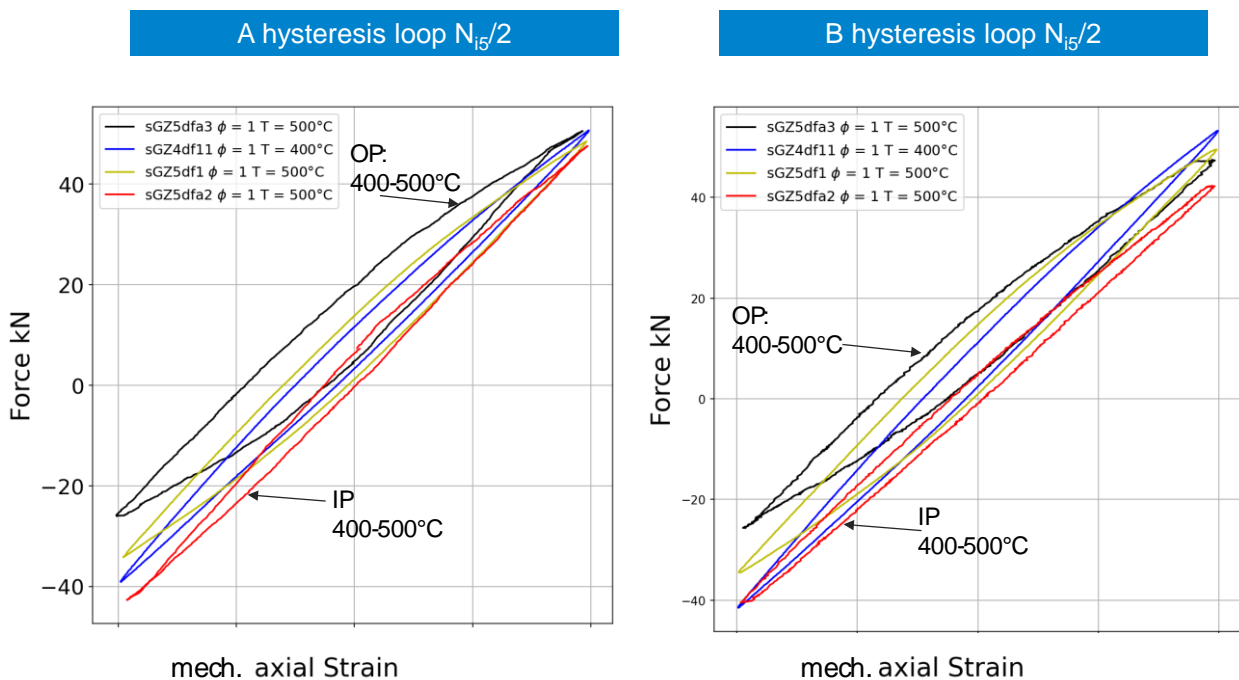


Bild 50: Gemessene Kraft-Dehnungshysteresen bei halber Anrisslastwechselzahl für die TMF-Versuche im Vergleich zu den Versuchen bei 400 °C sowie 500 °C und identischer Vergleichsdehnschwingbreite im Design-Point

Zur Auswertung der Hysteresen wurde, wie dargestellt, ausschließlich der mechanische Dehnungsanteil geplottet. Klar zu sehen ist, dass es im Falle des OP-Versuchs bei Minimallast aufgrund der hier niedrigeren Temperatur zu einer steifigkeitsbedingten niedrigeren resultierenden Kraft kommt. Entsprechendes lässt sich für den IP-Versuch bei Maximallast schlussfolgern. Die Einordnung der Spitzenwertverläufe zeigt Bild 51.

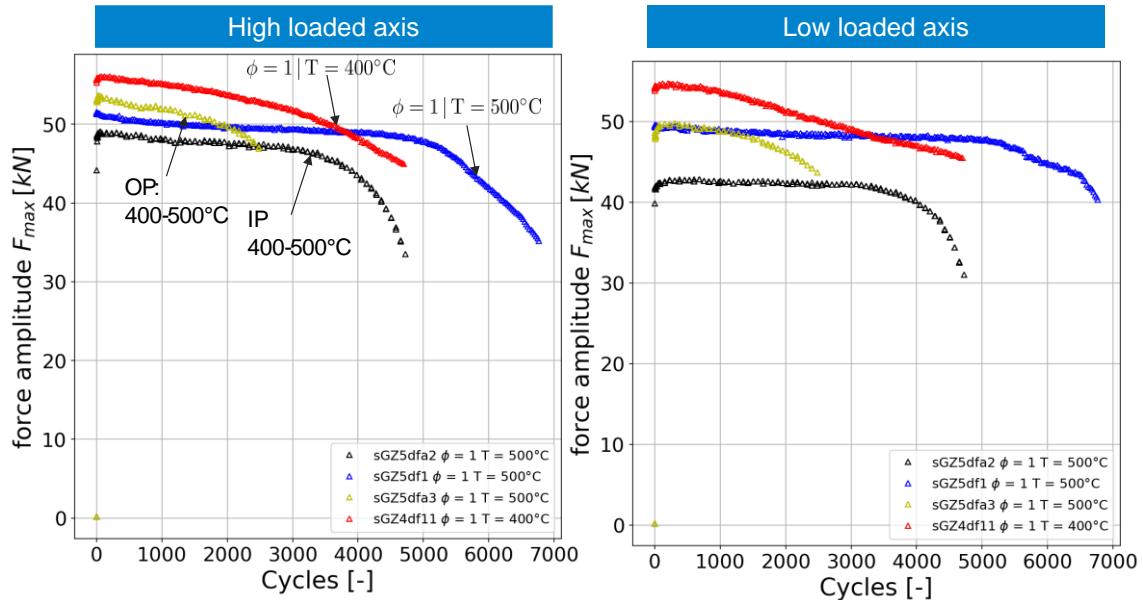


Bild 51: Gemessene Kraft-Spitzenwerte für die TMF-Versuche im Vergleich zu den Versuchen bei 400 °C sowie 500 °C und identischer Vergleichsdehnschwingbreite im Design-Point

Letztendlich ergibt sich das in Bild 52 dargestellte Anrisschaubild zur Einordnung der TMF-Versuche. Als Referenzlinien sind die Linien bei 500 °C dargestellt.

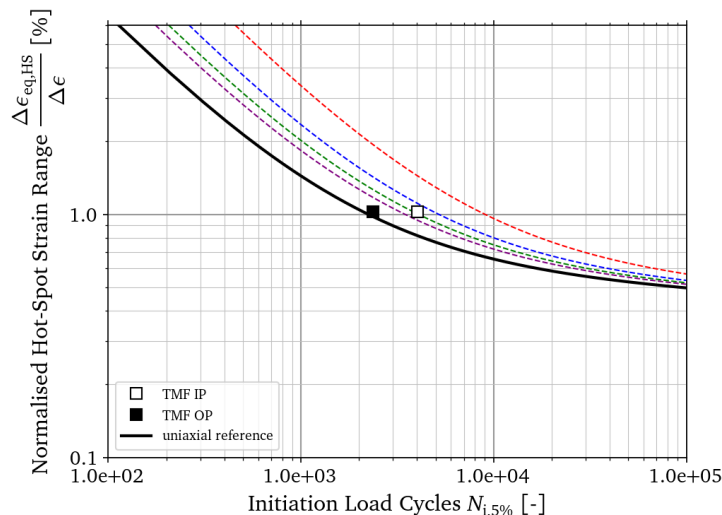


Bild 52: Ermittelte Anrisswechselzahlen für die durchgeführten Kreuzprobenversuche mit zeitlich veränderlichem Achsverhältnis, G17, Referenz = 500 °C.

Die OP-Variante führt hier im Vergleich zum IP-Zyklus zu leicht geringeren Lebensdauern.

4.9 Gradienteneinfluss

Als letzte Variation für den Werkstoff G17 wurde der Einfluss einer Kerbe und somit eine sich eventuell einstellende mechanische Stützwirkung untersucht. Hier war ebenfalls die Frage zu klären, inwieweit die sich einstellende Stützwirkung eine Funktion des realisierten Achsverhältnisses ist. Die Kreuzprobe wurde hierfür im Zentrum mit einem Loch mit einem Durchmesser von 3 mm versehen. Der Hot-Spot ist für diese Fälle identisch mit dem Design-Point und befindet sich im Kerbgrund der Mittenbohrung. Die notwendigen Dehnungen am Extensometer zum Erreichen einer bestimmten und zu den Versuchen ohne Loch vergleichbaren Beanspruchungshöhe wurde entsprechend über FEM-Rechnungen im Vorfeld ermittelt. In Summe wurden die in Bild 53 aufgeführten sechs Versuche durchgeführt.

Test-ID	Temperature	Principal Strain Ratio	Design Point Strain Range	Hot-Spot Strain Range	Central Hole Diameter	Extensometer Strain Amplitude Axis A	Extensometer Strain Amplitude Axis B	Normalised Cycles at 5% Load-Drop
	T	ϕ	$\Delta\epsilon_{eq,DP}$	$\Delta\epsilon_{eq,HS}$	$d_{central}$	$\epsilon_{Ext,AxisA}$	$\epsilon_{Ext,AxisB}$	$\frac{N_{i,Biax,5\%}}{N_{i,Uniax,5\%}(\Delta\epsilon_{eq,HS})}$
	[-]	[-]	[-]	[-]	[mm]	[%]	[%]	[-]
sGZ4df31	400	1	$\Delta\epsilon$	$\Delta\epsilon$	3	0.11	0.11	11.83
sGZ4df29	400	0	$\Delta\epsilon$	$\Delta\epsilon$	3	0.11	0.00	9.04
sGZ4df28	400	-1	$\Delta\epsilon$	$\Delta\epsilon$	3	0.11	-0.11	5.81
sGZ4df25	400	1	3.33 $\Delta\epsilon$	3.33 $\Delta\epsilon$	3	0.11	0.11	3.72
sGZ4df27	400	0	1.33 $\Delta\epsilon$	1.33 $\Delta\epsilon$	3	0.11	0.00	6.03
sGZ4df26	400	-1	1.33 $\Delta\epsilon$	1.33 $\Delta\epsilon$	3	0.11	-0.11	4.64

Bild 53: Durchgeführte Versuche an Kreuzproben mit zentraler Bohrung unter Variation des Achsverhältnisses, globale Dehnungsregelung, 400 °C, Werkstoff G17

Auch bei diesen Versuchen wurde vereinfachend ein Lastabfall von 5% ausgewertet. Die Ergebnisse sind in Bild 54 dargestellt. Für das Achsverhältnis von -1 wird keine signifikante Stützwirkung beobachtet. Ein Achsverhältnis von 0 führt zur größten Stützwirkung in dieser Serie. Weitere Betrachtungen sind [KON17] zu entnehmen.

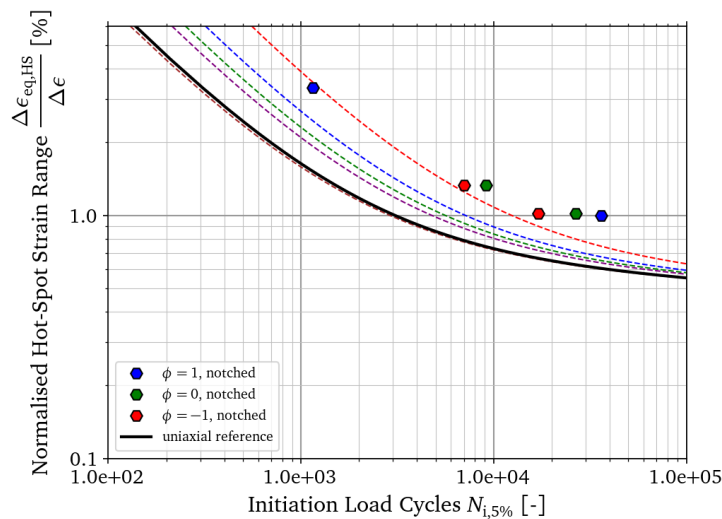


Bild 54: Ergebnisse der Kreuzprobenversuche mit Loch, 400 °C, Werkstoff G17

5. Entwicklungen und Ergebnisse am Werkstoff Allvac718Plus

Die Darstellung der Ergebnisse für den zweiten Werkstoff, Allvac718Plus, gestaltet sich im Vergleich zum Kapitel 4 fundamental anders. In Summe wurden auch hier bis zum Zeitpunkt der Berichterstellung 35 Versuche an Kreuzproben durchgeführt. Allerdings musste ein erheblicher Teil der Proben dafür verwendet werden, die grundsätzliche Prüfbarkeit herzustellen. Sowohl maschinenseitig als auch prüfprozedur- und probenseitig waren diverse, ebenso systematisch durchgeführte Iterationen und Entwicklungsschritte notwendig, die in dem folgenden Kapitel beschrieben und dargelegt sind. In Summe wurden für die Entwicklung und Herstellung der Prüfbarkeit für diesen Werkstoff 23 Versuche verwendet. Nach Abschluss dieser Entwicklungsphase, welche in einem Zeitraum zwischen dem Beginn des Jahres 2021 bis zum Beginn des Jahres 2023 erfolgte, konnte eine Serie von 12 gültigen Versuchen erfolgreich durchgeführt werden. Die Prüfbarkeit konnte damit demonstriert werden. Damit konnte das Vorhaben zwei wichtige Teilziele erreichen: Auch für den Hochleistungswerkstoff Allvac718Plus ist nach Abschluss des Vorhabens zukünftig die Durchführung dehnungskontrollierter LCF-Versuche unter mehrachsiger Beanspruchung bei hohen Temperaturen möglich. Ebenso konnten auf Basis einer systematisch durchgeführten Versuchsserie wichtige Abhängigkeiten der Anrisswechselzahl vom Achsverhältnis, sprich vom Grad der Mehrachsigkeit, herausgearbeitet werden. Die Details sowie die Aufwände, welche zum Erreichen dieser beiden Teilziele geführt haben, sind in den nachfolgenden beiden Abschnitten ausführlich beschrieben.

5.1 Systematische Arbeiten zur Herstellung der Prüfbarkeit am Allvac718Plus

Das Probenmaterial wurde in Form einer Blisk vom Industriepartner Rolls-Royce Deutschland bereitgestellt. In Absprache mit dem Industriepartner wurde ein entsprechender Probenentnahmeplan festgelegt, sodass im Anschluss die Entnahme von Platten zur Fertigung von Kreuzproben erfolgen konnte. Des Weiteren wurden Rohlinge zur Fertigung von Hohlproben vorgesehen und gefertigt. Die Prüfung der Hohlproben war als Unterauftrag bei der Ritsumeikan University eingeplant. Darüber hinaus wurden Rundrohlinge zur Fertigung von LCF-Proben am IfW Darmstadt entnommen, welche zur Durchführung von einachsig beanspruchter Referenzversuche verwendet worden sind. Das Ergebnis der chemischen Analyse sowie den angedeuteten Probenentnahmeplan zeigt Bild 55.

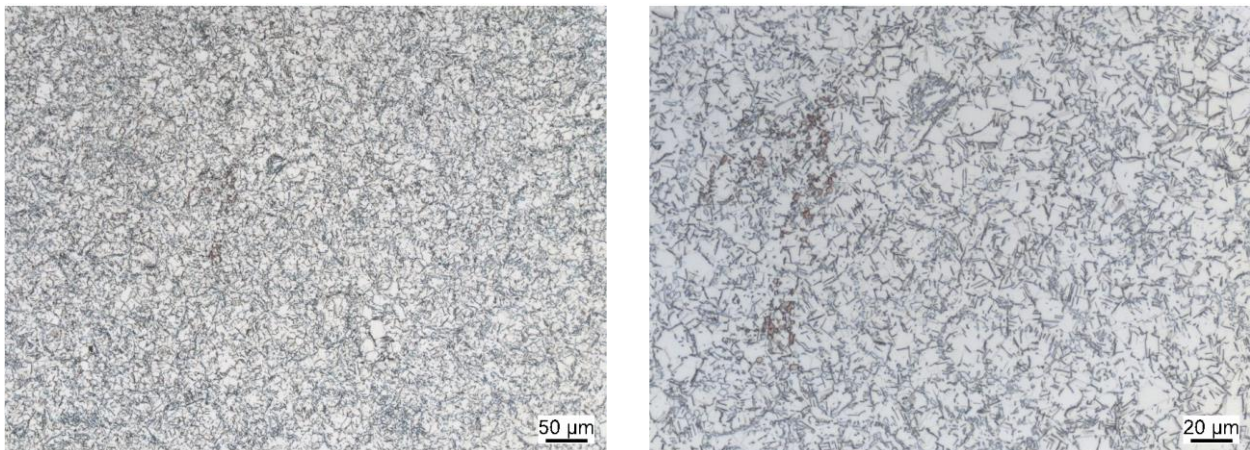


Bild 57: Beispielhafte Darstellung der Mikrostruktur (Schliff Longitudinal)

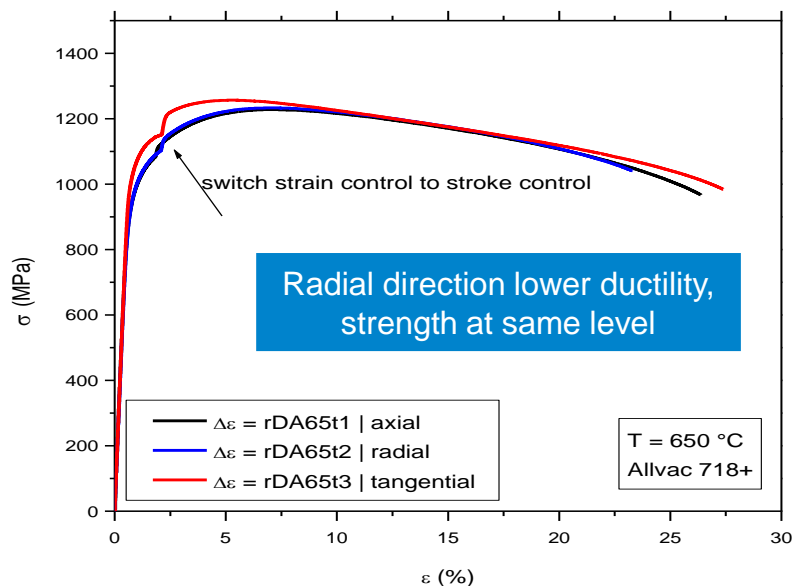


Bild 58: Warmzugversuchsergebnisse bei 650 °C

Auf Basis dessen und auf Grundlage einer bereitgestellten Fließkurvenbeschreibung zur Auslegung (vgl. Kapitel 3) wurde eine Versuchsmatrix festgelegt und die ersten Versuche bei Raumtemperatur an Kreuzproben durchgeführt. Zur Dokumentation der absolvierten Versuche, die zur Herstellung der Prüfbarkeit verwendet worden sind, dient das Bild 59. Demzufolge wurde am 6. Mai 2021 in einer Sitzung mit den Industriepartnern über die ersten durchgeführten Versuche berichtet. Diese Versuche wurden zunächst mit einer modifizierten Kreuzprobengeometrie durchgeführt (Variante DS, vgl. Bild 5), wie sie bereits in Vorgängervorhaben erfolgreich bei Ni-Basislegierungen eingesetzt wurde [ROM15]. Der Vorteil dieser Probenvariante ist, dass die Prüfzone leicht tailliert ausgeführt ist, sodass der Anrissort in die Kreuzprobenmitte fokussiert werden kann. Ebenfalls führen leicht geringere Querschnitte der Lastarme dazu, dass im Generellen

geringere Prüfkraft erforderlich sind. Die Kreuzprobendicke beträgt bei dieser Variante ebenfalls 1.8 mm.

Slide Package Date	Test-ID	Temp.	General Specimen Geometry Variant	Specimen Gauge Section Thickness	Test Control	Principal Axis Strain Ratio	Norm. Design Point Strain Range	Cycles at Test-End	Cycles at 5% Load-Drop or Equivalent Strain Increase	Test Result	Test-Remark
[-]	[-]	[°C]	[-]	[mm]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
06.05.2021	rDARTdf1	RT	DS	1.8	strain	1	0.50 Δε	32 000	-	Arm Rupture	Tightening Torque, Grid Plates
	rDARTdf2	RT	DS	1.8	strain	1	0.50 Δε	39 000	-	Arm Rupture	
	rDARTdf4	RT	Standard	1.8	strain	1	0.50 Δε	98 000	-	Arm Crack	
	rDA45df1	450	Standard	1.8	strain	1	0.50 Δε	78 000	-	Arm Crack	
04.11.2021	rDA65df1	650	Standard	1.8	strain	1	0.66 Δε	35 000	-	No Crack	Load Drop at One Axis at N=32126
	rDA65df2	650	Standard	1.8	strain	-0.5	0.66 Δε	38 000	-	No Crack	Slight Load Increase at N=40893
	rDA65df3	650	Standard	1.8	strain	0	0.66 Δε	12 000	-	No Crack	No Clear Load Drop N=9601
	rDA65df4	650	Standard	1.8	strain	-1	0.66 Δε	24 700	-	No Crack	No Clear Load Drop N=16600
23.06.2022	rDA65df5	650	Standard	1.8	strain	1	0.58 Δε	42 000	-	Arm Rupture	Maybe insufficient clamping load
	rDA65df6	650	Standard	1.8	strain	-1	0.58 Δε	280 000	-	No Cracks	
	rDA65df7	650	Standard	1.8	strain	1	0.58 Δε	24 000	-	Arm Crack	Extensom. change due to spring fail
	rDA65df8	650	Standard	1.8	strain	1	0.58 Δε	49 000	-	Arm Rupture	Even after clamping grinding
	rDA65df9	650	Standard	1.8	strain	1	0.58 Δε	58 000	-	Arm Rupture	Reamed borings, No Friction Pad
	rDA65df10	650	Standard	1.0	strain -> force	1	0.58 Δε	12 500	12 201	Crack	Clear Strain Increase
17.11.2022	rDA65df11	650	Standard	1.0	strain	1	0.58 Δε	57 000	-	Arm Rupture	Boring not reamed sufficiently
	rDA65df12	650	Standard	1.0	strain	1	0.58 Δε	80 000	-	Crack in Radius	Thermocouple Induced Cracking
	rDA65df13	650	Standard	1.0	strain	1	0.58 Δε	98 000	-	Arm Rupture	we need to go to higher strain ranges
	rDA65df14	650	Standard	1.0	strain	1	0.75 Δε	100	-	Crack Initiation	No clear load drop, very short N
	rDA65df15	650	Standard	1.0	strain	1	0.66 Δε	233 000	-	No Cracks	Thermoc. Loosening -> compr. stresses
16.12.2022	rDA65df16	650	Standard	1.8	strain	-1	0.75 Δε	26 000	-	No Crack	No Clear Load Drop N=21001
	rDA65df17	650	Standard	1.8	strain	-1	0.75 Δε	38 000	-	No Crack	No Clear Load Drop N=23000
23.02.23 16.03.23	rDA65df17 (RU)	650	Standard	1.8	strain	-1	0.66 - 1.0 Δε	65 000	-	Crack Initiation	each level 20k, 1.2% -> N=5000
	rDA65df16 (RU)	650	Standard	1.8	strain	-1	1.0 Δε	30 000	-	Crack Initiation	Load-Drop N=28 000
	rDA65df18	650	Standard	1.0	strain	-1	1.0 Δε	19 535	19 516	Crack Initiation	
	rDA65df19	650	Standard	1.0	strain	0	1.0 Δε	1 761	1 512	Crack Initiation	

Bild 59: Durchgeführte Kreuzprobenversuche bzw. Iterationen zur Herstellung der Prüfbarkeit für den Werkstoff Allvac718Plus

Die ersten beiden Versuche rDARTdf1 und rDARTdf2 wurden bei Raumtemperatur durchgeführt und so ausgelegt, dass am Design-Point eine normierte Vergleichsdehnungsschwingbreite von 0.5 Δε resultiert. Nach 32 000 Zyklen wurde die Prüfung des ersten Versuchs durch die Prüfmaschine beendet. Nach Ausbau der Probe musste ein Bruch der Lastarme der Kreuzprobe festgestellt werden.

Daraufhin wurde die Vorspannkraft der Schraubenaufnahme erhöht und zusätzlich reibbeiwert erhöhende Spezielscheiben, welche ebenfalls in [ROM15] zum Einsatz gekommen sind, eingesetzt. Nach 39 000 Zyklen wurde schließlich auch beim Versuch rDARTdf2 ein Bruch im Bereich des Lastarms der Kreuzprobe festgestellt. Bild 60 zeigt den Bereich der Lastarme nach Ausbau der Probe. Auf Basis dessen wurde eine Beanspruchungsanalyse der Probe durchgeführt und die Standardkreuzproben-geometrie, welche beim Werkstoff G17 erfolgreich zum Einsatz gekommen ist, mit der hier zunächst verwendeten DS-Variante beim Allvac718Plus verglichen. Den Vergleich der Verteilung der Vergleichsdehnung nach von Mises für eine equiaxiale Beanspruchung (Achsverhältnis von 1) zeigt Bild 61. Klar zu sehen ist, dass die DS-Variante für den analysierten Fall ein Vergleichsdehnungsmaximum im Bereich der Lastarme aufweist, wohingegen bei der Standardvariante der lebensdauerführende Beanspruchungsbereich klar in der Kreuzprobenmitte zu verorten ist. Demzufolge wurde

entschieden, statt der DS-Variante im Folgenden ausschließlich die Standard-Kreuzprobengeometrie zu verwenden, auch wenn dies zu höheren Prüfkräften führt und damit Einschränkungen beim realisierbaren Prüfparameterbereich verbunden sind.

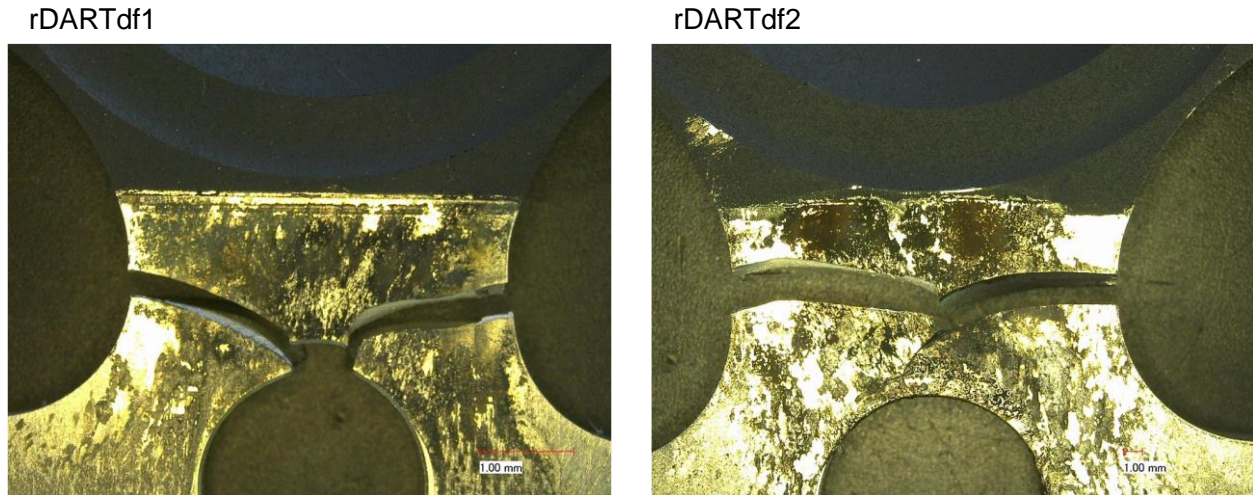


Bild 60: Versuchsergebnis der ersten beiden Versuche am Allvac718Plus

IfW Cruciform Geometry „DS“

IfW Cruciform Geometry

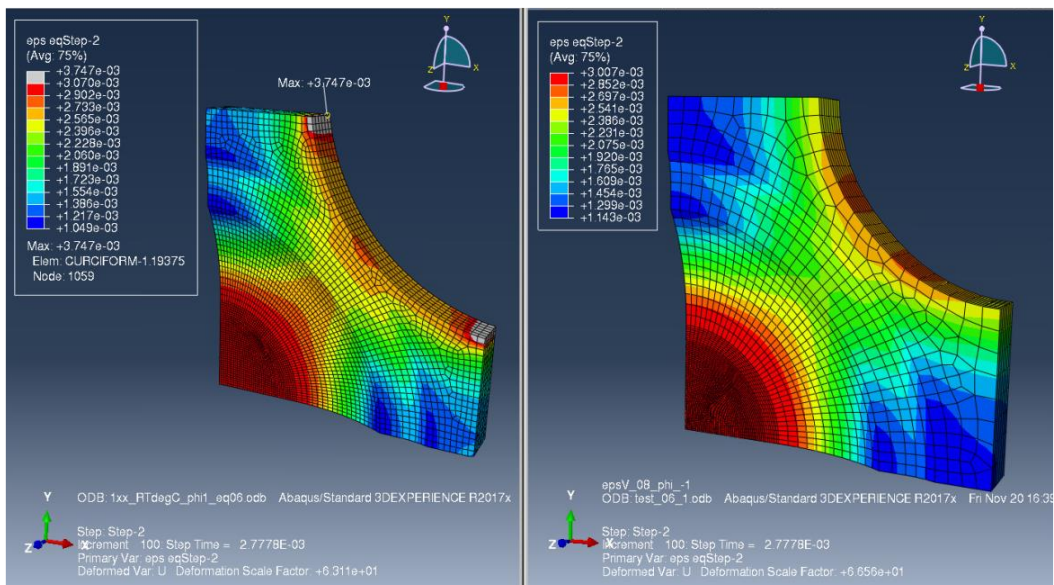


Bild 61: Vergleich der Vergleichsdehnungsverteilung zwischen der DS- und der Standard-Kreuzprobengeometrie.

Es folgten zwei weitere Versuche (rDARTdf4 & rDA45df1, vgl. Bild 59) unter Verwendung der Standardgeometrie bei Raumtemperatur sowie bei 450 °C. Bei diesen wurden wiederum, trotz der geänderten Geometrie und der Entschärfung der Dehnungskonzentration im Bereich des Lastarmübergangs, Risse in diesem Bereich festgestellt, die nach 78 000 bzw. 98 000 Zyklen den Ausfall des Versuchs zur Folge hatten. Das Befundbild ist in Bild 62 dargestellt. Hier ist zu erkennen, dass eine Rissinitiierung im Bereich einer Ablagerung auf dem stets gleichen Bereich des

Probeneinbauorts erfolgte. Daraufhin wurden die Spannteile in diesem Bereich inspiziert. Es konnten entsprechende Riefen und Ablagerungen gefunden werden, Bild 63.

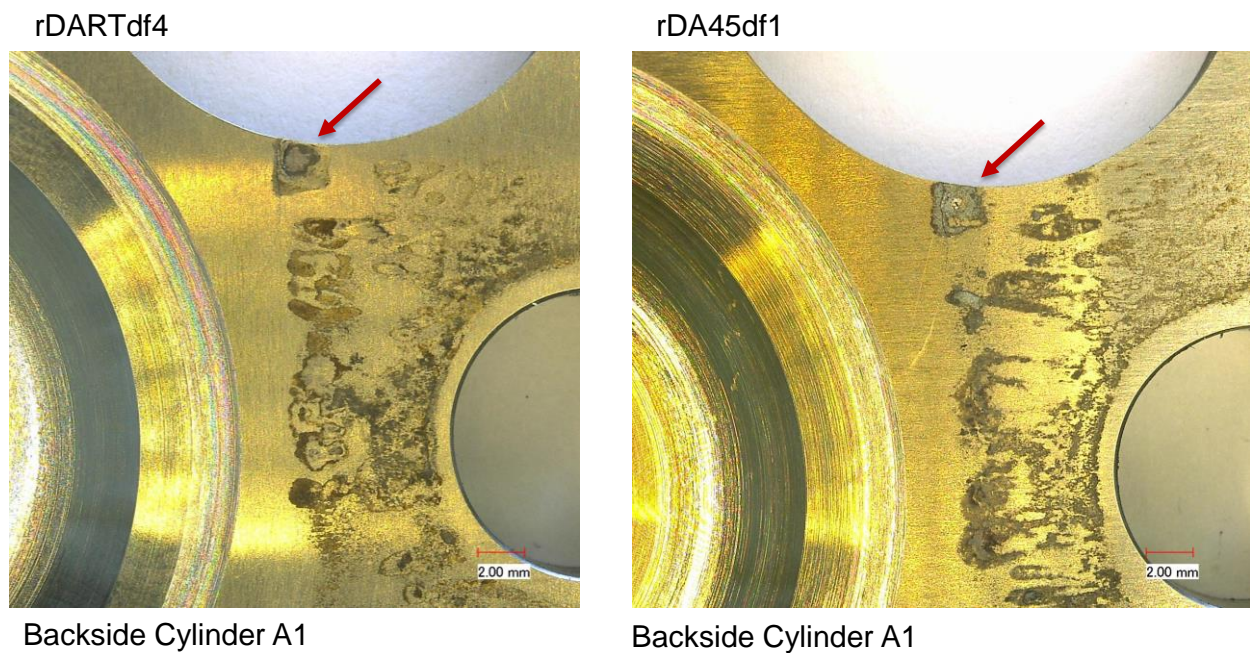


Bild 62: Versuchsergebnis der Versuche rDARTdf4 & rDA45df1 (Allvac718Plus).

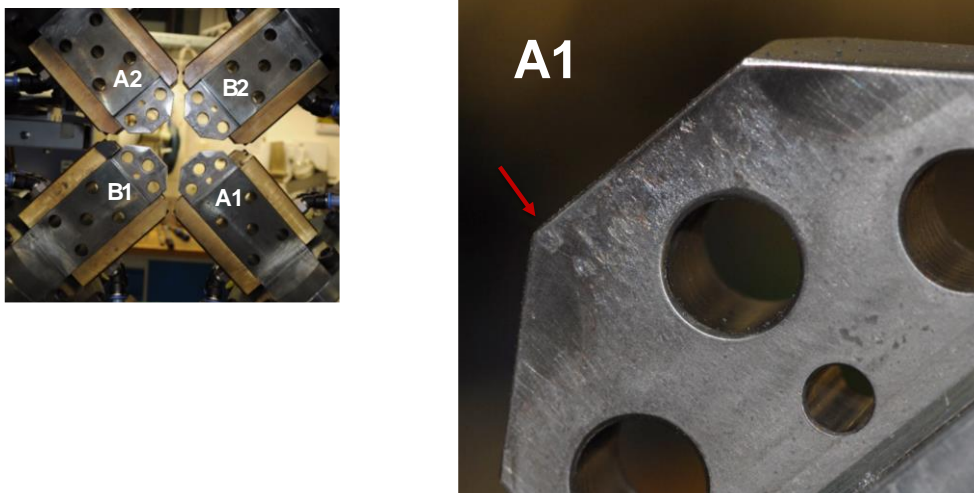


Bild 63: Festgestellte Riefen und Ablagerungen im Bereich der Probenaufnahme am Zylinder A1.

Der Probeneinspannbereich wurde daraufhin entsprechend überarbeitet. Mit der so hergestellten Konfiguration wurden vier weitere Versuche bei einer Prüftemperatur von 650 °C durchgeführt. Über diese Versuche wurde am 4. November 2021 in einer Sitzung berichtet. Die Versuche wurden bei einer normierten Vergleichsdehnschwingbreite von $0.66 \Delta\varepsilon$ bei Achsverhältnissen von 1, 0, -0.5 und -1 durchgeführt. Diese Versuche wurden zunächst als gültig identifiziert, da bspw. beim Versuch rDA65df1 ein klarer Lastabfall bei der Achse A unter Verwendung der Kraftspitzenwerte zu erkennen war und dies auch mit

dem Befundbild nach Probenausbau korreliert werden konnte, Bild 64. Das Prozedere der Lastabfallbestimmung anhand der Spitzenwerte war hier im Vergleich zur Versuchsserie am G17 (vgl. Kapitel 4) identisch.

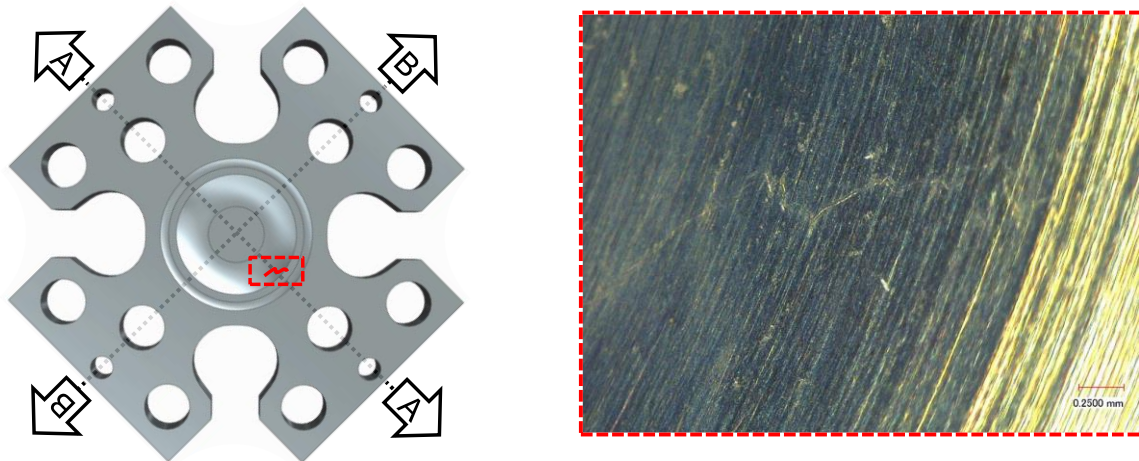


Bild 64: Detektierte Anrissausprägung für den Versuch rDA65df1.

Weitere Details zur Auswertung der Kraftspitzenwerte, einmal durchgeführt unmittelbar nach Versuchsende und einmal nachträglich ausgearbeitet im Jahr 2023, zeigt Bild 65.

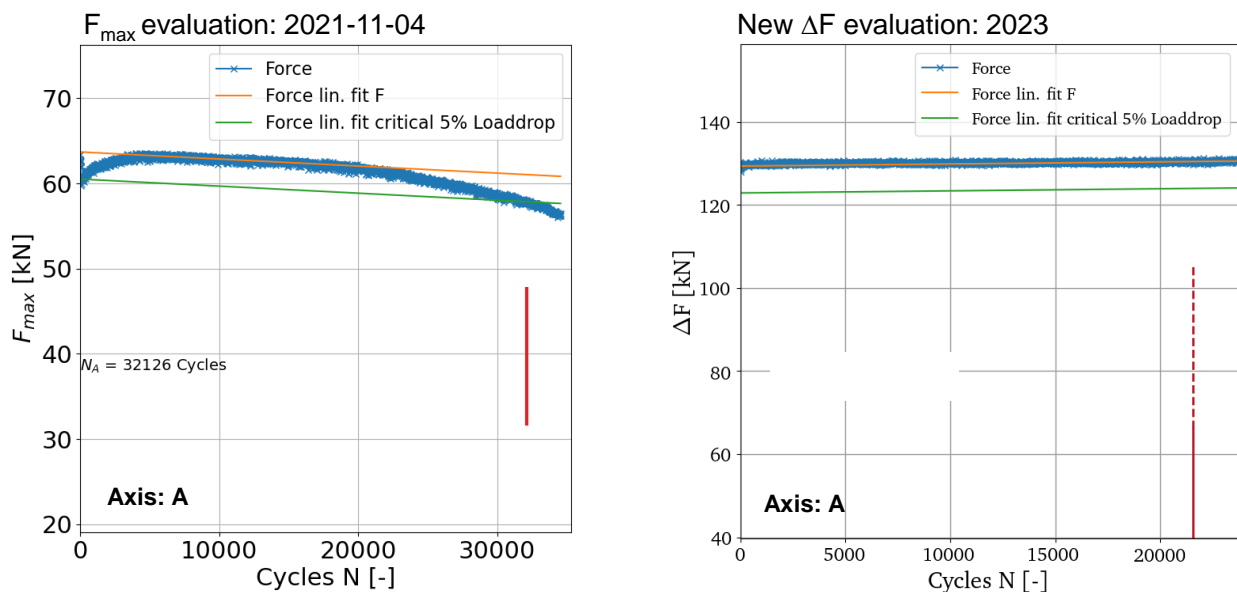


Bild 65: Ausgewerteter Verlauf des Lastabfalls für den Versuch rDA65df1 unter Verwendung der Maximalkraft (links) sowie unter Verwendung der Kraftschwingbreite (rechts).

Ist bei Auswertung der Maximalkraft ein klarer Lastabfall bei der Achse A zu erkennen wird bei Auswertung der Schwingbreite klar, dass kein wirklicher Lastabfall vorliegt. Eine weitere Nachauswertung der Probenoberfläche im Jahr 2023 zeigte bei diesem Versuch und auch bei den weiteren drei Versuchen rDA65df2, rDA65df3 und rDA65df4 keinen Anriss nach den angegebenen Versuchslaufzeiten. Diese Erkenntnis lag allerdings erst

Anfang des Jahres 2023 vor und ist daher so in der Tabelle in Bild 59 zusammengefasst. Dem Entwicklungszeitstrahl folgend wurde nach vermeintlich vier gültigen Versuchen Ende 2021 die Fortführung der Versuchsserie mit einer normierten Vergleichsdehnschwingbreite von $0.56 \Delta\varepsilon$ geplant. Es folgten fünf weitere Versuche (rDA65df5, rDA65df6, rDA65df7, rDA65df8, rDA65df9, vgl. Bild 59). Zwischen diesen Versuchen wurden weitere Iterationen und Modifikationen am Versuchsstand, in enger Abstimmung mit dem Industriepartner, durchgeführt. Über dieses Vorgehen und das erzielte Zwischenergebnis mit einem sechsten gültigen Versuch (rDA65df10) wurde am 23. Juni 2022 berichtet. Die erzielten Zwischenergebnisse und Variationen sowie die damit verbundenen Ressourcen und Aufwände sind nachfolgend ebenfalls kurz zusammengefasst. Ein entsprechender Zeitstrahl der Entwicklungen ist in Bild 66 gezeigt.

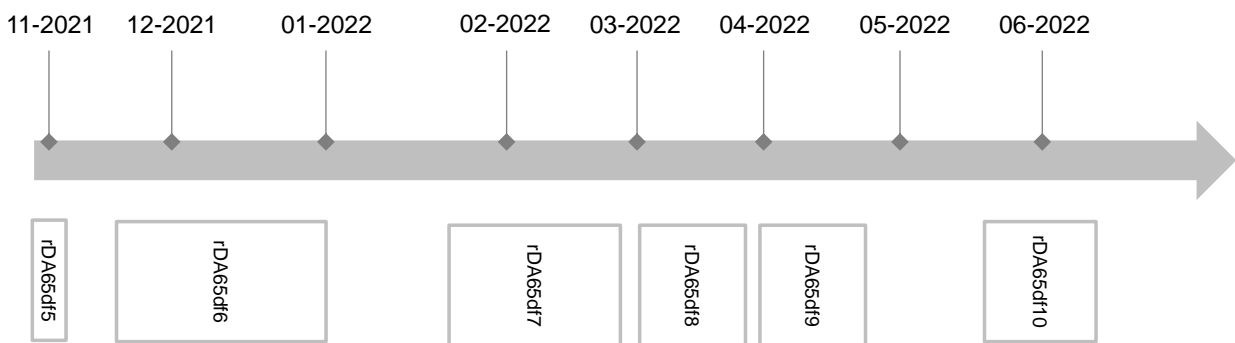


Bild 66: Zeitstrahl zur Darstellung der Zwischenentwicklungen im Verlauf der Versuchsserie rDA65df5 – rDA65df10.

Der Versuch rDA65df5 endete nach 42 000 Zyklen mit einer anrissfreien Prüfzone und einem erneuten Abriss des Lastarms der A-Achse, Bild 67. Klar zu erkennen ist, dass der Bruchausgang im Vergleich zu den bereits berichteten Fällen nun in den Bereich der mittleren Bohrung der Lastarme verschoben wurde. Eine Detailaufnahme der Draufsicht auf die Bruchfläche ist in Bild 68 gezeigt.

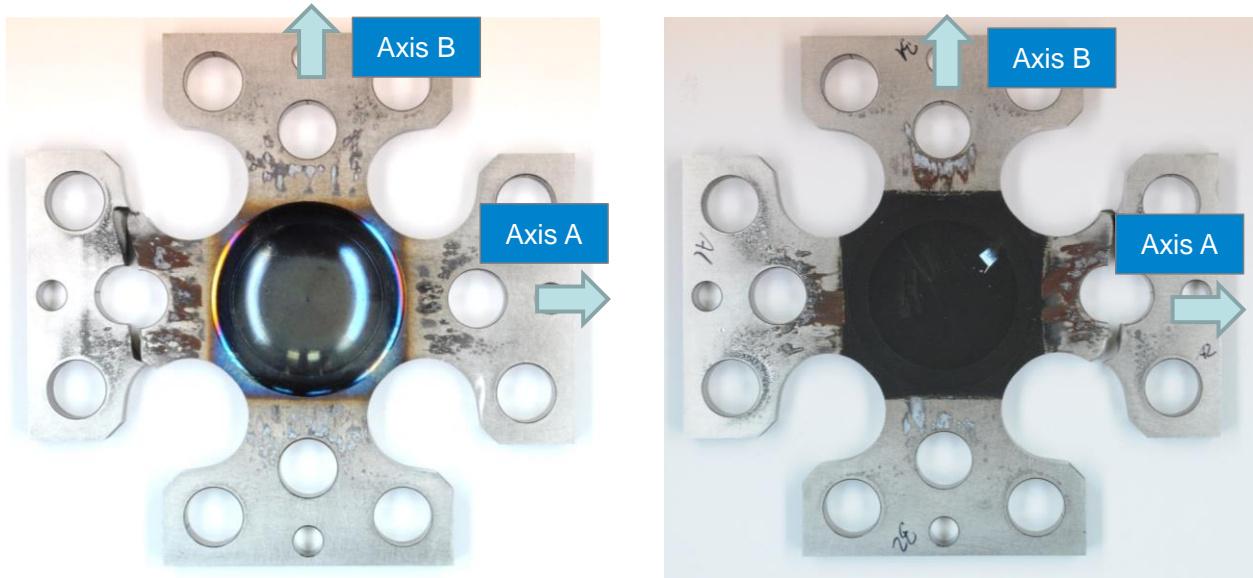


Bild 67: Versuchsergebnis des Versuchs rDA65df5.



Bild 68: Detailaufnahme der Draufsicht der Bruchfläche, Versuch rDA65df5.

Wie zu erkennen, ist von einem Rissstart im Bereich der Innenbohrung auszugehen. Zu diesem Zeitpunkt wurde vermutet, dass der Reibschluss aufgrund der vergleichsweise hohen erforderlichen Prüfkräfte überwunden worden ist und es daher zu einer zusätzlichen Beanspruchung im Bereich der Bohrung gekommen ist. Daher wurde entschieden, zunächst einen weiteren Versuch bei einem Achsverhältnis von -1 durchzuführen. Bei dieser Beanspruchung sind bei gleicher Vergleichsdehnung deutlich geringere Prüfkräfte zu erwarten. Der entsprechende Versuch rDA65df6 lief über 280 000 Zyklen ohne einen Anriss im Bereich der Prüfzone zu produzieren, Bild 69. Die Kreuzprobe blieb jedoch in Summe intakt.

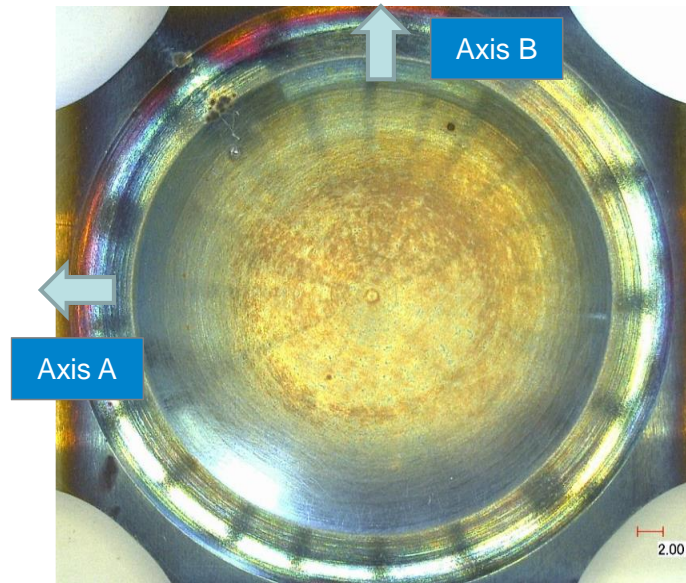


Bild 69: Detailaufnahme der Probenoberfläche rDA65df6 nach 280 000 Zyklen.

Es folgte ein weiterer Versuch bei einem Achsverhältnis von 1, wie beim Versuch rDA65df5 realisiert, nun aber mit einem erhöhten Schraubenanzugsmoment, sodass die Vorspannkräfte erhöht ausgeführt und das Risiko eines zu geringen Reibschlusses verringert werden konnte. Der Versuch rDA65df7 musste nach 24 000 Zyklen wegen eines defekten Extensometers ausgebaut werden. Nach dem Probenausbau wurden erneut erste Anrisse im Bereich der Lastarme detektiert, wie sie in Bild 70 zu sehen sind. Der Prüfzonenbereich hingegen blieb rissfrei.

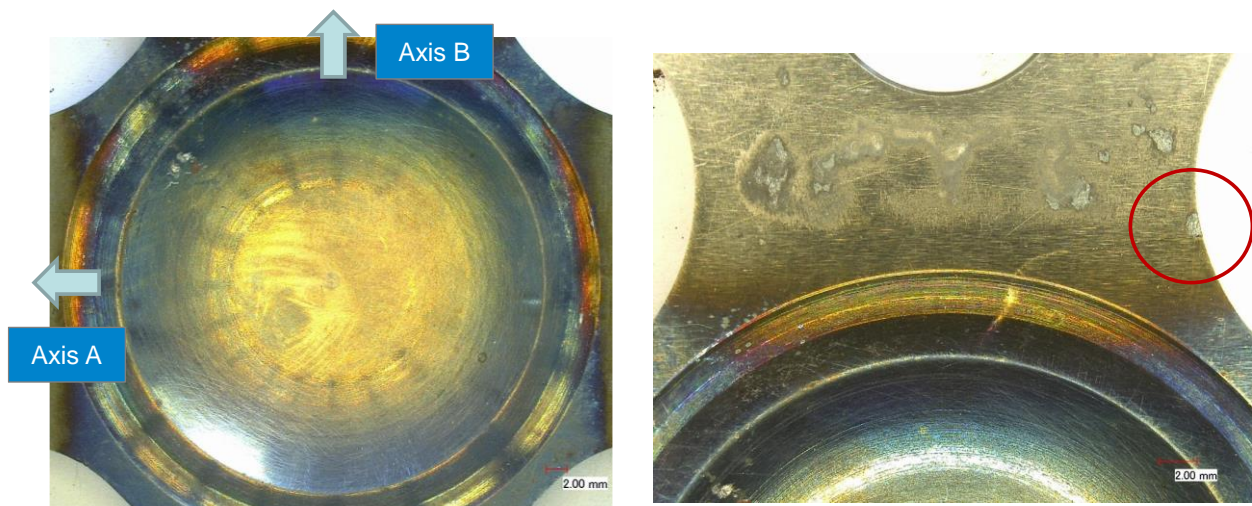


Bild 70: Detailaufnahme der Probenoberfläche rDA65df7 nach 24 000 Zyklen.

Es folgte eine weitere Überarbeitung der Probenaufnahme durch mechanisches Schleifen, um das Risiko einer Rissinitiierung in diesem Bereich weiter zu verringern, da sich der Prüfwerkstoff gegenüber diesem Phänomen offenbar besonders sensitiv verhält. Das Ergebnis der Überarbeitung ist in Bild 71 dargestellt.

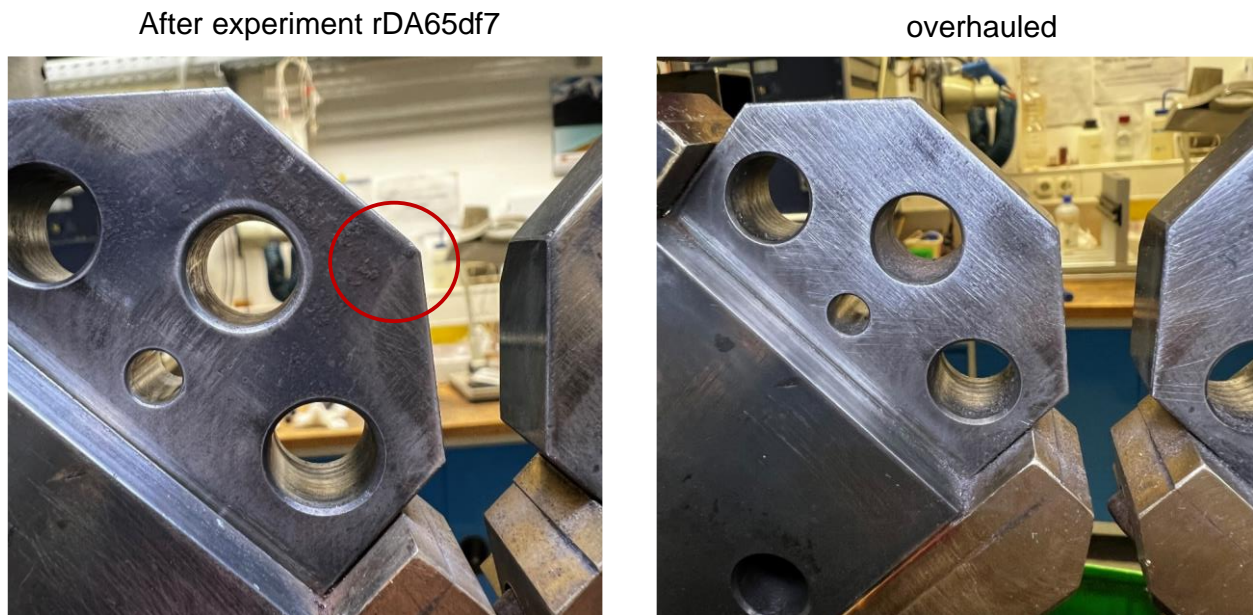


Bild 71: Weitere Überarbeitung des Probeneinspannbereichs nach Durchführung des Versuchs rDA65df7.

Der Versuch rDA65df8 wurde mit identischen Parametern gestartet. Das Ergebnis war erneut ein Versagen der Lastarme nach 49 000 Zyklen, Bild 72, wieder im Bereich der Mittenbohrung der Kreuzprobe. Die Detailauswertung ergab ein ähnliches Bild wie bei der Probe rDA65df5 zuvor, Bild 73.

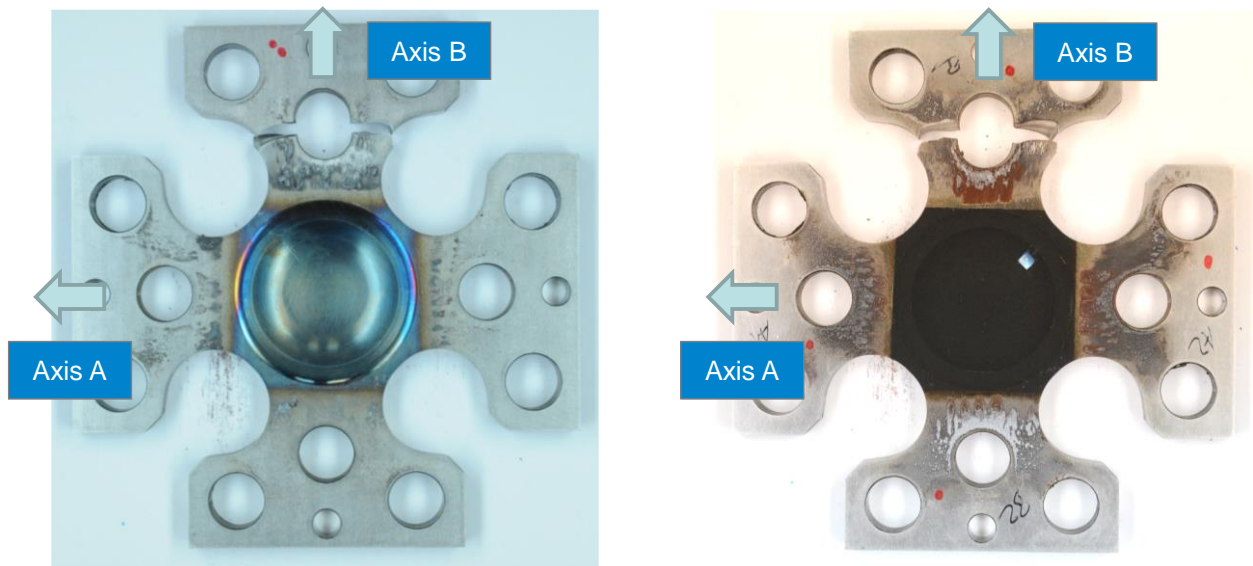


Bild 72: Versuchsergebnis des Versuchs rDA65df8.

Nach diesem Versuch musste geschlossen werden, dass der Prüfwerkstoff bei dieser Art der Prüfung offenbar besonders dazu neigt, Mikrorisse im Bereich des Reibschlusses, bspw. aufgrund von Mikroschlupf, welches zu Pitting-Belägen führen kann, auszubilden. Die Vermutung war, dass die, aufgrund des Wechsels der Probengeometrie (DS -> Standard-Variante) erforderlichen reibbeiwert erhöhenden Scheiben ggf. einen negativen Einfluss auf die Bildung dieser Beläge haben. Zusätzlich ist zu vermerken, dass die

Reibscheiben bei der erfolgreich durchgeführten Serie am Werkstoff G17 nicht verwendet worden sind. Als Maßnahme wurde daher in einem zukünftigen Versuch auf diese Scheiben verzichtet.



Bild 73: Detailaufnahme der Draufsicht der Bruchfläche, Versuch rDA65df8.

Ein weiterer Unterschied im Vergleich zur erfolgreichen G17-Versuchsserie ist, dass die Kreuzproben beim Werkstoff Allvac718Plus nicht per konventioneller Fertigung (Drehen, Fräsen, Bohren), sondern aufgrund der höheren Härte des Werkstoffs per Drahterodieren hergestellt worden sind. Das betrifft die Außenkontur gleichermaßen wie das ausgeführte Lochbild. Bei näherer Betrachtung von Bild 73 fällt auf, dass im Bereich des Bruchausgangs eine auf der Probenoberfläche senkrecht stehende, weiß erscheinende Linie zu sehen ist. Diese Linie wird durch das Absetzen und erneute Ansetzen des Erodierdrahts produziert. Die so entstandene Unstetigkeit könnte ebenso zur Rissinitiierung beigetragen haben. Als weitere Maßnahme wurden daher alle Bohrungen dieser Proben zukünftig mit einer Reibahle aufgerieben und so eine eventuell vorhandene „Erodierkante“ entfernt.

Beide Maßnahmen wurden beim sich anschließenden Versuch rDA65df9 umgesetzt. Das Ergebnis war ein erneuter Abriss der Lastarme nach 58 000 Zyklen.

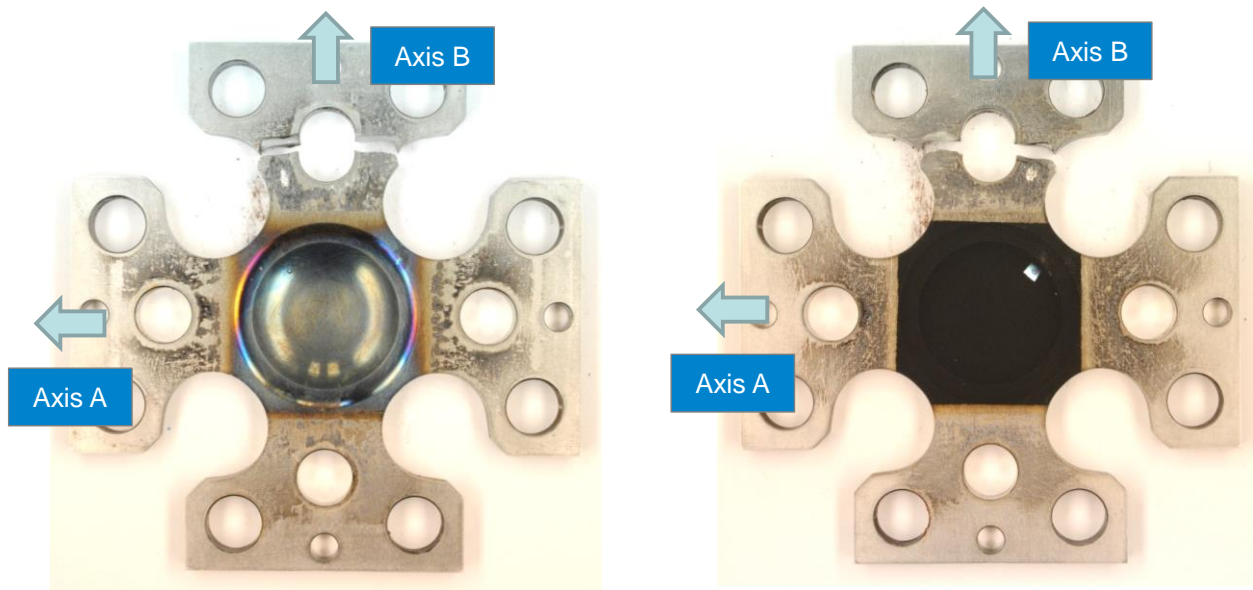


Bild 74: Versuchsergebnis des Versuchs rDA65df9.

Dieses Versuchsergebnis führte letztendlich zu der Überlegung, das Design der Probengeometrie ein weiteres Mal anzupassen und den lebensdauerführenden Ort noch eindeutiger in die Prüfzone bzw. die Probenmitte zu verlagern. Dies führte zur Einführung einer weiteren Kreuzprobenvariante mit einer reduzierten Dicke von 1 mm im Bereich der Prüfzone, welche in Bild 75 dargestellt ist. Diese Maßnahme hat den entscheidenden Vorteil, dass das Zentrum der Probe ein deutlicheres Maximum in der Vergleichsdehnungsverteilung produziert. Gleichzeitig ist mit der Variante der Nachteil verbunden, dass es bei hohen Druckspannungen zum Ausbeulen der Prüfzone kommen kann. Dennoch wurde entschieden, eine solche Probenvariante zu fertigen und für die nächste Prüfung und den letzten Versuch dieser Unterserie, den Versuch rDA65df10 (vgl. vgl. Bild 59) vorzusehen. Der Versuch wurde in Dehnungsregelung gestartet und in Kraftregelung beendet. Nach ca. 125 000 Zyklen konnte ein Anriss in der Prüfzone induziert werden. Der Bereich der Lastarme verblieb intakt und rissfrei, Bild 76.

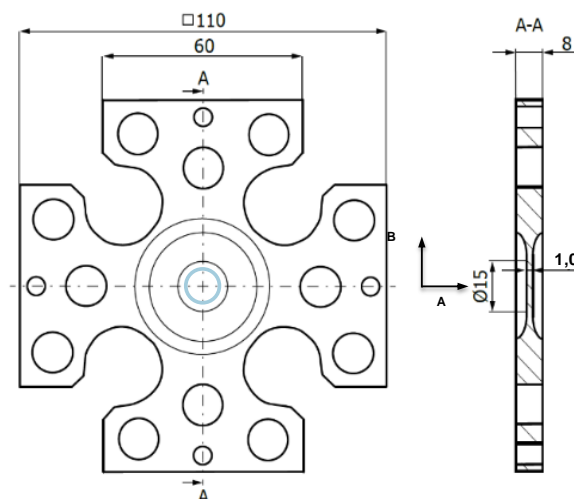


Bild 75: Modifizierte Kreuzprobenvariante mit einer reduzierten Dicke von 1 mm im Bereich der Prüfzone.

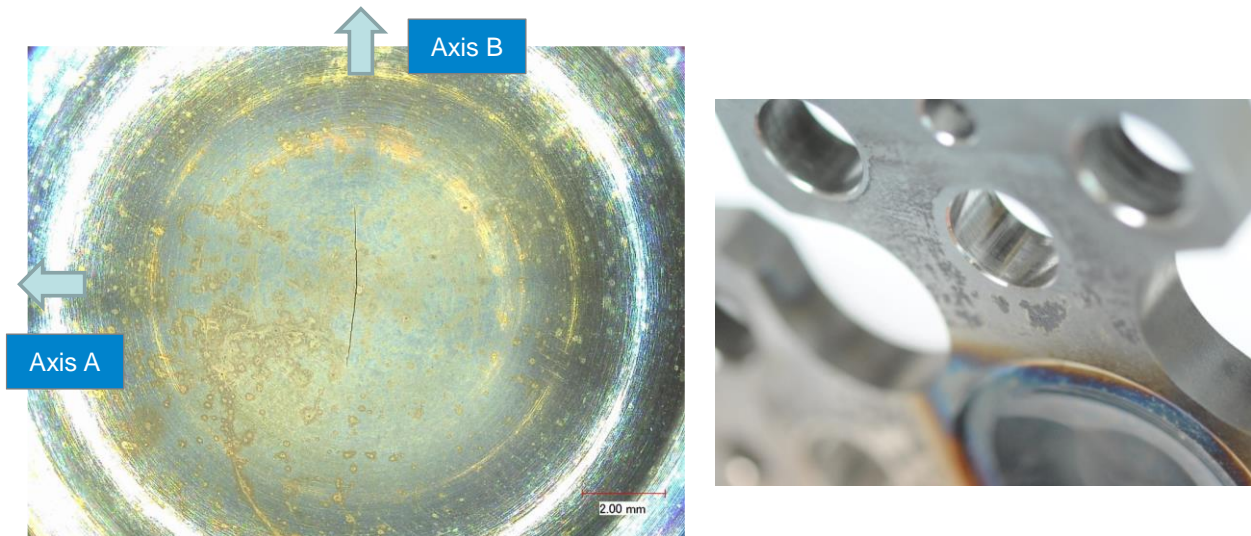


Bild 76: Versuchsergebnis des Versuchs rDA65df10.

In der darauffolgenden Teilsérie war es das Ziel, diesen Teilerfolg zu bestätigen und die Versuchsserie entsprechend fortzuführen. Dies umfasste die Versuche rDA65df11, rDA65df12, rDA65df13, rDA65df14 und rDA65df15. Über die Ergebnisse dieser Teilsérie wurde am 17. November 2022 berichtet.

Beim Versuch rDA65df11 kam es erneut nach ca. 57 000 Zyklen zu einem Abriss der Lastarme, Bild 77. Die Prüfzone verblieb rissfrei. Es stellte sich heraus, dass das Aufreiben der Bohrung nicht hinreichend tief erfolgte, so dass erneut eine Erodierkante den Ausgangsort für die Anrissbildung in diesem Bereich bei entsprechend hohen Zyklenzahlen darstellte.

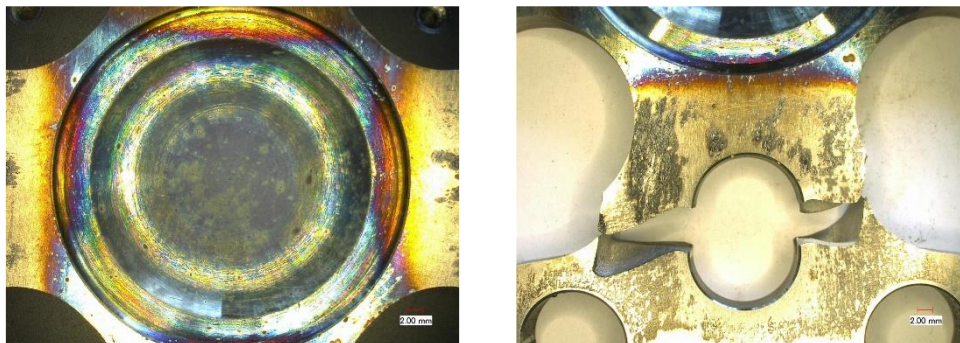


Bild 77: Versuchsergebnis des Versuchs rDA65df11.

Beim anschließenden Versuch rDA65df12 zeigte sich erstmals ein Riss im Bereich der Anschweißung des Thermoelements. Die Lastarme blieben intakt. Dennoch lag mit diesem Versuch keine Information der Anrisswechselzahl vor, da die Rissbildung erneut kerbbedingt, dieses Mal aufgrund der Anschweißperle der Thermoelementbefestigung, nach ca. 80 000 Zyklen erfolgte, Bild 78.

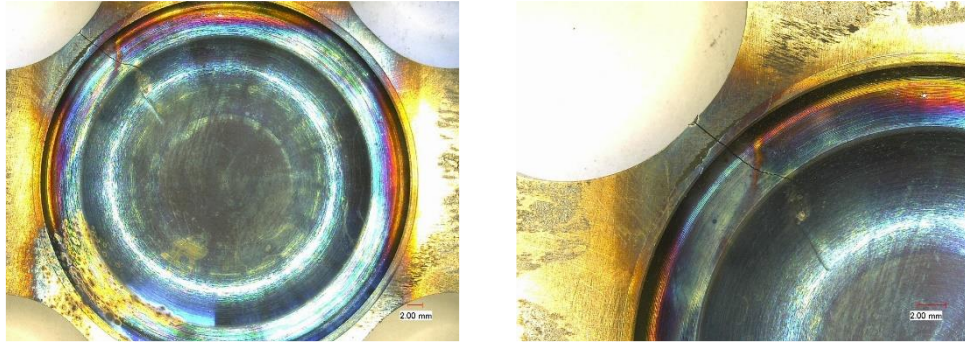


Bild 78: Versuchsergebnis des Versuchs rDA65df12.

Der folgende Versuch rDA65d13 kam nach einer noch höheren Zyklenzahl von 98 000 Zyklen zum Ende- erneut mit dem Ergebnis, des Versagens der Lastarme, Bild 79.

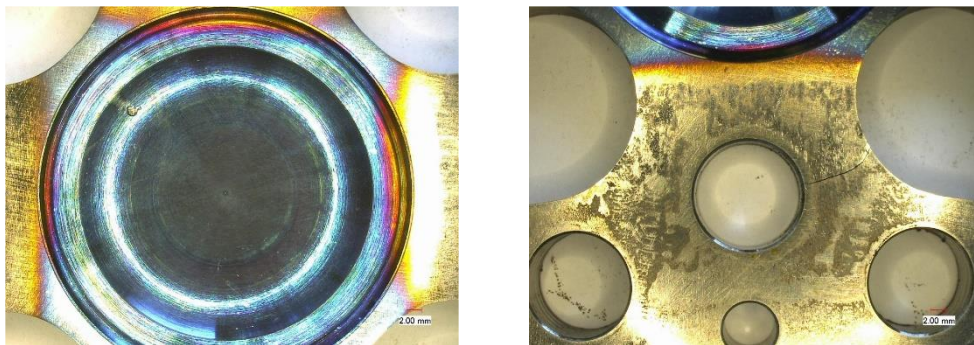


Bild 79: Versuchsergebnis des Versuchs rDA65df13.

Bei diesem Versuch kam es demnach trotz aller getroffenen Maßnahmen und vorgenommenen Iterationen zum einen zum erneuten Versagen der Lastarme und zum anderen zu einer sehr hohen Zyklenzahl ohne Anriss der Prüfzone. Es folgten eingehende Diskussionen mit dem Industriepartner verbunden mit der These, dass dieser Werkstoff, bei Prüfung mit einer normierten Dehnschwingbreite von $0.58 \Delta\varepsilon$ und einem Achsverhältnis von 1 sehr hohe Anrisswechselzahlen außerhalb des LCF-Bereichs produziert. Die vom Werkstoff G17 bekannten Curve-Shift-Faktoren im Bereich von 2.5 bis 4 liegen für diesen Werkstoff vermutlich um ein Vielfaches höher. Dies führt mutmaßlich zu den sehr hohen Zyklenzahlen bei diesem gewählten Dehnschwingbreiten-Niveau. Eine anschließende Erhöhung auf eine Vergleichsdehnschwingbreite im Design-Point von $0.75 \Delta\varepsilon$ für den Versuch rDA65df14 produzierte einen Anriss im Bereich der Prüfzone, allerdings nach bereits 100 Zyklen, Bild 80.

Für den letzten Versuch dieser Teilserie, den Versuch rDA65df15, wurde die Dehnschwingbreite auf $0.66 \Delta\varepsilon$ abgesenkt. Hier kam es auch nach 233 000 absolvierten Zyklen zu keinem Anriss im Bereich der Prüfzone, Bild 81.

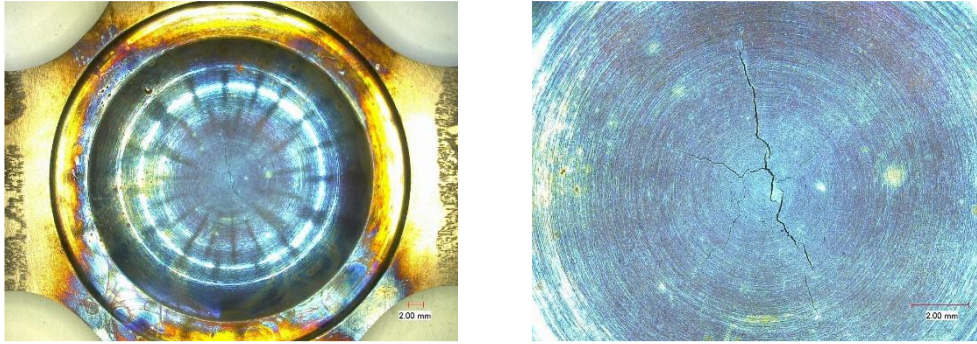


Bild 80: Versuchsergebnis des Versuchs rDA65df14.

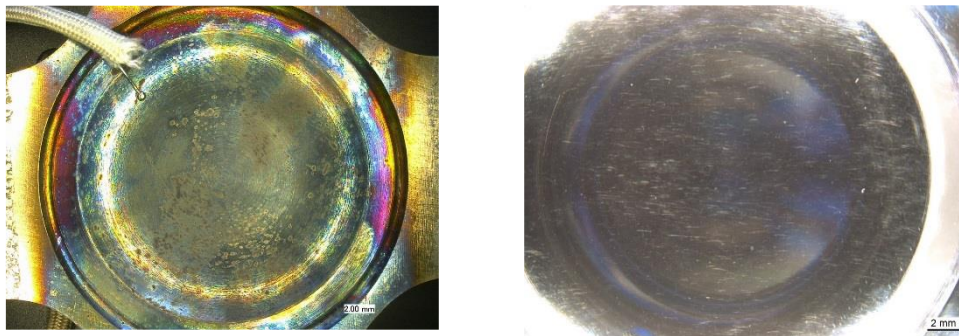


Bild 81: Versuchsergebnis des Versuchs rDA65df15.

Zur Sicherheit wurden diese beiden Versuche mit zwei Proben, welche noch mit einer ursprünglichen Dicke von 1.8 mm ausgeführt und vorhanden waren, wiederholt (Versuche rDA65df16 und rDA65df17). Diese Versuche wiesen ähnlich zu den Versuchen rDA65df1-4 einen Lastabfall von 5% bei Auswertung der Maximalkraft nach 26 000 bzw. 38 000 Prüfzyklen auf. Allerdings wurde bei beiden Versuchen kein Anriss in der Prüfzone festgestellt, Bild 82 und Bild 83. Dieser Befund führte letztendlich zu der Nachuntersuchung der Versuche rDA65df1-4 (vgl. Beschreibung rund um Bild 65). Auch bei diesen vier Versuchen wurde daraufhin, wie bereits zuvor zusammengefasst, nachträglich festgestellt, dass die Prüfzone trotz eines detektierten Lastabfalls von 5% anrissfrei geblieben ist. Dies wird nachvollziehbar, wenn anstelle der Auswertung der Maximalkräfte die Schwingbreite der Kraftspitzenwerte ausgewertet wird. Bei Betrachtung der Schwingbreiten der Kraftspitzenwerte zeigte sich bei allen hier genannten Versuchen (rDA65df1-4 sowie rDA65df16 und rDA65df17) kein Lastabfall.

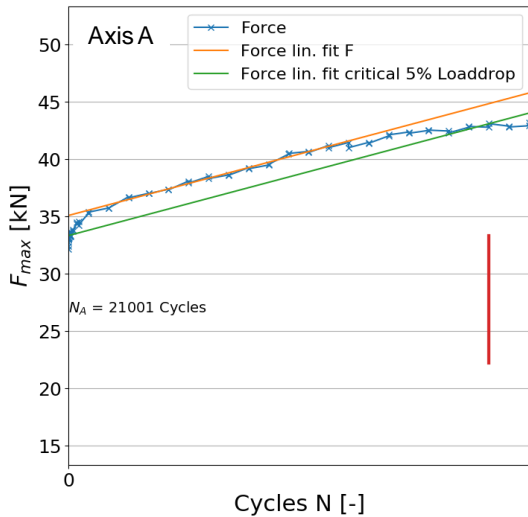


Bild 82: Versuchsergebnis des Versuchs rDA65df16, Kraftspitzenwerte und Lastabfall unter Verwendung der Maximalkraft (links) sowie Bild der anrissfreien Prüfzone (rechts).

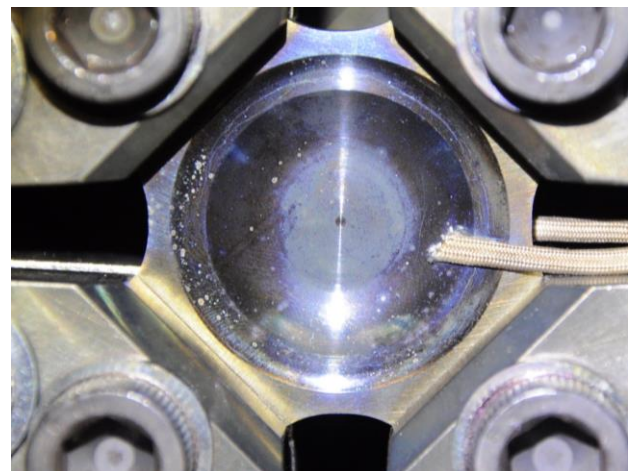
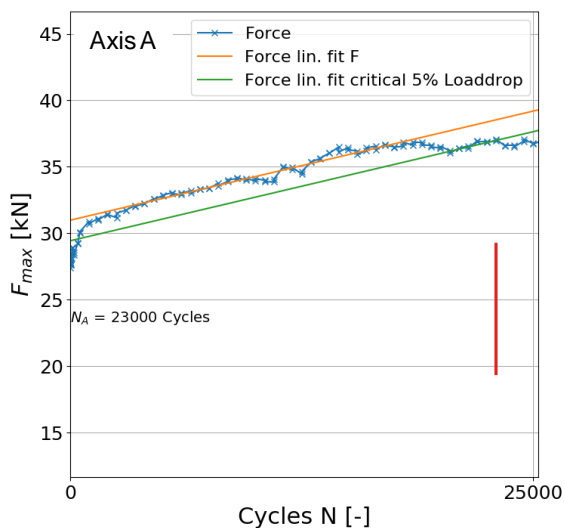


Bild 83: Versuchsergebnis des Versuchs rDA65df17, Kraftspitzenwerte und Lastabfall unter Verwendung der Maximalkraft (links) sowie Bild der anrissfreien Prüfzone (rechts).

Nach erneuter Abstimmung mit dem Industriepartner wurde als letzter Schritt nun die Strategie verfolgt, ein geeignetes „Fenster“ der anzusetzenden Vergleichsdehnschwingbreite zu finden, so dass die Kreuzprobe zum einen Anrisse im Bereich der Prüfzone produziert und zum anderen die Zyklenzahlen in einem Bereich um 10 000 Zyklen verbleiben, sodass Anrisse im Bereich der Lastarme sicher vermieden werden.

Die zwar vorbeanspruchten aber anrissfreien Proben rDA65df16 und rDA65df17 wurden daraufhin erneut verwendet, um eine geeignete und mit allen Maschinen und Geometriemodifikationen prüfbare Dehnschwingbreite zu identifizieren. Aus diesem Grund sind diese beiden Versuche in der Tabelle in Bild 59 erneut aufgeführt, nun

allerdings mit der Ergänzung „(RU)“, was für die Wiederverwendung dieser beiden Proben („Re-Use“) steht.

Für die Probe rDA65df17 wurde festgelegt, dass, ausgehend von einer zuvor realisierten Dehnschwingbreite von $0.66 \Delta\varepsilon$, die Dehnschwingbreite sukzessive erhöht und für jeweils 20 000 Zyklen konstant gehalten wird. Nach jedem Belastungspaket wurde der Versuch pausiert und die Prüfzone auf Rissinitiierung hin überprüft. Der Versuch wurde beendet, sobald Rissinitiierung optisch detektiert wurde oder ein Lastabfall von 5% unter Verwendung der Kraftschwingbreite messbar war. Das Ergebnis ist in der folgenden Liste zusammengefasst:

- | | |
|---|---|
| ▪ $\Delta\varepsilon_{\text{eq,DP}} = 0.75 \Delta\varepsilon$, N = 20.000 Zyklen | Keine Rissinitiierung |
| ▪ $\Delta\varepsilon_{\text{eq,DP}} = 0.83 \Delta\varepsilon$, N = 20.000 Cycles | Keine Rissinitiierung |
| ▪ $\Delta\varepsilon_{\text{eq,DP}} = 0.92 \Delta\varepsilon$, N = 20.000 Cycles | Keine Rissinitiierung |
| ▪ $\Delta\varepsilon_{\text{eq,DP}} = 1.00 \Delta\varepsilon$, N ~ 5.000 Cycles | Rissinitiierung im Bereich der Prüfzone |

Demnach konnte erst bei einer normierten Vergleichsdehnschwingbreite von $1.0 \Delta\varepsilon$ eine Rissinitiierung bzw. ein Lastabfall festgestellt werden, Bild 84. Dies bestätigte die zuvor beschriebene Annahme, dass das ursprünglich gewählte Lastniveau von $0.58 \Delta\varepsilon$, bzw. $0.66 \Delta\varepsilon$ deutlich zu gering war und in sehr hohen Zyklenzahlen resultierte, die dann auch mit einer hochzyklisch bedingten Rissinitiierung im Bereich der Lastarme verbunden war.

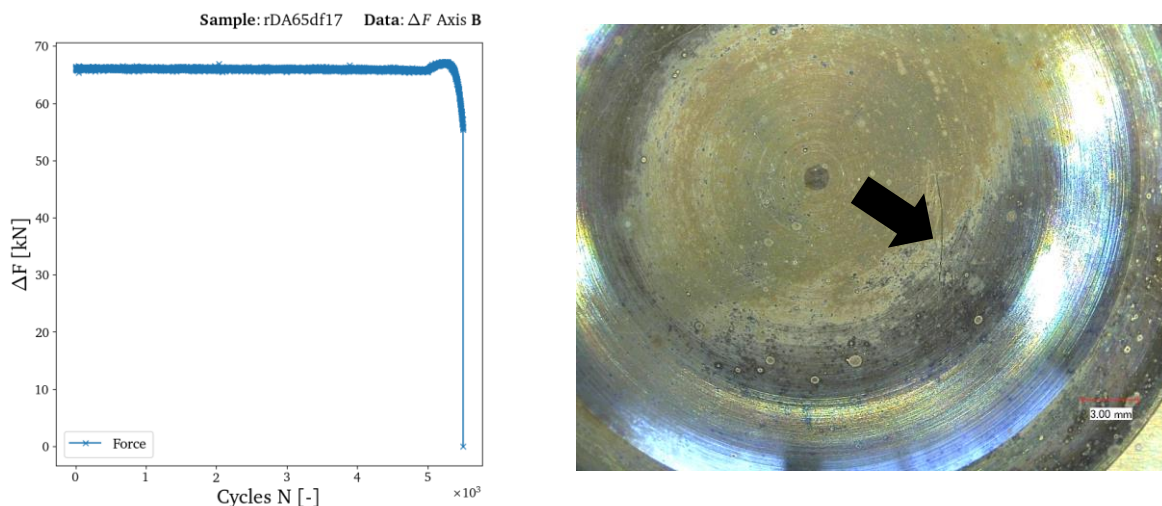


Bild 84: Versuchsergebnis des Versuchs rDA65df17 (RU), Kraftspitzenwerte und Lastabfall unter Verwendung der Kraftschwingbreite (links) sowie Rissinitiierung im Bereich der Prüfzone (rechts).

Der Versuch rDA65df16 (RU) wurde daraufhin verwendet, um das erzielte Ergebnis zu bestätigen, in dem direkt eine Vergleichsdehnschwingbreite von $1.0 \Delta\varepsilon$ angesetzt wurde. Das Ergebnis war erneut ein Lastabfall von 5% sowie ein klarer Riss im Bereich der Prüfzonenmitte nach ca. 28 000 Zyklen.

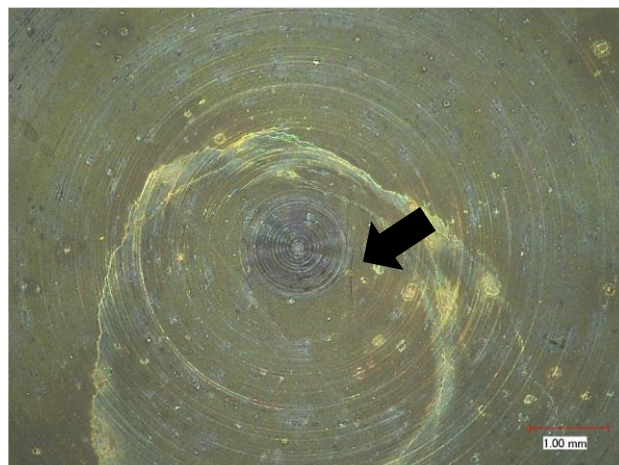
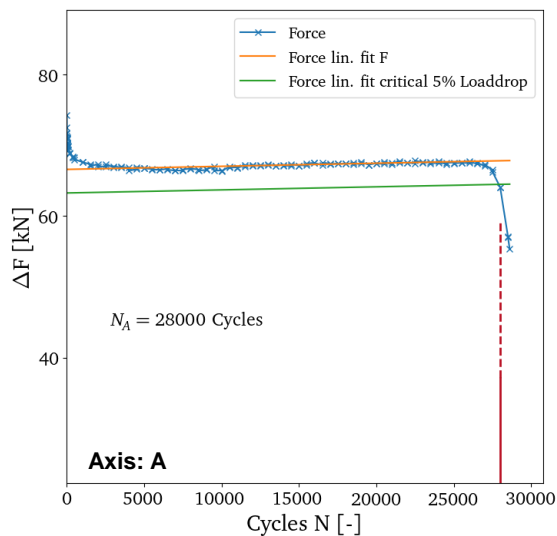


Bild 85: Versuchsergebnis des Versuchs rDA65df16 (RU), Kraftspitzenwerte und Lastabfall unter Verwendung der Kraftschwingbreite (links) sowie Rissinitiierung im Bereich der Prüfzone (rechts).

Dieses Ergebnis konnte durch zwei weitere durchgeführte Versuche an Proben ohne Vorbeanspruchung, die erneut wieder mit einer Probendicke von 1.0 mm ausgeführt worden sind, bestätigt werden. Bei den Versuchen rDA65df18 (Achsverhältnis -1) und rDA65df19 (Achsverhältnis 1) konnte jeweils ein Lastabfall von 5% sowie ein Anriss in der Prüfzone, bei Verwendung einer normierten Vergleichsdehnschwingbreite von $1.0 \Delta\varepsilon$, produziert werden.

Die dargelegten Iterationsschritte haben wie berichtet einen Zeitaufwand von ca. 2 Jahren, einen Versuchsumfang von 23 Proben, diverse Aufwände im Bereich Probenfertigung, strukturmechanische Berechnung sowie eine mehrmalige Überarbeitung der Maschinen-Hardware erforderlich gemacht. Letztendlich konnte die Maschine sowie die Prüfprozedur so ertüchtigt werden, dass die Prüfbarkeit für den Werkstoff Allvac718Plus hergestellt werden konnte. Der Aufwand war dabei um ein beträchtliches Maß höher, als bei der ursprünglichen Antragsstellung berücksichtigt. Die zusätzlichen Aufwände wurden in Abstimmung mit dem Industriepartner aus Institutseigenmitteln getragen. Über den Stand der Arbeiten wurde laufend im Rahmen von Zwischenberichten berichtet. Ebenfalls wurde das Projekt zweimal und für den Fördergeber kostenneutral verlängert. Auf Basis des hier zusammengefassten Standes konnte zusätzlich mit dem verbliebenen Probenmaterial aus der Charge (rDA) sowie auf Basis einer weiteren, ergänzenden Materiallieferung seitens des Industriepartners (rDB) bis Vorhabensende eine systematisch durchgeführte Serie an Kreuzprobenversuchen unter Variation des Achsverhältnisses erfolgreich durchgeführt werden. Über die erzielten Ergebnisse wird im sich anschließenden Unterkapitel zusammenfassend berichtet.

5.2 Versuchsserie zum Einfluss des Achsverhältnisses

Auf Grundlage der Aufwände zur Herstellung der Prüfbarkeit konnte die in Bild 86 aufgezeigte Versuchsmatrix bis zum Abschluss des Vorhabens erfolgreich durchgeführt werden. Daraus geht hervor, dass in Summe 12 Versuche auf zwei Dehnschwingbreitenniveaus bei 4 unterschiedlichen Achsverhältnissen von 1, 0, -0.5 und -1 durchgeführt werden konnten. Damit wird eine grundsätzliche und analoge Ableitung von Curve-Shift-Faktoren, ähnlich wie bei den Untersuchungen am Werkstoff G17, ermöglicht. Die Versuche wurden allesamt bei einer Prüftemperatur von 650 °C in globaler Dehnungsregelung und bei einem Amplitudenverhältnis von -1 gefahren. Für die Versuche wurde, wie zuvor berichtet, die Standardkreuzprobengeometrie mit einer reduzierten Dicke von 1.0 mm verwendet.

Test-ID	Specimen Type	Control Type	Temperature	Axis Ratio	Norm. $\Delta\epsilon_{eq,DP}$	Norm. $\Delta\epsilon_{eq,HS}$	$N_{A,5\%}$
[-]	[-]	[-]	[°C]	[-]	[-]	[-]	[-]
rDA65df21	t = 1.0 mm	strain	650	1.0	1.0 $\Delta\epsilon$	1.01 $\Delta\epsilon$	9 000
rDB65df2	t = 1.0 mm	strain	650	1.0	1.0 $\Delta\epsilon$	1.01 $\Delta\epsilon$	8 201
rDA65df19	t = 1.0 mm	strain	650	0.0	1.0 $\Delta\epsilon$	1.05 $\Delta\epsilon$	1 500
rDA65df28	t = 1.0 mm (rot.)	strain	650	0.0	1.0 $\Delta\epsilon$	1.05 $\Delta\epsilon$	850
rDA65df20	t = 1.0 mm	strain	650	-0.5	1.0 $\Delta\epsilon$	1.04 $\Delta\epsilon$	4 300
rDA65df26	t = 1.0 mm (rot.)	strain	650	-0.5	1.0 $\Delta\epsilon$	1.04 $\Delta\epsilon$	3 800
rDA65df18	t = 1.0 mm	strain	650	-1.0	1.0 $\Delta\epsilon$	1.03 $\Delta\epsilon$	19 500
rDA65df27	t = 1.0 mm (rot.)	strain	650	-1.0	1.0 $\Delta\epsilon$	1.03 $\Delta\epsilon$	17 000
rDB65df1	t = 1.0 mm	strain	650	1.0	0.92 $\Delta\epsilon$	0.93 $\Delta\epsilon$	32 000
rDA65df22	t = 1.0 mm	strain	650	0.0	0.92 $\Delta\epsilon$	0.96 $\Delta\epsilon$	4 040
rDA65df25	t = 1.0 mm	strain	650	-0.5	0.92 $\Delta\epsilon$	0.95 $\Delta\epsilon$	10 060
rDA65df24	t = 1.0 mm	strain	650	-1.0	0.92 $\Delta\epsilon$	0.94 $\Delta\epsilon$	22 785

Bild 86: Systematisch durchgeführte Kreuzprobenversuchsserie unter Variation des Achsverhältnisses für den Werkstoff Allvac718Plus

Die in Bild 86 angegebenen Prüfzeichen bezeichnen die Charge rDA, die ebenso für Proben zur Herstellung der Prüfbarkeit in Kapitel 5.1 verwendet worden ist, als auch eine weitere Charge rDB, die vom Industriepartner Rolls-Royce Deutschland für Ergänzungsversuche zur Komplettierung der Prüfmatrix zusätzlich bereitgestellt werden konnte. Die Versuche bei einem Dehnschwingbreitenniveau von 1.0 $\Delta\epsilon$ sind je Achsverhältnis doppelt belegt. Dies ermöglicht zum einen eine Einordnung der Charge rDB als auch eine Einordnung der bei der Probenentnahme mit einem Winkelversatz versehenen Probekörper rDA65df26-28. Diese sind daher mit der Ergänzung „rot.“ versehen.

Das Ergebnis des erzielten Anrisschaubildes ist unter Verwendung der normierten Vergleichsdehnungsschwingbreite am Hot-Spot in Bild 87 dargestellt.

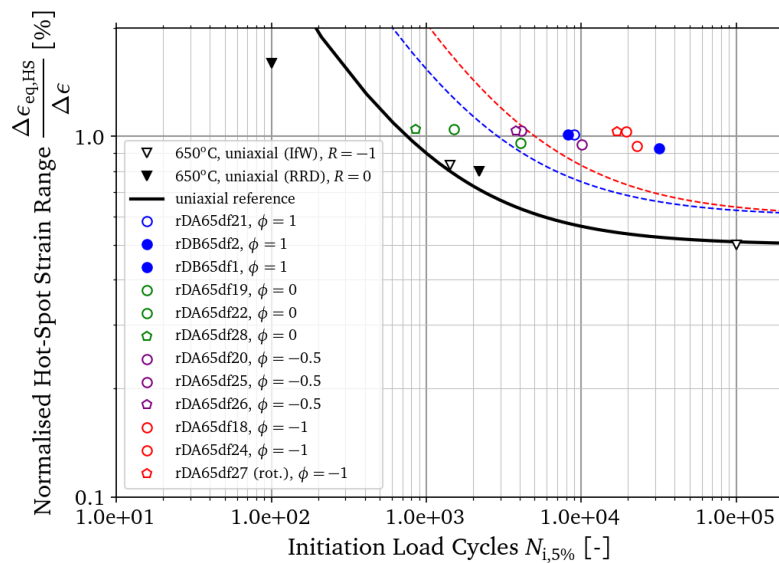


Bild 87: Generiertes Anrisschaubild unter Variation des Achsverhältnisses für den Werkstoff Allvac718Plus; die gestrichelten Linien symbolisieren die Anwendung der für den Werkstoff G17 identifizierten Curve-Shift-Faktoren aus Kapitel 4

Die durchgeführten Versuche an Kreuzproben sind auch hier zunächst im Vergleich zu Ergebnissen an einachsig beanspruchten Standard-Kreuzproben eingeordnet. Entsprechende Referenzversuche wurden für ein R-Verhältnis (Amplitudenverhältnis) von -1 vom Industriepartner Rolls-Royce Deutschland (RRD) bereitgestellt. Ebenso wurden seitens des IfW Darmstadt eigene Versuche an der Charge rDA bei einer Temperatur von 650 °C und einem R-Verhältnis von -1, passend zu den Kreuzprobenversuchen, durchgeführt. Die Referenzanrisskennlinie ist in Bild 87 entsprechend dargestellt. Zusätzlich dazu sind für die Achsverhältnisse von 1 und -1 zwei gestrichelte Linien in rot und blau dargestellt. Diese stellen die Anwendung der am G17 identifizierten Curve-Shift-Faktoren für diese beiden Achsverhältnisse dar. Der Curve-Shift-Faktor bezeichnet den Faktor an Lastwechseln, der bei dem entsprechenden Achsverhältnis unter Anwendung der von Mises Vergleichsdehnung im Vergleich zur einachsigen Referenzkennlinie zu erwarten ist. Am Werkstoff G17 konnte für ein Achsverhältnis von 1 ein Curve-Shift-Faktor von 2.3 und für ein Achsverhältnis von -1 ein Faktor von 4.0 ermittelt werden.

Auch hierbei ist zunächst festzuhalten, dass sich bei allen durchgeführten Versuchen an Kreuzproben im Vergleich zur Referenzanrisskennlinie höhere Anrisslastwechselzahlen zeigen. Ebenfalls ist eine klare Staffelung zu erkennen. Ein Achsverhältnis von 0 führt zum geringsten Lebensdauerbenefit, gefolgt von den Achsverhältnissen -0.5, 1 und -1. Analog zum Werkstoff G17 zeigen die Achsverhältnisse von 1 und -1 demnach den

größten Lebensdauerbenefit. Vergleicht man allerdings die Lage der Punkte im Vergleich zu den verschobenen Anrisskennlinien, welche durch die Anwendung der am Werkstoff G17 produzierten Curve-Shift-Faktoren erzielt wurde, ist klar zu erkennen, dass der Werkstoff Allvac718Plus deutlich höhere Curve-Shift-Faktoren produziert. Ebenfalls ist zu erkennen, dass die Anrisskennlinie sehr flach verläuft. Dies bedeutet, dass geringe Änderungen in der Dehnschwingbreite große Auswirkungen in Lastwechselzahlrichtung haben. Beide hieraus hervorgehende Tendenzen wurden bereits am Ende des Kapitels 5.1 zusammengefasst und führten u.a. zu der herausfordernden Prüfbarkeit dieses Werkstoffs im Biaxialversuch.

6. Zusammenfassung

Das in diesem Abschlussbericht zusammengefasste Vorhaben hatte zum Ziel, den Einfluss einer mehrachsigen Beanspruchung auf die zu erwartende Anrisslebensdauer auf Basis von systematisch durchgeführten Versuchsserien an mehrachsig beanspruchten Kreuzproben zu quantifizieren und den Einfluss in firmeninternen Lebensdaueremethoden für die Praxis nutzbar zu machen.

Die Studien erfolgten an den beiden Werkstoffen G17CrMoV5-10 (G17) und Allvac718Plus. Am Werkstoff G17 konnten in den verschiedenen Versuchsserien relevante Einflussfaktoren festgestellt und quantifiziert werden. Diese lauten zusammengefasst:

- Die Anwendung der von Mises Vergleichsdehnungshypothese führt bei Anwendung auf mehrachsig beanspruchte Kreuzprobenversuche durchweg zu konservativen Lebensdauervorhersagen.
- Die Anrissorte decken sich in guter Näherung mit den Orten der sog. „Hot-Spot“-Vergleichsdehnungen.
- Bei den Ergebnissen von Versuchen mit zeitlich konstanten Achsverhältnissen ist eine klare Staffelung des Lebensdauerbenefits identifizierbar, der unter Verwendung der von Mises Vergleichsdehnungshypothesen mit sog. „Curve-Shift Faktoren“ ausgedrückt werden kann.
- Dies gilt ebenso für die in Kraftregelung durchgeführten Versuche, sofern ein in Hauptdehnungen ausgedrücktes Achsverhältnis verwendet wird.
- Die identifizierten „Curve-Shift-Faktoren“ beschreiben den zu erwartenden Faktor in der Lebensdauer bzw. der Anrisslastwechselzahl im Vergleich zur Verwendung einer Referenzanrisskennlinie, welche an einachsig beanspruchten Standard-LCF-Proben ermittelt worden ist.
- Die Achsverhältnisse von 1 und -1 liefern Curve-Shift-Faktoren von 2.3 bzw. 4. Somit können, je nach vorliegender Mehrachsigkeit, Anrisslastwechselzahlen, welche um einen Faktor von bis zu 4 höher liegen, im Einzelfall begründet zugelassen werden.
- Die Anwendung des Crossland-Parameters zeigt keine zufriedenstellende Beschreibungsgüte.
- Das COD-Vergleichsdehnungskonzept von Itoh und Sakane führt zu einer guten Beschreibung der Kreuzprobenversuche mit zeitlich konstantem Achsverhältnis.
- Das vereinfachte Auslegungskonzept unter Verwendung einer Fließkurvenbeschreibung nach Ramberg-Osgood führt zu ähnlichen Ergebnissen

wie die Anwendung einer deutlich aufwendigeren, vereinheitlichten, konstitutiven Materialmodellbeschreibung

- In Bezug auf das Kriechverhalten in den durchgeführten Haltezeitversuchen kann tendenziell ein geringeres Kriechpotenzial für die Achsverhältnisse von 1 und -1 festgestellt werden. Dies ist allerdings durch ergänzende Versuchsserien noch weiter zu untersuchen.
- Ein zeitabhängiges Achsverhältnis führt dazu, dass der Lebensdauerbenefit verschwindet und alle Versuche in guter Näherung mit dem Konzept nach von Mises und der Verwendung einer einachsig erzeugten Anrisskennlinie beschrieben werden können.
- Die Versuche an Kreuzproben unter TMF-Beanspruchung sowie die Versuche unter Realisierung eines Kerbeinfluss ordnen sich entsprechend der bereits vorhandenen Erkenntnisse an einachsig beanspruchten Probekörpern ein.

Am Werkstoff Allvac718Plus wurde ein erheblicher Aufwand notwendig und betrieben, um die letztendliche Prüfbarkeit mit dem Biaxialprüfsystem herzustellen. Im Einzelnen wurden folgende Maßnahmen ergriffen und Einflussfaktoren festgestellt bzw. mitigiert:

- Bei entsprechend kerbempfindlichen Werkstoffen ist Mikrorissbildung unbedingt zu vermeiden, da es sonst zur Rissinitiierung außerhalb der Prüfzone kommen kann. Dies kann durch folgende Maßnahmen erreicht werden
 - Aufreiben der Bohrungen zur Reduzierung von „Erodierkanten“
 - Überarbeitung der Probenaufnahme zur Reduzierung von Rückständen und Belägen
 - Verwendung von Kreuzproben mit reduzierter Dicke zur Verlagerung des Anrissortes in die Probenmitte
 - Verzicht auf den Einsatz von reibbeiwert erhöhenden Scheiben, da Pitting-Ablagerungen hierdurch u.U. erhöht werden können
- Darüber hinaus führen die für Achsverhältnisse von 1 und -1 festgestellten Curve-Shift-Faktoren, insbesondere bei Werkstoffen mit sehr flach verlaufenden Anrisskennlinien, zu hohen Zyklenzahlen bis zum Anriss bzw. Durchläufern. Diese hohen Zyklenzahlen sorgen für eine zusätzliche Gefährdung hinsichtlich Rissinitiierung im Bereich von Mikrokerben (Spannteilnahme, Durchgangsbohrungen, Thermolement-Anschweißungen). Bei der Auslegung sind dementsprechend hinreichend kleine Ziel-Zyklenzahlen bis Anriss (< 50 000) anzustreben.

Auf Grundlage dieser Aufwände wurde eine Versuchsserie von in Summe 12 Versuchen unter systematischer Variation des R-Verhältnisses abgeschlossen. Die Erkenntnisse dieser Serie lauten zusammengefasst:

- Die Anwendung der von Mises Vergleichsdehnungshypothese führt bei Anwendung auf mehrachsig beanspruchte Kreuzprobenversuche durchweg zu konservativen Lebensdauervorhersagen.
- Bei den Ergebnissen von Versuchen mit zeitlich konstanten Achsverhältnissen ist eine klare Staffelung des Lebensdauerbenefits identifizierbar, der unter Verwendung der von Mises Vergleichsdehnungshypothesen mit sog. „Curve-Shift-Faktoren“ ausgedrückt werden kann.
- Die identifizierten „Curve-Shift-Faktoren“ beschreiben den zu erwartenden Faktor in der Lebensdauer bzw. der Anrisslastwechselzahl im Vergleich zur Verwendung einer Referenzanrisskennlinie, welche an einachsig beanspruchten Standard-LCF-Proben ermittelt worden ist.
- Die Achsverhältnisse von 1 und -1 liefern im Vergleich zu den am Werkstoff G17 zusammengefassten Curve-Shift-Faktoren von 2.3 bzw. 4 deutlich höhere Werte. Somit können, je nach vorliegender Mehrachsigkeit, Anrisslastwechselzahlen, welche um einen Faktor von größer 4 höher liegen, im Einzelfall begründet zugelassen werden.

7. Ausblick

Das Vorhaben hat zum einen klassische Anschlussfragen für weitere Forschungsarbeiten geliefert. Insbesondere die Abhängigkeit des Kriechpotenzials vom Grad der Mehrachsigkeit, als auch die Abhängigkeit einer TMF-Empfindlichkeit sowie die Abhängigkeit von Stützziffern vom Achsverhältnis bieten Potenziale für Anschlussuntersuchungen. Ebenso könnte nach Abschluss des Vorhabens der Umfang des realisierten Prüfprogramms am Werkstoff Allvac718Plus nun großflächig erweitert werden. Generell wurde mit den Arbeiten innerhalb des Vorhabens zur Herstellung der Prüfbarkeit die Basis hierfür gelegt.

Generell bleibt ebenfalls festzuhalten, dass das Vorhaben in hervorragender Art und Weise für die Ausbildung des wissenschaftlichen Nachwuchses eingesetzt werden konnte. Seitens des IfW der TU Darmstadt war in Summe ein Team von fünf Mitarbeitenden innerhalb des Vorhabens involviert. Ebenfalls haben verschiedene Personen innerhalb der Laufzeit des Vorhabens die Gelegenheit genutzt, die Ergebnisse und Erkenntnisse mit der Fachcommunity innerhalb von nationalen und internationalen Tagungen zu diskutieren. Die Ergebnisse des Vorhabens sind ebenfalls in die Lehre, insb. im Rahmen der Master-Vorlesung „Hochtemperaturwerkstoff- und Bauteilverhalten II“, eingeflossen.

Innerhalb des Vorhabens war es ferner das Ziel, anhand der geschaffenen Datenbasis für die Industrie eine Überprüfung interner Auslegungswerkzeuge und -prozesse zu ermöglichen, um die Präzision in der Lebensdauerbewertung entsprechend steigern zu können. Im Antrag war vorgesehen, dass in den ersten 1.5 Jahren nach Abschluss des Vorhabens die Einarbeitung der Erkenntnisse in interne Richtlinien abgeschlossen ist und die Erkenntnisse ca. 1.5 Jahre nach Abschluss des Vorhabens praktischen Einsatz finden. Auf Basis der innerhalb des Vorhabens geschaffenen Datenbasis haben hier bereits umfangreiche Test- und Vergleichsrechnungen stattgefunden, sodass davon ausgegangen werden kann, dass dieses gesteckte Verwertungsziel erreicht werden wird.

8. Literatur

- [ACK14] S. Ackermann, D. Kulawinski, S. Henkel, H. Biermann: Biaxial in-phase and out-of-phase cyclic deformation and fatigue behavior of an austenitic TRIP steel, *International Journal of Fatigue*, Volume 67, 2014, pp 123-133
- [ASTM] ASTM E 112: Bestimmung der mittleren Korngröße, 2013
- [BAB20] Babu, Harish Ramesh; Böcker, Marco; Raddatz, Mario; Henkel, Sebastian. Lebensdauermethoden, multiaxial und anisotherm (LEBEMAN). Tagungsband R594 Turbomaschinen, FVV Frühjahrstagung, Würzburg, 2020, Hrsg. FVV Frankfurt a.M., 2020
- [BAN90] J. A. Bannantine, J. J. Corner; J. L. Handrock: *Fundamentals of Metal Fatigue Analysis*. Prentice Hall, 1990
- [BER05] Berger, C., Scholz, A.: Deformation and life assessment of high temperature materials under creep fatigue loading, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 36 (2005), pp. 722 – 730
- [BER08] Berger, C., Scholz, A., Müller F., Schwienheer M.: Creep fatigue behaviour and crack growth of steels, In: *Creep-resistant steels*, Eds.: Abe F., Kern, T.-U., (2008), pp. 446 – 471
- [CRO56] Crossland B.: Effect of large hydrostatic pressures on the torsional fatigue strength of an alloy steel”, *Proc. Int. Conf. Fatigue of Metals* 1956, 138
- [CON22] F. Conrad, A. Erbe, C. Kontermann, K. M. Kraemer, M. Oechsner: Influencing factors on the fatigue life of a 1Cr-cast steel at elevated temperatures under multiaxial loading, *Presentation at the ICMFF13*, 2022
- [CUI13] Cui, L., P. Wang, H. Hoche, A. Scholz, C. Berger: The influence of temperature transients on the lifetime of modern high-chromium rotor steel under service-type loading, *Materials Science and Engineering: A*, 560, 2013, pp.767-780
- [DOE06] R. Döring, J. Hoffmeyer, T. Seeger, M. Vormwald: Short fatigue crack growth under nonproportional multiaxial elastic–plastic strains, *International Journal of Fatigue*, Volume 28, 2006, pp 972-982
- [DWG15] Abschlussbericht zum AVIF-Vorhaben A269 “Dickwandige Gehäuse”: Zur Schädigungsentwicklung mehrachsig und anisotherm hoch beanspruchter dickwandiger Gehäuse moderner thermischer Maschinen und Anlagen, FVV Nr. 1061, 2015
- [ERB22] A. Erbe, F. Conrad, K. M. Kraemer, C. Kontermann, M. Bianchini, D. Kulawinski, M. Oechsner: A systematic experimental study on the impact of multiaxiality on fatigue life of cast steels at high temperature, *Procedia Structural Integrity*, Volume 38, 2022, pp. 192-201
- [ROM15] Fachlicher Abschlussbericht zum Verbundvorhaben „RoMoTurbiII“: Robuste Modelle zur verbesserten Werkstoff-ausnutzung für aktuelle Turbinenschaufelwerkstoffe II, Teilprojekt Werkstoffverhalten, COORETEC-Werkstoffe, FKZ: 03ET2019D, 2015
- [ITO94] T. Itoh, M. Sakane, M. Ohmani: High temperature multiaxial low cycle fatigue of cruciform specimen, *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1994, pp 90-98
- [ITO06] T. Itoh, M. Sakane, T. Hata, N. Hamada: A design procedure for assessing low cycle fatigue life under proportional and non-proportional loading. *International Journal of Fatigue* 28, pp 459-466, 2006

- [KON14] C. Kontermann, A. Scholz, M. Oechsner: A Method to reduce calculation time for FE-simulations using constitutive material models, *Materials at 334 High Temperatures* 31/4, 2014, pp 334-342
- [KON16] C. Kontermann, H. Almstedt, A. Scholz, M. Oechsner: Notch Support for LCF-Loading: A Fracture Mechanics Approach, *Structural Integrity Procedia*, 2016, pp. 3125 – 3134
- [KON17] C. Kontermann: Entwicklung und Validierung eines FEM-basierten Rissfortschrittsmodells zur Beschreibung von Stützwirkung unter Kriechermüdungsbeanspruchung, *Dissertation TU Darmstadt*, 2017
- [KON23a] C. Kontermann, A. Erbe, F. Conrad, K. M. Kraemer, D. Kulawinski, M. Bianchini, M. Oechsner: Deformation and Damage Behavior of a 1Cr-Cast Steel Under Multiaxial Loading at Elevated Temperatures, *J. Eng. Gas Turbines Power*. 2023, 145(4): 041017
- [KON23b] C. Kontermann, F. Conrad, S. Linn, M. Bianchini, D. Kulawinski, M. Oechsner: Crack Initiation and Relaxation Behavior of a 1Cr-Cast Steel under Multiaxial High Temperature Loading, *13th International Fatigue Congress, Hiroshima/Japan, 2023*
- [KUL15] D. Kulawinski: Biaxial-planare isotherme und thermo-mechanische Ermüdung an polykristallinen Nickelbasis-Superlegierungen, *Dissertation TU Freiberg*, 2015
- [SAK13] M. Sakane, S. Zhang, A. Yoshinari, N. Matsuda, N. Isobe: Multiaxial Low Cycle Fatigue for Ni-Base Single Crystal Super Alloy at High Temperature, In: *Advanced Material Models for Structures*, Springer, 2013, pp. 297-305
- [SAM06] A. Samir, A. Simon, A. Scholz, C. Berger: Service-type creep-fatigue experiments with cruciform specimens and modelling of deformation, *Int. Journal of Fatigue* Volume 28 (5), pp. 643-651, 2006
- [SCH04] Schwienheer M.: Statisches und zyklisches Hochtemperaturverhalten der 600 °C–Dampfturbinenstähle (G)X12CrMoWVNbN10-1-1, *Dissertation TU Darmstadt*, 2004
- [SCH07a] H. Schlums, W. Rothkegel, Á. Varga, A. Thomas: Berger, C., Scholz, A.: Deformation and life assessment of high temperature materials under creep fatigue loading, *Fatigue Conference, Cambridge*, 2007
- [SCH07b] H. Schlums, W. Rothkegel, A. Thomas, A. Varga: Evaluation of lifetime prediction methods for multiaxial fatigue on basis of biaxial testing of the disc alloy UDIMET720LI at elevated temperatures, *6th Int. Conf. on Durability and Fatigue, Cambridge*, 2007
- [SCH17] A. Scholz, T.-U. Kern, M. Reigl, H. Almstedt, M. Oechsner: High-temperature behavior under variable loads – FVWHT Working Groups W9 and W10, *VGB PowerTech* 10, 2017, pp. 58 – 70
- [SIM07] A. Simon, A. Scholz, C. Berger: Konstitutive Beschreibung eines 10%Cr-Stahles zur Berechnung betriebsnaher Kriechermüdungsbeanspruchung, *Mat.-wiss. u. Werkstofftech.* 38, 2007, S. 635/641
- [SIM09] A. Simon, A. Scholz, C. Berger: Validation of creep fatigue lifetime calculation methods for the application to steam turbine rotors, *Variable Amplitude Loading, 23 - 26 March 2009, Darmstadt, Proceedings Volume I*. Editors: C. M. Sonsino and P. C. McKeighan , *DVM*, pp 505/516, 2009
- [VOR09] M. Vormwald, R. Döring: Deformations and damage to metallic materials under multiaxial non-proportional loading, *Computational Materials Science, Volume 46*, 2009, pp 555-560

- [ZHA07] S. Zhang, M. Sakane: Multiaxial creep-fatigue life prediction for cruciform specimen. *International Journal of Fatigue* 29 (12), pp 2191-2199, 2007