



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
WIEN



Diplomarbeit

Analytischer Zulässigkeitsnachweis von Druckgeräten – Kriechdehnnachweis auf der Grundlage von Simulationen mit Kriechgesetz basierend auf dem Sinus-hyperbolicus

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines
Diplom-Ingenieurs (Dipl. Ing. oder DI)

eingereicht an der Technischen Universität Wien

Fakultät für Maschinenwesen und Betriebswissenschaften

von

Thomas FELLINGER, BSc.

Mat.Nr.: 11771108

unter der Leitung von

Ao.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Franz Rauscher

Institut für Konstruktionswissenschaften und Produktentwicklung, E307

Getreidemarkt 9, 1060 Wien, Österreich

Wien, Februar 2026

Unterschrift



Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.

Ich nehme zur Kenntnis, dass ich zur Drucklegung dieser Arbeit nur mit Bewilligung der Prüfungskommission berechtigt bin.

Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass die vorliegende Arbeit nach den anerkannten Grundsätzen für wissenschaftliche Abhandlungen von mir selbstständig erstellt wurde. Alle verwendeten Hilfsmittel, insbesondere die zugrunde gelegte Literatur, sind in dieser Arbeit genannt und aufgelistet. Die aus den Quellen wörtlich entnommenen Stellen, sind als solche kenntlich gemacht.

Das Thema dieser Arbeit wurde von mir bisher weder im In- noch Ausland einer Beurteilerin/ einem Beurteiler zur Begutachtung in irgendeiner Form als Prüfungsarbeit vorgelegt. Diese Arbeit stimmt mit der von den Begutachterinnen/ Begutachtern beurteilten Arbeit überein. Ich nehme zur Kenntnis, dass die vorgelegte Arbeit mit geeigneten und dem derzeitigen Stand der Technik entsprechenden Mitteln (Plagiat-Erkennungssoftware) elektronisch-technisch überprüft wird. Dies stellt einerseits sicher, dass bei der Erstellung der vorgelegten Arbeit die hohen Qualitätsvorgaben im Rahmen der geltenden Regeln zur Sicherung guter wissenschaftlicher Praxis „Code of Conduct“ an der TU Wien eingehalten wurden. Zum anderen werden durch einen Abgleich mit anderen studentischen Abschlussarbeiten Verletzungen meines persönlichen Urheberrechts vermieden.

Wien, Februar 2026

Unterschrift



Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.

Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich herzlich bei allen bedanken, die mich während meines Studiums und insbesondere bei der Anfertigung dieser Diplomarbeit unterstützt und begleitet haben.

Mein besonderer Dank gilt meiner Familie, die mich während meiner gesamten Ausbildung stets mit Vertrauen, Verständnis und unermüdlicher Unterstützung gefördert hat. Ohne ihren Rückhalt wäre dieser Weg nicht möglich gewesen.

Spezieller Dank gilt meinen Freunden Felix und Markus. Aus Studienkollegen wurdet ihr schnell sehr gute Freunde, mit denen selbst herausfordernde Phasen des Studiums leichter zu bewältigen waren und gemeinsame Erfolge gebührend gefeiert werden konnten. Ich bin dankbar für jedes großartige Erlebnis, das ich während unserer gemeinsamen Studienzeit mit euch teilen durfte.

Nicht zuletzt gilt mein aufrichtiger Dank Herrn Prof. Dr. Franz Rauscher, der mir durch seine Lehrveranstaltungen nicht nur die Leidenschaft für den Druckgerätebau vermittelt hat, sondern meine Diplomarbeit auch mit großer fachlicher Kompetenz sowie Geduld betreut hat. Der Austausch, die Gespräche sowie die wertvollen Anmerkungen haben mir stets neue Sichtweisen eröffnet und mich auf dem Weg zur fertigen Arbeit maßgeblich unterstützt.

„Intelligenz besteht nicht darin, alles zu wissen, sondern darin, die Fähigkeit zu haben, immer weiter zu lernen.“ Albert Einstein



Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.

Kurzfassung

Werden Druckgeräte bei hohen Temperaturen betrieben, sind Kriechnachweise erforderlich. Die hierfür maßgebliche harmonisierte Norm für unbefeuerte Druckgeräte EN13445-3 enthält im Anhang B analytische Zulässigkeitsnachweise für den Zeitstandbereich. Diese basieren auf vereinfachten FE-Modellen und sind für komplexere Problemstellungen mit einer Kombination unterschiedlicher Werkstoffe sowie variabler Lastverläufe nur eingeschränkt praktikabel.

Vor diesem Hintergrund wird in der vorliegenden Arbeit ein alternativer Kriechdehnnachweis basierend auf einem Sinus-hyperbolicus-Kriechgesetz unter Verwendung der Finite-Elemente-Methode untersucht. Der Nachweis erfolgt mittels der Duktilitätserschöpfungsregel, wobei die in der Simulation ermittelten Kriechdehnungen den zulässigen Kriechdehngrenzen gegenübergestellt werden, die aus der Auslegung nach Formeln gemäß EN13445-3 abgeleitet werden. In dieser Arbeit wird die Nachweismethode beschrieben und anhand ausgewählter Beispiele demonstriert, um einen praxisnahen Ansatz für simulationsgestützte Kriechdehnnachweise zu entwickeln.

Abstract

When pressure vessels are operated at elevated temperatures, creep assessments are required. The relevant harmonized standard for unfired pressure vessels, EN13445-3, provides analytical admissibility checks for the creep regime in Annex B. These checks are based on simplified finite element models and are only of limited applicability for more complex problems involving combinations of different materials as well as variable loading histories.

Against this background, the present work investigates an alternative creep strain assessment based on a Sinus-hyperbolicus creep law using the finite element method. The verification is performed by means of the ductility exhaustion rule, whereby the creep strains obtained from the simulations are compared with the allowable creep strain limits derived from design by formula according to EN13445-3. The assessment method is described and demonstrated by selected examples in order to develop a practical approach for simulation-based creep strain assessment.



Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.

Inhaltsverzeichnis

Symbolverzeichnis	IX
Abkürzungsverzeichnis	XIII
1 Einleitung	1
2 Grundlagen	3
2.1 Kriechen von Metallen	3
2.2 Kriechgesetze	8
2.3 Handhabung der EN13445 in Bezug auf das Kriechen	14
2.4 Entwicklung einer Methode für Kriechdehnnachweise	18
2.4.1 Schadensermittlung basierend auf direkter Verwendung der berechneten Dehnung - Duktilitätserschöpfungsregel (DEM)	19
2.5 Kriechen im Finite-Elemente-Analyse-Programm	23
2.5.1 Kriechgesetz	23
3 Genereller Beispielaufbau	37
3.1 Problemstellung	37
3.2 Geometrie	37
3.3 Eingabeparameter und Modellaufbau	37
3.4 Analyse und Ergebnisse	39
3.5 Bewertung	40
3.6 Vergleich der Ergebnisse mit vorangegangenen Arbeiten	41
4 Anwendung der Bewertungsmethode mit dem Sinus-hyperbolicus- Kriechgesetz auf Beispiele	42
4.1 Kugel-Stützen-Verbindung	42
4.1.1 Problemstellung	42
4.1.2 Geometrie	44
4.1.3 Eingabeparameter und Modellaufbau	45
4.1.4 Analyse und Ergebnisse	48

4.1.5	Bewertung.....	52
4.1.6	Vergleich der Ergebnisse mit vorangegangenen Arbeiten	56
4.2	Doppelrohr-Wärmetauscher.....	61
4.2.1	Problemstellung	61
4.2.2	Geometrie	63
4.2.3	Eingabeparameter und Modellaufbau	64
4.2.4	Analyse und Ergebnisse	66
4.2.5	Bewertung.....	72
4.2.6	Vergleich der Ergebnisse mit vorangegangenen Arbeiten	76
4.3	Rohrverbindung	82
4.3.1	Problemstellung	83
4.3.2	Geometrie	84
4.3.3	Eingabeparameter und Modellaufbau	86
4.3.4	Analyse und Ergebnisse	92
4.3.5	Bewertung.....	104
4.3.6	Kriechfestigkeitsnachweise nach EN13445-3, Anhang B.....	108
5	Diskussion.....	111
5.1	Einschränkungen und weiterführende Arbeiten.....	112
5.1.1	Einschränkungen Rückkriechen	113
5.1.2	Einschränkungen Werkstoffkennwerte.....	113
5.1.3	Einschränkungen Modell Rohrverbindung	113
	Literaturverzeichnis	116
	Abbildungsverzeichnis.....	121
	Tabellenverzeichnis	126
Anhang A	Werkstoffkennwerte	i.

Symbolverzeichnis

Symbol	Beschreibung	Einheit
c	Korrosionszuschlag	[mm]
C_1	Erste Kriechkonstante der Spannungsfunktion nach Garofalo und McVetty beziehungsweise des in ANSYS® implementierten Sinus-hyperbolicus-Kriechgesetzes nach Garofalo	[1/s]
C_2	Zweite Kriechkonstante der Spannungsfunktion nach Garofalo und McVetty beziehungsweise des in ANSYS® implementierten Sinus-hyperbolicus-Kriechgesetzes nach Garofalo	[mm ² /N]
C_3	Dritte Konstante des in ANSYS® implementierten Sinus-hyperbolicus-Kriechgesetzes nach Garofalo (Exponent der Sinus-hyperbolicus-Funktion)	[1]
C_4	Vierte Konstante des in ANSYS® implementierten Sinus-hyperbolicus-Kriechgesetzes nach Garofalo (äquivalent zu Q/R)	[K]
$C_{p20,T}$	Mittelwert zwischen 20°C und der Temperatur T der Wärmekapazität	[J/K]
$C_{pdiff,T}$	Momentaner differentieller Wert der Wärmekapazität bei Temperatur T	[J/K]
d_I	Innendurchmesser (bei Berechnungswanddicke)	[mm]
d_A	Außendurchmesser (bei Berechnungswanddicke)	[mm]
D_c	Kriechermüdungsmaß	[-]
$D_{c,DEM}$	Auslastung nach der Duktilitätserschöpfungsregel	[-]
$D_{c,Sim}$	Auslastung nach der Duktilitätserschöpfungsregel aus [1]	[-]
D_m	Mittlerer Durchmesser (bei Berechnungswanddicke)	[mm]
e_a	Berechnungswanddicke	[mm]
e_n	Nennwanddicke	[mm]
E_T	E-Modul bei Temperatur T	[MPa]

$f(x)$	Allgemeine Bezeichnung für eine Funktion f in Abhängigkeit von x (x ist hier lediglich ein Platzhalter)	[-]
f	Berechnungsnennspannung nach EN13445-3	[MPa]
f_{creep}	Kriechrelevante Berechnungsnennspannung nach <i>DBF</i>	[N/mm ²]
$f_{creep,corr}$	Korrigierte kriechrelevante Berechnungsnennspannung nach <i>DBF</i>	[N/mm ²]
k	Lastfall	[-]
K	Temperaturabhängige Werkstoffkonstante	[1]
KF	Korrekturfaktor zur Berücksichtigung des Teilsicherheitsbeiwerts	[1]
n	Spannungsexponent	[1]
p_i	Innendruck in der Kugelschale und Stutzenrohr; im Innenrohr; in der Rohrverbindung	[MPa]
p_a	Innendruck im Außenrohr	[MPa]
p_d	Bemessungswert der Druckeinwirkung	[MPa]
p_{max}	Maximaler Druck	[MPa]
PS	Maximal zulässiger Druck	[MPa]
R	Allgemeine Gaskonstante	[JK ⁻¹ mol ⁻¹]
RK	Rückkriechen	[%]
$R_{e,T}$	Streckgrenze bei Temperatur T	[N/mm ²]
RM	Werkstofffestigkeitskennwert	[N/mm ²]
RM_d	Bemessungswert für die Fließgrenze RM	[N/mm ²]
$R_{m,T}$	Zugfestigkeit bei Temperatur T	[N/mm ²]
$R_{m,T,t}$	Zeitstandfestigkeit bei Temperatur T und Zeit t	[N/mm ²]
$R_{p0,2\%,T}$	Mindest-0,2%-Dehngrenze bei Temperatur T	[N/mm ²]
$R_{p1\%,T}$	1%-Dehngrenze bei Temperatur T	[N/mm ²]
$R_{p\varepsilon,T,t}$	Zeitdehngrenze die nach Zeit t bei Temperatur T zu einer Dehnung ε führt	[N/mm ²]
$R_{p1\%,T,t}$	Zeitdehngrenze die nach Zeit t bei Temperatur T zu einer Dehnung von 1 % führt	[N/mm ²]
SF_C	Sicherheit für die Zeitstandfestigkeit	[1]
t	Zeit	[s], [h]
t_p	Bezugszeit der Zeitdehngrenzen	[h]

t_m	Bezugszeit der Zeitstandfestigkeiten	[h]
t_{end}	Endzeit des Betrachtungszeitraums	[h]
T	Absolute, vorliegende Temperatur	[°C]
T_m	Schmelztemperatur	[°C]
T_{Rohr}	Temperatur in der Rohrverbindung	[°C]
T_{Schale}	Temperatur in der Kugelschale	[°C]
$T_{Stutzen}$	Temperatur im Stutzenrohr	[°C]
Q	Aktivierungsenergie	[Jmol ⁻¹]
X	Kerb- und Materialdiskontinuitätsfaktor	[1]
y	Exponent der zulässigen Lebensdauer nach EN13445-3	[-]
	Kapitel 19	
z	Schweißnahtfaktor	[1]
β_T	Wärmeausdehnungskoeffizient	[1/T]
γ_{Mises}	Tresca/von Mises Umrechnungsfaktor	[1]
γ_P	Teilsicherheitsbeiwert der Druckeinwirkung	[1]
γ_R	Teilsicherheitsbeiwert der Festigkeit	[1]
δ_e	Maximale negative Wanddickentoleranz	[mm]
ε	Allgemeines Symbol für die Dehnung	[mm/mm]
ε_0	Zeitunabhängige Anfangsdehnung	[mm/mm]
$\varepsilon_{cr,0,4t}$	Kriechdehnung an der Stützstelle 0,4•t	[mm/mm]
$\varepsilon_{cr,1,0t}$	Kriechdehnung an der Stützstelle 1,0•t	[mm/mm]
$\varepsilon_{cr,acc,sim}$	Akkumulierte Vergleichskriechdehnung aus der Simulation	[mm/mm]
ε_{cr}	Kriechdehnung	[mm/mm]
ε_{cr_DBF}	Kriechdehnung aus <i>Design by Formula</i>	[mm/mm]
$\varepsilon_{cr,eq}$	Vergleichskriechdehnung	[mm/mm]
$\varepsilon_{cr,extr}$	Linear extrapolierte Kriechdehnung	[mm/mm]
$\varepsilon_{cr,extr,cor}$	Korrigierte linear extrapolierte Kriechdehnung	[mm/mm]
ε_{cr_Sim}	Vergleichskriechdehnung aus der Simulation	[mm/mm]
$\varepsilon_{cr_Sim_min}$	Minimale Vergleichskriechdehnung aus der Simulation	[mm/mm]
$\varepsilon_{cr,grenz}$	Grenzkriechdehnung	[mm/mm]
ε_{Norton}	Vergleichskriechdehnung aus der Simulation aus [1]	[mm/mm]

$\varepsilon_{Norton_korr}$	Korrigierte Vergleichskriechdehnung aus der Simulation aus [1]	[mm/mm]
$\dot{\varepsilon}_I, \dot{\varepsilon}_{II}, \dot{\varepsilon}_{III}$	Primäre, sekundäre und tertiäre Kriechraten	[1/s]
$\dot{\varepsilon}_{cr}$	Kriechrate	[1/s]
$\dot{\varepsilon}_{cr,t}$	Kriechrate für eine 1%-Dehnung nach der Zeit t	[1/s]
$\dot{\varepsilon}_S$	Kriechrate bei Verwendung des Norton'schen Kriechgesetzes	[1/s]
λ_T	Wärmeleitfähigkeit	[W/mK]
ρ_T	Dichte bei Temperatur T	[kg/m ³]
σ	Allgemeines Symbol für Spannung	[N/mm ²]
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Hauptspannungen	[N/mm ²]
σ_L	Längsspannung	[N/mm ²]
$\sigma_{L,d}$	Längsspannung für den Kriechfestigkeitsnachweis	[N/mm ²]
$\sigma_{eq,Mises}$	Vergleichsspannung nach von Mises	[N/mm ²]
$\sigma_{eq,Tresca}$	Vergleichsspannung nach Tresca	[N/mm ²]
σ_{Ref}	Referenzspannung	[N/mm ²]

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Beschreibung
ASME	The American Society of Mechanical Engineers
CEN	European Committee for Standardization
DBA	Design by Analysis
DBF	Design by Formula
DGRL	Druckgeräterichtlinie
DVS	Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren
EN	Einspielnachweis
FE	Finite-Elemente
KDN	Kriechdehnnachweis
KEN	Kriechschädigung und zyklische Ermüdung
KFN	Kriechfestigkeitsnachweis
plb	power-law-breakdown
SE	Nachweis des statischen Gleichgewichts
SN	Stabilitätsnachweis
TN	Tragfähigkeitsnachweis
WEZ	Wärmeeinflusszone
ZEN	Ermüdungsnachweis



Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.

1 Einleitung

Betreiber planen, ihre Kraftwerke und Chemieanlagen, bei denen Druckgeräte eine tragende Rolle spielen, aus wirtschaftlichen Gründen über ihre erwartete Lebensdauer hinaus zu benutzen. Dabei werden Druckgeräte während ihrer Lebenszyklen unterschiedlichsten Betriebsbedingungen sowie Belastungen ausgesetzt. Um den Emissionsausstoß zu verringern, Energie einzusparen und somit die Effizienz zu steigern, werden tendenziell die Betriebstemperaturen erhöht. Dies bedarf spezieller Kenntnisse der Bauteile sowie der Auslegung im Hochtemperaturbereich. Dabei ist das Ermüdungs-Kriechversagen eine der wichtigsten Versagensarten bei Hochtemperaturanwendung und muss somit im Auslegungsprozess berücksichtigt werden [2], [3], [4].

Denn anders als bei anderen Versagensformen, wie der Ermüdung, ist die Lebensdauer bei Hochtemperaturbeanspruchungen durch die Kriechdehnung und die einhergehende Kriechschädigung limitiert. Diese Schädigungen treten nämlich auch schon bei sehr kleinen Spannungen auf und entwickeln sich im Laufe der Zeit von einer Bildung von Poren, weiter zu Mikrorissen bis letztendlich zum Bauteilversagen durch einen Makroriss, dem sogenannten Kriechbruch [5].

Durch die zeitabhängige Änderung der Spannungen und Dehnungen, die ein Werkstoff bei hohen Temperaturen vorweist, entsteht ein für die technische Anwendung sehr relevantes Problem. Da die Festigkeitswerte von der Beanspruchungsdauer abhängen, können die Kennwerte nicht mehr aus üblichen, einfachen Versuchen (z.B. Zugversuch) entnommen werden, sondern müssen durch aufwendige Prüfverfahren mit Prüfzeiten von bis zu 25 Jahren ermittelt werden [6].

Um solch eine Kriechbeständigkeit einer Anlage über deren Lebensdauer mit ausreichender Sicherheit zu gewährleisten, müssen somit zuverlässige Methoden angewandt werden. Zu diesem Zweck gibt es verschiedene Gesetze, die das Kriechverhalten von Materialien über deren Lebensdauer beschreiben [7].

Die im europäischen Raum zur Auslegung und Konstruktion verwendete Norm EN13445-3 legt in Anbetracht auf das Kriechen, die Möglichkeit eines analytischen Zuverlässigkeitsnachweises mit der direkten Methode (EN13445-3, Anhang B)

fest. Dabei kann das Kriechverhalten computerunterstützt mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode analysiert werden und als Nachweis bei der Auslegung von Druckbehältern dienen. Dabei wird in den Anwendungsregeln vorerst auf der Grundlage von Berechnungen mit linearelastischem-idealplastischem Werkstoffgesetz gearbeitet. Die Verwendung von im Analyse-Programm hinterlegten Kriechgesetzen wird jedoch noch nicht geregelt. In dieser Arbeit werden die Analysen mit dem Sinus-hyperbolicus-Kriechgesetz im Finite-Elemente-Programm ANSYS® durchgeführt. Dabei werden die praktische Anwendbarkeit, die Genauigkeit sowie die Vor- und Nachteile vom Einsatz dieses Kriechgesetzes im Vergleich zum gängigeren Kriechgesetz, dem Norton'schen, analysiert [1], [8], [9].

2 Grundlagen

In diesem Kapitel wird das zum Verständnis der weiteren Arbeit nötige Hintergrundwissen grob beschrieben. Dies inkludiert das allgemeine physikalische Phänomen des Kriechens und die dabei stattfindenden Vorgänge im Material sowie die zugehörigen Begrifflichkeiten. Es wird erklärt, wie Normen, speziell die EN13445-3, Nachweise im Zeitstandbereich führen. Weiters werden Kriechgesetze, die mathematisch das Kriechverhalten abbilden sollen, vorgestellt und die Implementierung des Sinus-hyperbolicus-Kriechgesetzes in das Finite-Elemente-Programm beschrieben. Ebenfalls wird in diesem Kapitel die angewandte Nachweismethode erörtert und deren Anwendung beschrieben.

2.1 Kriechen von Metallen

Unter Kriechen versteht man eine viskoplastische, zeitabhängige, fortschreitende plastische Verformung eines einer konstanten Belastung ausgesetzten Werkstoffes. Dabei stellt sich, abhängig von der anliegenden Last und Temperatur, eine stetige irreversible Zunahme der Verformung ein [5], [10], [11].

Vor allem bei Keramiken und Metallen spielt die Temperaturabhängigkeit eine wesentliche Rolle, da die Kriechvorgänge im Allgemeinen erst bei einer homologen Temperatur T/T_m (T ...absolute Temperatur, T_m ...Schmelztemperatur des Werkstoffes) von mindestens 0,3-0,4 auftreten. Mit fortschreitender Zeit stellt sich schleichend eine Kriechdehnung ε_{cr} ein, die neben den bereits genannten Faktoren der Belastung, Temperatur und Zeit auch vom Werkstoff selbst sowie vom Werkstoffzustand abhängt [5], [10]:

$$\varepsilon_{cr} = f(\sigma, T, t, \text{Werkstoff und Werkstoffzustand}) \quad (2.1)$$

Das Kriechverhalten von Werkstoffen bei einachsiger Belastung wird schematisch mit Hilfe der Kriechkurve, die die Dehnung $\varepsilon(t)$ über die Zeit t widerspiegelt, dargestellt. Die Kriechkurve wird jeweils mit einer konstanten Last unter konstanter Temperatur für einen definierten Werkstoffzustand, welcher sich auf Gefügekenngrößen, Teilchendispersionsparameter und die kristallographische Ausrichtung bei textierten Werkstoffen bezieht, ermittelt. Die Kriechkurve bewahrt ihre Gültigkeit, solange sich diese Gefügestruktur des Werkstoffes während des Kriechens nicht ändert [5], [10], [11].

Abbildung 2.1 zeigt eine schematische Kriechkurve wie sie in [10] zur Erklärung des Verhaltens verwendet wird. Dabei wird von einem Versuch mit konstant gehaltener Spannung ausgegangen. Die Gesamtdehnung ε , die nach der Zeit t_m zum Bruch führt, setzt sich aus zwei Dehnungen zusammen:

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 + \varepsilon_{cr} \quad (2.2)$$

Einer sich zu Beginn der Belastung spontan, zeitunabhängig einstellenden Dehnung ε_0 , die sich aus einem elastischen und einem plastischen Teil zusammensetzt sowie einer über die Zeit zunehmenden Kriechdehnung ε_{cr} . Dabei ist ε_0 , relativ zur Kriechdehnung ε_{cr} vernachlässigbar klein [10].

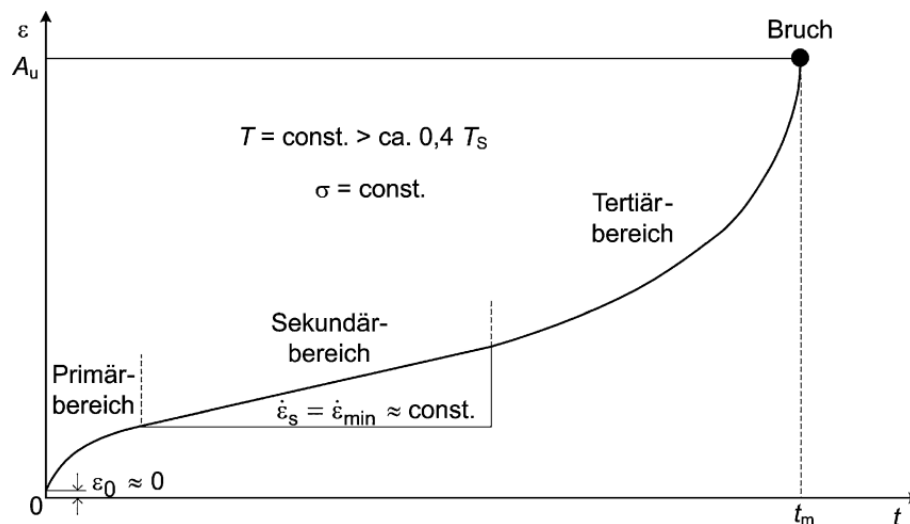


Abbildung 2.1: Schematische Darstellung einer idealisierten Kriechkurve [10]

Die Kriechkurve wird nach ihrem Verhalten in drei Bereiche geteilt:

- I. Primäres Kriechen oder Übergangskriechen
- II. Sekundäres Kriechen oder stationäres Kriechen
- III. Tertiäres Kriechen

Die Steigung der Zeitstandkurve in den Bereichen wird durch die Kriechrate $\dot{\varepsilon}_{cr}$ bestimmt. Deren zeitlicher Verlauf ist in Abbildung 2.2 schematisch nach [5] dargestellt. Die unterschiedlichen Kriechraten ergeben sich durch die im Gefüge ablaufenden Prozesse. Im ersten Bereich fällt die Kriechrate $\dot{\varepsilon}_I$ von anfangs sehr großen Werten stark ab, da das Übergangskriechen von Verfestigungsmechanismen bestimmt wird. Nach dem primären Kriechen folgt der Bereich des stationären Kriechens mit konstanter Kriechrate $\dot{\varepsilon}_{II} \approx const.$ In diesem

Bereich herrscht ein Gleichgewicht zwischen verfestigenden und entfestigenden Verformungsmechanismen. Im zum Bruch führenden dritten Bereich steigt die Kriechrate $\dot{\epsilon}_{III}$ wieder rapide an, die Kriechgeschwindigkeit erhöht sich, das Bauteil schnürt ein und endet mit einem Kriechbruch. Gegen Ende des sekundären Bereiches bilden sich zuerst einzelne Poren, die dann über die Bildung von Porenketten zu Mikro- und weiter zu Makrorissen und somit zum Bauteilversagen führen. Der technisch nutzbare Bereich erstreckt sich über die Bereiche I und II [10], [11], [12].

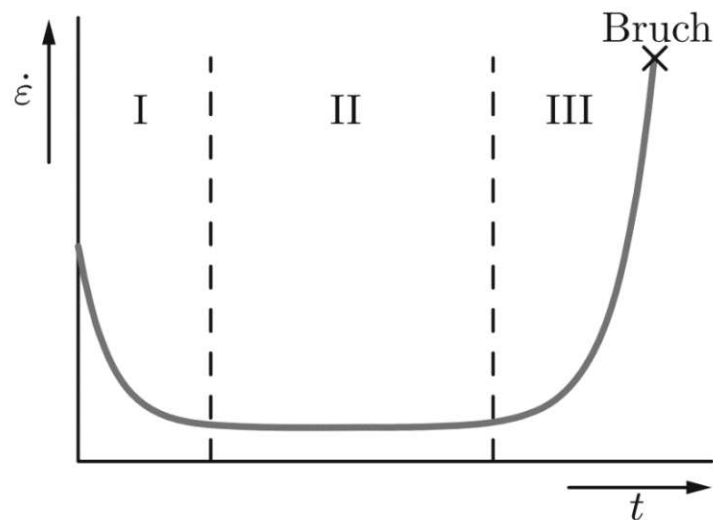


Abbildung 2.2: Schematische Darstellung der Kriechrate über die Zeit [5]

Der ideale Verlauf der Dehnung und der Kriechrate wird bei konstant gehaltener Spannung ermittelt. Daraus ergibt sich auch die im zweiten Bereich annähernd konstante Kriechgeschwindigkeit. Da der Querschnitt bei Bauteilen durch das Kriechen abnimmt, muss sich für eine konstante Spannung die Kraft auf den Querschnitt mit der Zeit verringern, was in technischen Anwendungen meist nicht der Fall ist. Es ergibt sich daraus die Prüfung mit konstanter Kraft, die zur Folge hat, dass sich im sekundären Bereich anstatt einer steigenden eine konstante Kriechgeschwindigkeit einstellt (siehe Abbildung 2.3) [5], [10].

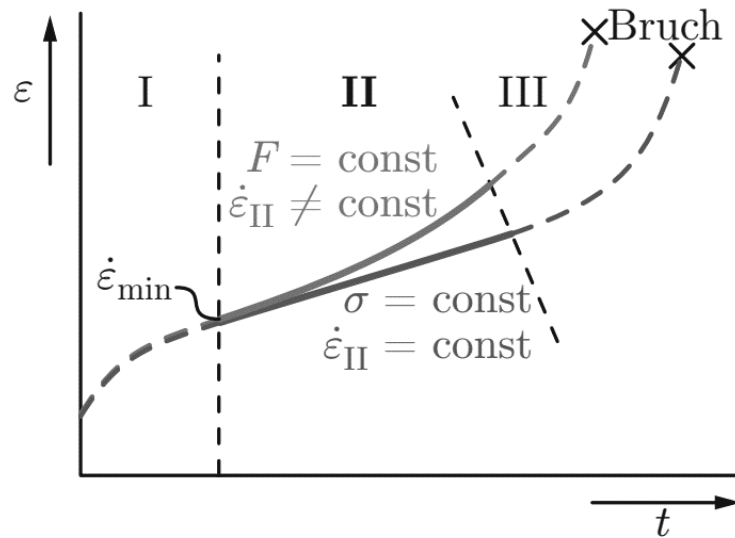


Abbildung 2.3: Kriechkurven bei konstanter Spannung und konstanter Kraft [5]

Zur Festigkeitsauslegung kriechbeanspruchter Bauteile sind die Zeitstandfestigkeit $R_{m,T,t}$ sowie die Zeitdehngrenze $R_{p\ \varepsilon,T,t}$ von großer Bedeutung. Die Zeitstandfestigkeit $R_{m,T,t}$ gibt jene Spannung an, die bei der Temperatur T nach der Zeit t zum Bruch des Bauteils führt. Im Gegensatz dazu gibt die Zeitdehngrenze $R_{p\ \varepsilon,T,t}$ jene Spannung an, die bei der Temperatur T nach der Zeit t zu einer bleibenden Dehnung ε führt. Diese Werkstoffkennwerte werden durch Langzeitversuche ermittelt und sind in den Werkstoffnormen für verschiedene Temperaturen sowie Belastungsdauern hinterlegt. Üblicherweise werden die Festigkeitswerte für 10.000, 100.000 und 200.000 Stunden sowie für eine bleibende, plastische Dehnung ε von 1 % angegeben [13].

Bei der Auslegung kriechgefährdeter Bauteile spielt das Festigkeitsschaubild (siehe Abbildung 2.4), welches die isochronen Zeitdehn- und Zeitstandlinien sowie die Festigkeitsdaten aus Zugversuchen bei verschiedenen Temperaturen veranschaulicht, eine wichtige Rolle. Eine schematische Veranschaulichung des Festigkeitsschaubildes aus [10] ist in Abbildung 2.4 ersichtlich. Aus diesem Diagramm kann erkannt werden, welche Auslegungskennwerte für einen bestimmten Werkstoff bei einer gewissen Temperatur vorliegen und ob zur Dimensionierung zeitabhängige oder zeitunabhängige Werkstoffkennwerte herangezogen werden müssen. Bei niedrigen Temperaturen erfolgt die

Dimensionierung auf Grundlage zeitunabhängiger Werkstoffkennwerte, wie der Zugfestigkeit $R_{m/T}$ sowie der Streck- bzw. 0,2%-Dehngrenze $R_{e/T}$ bzw. $R_{p0,2/T}$. Werden Werkstoffe hingegen höheren Temperaturen ausgesetzt, bei denen Kriechvorgänge im Material auftreten, müssen zur Auslegung zeitabhängige Werkstoffkennwerte, wie die Zeitstandfestigkeit $R_{m,T,t}$ und die Zeitdehngrenze $R_{p\ \varepsilon,T,t}$ herangezogen werden. [10].

In [14] wird davon ausgegangen, dass zur Auslegung kriechspröder Werkstoffe sowie jener mit nicht begrenzter Kriechverformung die Zeitstandfestigkeit verwendet wird. Andernfalls erfolgt die Bauteilauslegung anhand der Zeitdehngrenze. Die EN13445 unterscheidet beispielsweise nicht zwischen kriechspröden und nicht kriechspröden Werkstoffen.

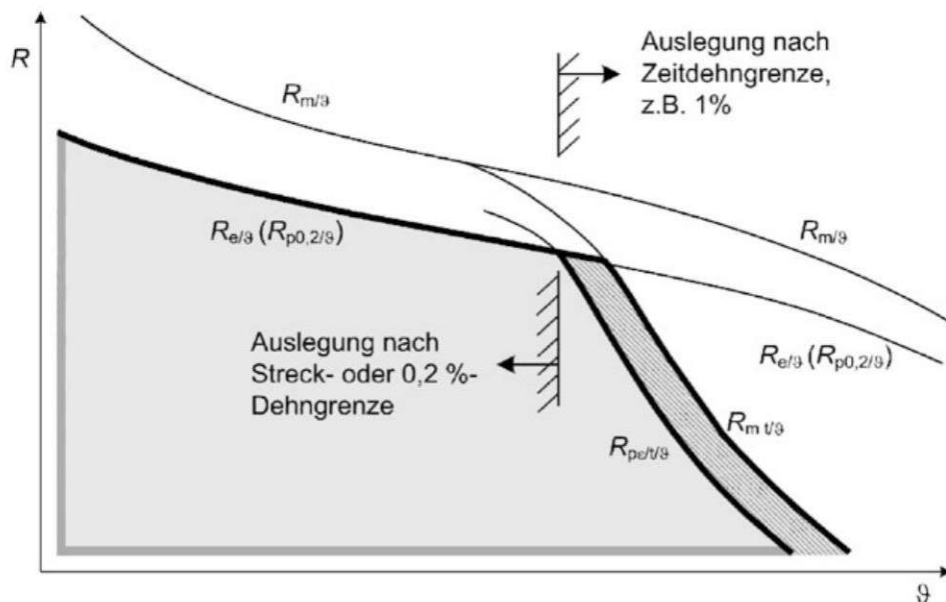


Abbildung 2.4: Schematisches Festigkeitsschaubild für verschiedene Temperaturen [10]

Die Zeitstandfestigkeit $R_{m,T,t}$ und Zeitdehngrenze $R_{p\ \varepsilon,T,t}$ werden genauso wie die Zugfestigkeit $R_{m/T}$ sowie Streck- oder 0,2%-Dehngrenze ($R_{e/T}$ bzw. $R_{p0,2/T}$) aus Versuchen mit einem einachsigen Spannungszustand ermittelt. Treten nun mehrachsige Spannungszustände auf, so muss, wie auch im Tieftemperaturbereich, eine Vergleichsspannung σ_V gebildet werden. Dabei hat sich für das Kriechen unter einem mehrachsigen Spannungszustand nach Abgleich mit Experimenten die auf der Gestaltänderungshypothese basierende Vergleichsspannung nach von Mises bewährt [10].

2.2 Kriechgesetze

Für die Auslegung kriechgefährdeter Komponenten werden Werkstoffmodelle benötigt, die das in Kapitel 2.1 beschriebene Hochtemperaturwerkstoffverhalten mathematisch beschreiben und das Kriechverhalten prognostizieren. Dabei wird einerseits zwischen phänomenologischen Modellen, die auf experimentellen Daten basieren, und andererseits konstitutiven Modellen unterschieden, welche die Dehnungsrate mithilfe werkstoffmechanischer Mechanismen wie Ver- und Entfestigung sowie Kriechschädigung beschreiben. Das konstitutive Modell stellt dabei die genaueste, aber auch die sehr viel aufwendigere Beschreibung des Bauteilverhaltens im Hochtemperaturbereich dar, da dabei eine Vielzahl von Parametern und eine genaue Trennung der unterschiedlichen werkstoffmechanischen Mechanismen erforderlich ist. Im Allgemeinen werden deshalb die einfacheren phänomenologischen Modelle zur Beschreibung des Kriechverhaltens verwendet. Diese sind meist einachsig formuliert und es wird die Abhängigkeit der Kriechrate $\dot{\varepsilon}_{cr}$ von den Einflussgrößen Temperatur, Zeit und Spannung beschrieben. Wie in Gleichung (2.3) ersichtlich, setzt sich die gesamte Kriechdehnung ε_{cr} bei phänomenologischen Modellen durch das Aufsummieren der Kriechdehnungen über die einzelnen Kriechbereiche zusammen [15].

$$\varepsilon_{cr} = \varepsilon_{cr,I} + \varepsilon_{cr,II} + \varepsilon_{cr,III} \quad (2.3)$$

Über die Zeit wurden diverse Kriechmodelle entwickelt. Von denen sind in der vorliegenden Arbeit vor allem das Potenz-Kriechgesetz von Norton (1929) sowie die auf der Sinus-hyperbolicus-Funktion basierenden Kriechgesetze von McVetty (1943) und von Garofalo (1965) von Bedeutung [16], [17], [18].

Dabei kann die Grundgleichung (2.1) in einer ersten Annäherung in drei Funktionen aufgeteilt werden und mit Gleichung (2.4) beschrieben werden.

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = f_1(\sigma) \cdot f_2(t) \cdot f_3(T) \quad (2.4)$$

Es ergeben sich drei eigenständige Funktionen f_1 , f_2 und f_3 , die einmal eine Abhängigkeit der Spannung, einmal eine Abhängigkeit der Zeit und einmal eine Abhängigkeit der Temperatur beschreiben und zusammen die Funktion für die Kriechdehnung ergeben [19].

Für die Zeitfunktion f_2 gibt es eine Vielzahl mathematischer Ausdrücke, die im Großen und Ganzen durch eine Menge an Konstanten versuchen, das Kriechverhalten durch Annahme idealisierter Mechanismen zu beschreiben. In der Praxis wird die Zeitfunktion jedoch durch eine Kurvenanpassung experimentell gewonnener Daten erhalten, da die mathematische Beschreibung sehr komplex und noch nicht ausgereift ist. Statt oder auch zusätzlich zu $f_2(t)$, wird häufig eine Funktion der Dehnung („time hardening“ vs. „strain hardening“) verwendet. In unserem Fall wird die Zeitfunktion nicht berücksichtigt und konstant als eins definiert [19].

Die Temperaturfunktion f_3 hat zwei Auswirkungen auf das Kriechen. Einerseits hat eine Änderung der Temperatur unmittelbare Auswirkungen auf die Werkstoffkennwerte und somit auch in weiterer Folge auf die daraus resultierenden Kriechkonstanten und andererseits auch auf die Materialstruktur. Je nach herrschender Temperatur wird das Kriechverhalten durch unterschiedliche Verfestigungs- und Entfestigungsmechanismen gesteuert. Die in [5] zur Erklärung der zugrunde liegenden Verformungsmechanismen verwendete Darstellung ist in Abbildung 2.5 gezeigt. Diese Mechanismen müssen in der Temperaturfunktion berücksichtigt werden. Da das Kriechen jedoch unabhängig vom maßgeblichen Mechanismus auf Diffusion basiert, stellt die Arrhenius-Beziehung zur Beschreibung der Selbstdiffusion eine weitverbreitete Temperaturfunktion dar:

$$f_3(T) = e^{-\frac{Q}{R \cdot T}} \quad (2.5)$$

Dabei ist Q die Aktivierungsenergie des Kriechens, beziehungsweise der Selbstdiffusion, R die allgemeine Gaskonstante und T die vorliegende Temperatur [14], [19], [20].

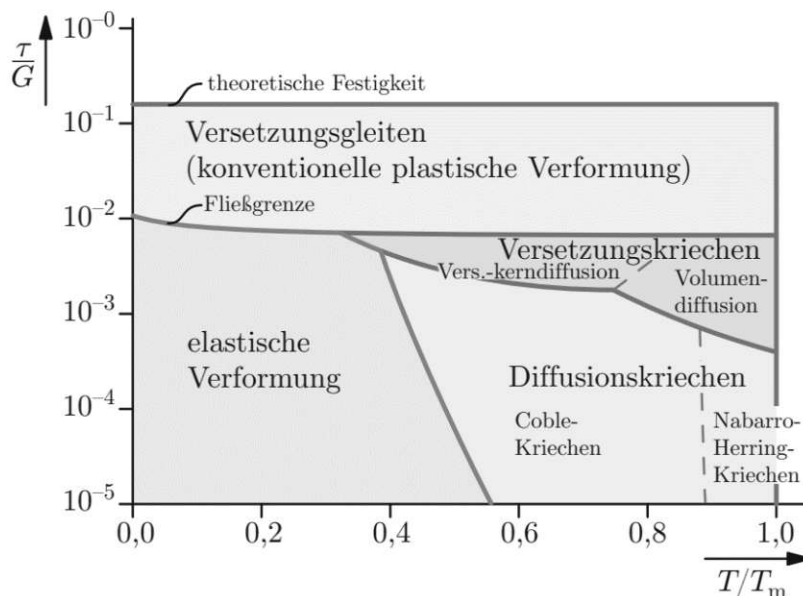


Abbildung 2.5: Vereinfachte Darstellung der Verformungsmechanismen in Abhängigkeit der Temperatur [5]

Bei den vorgestellten Spannungsnachweisen soll möglichst ausschließlich mit den Werkstoffkennwerten aus den Werkstoffnormen ausgekommen werden. Da auf dieser Basis nur die Parameter sehr einfacher Kriechgesetze ermittelt werden können, verwendet man hier Spannungsfunktionen für das sekundäre Kriechen. Es werden die Spannungsfunktionen für das Norton'sche Kriechgesetz, da es das in der Industrie am weitesten verbreitete ist sowie jene auf der Sinus-hyperbolicus-Funktion basierenden Kriechgesetze, welche bei der späteren Analyse verwendet werden, beschrieben [5], [14].

Die von Norton aufgestellte Spannungsfunktion ist durch ihren leichten Aufbau und ihre Anwendbarkeit die am häufigsten eingesetzte Abschätzung der Kriechverformung. Dabei wird die Spannungsabhängigkeit des sekundären Kriechbereiches mit Hilfe einer Potenzfunktion, wie in (2.6) ersichtlich, beschrieben.

$$\dot{\epsilon}_S = K \cdot \sigma^n \quad (2.6)$$

Dabei ist K eine von der Temperatur und vom Werkstoff abhängige Konstante und n der Spannungsexponent, der ebenfalls je nach vorliegendem Werkstoff und dominierenden Kriechmechanismen variiert. Ein Vorteil davon ist, dass sich beim Norton'schen Kriechgesetz (siehe Abbildung 2.7) die Spannungsverteilung beim

stationären Kriechen bei einer proportionalen Laständerung ebenfalls proportional verändert [10], [14], [19].

Der in [14] veranschaulichte Zusammenhang zwischen der Kriechgeschwindigkeit und der Spannung des Norton'schen Kriechgesetzes im stationären Bereich ist in Abbildung 2.6 ersichtlich. Dabei ist zu erkennen, dass der Spannungsexponent bei sehr kleinen Spannungen und Kriechgeschwindigkeiten nahezu eins ist – man spricht vom viskosen Fließen. Weiters zeigt Abbildung 2.6, dass es bei sehr hohen Spannungen zum sogenannten *plb* (power-law-breakdown) kommt. Ab diesem Spannungsbereich, der jedoch nur bei der Warmumformung von Bedeutung ist, verliert das Potenzgesetz seine Gültigkeit und die Spannungsfunktion ist eher mit einer Exponentialfunktion zu beschreiben [10], [14], [19].

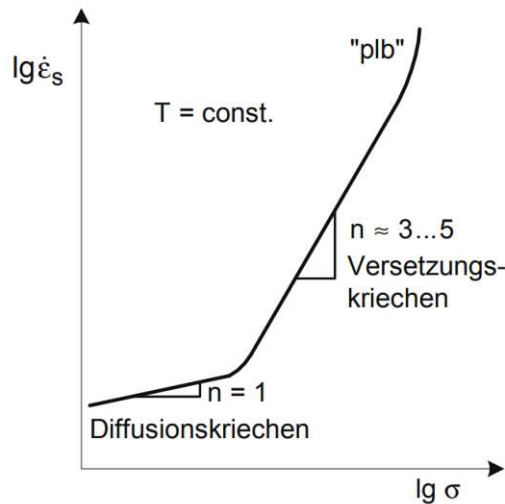


Abbildung 2.6: Norton'sche Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechgeschwindigkeit [14]

Abhilfe zur Anpassung schaffen die auf der Sinus-hyperbolicus-Funktion basierenden Kriechgesetze, die eine Beschreibung über einen größeren Spannungsbereich ermöglichen. Die Basis dafür liefert McVetty (1943):

$$f_1(\sigma) = C_1 \cdot \sinh(C_2 \cdot \sigma) \quad (2.7)$$

Garofalo (1965) hat diese Gleichung erweitert [17], [18]:

$$f_1(\sigma) = C_1 \cdot \sinh(C_2 \cdot \sigma)^{C_3} \quad (2.8)$$

Abbildung 2.7 zeigt exemplarisch den qualitativen Unterschied zwischen dem Norton'schen Spannungsfunktionsansatz nach Gleichung (2.6) und einem auf der Sinus-hyperbolicus-Funktion basierendem Ansatz nach Gleichung (2.7).

Das Norton'sche Kriechgesetz beschreibt die Kriechdehnrate als Potenzfunktion der angelegten Spannung und ist durch eine lineare Beziehung mit konstanter Steigung im doppeltlogarithmischen Spannungs-Dehnraten-Diagramm gekennzeichnet. Demgegenüber verwendet das sinh-Kriechgesetz eine hyperbolische Sinusfunktion zur Beschreibung der Spannungsabhängigkeit der Kriechdehnrate. Bei niedrigen Spannungen zeigt das Modell aufgrund der Näherung $\sinh(C_2 \cdot \sigma) \sim C_2 \cdot \sigma$, bei $C_2 \cdot \sigma \ll 1$ ein annähernd lineares Verhalten. Mit zunehmender Spannung geht der Zusammenhang in einen stark nichtlinearen Verlauf über, der sich im log-log-Diagramm durch eine zunehmende Krümmung der Kurve äußert.

Mathematisch lässt sich die Sinus-hyperbolicus Funktion laut Gleichung (2.9) mit Hilfe von Exponentialfunktionen definieren.

$$\sinh(C_2 \cdot \sigma) = \frac{e^{C_2 \cdot \sigma} - e^{-C_2 \cdot \sigma}}{2} \quad (2.9)$$

Treten höhere Spannungen auf und die Bedingung (2.10) gilt, so kann erkannt werden, dass sich die Exponentialfunktionsterme der Sinus-hyperbolicus-Funktion nach (2.11) und (2.12) verhalten.

$$C_2 \cdot \sigma \gg 1 \quad (2.10)$$

$$\blacktriangleright e^{C_2 \cdot \sigma} \rightarrow \text{sehr groß} \quad (2.11)$$

$$\blacktriangleright e^{-C_2 \cdot \sigma} \rightarrow \text{sehr klein, geht gegen } 0 \quad (2.12)$$

In diesem Fall reduziert sich die Sinus-hyperbolicus-Funktion zu einer Exponentialfunktion (Formel (2.13)) und so auch die Kriechrate gemäß Formel (2.14).

$$\sinh(C_2 \cdot \sigma) \approx \frac{e^{C_2 \cdot \sigma}}{2} \quad (2.13)$$

$$\dot{\epsilon}_{cr} \approx e^{C_2 \cdot \sigma} \quad (2.14)$$

Im Vergleich zum Norton'schen Kriechgesetz, bei dem die Kriechrate gemäß einer Potenzfunktion ansteigt, wächst die Kriechrate beim Sinus-hyperbolicus-Kriechgesetz bei hohen Spannungen exponentiell, was zu deutlich höheren Kriechraten und Kriechdehnungen führt. Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass das Sinus-hyperbolicus-Kriechgesetz aufgrund der genannten Eigenschaften flexibler als das Norton'sche Gesetz ist und die Beschreibung eines größeren Spannungsbereichs mit einem einzigen Parametersatz ermöglicht [19].

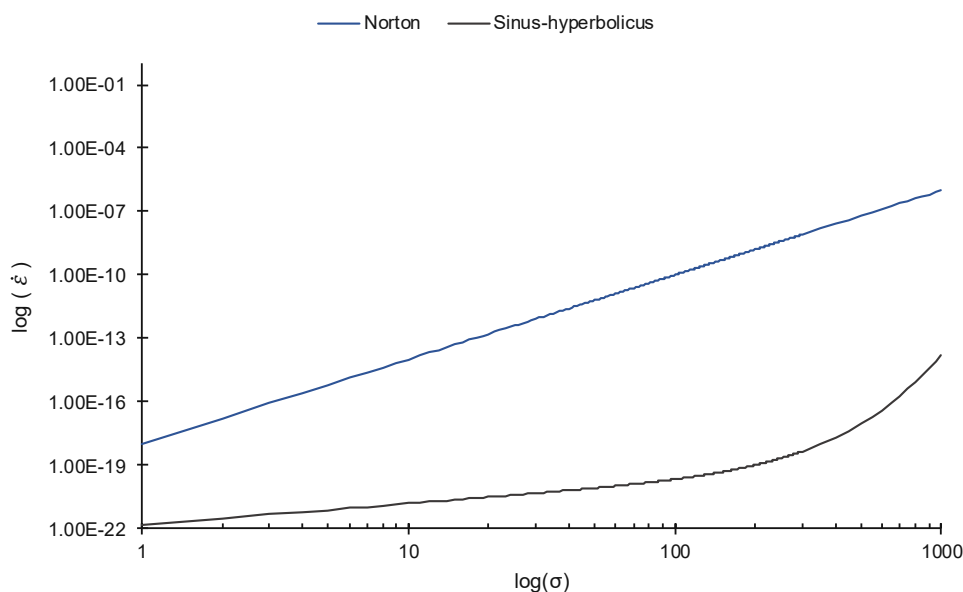


Abbildung 2.7: Qualitativer Vergleich zwischen dem Norton'schen Kriechgesetz und dem sinh-Kriechgesetz in doppeltlogarithmischer Darstellung

2.3 Handhabung der EN13445 in Bezug auf das Kriechen

In der Europäischen Union werden Forderungen für das Inverkehrbringen von Druckgeräten durch die Druckgeräterichtlinie (DGRL) 2014/68/EU festgelegt. Im Prozess des Inverkehrbringens müssen die wesentlichen verbindlichen Forderungen erfüllt werden. Anwendung findet die Druckgeräterichtlinie bei der Auslegung, Fertigung und Konformitätsbewertung von Druckgeräten sowie Baugruppen mit einem maximal zulässigen Druck über 0,5 bar. Durch eine Konformitätsbewertung werden die grundlegenden Sicherheitsanforderungen aus der DGRL nachgewiesen. Für diesen Nachweis gibt es keine verpflichtenden Normen oder Regelwerke, jedoch wurden als Hilfestellung harmonisierte Normen erstellt, bei denen eine Konformitätsvermutung gilt. Die vom Europäischen Komitee für Normung (*CEN- European Committee for Standardization*) entwickelte harmonisierte Norm ist die EN13445 für unbefeuerte Druckbehälter, welche die Anforderungen für Werkstoffe, Konstruktion, Herstellung sowie Inspektion und Prüfung von Druckbehältern regelt. Neben der EN13445 ist das wichtigste Regelwerk der amerikanische *ASME-Boiler and Pressure Vessel Code (The American Society of Mechanical Engineers, Section VIII Division 1 & Division 2)*. Weitere in der Praxis angewandte Regelwerke, die jedoch aufgrund der Harmonisierung innerhalb Europas durch die Normenreihe EN13445 ersetzt werden sollen, sind unter anderem das deutsche *AD2000 Merkblatt*, der britische *PD5500 (British Standard)* sowie der französische *CODAP (Code de construction des appareils à pression)* [1], [9], [21], [22], [23], [24], [25], [26], [27].

Die für diese Arbeit wesentlichen Teile der EN13445 werden im Folgenden kurz beschrieben. Der erste Teil enthält Begriffsdefinitionen sowie den Anwendungsbereich der Norm, Teil zwei die Werkstoffeinteilung, den Einsatzbereich der Werkstoffe sowie deren Tieftemperaturverhalten. Der dritte Teil legt die Konstruktion und Berechnung von Behältern und sonstigen Komponenten im Druckbehälterbau fest. Die Herstellung, Prüfung und Inspektion sind in den Teilen vier und fünf definiert, während im Teil sieben die Anwendung des Konformitätsbewertungsverfahrens beschrieben wird [1], [9], [21], [22].

Die sich im dritten Teil befindenden Konstruktions- und Auslegungsverfahren können auf drei Arten erfolgen: durch die Auslegung mit Formeln (*DBF- Design by*

Formula), durch einen analytischen Zulässigkeitsnachweis (*DBA- Design by Analysis*) sowie durch eine experimentelle Auslegung. Den Hauptteil der EN13445-3 macht die Auslegung durch Formeln aus. Zur Durchführung des analytischen Zulässigkeitsnachweises stehen zwei Methoden zur Verfügung: das direkte Verfahren, welches in Anhang B näher erläutert wird und das Verfahren der Spannungskategorien, das im Anhang C beschrieben wird. Diese Verfahren können entweder als Alternative oder auch als Ergänzung zur Auslegung mit Formeln dienen. In weiterer Folge werden, um den Vergleich zwischen den Kriechnachweisen der EN13445-3 und der in dieser Arbeit entwickelten Methode zu verdeutlichen, die Vorgehensweisen der erforderlichen Zeitstandnachweise gemäß EN13445-3, Anhang B, kurz erläutert [1], [9], [21], [22].

Sind die Berechnungstemperaturen unterhalb des Zeitstandbereichs, müssen folgende allgemeine Zuverlässigkeitsnachweise für das direkte Verfahren nach EN13445-3 erbracht werden [9]:

- Tragfähigkeitsnachweis (TN)
- Einspielnachweis (EN)
- Stabilitätsnachweis (SN)
- Ermüdungsnachweis (ZEN)
- Nachweis des statischen Gleichgewichts (SE)

Für Berechnungstemperaturen, die sich im Zeitstandbereich befinden, müssen folgende zusätzlichen Nachweise geführt werden [9]:

- Kriechfestigkeitsnachweis (KFN)
Beim Kriechfestigkeitsnachweis muss gewährleistet werden, dass in jedem Kriechlastfall der Bemessungswert der einwirkenden Last kleiner als die Tragfähigkeit ist und eine Hauptstrukturdehnung von 5 % nicht überschreitet [1], [9].
- Kriechdehnnachweis (KDN)
Beim Kriechdehnnachweis ist die Anwendung der verbindlichen Regel, dass die akkumulierte äquivalente Kriechstrukturdehnung über die Auslegungslbensdauer in jedem Punkt kleiner als 5 % sein muss, noch uneinig und somit kommen zwei Anwendungsregeln zum Einsatz [1], [9].

Die erste gilt für lange Kriechperioden, bei denen der Einfluss von Anfangsbedingungen auf die Standzeit vernachlässigt werden kann. Die Erfüllung dieser Anwendungsregel ist gegeben, wenn in jedem Punkt des Bauteils die über die Lebensdauer aller Kriechlastfälle akkumulierte gewichtete Standzeit nicht größer als eins ist. Dabei ist die Gewichtsfunktion der Kehrwert der zulässigen Standzeit für die berechnete Referenzspannung (siehe Kapitel 2.5.1) des Lastfalls (k).

$$\frac{1}{\Delta t^{(k)}_{all}} \quad (2.15)$$

Die zulässige Standzeit kann nach Abschnitt 19 der EN13445-3 wie folgt berechnet werden:

$$\Delta t^{(k)}_{all} = t_A * \left(\frac{t_B}{t_A}\right)^y \quad (2.16)$$

mit

$$y = \frac{\log(\sigma_{Ref}^k) - \log\left(\frac{R_{m,T,tA}}{\gamma_R}\right)}{\log\left(\frac{R_{m,T,tB}}{\gamma_R}\right) - \log\left(\frac{R_{m,T,tA}}{\gamma_R}\right)} \quad (2.17)$$

Die zweite Anwendungsregel gilt für lange ununterbrochene Kriechperioden und gilt als erfüllt, wenn der Kriechermüdungsnachweis (KEN) mit dem in Anwendungsregel 1 errechneten Kriechermüdungsmaß als Bemessungswert erfüllt ist.

Das Kriechermüdungsmaß ist laut Norm [9] definiert als:

$$D_c = \sum \frac{\Delta t^{(k)}}{\Delta t^{(k)}_{all}} \quad (2.18)$$

- Kriechschädigung und zyklische Ermüdung (KEN)

Für diesen Nachweis darf laut EN13445-3, Kapitel B.9.6, die Summe des Kriechschädigungsmaßes aus dem Kriechdehnnachweis (KDN) und der Ermüdungsschädigung für zyklische Einwirkungen aus dem Ermüdungsnachweis (ZEN) in keinem Punkt des Bauteils größer sein als eins [1], [9].

Den Kriechnachweisen nach EN13445-3, Anhang B, liegt kein Kriechgesetz zu Grunde. Dies hat sowohl Vorteile als auch Nachteile. Der Vorteil dabei ist, dass man mit einfachen Festigkeitsparametern einen Kriechnachweis führen kann. Dafür wird in der FE-Software lediglich ein linearelastisches und linearelastisches-idealplastisches Materialmodell benötigt und keine Kriechgesetze, die oftmals höhere Lizenzstufen fordern. Der Nachteil dabei ist: Mit zunehmender Komplexität – etwa durch unterschiedliche Werkstoffe sowie Last- und Temperaturverläufe – erhöht sich der Aufwand massiv, da die oben genannten Festigkeitsparameter in Form der Referenzspannung σ_{Ref} für jeden Werkstoff und jede Temperatur separat berechnet werden müssen.

2.4 Entwicklung einer Methode für Kriechdehnnachweise

Wie bereits erwähnt, kommt für den Kriechdehnnachweis nach EN13445-3 das Referenzspannungskonzept zur Anwendung. Durch Errechnen einer Referenzspannung kann das Kriechverhalten einer beliebigen Struktur mit dem eines einachsigen Kriechversuchs verglichen werden. Diese Grundlage wird auch in der Publikation [8] aufgegriffen. Diese Quelle besagt: Wenn das Norton'sche Kriechgesetz durch die Referenzspannung gelegt wird, kann davon ausgegangen werden, dass es für die gesamte Struktur gilt. In beiden Fällen können die in der Realität vorkommenden komplexen Kriechverhalten durch einen einachsigen Kriechversuch mit der Referenzspannung nachgebildet werden. Dadurch entfällt die Notwendigkeit vieler einzelner Kriechversuche bei verschiedenen Spannungen. Das Referenzspannungskonzept wird jedoch bei komplexeren Problemstellungen immer umständlicher und wird somit praxisuntauglich. In dem folgenden Kapitel wird eine Methode erörtert, die keine Referenzspannung benötigt, um einen Kriechdehnnachweis zu führen [19].

Das zeitunabhängige Werkstoffverhalten wird durch ein linearelastisch-idealplastisches Werkstoffgesetz modelliert, bei dem die Mindest-Streckgrenze $R_{p,0,2\%,T}$, beziehungsweise die 1%-Dehngrenze $R_{p,1\%,T}$ als Fließgrenze verwendet wird. Das zeitabhängige Verhalten des Werkstoffs wird durch ein entsprechendes Kriechgesetz modelliert. Werkstoffseitig fließt zur Ermittlung der Kriechkonstanten sowohl in die Fließgrenzen als auch in die Zeitdehngrenzen keine Sicherheit ($\gamma_R = 1$) ein, da diese bewertungsseitig durch die Sicherheit SF_C bei der Zeitstandfestigkeit berücksichtigt wird. Der genaue Modellaufbau wird generell in den Kapiteln 3.1, 3.2, 3.3, 3.4 und 3.5 beschrieben und beispielsspezifisch in den Kapiteln 4.1, 4.2 und 4.3 erläutert.

2.4.1 Schadensermittlung basierend auf direkter Verwendung der berechneten Dehnung - Duktilitätserschöpfungsregel (DEM)

In der Duktilitätserschöpfungsregel aus [8] werden keine Referenzspannungen verwendet, sondern es werden die direkt berechneten Dehnungen $\varepsilon_{cr,acc,sim}$ aus der Simulation zur Bewertung herangezogen. Die Dehnungen gehen aus einem Sinus-hyperbolicus-Kriechgesetz hervor, welches in der Finite-Elemente-Software hinterlegt ist und in Kapitel 2.5 näher beschrieben wird. Für die Duktilitätserschöpfung $D_{cr,DEM}$ wird, wie in Formel (2.19) ersichtlich, die aus der Simulation berechnete Vergleichskriechdehnung $\varepsilon_{cr,acc,sim}$ in Relation zu einer berechneten Grenzdehnung $\varepsilon_{cr,grenz}$ gesetzt.

$$D_{cr,DEM} = \frac{\varepsilon_{cr,acc,sim}}{\varepsilon_{cr,grenz}} \quad (2.19)$$

Um einen erfolgreichen Kriechdehnnachweis zu erhalten, muss dieses Verhältnis in jedem Punkt kleiner eins sein. Neben dem Vorteil, dass keine Referenzspannungen berechnet werden müssen, fließen die Dehnungen aufgrund von Spannungsumlagerungen in die Auswertung ein. Des Weiteren können Laständerungen berücksichtigt werden, solange das Modell mit dem konstitutiven Kriechgesetz akzeptable Dehnungswerte ergibt [8].

In weiterer Folge wird diese Methode als Kriechdehnnachweis für verschiedene Beispiele eingesetzt, wobei die Grenzdehnung $\varepsilon_{cr,grenz}$ nach Kapitel 2.4.1.2 ermittelt wird.

2.4.1.1 Überprüfung auf Rückkriechen

Es kann sein, dass während des Lastverlaufs ein sogenanntes Rückkriechen vorkommt, bei dem sich das Vorzeichen der Kriechdehnung ändert. Da bei diesem Effekt die Schädigung des Materials nicht genau beurteilt werden kann, wird zu Beginn der Bewertung überprüft, ob, wo und wie starkes Rückkriechen auftritt. Dafür wird gemäß Formel (2.20) von der akkumulierten Kriechdehnung, die die Kriechdehnung in einem Punkt über die gesamte Zeit aufintegriert ist (siehe Abbildung 2.8), die Vergleichskriechdehnung am Ende des Betrachtungszeitraums subtrahiert. Diese Differenz wird dann ins Verhältnis zu der akkumulierten Kriechdehnung gesetzt, sodass man einen prozentuellen Wert RK für das Rückkriechen erhält.

$$RK = \frac{\varepsilon_{cr,acc,sim} - \varepsilon_{cr,eq}(t_{end})}{\varepsilon_{cr,acc,sim}} * 100 \% \quad (2.20)$$

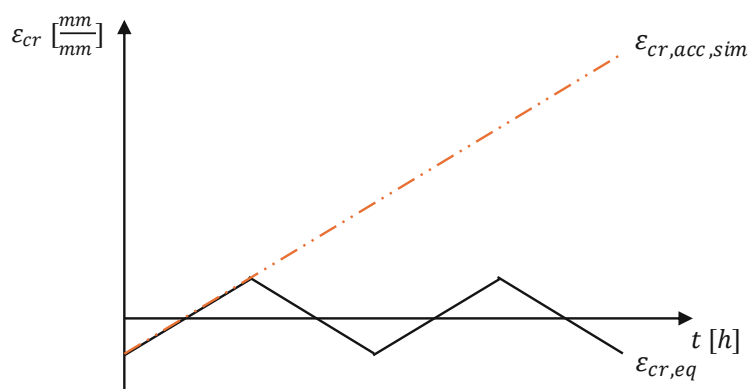


Abbildung 2.8: Unterschied zwischen akkumulierter Vergleichskriechdehnung und aktueller Vergleichskriechdehnung

In [8] und [1] wurde das Rückkriechen als prozentueller Wert auf die Vergleichskriechdehnung zum Endzeitpunkt bezogen. Da dadurch bei kleinen Vergleichskriechdehnungen sehr hohe Werte entstehen, wird das Rückkriechen in dieser Arbeit auf die akkumulierte Vergleichskriechdehnung bezogen.

Zur Beurteilung wird überprüft, ob die Bewertungspunkte mit den Punkten des maximalen Rückkriechens zusammenfallen.

2.4.1.2 Festlegung der Kriechdehngrenze anhand *DBF*

Bei dieser Methode wird zuerst das Kriechgesetz durch Berechnung der Kriechkonstanten mit Hilfe der Zeitdehngrenzen aus der Werkstoffnorm festgelegt (Formeln (2.27),(2.28)). Um die Realität möglichst genau widerzuspiegeln und damit die Sicherheit bewertungsseitig einbezogen wird, wird bei der Berechnung der Kriechkonstanten kein Teilsicherheitsbeiwert ($\gamma_R = 1$) bei den Zeitdehngrenzen verwendet.

Als nächstes wird die für das Kriechen relevante Berechnungsnennspannung nach EN13445-3, Kapitel 19.5, für einen Betrieb ohne Lebensdauerüberwachung gemäß Gleichung (2.21) und für einen Betrieb mit Lebensdauerüberwachung gemäß Gleichung (2.22) bestimmt:

Kriechrelevante Berechnungsnennspannung ohne Lebensdauerüberwachung:

$$f_{creep} = \min \left(\frac{R_{m,T,t}}{SF_C}; R_{p1\%,T,t} \right) \quad (2.21)$$

Kriechrelevante Berechnungsnennspannung mit Lebensdauerüberwachung:

$$f_{creep} = \frac{R_{m,T,t}}{SF_C} \quad (2.22)$$

Weiters muss der Sicherheitsfaktor SF_C abhängig davon, ob eine Lebensdauerüberwachung vorherrscht oder nicht, gewählt werden. Bei Betrieb mit einer Lebensdauerüberwachung ist der Sicherheitsfaktor 1,25, ohne Lebensdauerüberwachung 1,5. Nähere Informationen zur Überwachung von Druckgeräten sind in EN13445-3, Anhang M, beschrieben [9].

Da die gesamten Berechnungsnennspannungen aus *Design by Formula* auf Tresca Vergleichsspannungen beruhen, das Finite-Elemente-Programm, jedoch das Kriechen anhand von Mises Vergleichsspannungen berechnet, muss zur Berechnung der Grenzkriechdehnung ein zusätzlicher Umrechnungsfaktor γ_{Mises} berücksichtigt werden. Der Faktor hängt davon ab, worauf die Grenzkriechdehnung nach *DBF* kalibriert wird. Der kritischste und somit konservativste Fall ist die Kalibrierung auf eine Zylinderschale. Da die Auswertungsmethode schon sehr konservativ ist und die Kriechdehnmaxima der Komponenten zur Bewertung herangezogen werden, wird in dieser Arbeit auf einen Zugstab mit $\gamma_{Mises} = 1$ kalibriert, sodass die Bewertung nicht zu konservativ ausfällt. Eine nähere Beschreibung dieses Faktors ist in Kapitel 2.5.1.2 erläutert.

Daraus ergibt sich folgende korrigierte kriechrelevante Vergleichskriechdehnung f_{creep_corr} :

$$f_{creep_corr} = \gamma_{Mises} \cdot f_{creep} \quad (2.23)$$

Die ermittelte korrigierte Berechnungsnennspannung f_{creep_corr} wird anschließend in das zugrundeliegende Kriechgesetz eingesetzt und mit der dazugehörigen Zeit t_m , auf welche sich die Werkstoffkennwerte beziehen, multipliziert.

Daraus resultiert eine Kriechdehngrenze auf Basis der Auslegung per Formeln, die nicht überschritten werden darf.

$$\underline{\varepsilon}_{grenz} = \underline{\dot{\varepsilon}}_{cr}(f_{creep_corr}) \cdot \underline{t}_m \quad (2.24)$$

Für jedes Bauteil lassen sich somit Kriechdehngrenzen in Abhängigkeit vom verwendeten Werkstoff und der herrschenden Temperatur ermitteln. Als Ergebnis erhält man eine Kriechdehngrenze $\varepsilon_{cr,grenz}$, die, solange nicht von der aus der Simulation erhaltenen akkumulierten Vergleichskriechdehnung überschritten, als Kriechdehnnachweis gilt.

In der Auslegung nach EN13445-3, Kapitel 19, werden keine Dehnungsüberhöhungen durch Kerben berücksichtigt. Somit können die lokalen Kriechdehnungen aus der Simulation die ermittelten Grenzen schnell überschreiten. Falls solche lokalen Dehnungsüberhöhungen oder auch Singularitäten auftreten, können Extrapolationsmethoden angewandt werden, um die Bewertung nicht zu konservativ zu gestalten. Diese werden anhand des Beispiels der Rohrverbindung in Kapitel 4.3 näher beschrieben.

Der generelle Vorteil bei dieser Methode ist, dass die erhaltene Dehnung direkt als Vergleichswert zur Beurteilung des Kriechverhaltens verwendet werden kann und nicht von einer Spannung auf eine Dehnung umgerechnet werden muss.

2.5 Kriechen im Finite-Elemente-Analyse-Programm

Wie bereits erwähnt, werden die Analysen mit dem Finite-Elemente-Programm ANSYS® Student 2025 R1 gemacht. Die in dieser Arbeit dargestellten, aus der Software exportierten Grafiken werden mit freundlicher Genehmigung von ANSYS, Inc. verwendet. Die speziell auf das Kriechen eingebrachten Parameter werden in den nächsten Kapiteln näher erläutert.

2.5.1 Kriechgesetz

In Gleichung (2.25) sieht man das in ANSYS® hinterlegte Kriechgesetz. Dieses entspricht dem Kriechgesetz nach Garofalo [18] und dem Arrhenius-Ansatz als Temperaturfunktion [28].

$$\dot{\epsilon}_{cr} = C_1 * \sinh ((C_2 * \sigma))^{C_3} * e^{-\frac{C_4}{T}} \quad (2.25)$$

Da das Modell zur einfachen Anwendung nur mit zwei Konstanten berechnet werden soll, wird die Konstante C_3 gleich eins gesetzt, sodass der Sinus-hyperbolicus ohne Potenz verwendet wird. Man erhält so gemäß Gleichung (2.7) das Kriechgesetz nach McVetty [17], welches für die Analysen herangezogen wird. Für die Einbindung der Temperaturabhängigkeit in das Modell gibt es neben dem bereits erwähnten Arrhenius-Ansatz (2.5) auch die Möglichkeit, die Konstanten des Kriechgesetzes temperaturabhängig festzulegen. Dies wird auch so gehandhabt und somit wird die Konstante C_4 aus Gleichung (2.25) zu null gesetzt. Dadurch entsteht das verwendete Kriechgesetz in folgender Form:

$$\dot{\epsilon}_{cr} = C_1 * \sinh (C_2 * \sigma) \quad (2.26)$$

Wie die Temperaturabhängigkeit in die Kriechkonstanten eingepflegt wird, wird im folgenden Unterkapitel 2.5.1.1 näher erklärt.

Zur Ermittlung der Konstanten C_1 und C_2 wird mit zwei Zeitdehngrenzen $R_{p \epsilon, T, t1}$ und $R_{p \epsilon, T, t2}$ aus der Werkstoffnorm ein nichtlineares Gleichungssystem aufgestellt, welches anschließend mit Hilfe von *MathCad* gelöst wird.

$$\text{I.} \quad \dot{\epsilon}_{cr, t1} = C_1 * \sinh (C_2 * R_{p \epsilon, T, t1}) \quad (2.27)$$

$$\text{II.} \quad \dot{\epsilon}_{cr, t2} = C_1 * \sinh (C_2 * R_{p \epsilon, T, t2}) \quad (2.28)$$

Die benötigten Dehnraten berechnen sich wie folgt [8]:

$$\dot{\epsilon}_{cr,ti} = \frac{1\%}{t_i} \quad (2.29)$$

Als Ergebnis erhält man die Kriechkonstanten C_1 und C_2 für unterschiedliche Werkstoffe und Temperaturen.

2.5.1.1 Temperaturfunktion im Finite-Elemente-Programm

In diesem Kapitel werden Ansätze zur Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit des Kriechens im Finite-Elemente-Modell im Hinblick auf ihre Genauigkeit und Anwendbarkeit untersucht. In der verwendeten Finite-Elemente-Software ANSYS® können zwar Kriechkonstanten in Abhängigkeit von diskreten Temperaturwerten definiert werden; ändert sich die Temperatur jedoch im Verlauf der Simulation, so gilt, dass die Konstanten lediglich für die vorgegebenen Temperaturpunkte hinterlegt sind. Werte für Zwischentemperaturen werden von der Software linear interpoliert, was zu Ungenauigkeiten und potenziell nicht konservativen Ergebnissen führen kann. Aus diesem Grund muss getestet werden, welche Art der Temperatureinbringung sowohl bei der Übereinstimmung des Kriechgesetzes mit den Werkstoffkennwerten als auch im linear interpolierten Zwischentemperaturbereich die besten Ergebnisse liefert.

Wie bereits erwähnt, kann die Temperaturabhängigkeit auf verschiedene Weise in das Finite-Elemente-Modell eingebracht werden. In diesem Kapitel werden die versuchten Methoden erläutert und die letztendliche Wahl begründet.

Da sowohl das Norton'sche Kriechgesetz als auch die auf einer Sinus-hyperbolicus-Funktion basierenden Kriechgesetze nichtlinear sind, wurde unter anderem der Ansatz der Publikation [8] aufgegriffen, nur eine Konstante temperaturabhängig zu definieren. Dort wurden Analysen mit dem Norton'schen Kriechgesetz durchgeführt und es stellte sich heraus, dass es eine gute Methode ist, einen Parameter konstant zu belassen, da sich in diesem Fall die Steigung der Norton'schen Gerade im doppellogarithmischen Diagramm nicht ändert, die Ergebnisse auf der konservativen Seite liegen und dennoch eine hohe Genauigkeit vorhanden ist [1], [8].

Es werden drei Varianten, die Temperaturabhängigkeit einzubringen, betrachtet, dann analysiert, wie stark das Kriechgesetz bei verschiedenen Temperaturen von

den Werkstoffkennwerten der Norm abweicht und in weiterer Folge überprüft, wie das Zwischentemperaturverhalten ist. Der verwendete Werkstoff ist der 16Mo3, mit den in Tabelle 1 ersichtlichen Werkstoffkennwerten aus der Werkstoffnorm EN10028-2. Als Referenztemperatur werden 470 °C festgelegt [13].

Tabelle 1: Werkstoffkennwerte für die Zeitdehngrenze 16Mo3 aus EN10028-2 [13]

Temperatur [°C]	$R_{p\ 1\%,T,10.000h}$ [MPa]	$R_{p\ 1\%,T,100.000h}$ [MPa]
450	216	167
460	199	146
470	182	126
480	166	107
490	149	89
500	132	73

Der wichtigste Aspekt ist, dass die Kriechkurve im Vergleich zu den in den Werkstoffnormen gegebenen 1%-Zeitdehngrenzen bei 10.000 und 100.000 Stunden auf der sicheren Seite ist. Die sichere Seite ist in diesem Fall, dass bei einer Spannung entlang der Abszisse die zugehörige Dehnrates der Sinus-hyperbolicus-Kurve höher ist als jene aus den Dehngrenzen der Werkstoffnorm.

Eine Konstante $C_1(T)$ oder $C_2(T)$ mit einer Temperaturabhängigkeit definieren

Bei dieser Methode werden die Kriechkonstanten C_1 und C_2 bei der bestimmenden Temperatur von 470 °C, welche meist jene im stationären Betrieb ist, ermittelt. Es wird davon ausgegangen, dass sich die Temperatur im Laufe des Lastzyklus zwischen 450 °C und 500 °C bewegt. In weiterer Folge wird dann eine der beiden Kriechkonstanten konstant gehalten und die zweite über die Materialkennwerte bei verschiedenen Temperaturen berechnet.

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1 * \sinh (C_2(T) * \sigma) \quad (2.30)$$

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1(T) * \sinh (C_2 * \sigma) \quad (2.31)$$

Aus der Werkstoffnorm bekommt man Werte für die 1%-Zeitdehngrenze bei 10.000 Stunden und 100.000 Stunden (Tabelle 1). Durch Bestimmung der Koeffizienten C_1 und C_2 wird die Sinus-hyperbolicus-Kurve so gesetzt, dass sie bei der vorliegenden Referenztemperatur von 470 °C durch beide Punkte verläuft. Setzt

man nun einen Kriechparameter konstant und bestimmt den anderen, so kann die Kurve bei anderen Temperaturen entweder durch die Zeitdehngrenze für 10.000 Stunden oder 100.000 Stunden gehen. Anfangs wird die Sinus-hyperbolicus-Kurve durch die Dehngrenze bei 100.000 Stunden gelegt und überprüft, ob die tatsächlichen Werkstoffkennwerte aus der Norm auf der sicheren Seite liegen. Aus Abbildung 2.9 und Abbildung 2.10 kann erkannt werden, dass dies unter der Referenztemperatur nicht zutrifft. Für den Fall, bei dem C_2 konstant belassen wird und C_1 variiert, wurde die Sinus-hyperbolicus-Kurve für Temperaturen unter der Referenztemperatur durch die Zeitdehngrenze bei 10.000 Stunden gelegt, um mit der Kurve wieder konservativ zu sein.

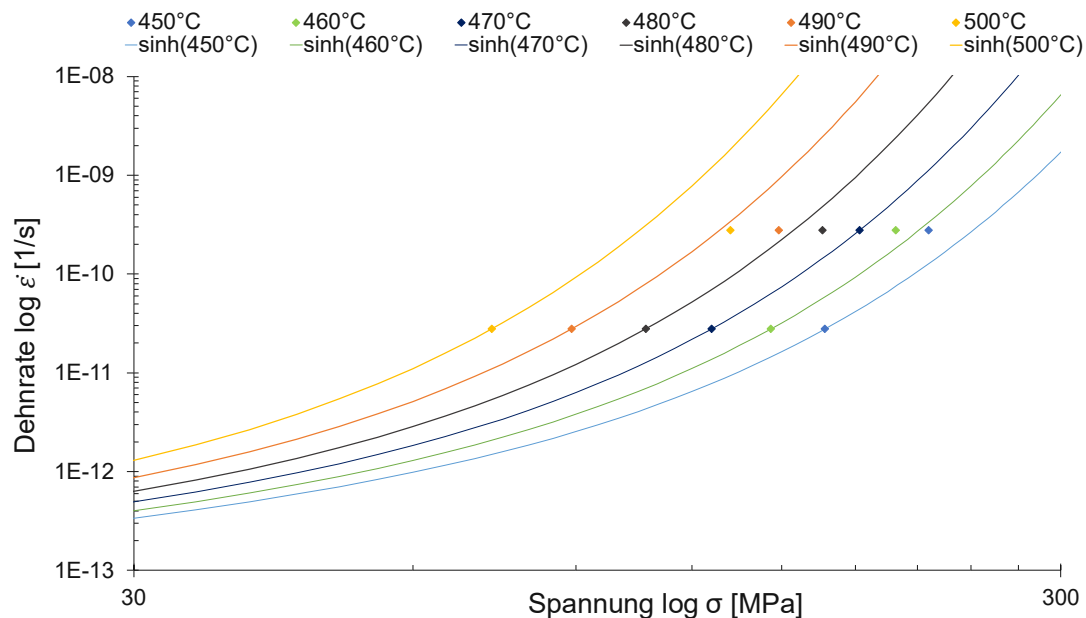


Abbildung 2.9: Kriechrate über Spannung bei verschiedenen Temperaturen mit konstantem C_1 und temperaturabhängigem $C_2(T)$ durch die 100.000 h Zeitdehngrenze in doppellogarithmischer Skalierung laut Gleichung (2.11)

In Abbildung 2.9 sieht man, dass sich das Kriechgesetz bei konstantem Koeffizienten C_1 bereits bei gering ändernder Temperatur schon deutlich von den Werkstoffkennwerten aus der Norm differenziert. Diese Tendenz wird mit steigender Abweichung von der Referenztemperatur immer deutlicher, sodass ein temperaturabhängiger Koeffizient C_2 nicht das gewünschte Ergebnis liefert und nicht weiter betrachtet wird.

Im Allgemeinen bewirkt die Änderung einer Konstante das Verschieben der Kurve entlang einer Achse. Wird C_1 variiert, so wird die Kurve entlang der Achse der Dehnrates, in Abbildung 2.9 entlang der Ordinate, verschoben. Eine Änderung der Konstante C_2 hat eine Verschiebung entlang der Spannungsachse zur Folge.

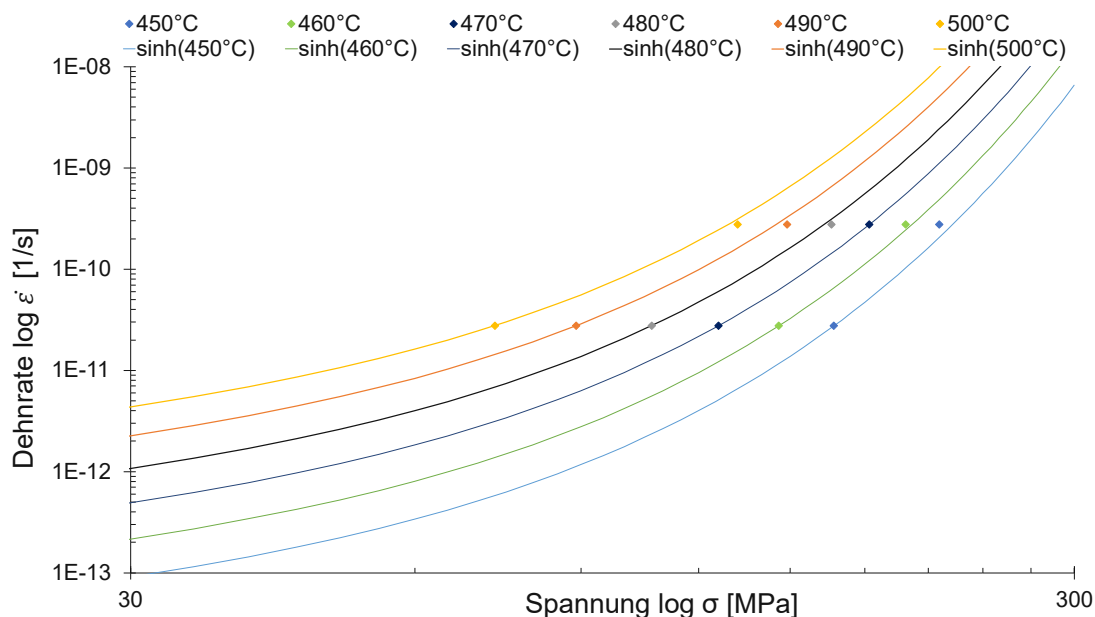


Abbildung 2.10: Kriechrate über Spannung bei verschiedenen Temperaturen mit konstantem C_2 und temperaturabhängigem $C_1(T)$ durch die 100.000 h Zeitdehngrenze in doppellogarithmischer Skalierung laut Gleichung (2.12)

In Abbildung 2.10 kann erkannt werden, dass die Werte aus der Werkstoffnorm und das berechnete Kriechgesetz bei einer Temperaturabhängigkeit der Konstante $C_1(T)$ gut übereinstimmen, jedoch, wie bereits erwähnt, die Kurve für Temperaturen unter der Referenztemperatur nicht auf der konservativen Seite liegt. Um dies zu beheben, wurde die Sinus-hyperbolicus-Kurve für Temperaturen über der Referenztemperatur durch die Zeitdehngrenzen bei 100.000 Stunden und für Temperaturen unter der Referenztemperatur durch die Zeitdehngrenzen bei 10.000 Stunden gelegt.

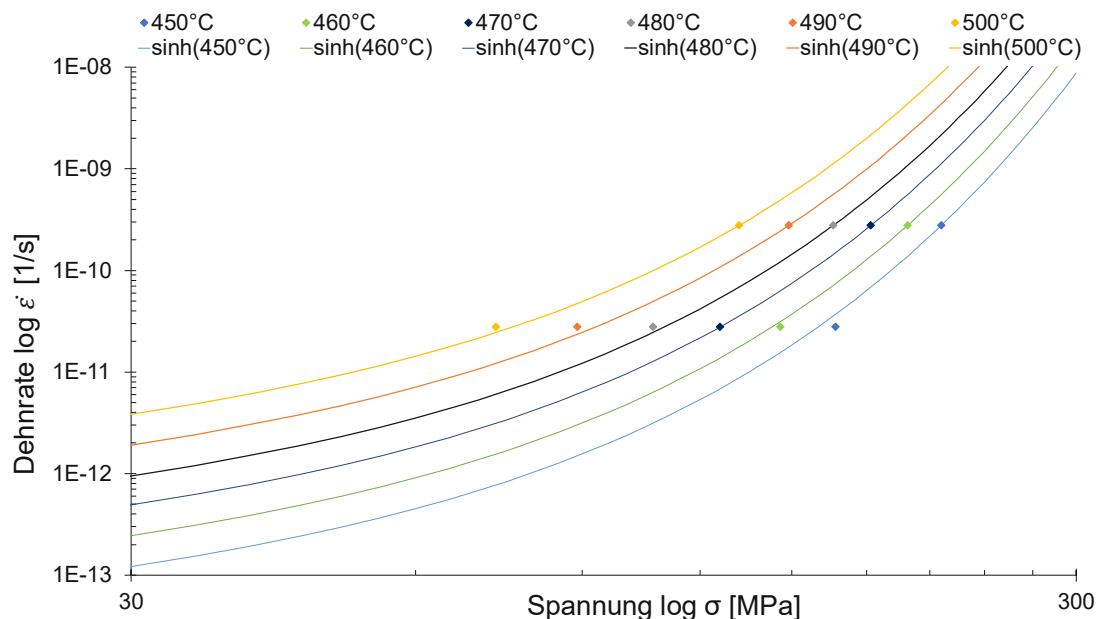


Abbildung 2.11: Kriechrate über Spannung bei verschiedenen Temperaturen mit konstantem C_2 und temperaturabhängigem $C_1(T)$ durch die 100.000 h und 10.000 h Zeitdehngrenze in doppellogarithmischer Skalierung laut Gleichung (2.12)

In Abbildung 2.11 sieht man, dass die letztendlichen Kurven nur marginal von den Werkstoffkennwerten abweichen und auf der konservativen Seite liegen. Für diesen Fall werden in weiterer Folge auch die Zwischentemperaturwerte kontrolliert.

Zwischentemperaturwerte, wenn beide Konstanten $C_1(T)$ und $C_2(T)$ temperaturabhängig definiert werden

Eine optimale Übereinstimmung zwischen Werten aus der Werkstoffnorm und dem Kriechgesetz erhält man natürlich, wenn beide Konstanten temperaturabhängig definiert werden und für jede Temperatur separat berechnet und im Finite-Elemente-Programm hinterlegt werden. Dies ist jedoch mit einem größeren Aufwand verbunden, da die Kriechkonstanten für viele Temperaturen berechnet werden müssen. Für diese Vorgehensweise muss überprüft werden, ob linear interpolierte Koeffizienten für Zwischentemperaturen auf der sicheren Seite liegen.

Dafür werden die Werkstoffkennwerte aus der Norm und die Konstanten für die Zwischentemperaturen 452,5 °C, 455 °C, 458 °C sowie für 492,5 °C, 495 °C, 498 °C (ersichtlich in Abbildung 2.12 und Abbildung 2.13) durch lineare Interpolation berechnet und auf ihre Genauigkeit untersucht (Tabelle A.10).

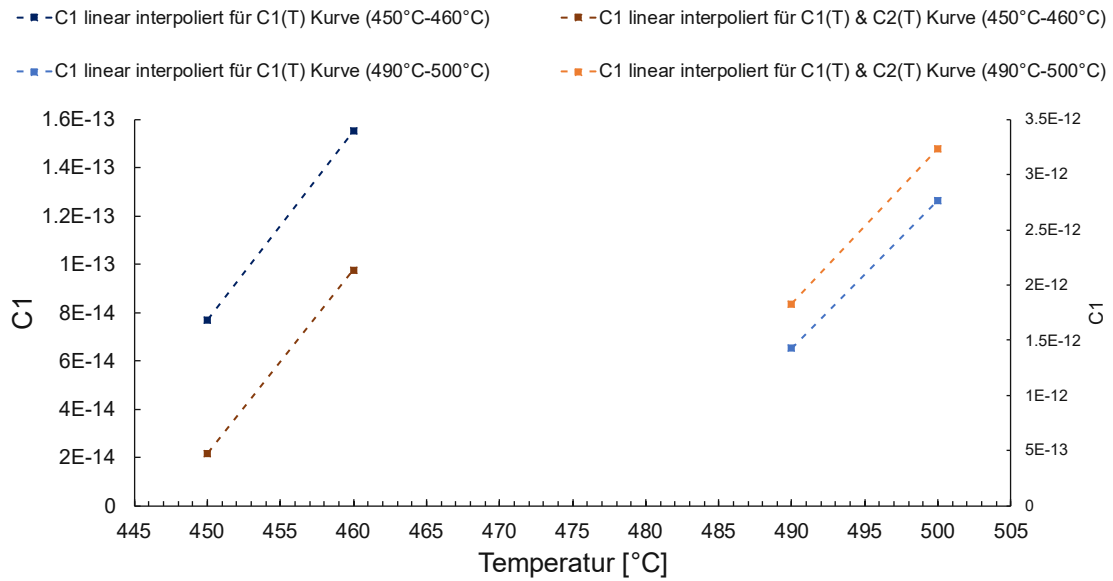


Abbildung 2.12: Linear interpolierter Kriechkoeffizient $C_1(T)$ für den Fall einer konstant gehaltenen Kriechkonstante C_2 und den Fall beider temperaturabhängiger Kriechkoeffizienten

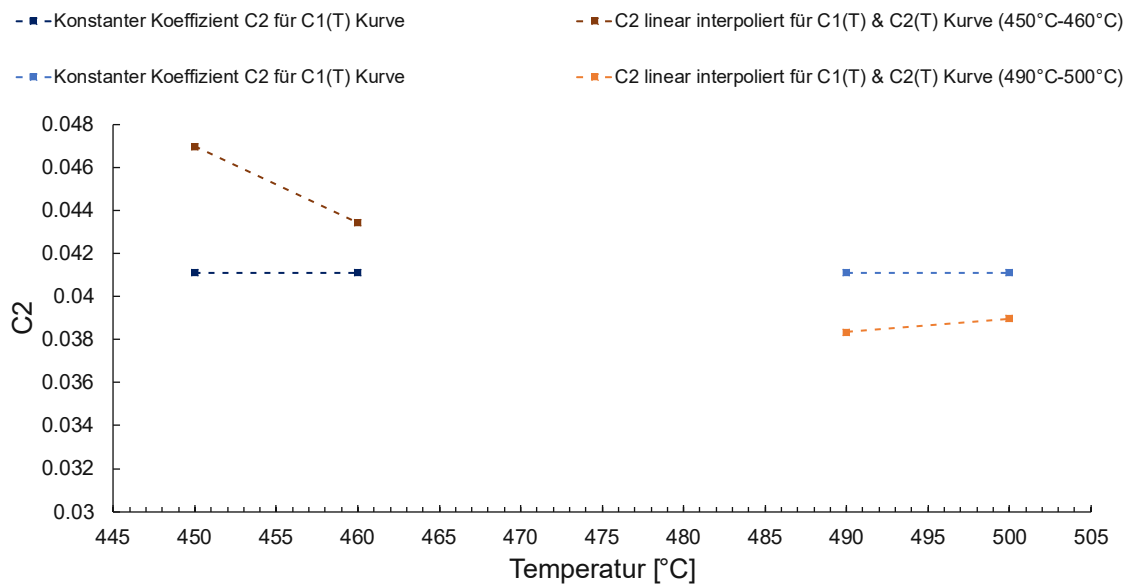


Abbildung 2.13: Linear interpolierter Kriechkoeffizient $C_2(T)$ für den Fall einer konstant gehaltenen Kriechkonstante C_2 und den Fall beider temperaturabhängiger Kriechkoeffizienten

Die in Abbildung 2.12 und Abbildung 2.13 ersichtlichen Kriechkonstanten werden in das Kriechgesetz eingesetzt und es werden die Sinus-hyperbolicus-Kurven gemäß Abbildung 2.14 und Abbildung 2.15 erhalten.

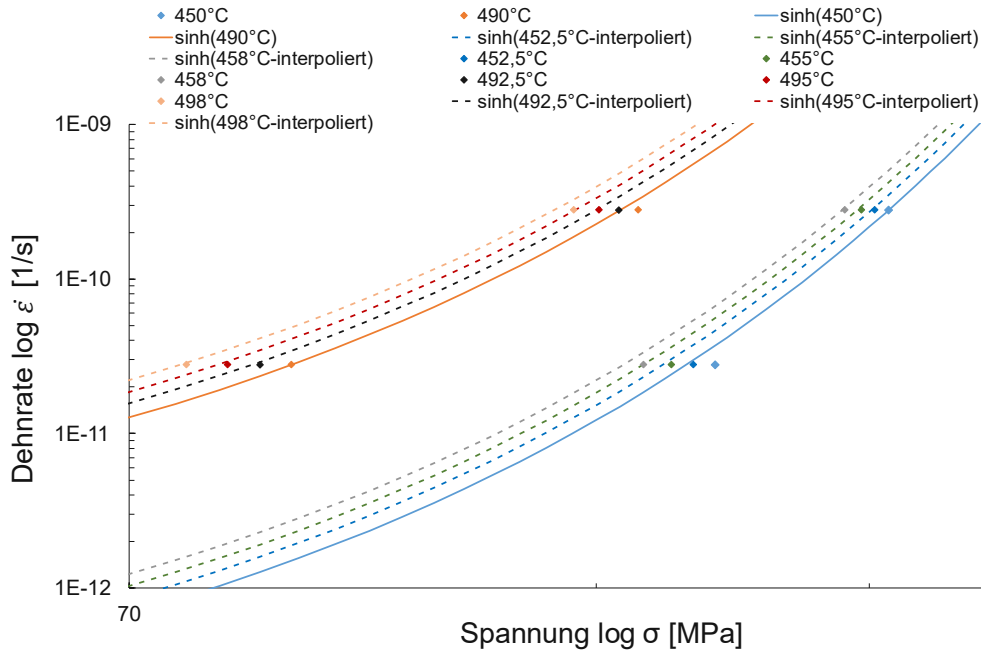


Abbildung 2.14: Übereinstimmung der Werkstoffkennwerte aus der Norm und dem Kriechgesetz bei $C1(T)$ im Zwischentemperaturbereich

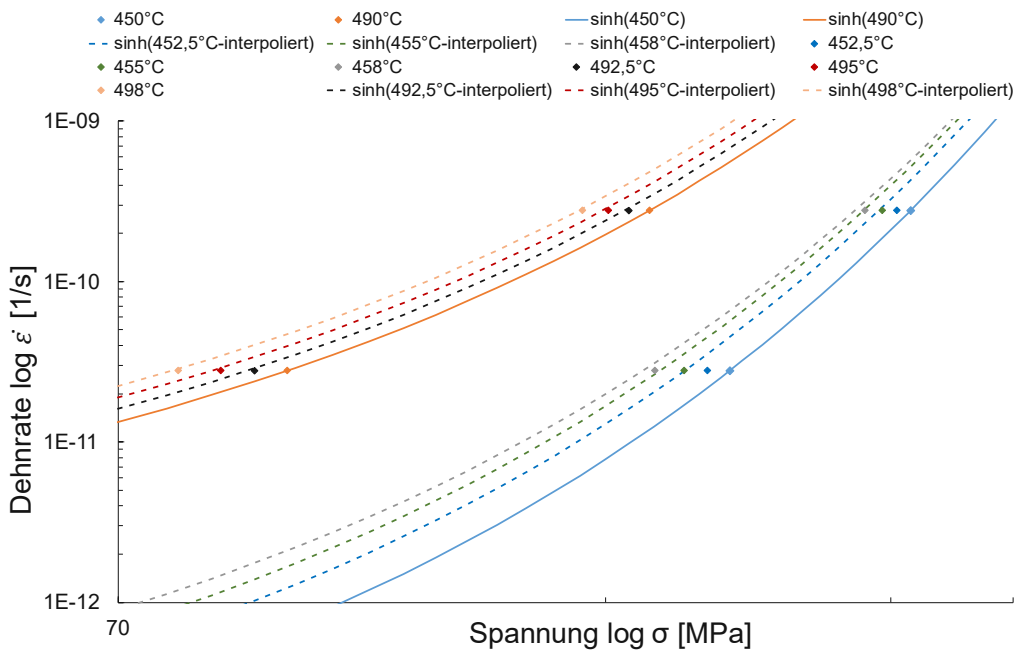


Abbildung 2.15: Übereinstimmung der Werkstoffkennwerte aus der Norm und dem Kriechgesetz bei $C1(T)$ & $C2(T)$ im Zwischentemperaturbereich

Wird Abbildung 2.14 mit Abbildung 2.15 verglichen, kann erkannt werden, dass eine Temperaturabhängigkeit beider Konstanten die beste Möglichkeit ist, die Temperatur in das Modell einzubringen, da das Kriechgesetz die Werkstoffkennwerte aus der Norm auch bei Zwischentemperaturwerten sehr gut abbildet.

2.5.1.2 Verifizierung der Implementierung des Kriechgesetzes in die Finite-Elemente-Analyse

Bei der Verifizierung der Nachweismethode wird das Kriechgesetz in die Finite-Elemente-Software implementiert und mit einem der kriechrelevanten Berechnungsnennspannung laut *Design by Formula* äquivalentem Druck belastet. Die Ergebnisse werden anschließend verglichen und auf Plausibilität beurteilt.

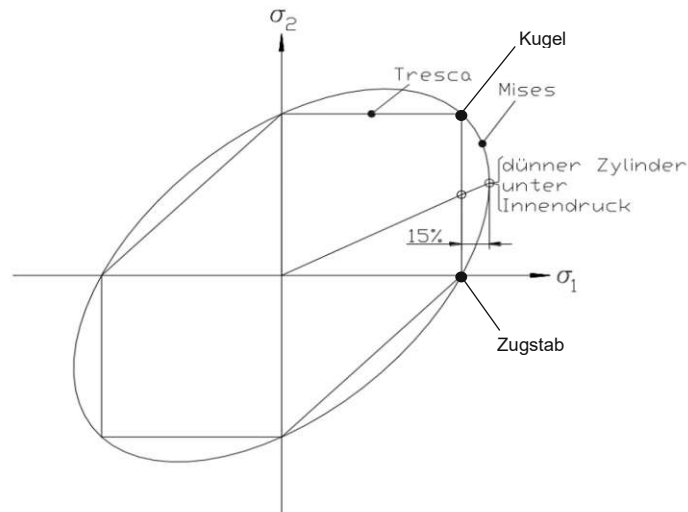


Abbildung 2.16: Tresca und von Mises Fließflächen

Die Auslegung mittels analytischer Formeln basiert auf den Traglastsätzen und damit auf der Tresca'schen Fließbedingung, die Finite-Elemente-Berechnungen beruhen hingegen auf der von Mises'schen Fließbedingung. Für einen systematischen Vergleich werden daher zunächst definierte Geometrien herangezogen, bei denen sich die Fließflächen nicht unterscheiden und folglich identische Ergebnisse zu erwarten sind. Darauf aufbauend werden Geometrien untersucht, bei denen sich die Fließflächen unterscheiden und die zu erwartenden Abweichungen abgeschätzt und begründet werden können.

Betrachtet man, wie in Abbildung 2.16 ersichtlich, unter der Annahme eines ebenen Spannungszustandes mit $\sigma_3 = 0$ die Mises'sche und die Tresca'sche Fließflächen, kann erkannt werden, dass diese in gewissen Schnittpunkten identisch sind und somit gleiche Ergebnisse liefern. Dies kommt vor, wenn neben σ_3 auch noch σ_1 oder σ_2 null ist, wie es beim einfachen Zugstab der Fall ist. Ebenfalls tritt dies auf, wenn σ_1 und σ_2 gleich groß sind. Dies zeigt sich bei einer Innendruck-belasteten dünnwandigen Kugelschale.

Um die Festlegung der Kriechdehngrenze über *Design by Formula* zu verifizieren, wird ein Werkstoff, 16Mo3, und eine Temperatur, 450 °C, festgelegt. Für diesen wird nach Kapitel 19 der EN13445-3 die Berechnungsnennspannung im Zeitstandbereich errechnet, nach Formel (2.21) der zugehörige Wert für die Kriechdehnung ermittelt und dann mit den Ergebnissen aus den Finite-Elemente-Modellen verglichen. Es werden ein Zugstab, eine Kugelschale und eine Zylinderschale modelliert und mit den berechneten Kriechdehnungen verglichen.

Das erste Modell ist ein einfacher Zugstab mit einem Durchmesser von 10 mm und einer Länge von 100 mm. Es ist zu erwarten, dass dieses Modell dieselben Kriechdehnungen liefert wie jene, die aus den nach Norm berechneten Spannungen resultieren, da sämtliche normativen Werkstoffkennwerte auf Zugversuchen unter einachsigen Spannungszustand basieren. Die Berechnungsnennspannung wird nach EN13445-3, Kapitel 19, ermittelt und als Zugbelastung auf einen eingespannten Stab aufgebracht (siehe Tabelle 2).

$$\underline{\varepsilon_{cr_DBF}} = \underline{2,171 \cdot 10^{-14} \cdot \sinh(0,0470 \cdot 155,33 \text{ MPa})} = 0,00698 \quad (2.32)$$

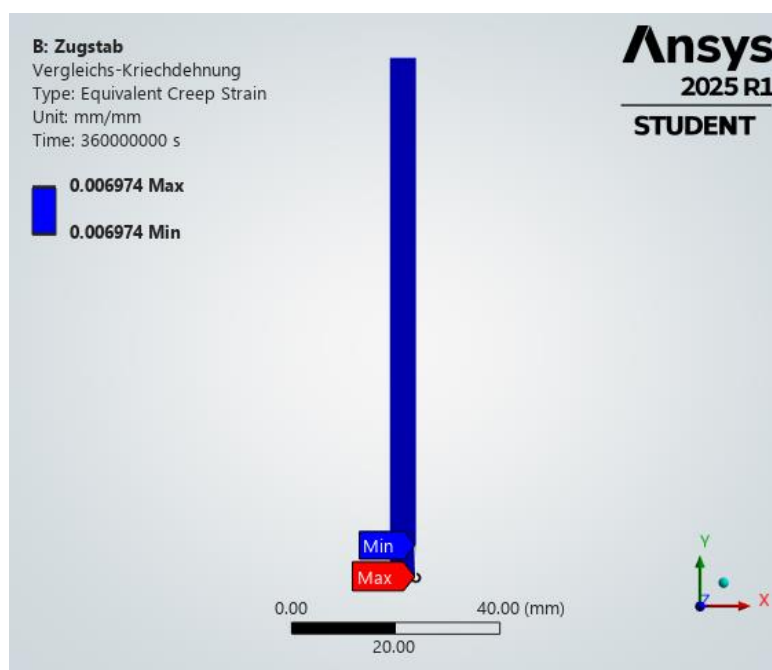


Abbildung 2.17: Vergleichskriechdehnung eines Zugstabes unter Zugbelastung äquivalent zur kriechrelevanten Berechnungsnennspannung

Tabelle 2: Kriechkonstanten, Berechnungsnennspannung und Vergleichskriechdehnungen des Zugstabes

C_1 [1]	C_2 [MPa ⁻¹]	f_{creep} [MPa]	ε_{cr_DBF} [1]	ε_{cr_Sim} [1]
$2,171 \cdot 10^{-14}$	0,0470	159,33	0,00698	0,00697

Wie in Abbildung 2.17 und Tabelle 2 ersichtlich, ergeben sich sowohl aus der Finite-Elemente-Berechnung als auch aus dem analytischen Einsetzen in die Formel dieselben Vergleichskriechdehnungen (siehe Formel (2.25)).

Als nächstes wird eine Kugelschale mit einem Nennaußendurchmesser von 100 mm und einer Dicke von 2 mm modelliert. Die Berechnungsnennspannung wird für dieses Modell zunächst nach EN13445-3, Kapitel 7.4.3, in einen maximal zulässigen Druck umgerechnet.

$$p_{max} = \frac{4 \cdot f_{creep} \cdot z \cdot e_a}{D_m} = \frac{4 \cdot 159,33 \text{ MPa} \cdot 1 \cdot 2 \text{ mm}}{98 \text{ mm}} = 13,007 \text{ MPa} \quad (2.33)$$

Aus den Ergebnissen der Simulation (ersichtlich in Abbildung 2.18 und Tabelle 3) kann erkannt werden, dass sich ein Verlauf der Vergleichskriechdehnung über die Schalendicke ergibt. Dies resultiert aus der Tatsache, dass die Radialspannungen entgegen den Annahmen nicht vollständig null sind. Es stellt sich eine mittlere Vergleichskriechdehnung von rund 0,00697 ein.

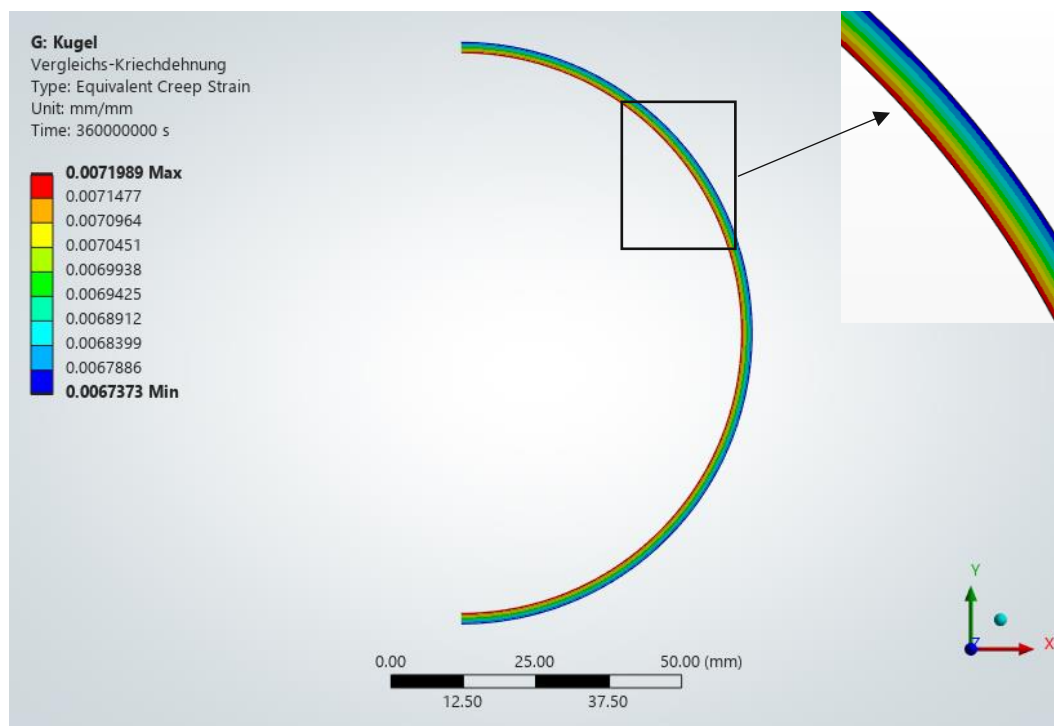


Abbildung 2.18: Vergleichskriechdehnung einer Kugelschale unter Belastung eines Innendruckes äquivalent zur kriechrelevanten Berechnungsnennspannung

Tabelle 3: Kriechkonstanten, Berechnungsnennspannung und Vergleichskriechdehnungen der Kugelschale

Kugelschale					
C_1 [1]	C_2 [MPa ⁻¹]	f_{creep} [MPa]	p_{max} [MPa]	ϵ_{cr_DBF} [1]	$\epsilon_{cr_Sim_min}$ [1]
$2,171 \cdot 10^{-14}$	0,0470	159,33	13,007	0,006975	0,006737

Aus Tabelle 3 sowie aus Abbildung 2.18 ist ersichtlich, dass die Simulation und die analytisch berechneten Kriechdehnungen an der Außenseite der Schale übereinstimmen.

Als letztes Modell wird eine Zylinderschale mit einem Nennaußendurchmesser von 2000 mm und einer Dicke von 2 mm modelliert und mit einem aus der Berechnungsnennspannung laut EN13445-3, Kapitel 7.4.2, folgenden Innendruck gemäß Formel (2.34) beaufschlagt.

$$p_{max} = \frac{2 \cdot f_{creep} \cdot z \cdot e_a}{D_m} = \frac{2 \cdot 159,33 \text{ MPa} \cdot 1 \cdot 2 \text{ mm}}{1998 \text{ mm}} = 0,319 \text{ MPa} \quad (2.34)$$

Des Weiteren wird die Zylinderschale gemäß Formel (3.2) mit einer Längsspannung von $\sigma_L = 79,51 \text{ MPa}$ beaufschlagt. Die Lasten und Randbedingungen sind in Abbildung 2.19 schematisch dargestellt.

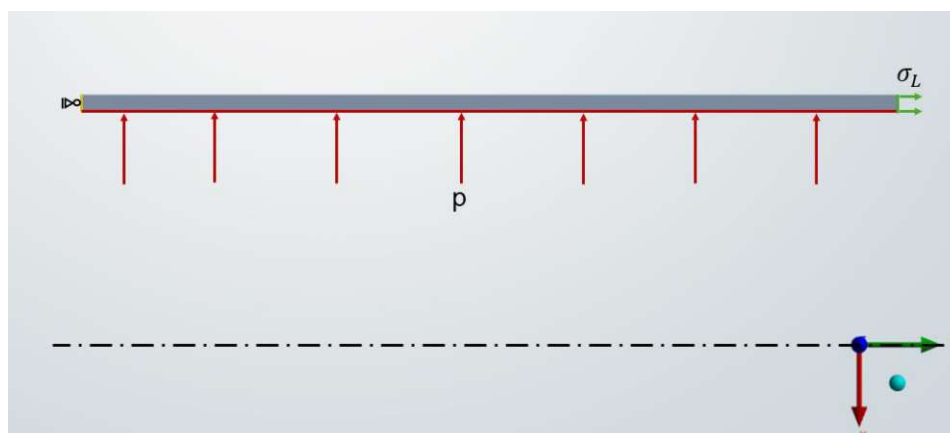


Abbildung 2.19: Aufgebrachte Lasten und Randbedingungen auf das Zylinderschalenmodell

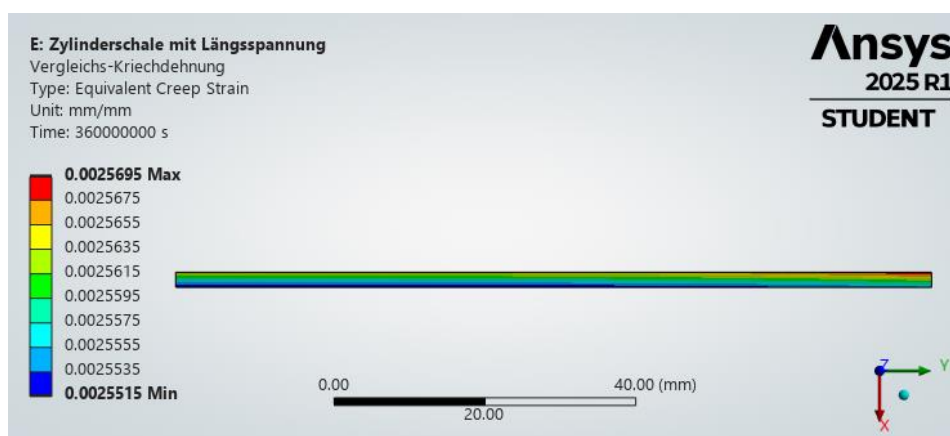


Abbildung 2.20: Vergleichskriechdehnung einer Zylinderschale unter Belastung eines Innendruckes äquivalent zur kriechrelevanten Berechnungsnennspannung

Tabelle 4: Kriechkonstanten, Berechnungsnennspannung und Vergleichskriechdehnungen der Zylinderschale

Zylinderschale					
C_1 [1]	C_2 [MPa^{-1}]	f_{creep} [MPa]	p_{max} [MPa]	ϵ_{cr_DBF} [1]	$\epsilon_{cr_Sim_min}$ [1]
$2,171 \cdot 10^{-14}$	0,0470	159,33	0,319	0,00698	0,00255

Wie auch schon bei der Kugelschale sieht man in Abbildung 2.20 einen Verlauf der Kriechdehnung über die Dicke. Der Unterschied zur Kugelschale ist jedoch, dass sich die einstellenden Kriechdehnungen bei der Zylinderschale deutlich von den

zu erwartenden Werten nach *DBF* unterscheiden. Wie anfangs erwähnt, ist der Grund dafür, dass die Auslegungsformeln der EN13445-3 auf Vergleichsspannungen nach Tresca beruhen und das Finite-Elemente-Programm von Mises Vergleichsspannungen in das hinterlegte Kriechgesetz einsetzt (siehe Gleichungen (2.35) und (2.36)).

$$\underline{\varepsilon_{cr_DBF}} = C_1 \cdot \sinh(C_2 \cdot \sigma_{eq,Tresca}) \quad (2.35)$$

$$\underline{\varepsilon_{cr_Sim}} = C_1 \cdot \sinh(C_2 \cdot \sigma_{eq,Mises}) \quad (2.36)$$

Um diesen Umstand entgegenzuwirken, kann ein Faktor γ_{Mises} zur Angleichung der Fließflächen eingebracht werden. Dieser Faktor ist abhängig davon, auf welche nach *DBF* ausgelegte Struktur die Bewertungsmethode kalibriert werden soll. Für eine Zylinderschale wird gemäß EN13445-3, Anhang B, $\gamma_{Mises} = \frac{\sqrt{3}}{2}$ herangezogen. Wird für das Beispiel der Zylinderschale mit den Parametern aus Tabelle 4 die kriechrelevante Berechnungsnennspannung f_{creep} mit γ_{Mises} multipliziert und in das Kriechgesetz eingesetzt, so erhält man gemäß Formel (2.37) eine Kriechdehnung von 0,00256, was jener Kriechdehnung aus der Simulation in Abbildung 2.20 entspricht.

$$\underline{\varepsilon_{creep,corr}} = C_1 \cdot \sinh(C_1 \cdot \gamma_{Mises} \cdot f_{creep}) = 0,00256 \quad (2.37)$$

Zusammengefasst kann gesagt werden, dass bei Geometrien, bei denen die in Abbildung 2.16 dargestellten Fließflächen zusammenfallen, wie beim Zugstab oder der Kugelschale, *DBF* und die Finite-Elemente-Simulation dieselben Kriechdehnungen liefern. Bei Geometrien, wie der Zylinderschale, bei denen sich die Vergleichsspannungen um bis zu 15 % unterscheiden, ergibt sich durch die Nichtlinearität des Kriechgesetzes eine Abweichung der resultierenden Kriechdehnungen von rund 37 %. Wird bei der Bewertung auf die konservative Zylinderschale kalibriert, so muss ein Faktor $\gamma_{Mises} = \frac{\sqrt{3}}{2}$ bei der Berechnungsnennspannung herangezogen werden. Bei Kalibrierung auf eine Kugelschale oder einen Zugstab kann γ_{Mises} gleich eins gesetzt werden. Allgemein kann aus den durchgeführten Simulationen erkannt werden, dass das Kriechgesetz für eine konstante, stationäre Temperatur richtig in die Finite-Elemente-Software eingebettet ist und dadurch nachvollziehbare Ergebnisse erzielt werden.

3 Genereller Beispielaufbau

In den folgenden Unterkapiteln wird der Aufbau der behandelten Beispiele erläutert und es werden für alle Beispiele allgemein geltende Angaben und Definitionen zusammengefasst. Sämtliche Werkstoffkennwerte, die in den Beispielen benötigt werden, sind im Anhang A tabelliert.

3.1 Problemstellung

In diesen jeweiligen Unterkapiteln wird in das behandelnde Beispiel eingeführt. Dabei werden die Ausgangssituation sowie die Lastverläufe veranschaulicht, beschrieben und Parallelen zu möglichen Szenarien in der Realität geknüpft.

3.2 Geometrie

Hier werden die zugrunde liegenden Geometrien beschrieben. Die Geometrie der Beispiele wird ausgehend von der jeweiligen Konstruktionszeichnung in ANSYS® mittels *DesignModeler* erstellt. Zu beachten ist, dass es sich bei den Wanddicken um Berechnungswanddicken e_a handelt und diese somit nicht eins zu eins von der Konstruktionszeichnung übernommen werden können. Die Berechnungswanddicken e_a erhält man gemäß Gleichung (3.1) nach Abzug der Wanddickentoleranz δ_e sowie des Korrosionszuschlages c von der Nennwanddicke e_n . Werte für Korrosionszuschläge sind nicht fest vorgeschrieben, sondern auf Basis von Erfahrungen und Betriebsbedingungen zu wählen. Die Wanddickentoleranzen sind, je nach vorliegender Erzeugnisform, für Rohre aus den Normen EN10216-2 und EN10216-5 und für gewalzte Bleche aus der EN10029 zu entnehmen [9], [29], [30], [31].

$$e_a = e_n - \delta_e - c \quad (3.1)$$

3.3 Eingabeparameter und Modellaufbau

In diesem Kapitel werden die für die Berechnung nötigen Eingabeparameter sowie der Modellaufbau in ANSYS® erläutert. Im Allgemeinen sind alle drei Modelle als rotationssymmetrische, zweidimensionale Modelle definiert. Für die spätere Analyse müssen einerseits die temperaturabhängigen physikalischen Werkstoffkennwerte nach EN13445-3, Anhang O, ermittelt werden, andererseits die Kriechkonstanten mit Hilfe des Gleichungssystems nach (2.27) und (2.28)

berechnet und in der Werkstoffdefinition in ANSYS® hinterlegt werden. Die nach EN13445-3, Anhang O, berechneten temperaturabhängigen Werkstoffparameter – Dichte, Elastizitätsmodul sowie Wärmeleit- und Wärmeausdehnungskoeffizienten – sind im Anhang A (Tabelle A.1 - Tabelle A.4) ersichtlich. Wie bereits im Aufstellen der Nachweismethode in Kapitel 2.4 erwähnt, wird ein linearelastisches-idealplastisches Werkstoffgesetz mit entsprechendem Kriechgesetz verwendet, bei dem als Fließgrenze für ferritische Werkstoffe die Mindest-0,2%-Dehngrenze $R_{p0,2\%,T}$ und für austenitische Werkstoffe die 1%-Dehngrenze $R_{p1\%,T}$ mit einem Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_R=1$ herangezogen wird [1], [9].

Um das Modell aufzusetzen und berechnen zu können, muss die Geometrie vernetzt werden und anschließend Lasten sowie die Randbedingungen definiert werden. Neben den Druck- und Temperaturalasten, die in Abhängigkeit des Prozessverlaufs auf das Modell wirken, muss die Längsspannung nach Formel (3.2) berechnet und ebenfalls auf das Modell aufgebracht werden.

$$\sigma_L = \frac{p_i \cdot d_i^2}{d_A^2 - d_i^2} \quad (3.2)$$

In Formel (3.2) ist p_i der Innendruck und d_A und d_i sind der Berechnungsaußen- und -innendurchmesser.

Für alle Beispiele ist das Sinus-hyperbolicus-Kriechgesetz gemäß Gleichung (2.26) hinterlegt. Die Konstanten C_1 und C_2 werden anhand des Gleichungssystems (Formel (2.27) und (2.28)) zwischen den Zeitdehngrenzen bei $R_{p1\%,T,10.000h}$ bei 10.000 Stunden und $R_{p1\%,T,100.000h}$ bei 100.000 Stunden bestimmt.

$$\text{I.} \quad \dot{\epsilon}_{cr,10.000h} = C_1 * \sinh (C_2 * R_{p1\%,T,10.000h}) \quad (3.3)$$

$$\text{II.} \quad \dot{\epsilon}_{cr,100.000h} = C_1 * \sinh (C_2 * R_{p1\%,T,100.000h}) \quad (3.4)$$

Die Konstanten C_1 und C_2 werden in folgendem metrischen Einheitssystem im Kriechgesetz in ANSYS® hinterlegt:

- Masse [t]
- Länge [mm]
- Zeit [s]
- Temperatur [°C]

Daraus ergeben sich die Einheiten der beiden Kriechkonstanten:

- C_1 [1]
- C_2 [MPa⁻¹]

Bei den Beispielen der Kugel-Stutzen-Verbindung aus Kapitel 4.1 und des Doppelrohr-Wärmetauschers aus Kapitel 4.2 wird von einer langsamen, quasistatischen Druck- und Temperaturänderung ausgegangen, sodass sowohl eine statische Temperatur- als auch Strukturanalyse durchgeführt wird. Diese werden dann gekoppelt, indem die Temperaturverteilung aus der thermischen Analyse in die Strukturanalyse übernommen wird (einseitige Kopplung). Die Rohrverbindung hingegen erfährt einen Thermoschock, wodurch eine transiente Temperaturanalyse benötigt wird [1].

3.4 Analyse und Ergebnisse

In allen drei Beispielen wird einmal der stationäre Fall mit konstantem Druck und konstanter Temperatur für 100.000 Stunden berechnet und ausgewertet. Danach wird der tatsächliche Lastverlauf für 10.000 Stunden simuliert. Da man mit höherer Zeit einen im Mittel linearen Anstieg der Kriechdehnung erkennen kann, kann durch lineare Extrapolationen auf die Vergleichskriechdehnungen nach 100.000 Stunden geschlossen werden und somit Rechenkapazität eingespart werden.

3.5 Bewertung

Für den Kriechdehnnachweis der Analyse wird die in Kapitel 2.4.1 beschriebene Nachweismethode verwendet. Bei jedem Beispiel werden einerseits die Struktur und andererseits die Bewertungspunkte gemäß Formel (2.20) auf Rückkriechen überprüft. Die Kriechdehngrenzen werden mit Hilfe der zulässigen Spannungen aus der EN13445-3, Abschnitt 19, nach Kapitel 2.4.1.2 berechnet. Die maximale kriechrelevante Berechnungsnennspannung wird nach Formel (2.21) bzw. (2.22) für eine Betriebszeit von 100.000 Stunden und der entsprechenden Werkstofftemperatur errechnet und in das verwendete Kriechgesetz (Gleichung (2.24)) eingesetzt. Die daraus resultierende Kriechdehngrenze errechnet sich wie folgt:

$$\varepsilon_{grenz} = \dot{\varepsilon}_{cr}(f_{creep_corr}) \cdot t_{100.000h} \quad (3.5)$$

Die Grenzkriechdehnung nach *DBF* ist auf einen Zugstab kalibriert, woraus sich die Beziehung laut Formel (3.6) ergibt.

$$f_{creep_corr} = f_{creep} \quad (3.6)$$

Zur Bewertung wird die Grenzkriechdehnung für jeden Werkstoff separat ermittelt. Um auf der sicheren Seite zu bleiben, wird die Grenzkriechdehnung für mehrere im Prozess auftretende Temperaturen berechnet, wobei die kleinste daraus resultierende Grenzkriechdehnung für die Bewertung herangezogen wird. Die letztendliche Duktilitätserschöpfung wird mit Formel (2.19) berechnet. Es werden somit komponentenweise für jeden Lastfall die akkumulierte Vergleichskriechdehnung aus der Simulation und eine analytisch berechnete Grenzkriechdehnung durch Einsetzen der kriechrelevanten Berechnungsnennspannung in das vorliegende Kriechgesetz ins Verhältnis gesetzt. Im Beispiel der Rohrverbindung in Kapitel 4.3 treten lokal hohe Kriechdehnungen auf. In diesem Fall wird schematisch die Extrapolation der Dehnung an den Bewertungspunkten gezeigt.

3.6 Vergleich der Ergebnisse mit vorangegangenen Arbeiten

Für die in der vorangegangenen Arbeit [1] untersuchten Beispiele der Kugel-Stutzen-Verbindung und des Doppelrohr-Wärmetauschers werden die Ergebnisse der Bewertungen gegenübergestellt. Dabei erfolgt ein Vergleich einerseits anhand der Auslastungen und andererseits anhand der Vergleichskriechdehnungen. Bei der Gegenüberstellung der Vergleichskriechdehnungen muss beachtet werden, dass in [1], im Gegensatz zu dieser Arbeit, die Kriechkonstanten des Norton'schen Kriechgesetzes unter Verwendung eines Teilsicherheitsbeiwerts γ_R von 1,25 auf die Zeitdehngrenzen $R_{p1\%,T,t}$ bestimmt wurden. Darüber hinaus basiert die in [1] angewandte Bewertungsmethode auf dem Referenzspannungskonzept, bei dem das Norton'sche Kriechgesetz durch eine ermittelte Referenzspannung gelegt wurde. Ein direkter Vergleich der Vergleichskriechdehnungen ist daher im Allgemeinen nicht konsistent. Es wird dennoch indirekt versucht die Vergleichskriechdehnungen gegenüberzustellen. Eine genauere Begründung und nähere Erläuterungen zu den angewandten Methoden finden sich in den jeweiligen Beispielbeschreibungen.

4 Anwendung der Bewertungsmethode mit dem Sinus-hyperbolicus-Kriechgesetz auf Beispiele

In den Diplomarbeiten [22] und [1] wurden bereits analytische Zuverlässigkeitsnachweise für das Kriechen mit dem Norton'schen Kriechgesetz durchgeführt. In den Kapiteln 4.1 und 4.2 werden diese bereits vorhandenen Modelle aus der Diplomarbeit [1] auf ein Sinus-hyperbolicus-Kriechgesetz adaptiert und mit der in Kapitel 2.4 beschriebenen Methode ausgewertet. Die Beispiele in den vorhergehenden Arbeiten werden schrittweise in ihrer Komplexität gesteigert. Im Folgenden wird vom Stand mit der höchsten Komplexität ausgegangen, also jenem Fall, der verschiedene Werkstoffe sowie Lastwechsel beinhaltet. Des Weiteren wird in Kapitel 4.3 ein neues Beispiel erstellt und ausgewertet [1], [22].

4.1 Kugel-Stutzen-Verbindung

Wie erwähnt, wurde die Kugel-Stutzen-Verbindung schon als exemplarisches Beispiel in [22] und als Weiterführung in [1] vorgestellt. In beiden Fällen liegt das Norton'sche Kriechgesetz zugrunde, wobei in [22] die Kriechnachweise gemäß EN 13445-3, Anhang B, erbracht wurden und in [1] eine eigene Bewertungsmethode des Kriechdehnnachweises erörtert und angewandt wurde.

4.1.1 Problemstellung

Bei dem Beispiel handelt es sich um einen Stutzen, der zuerst durch eine V-Naht mit einer dickwandigen Verstärkung verschweißt und dann mit einer Doppel-H-V-Naht in eine Kugelschale eingeschweißt ist (siehe Abbildung 4.1).

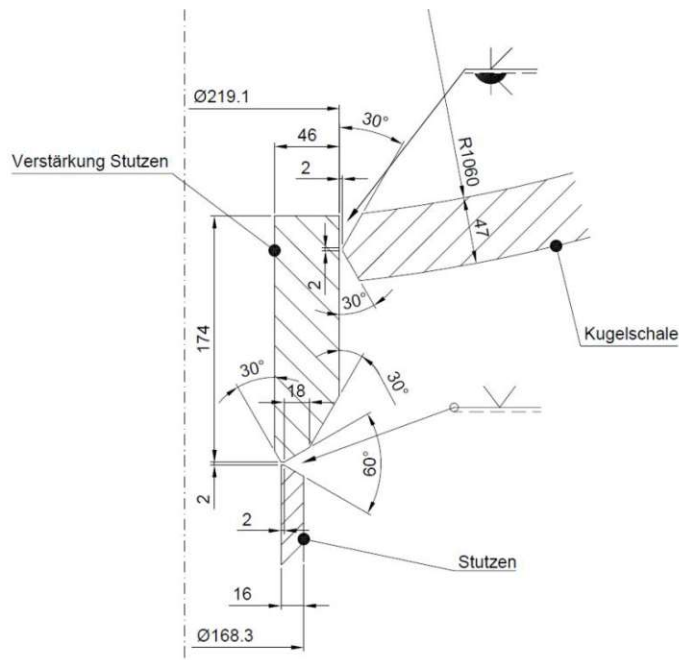


Abbildung 4.1: Konstruktionszeichnung der Kugel-Stutzen-Verbindung [1], [22]

Bei der Kugel-Stutzen-Verbindung werden drei Lastfälle definiert. Einmal der stationäre Lastfall mit einem Innendruck von 8 MPa und einer konstanten Temperatur von 475 °C auf Stutzen und Schale. Des Weiteren wird ein Lastfall mit einer kalten Einspritzung und ein Grenzbetrieb bei einem Druck von 8,5 MPa und einer Temperatur von 480 °C berücksichtigt. Die Einspritzung erfolgt dabei sehr langsam, sodass es als quasistatischer Vorgang, bei dem der Innendruck konstant bleibt und sich lediglich eine Temperaturänderung auf 415 °C im Stutzen ergibt, angenommen werden kann. Der zeitliche Last- und Temperaturverlauf eines Betriebszyklus ist in Abbildung 4.2 zu sehen [1], [22].

Tabelle 5: Übersicht der Lastfälle der Kugel-Stutzen-Verbindung [1]

Lastfall	k	p_i [MPa]	T_{Schale} [°C]	$T_{Stutzen}$ [°C]
stationärer Betrieb	1	8,00	475 °C	475 °C
Einspritzung	2	8,00	475 °C	415 °C
Grenzbetrieb	3	8,50	480 °C	480 °C

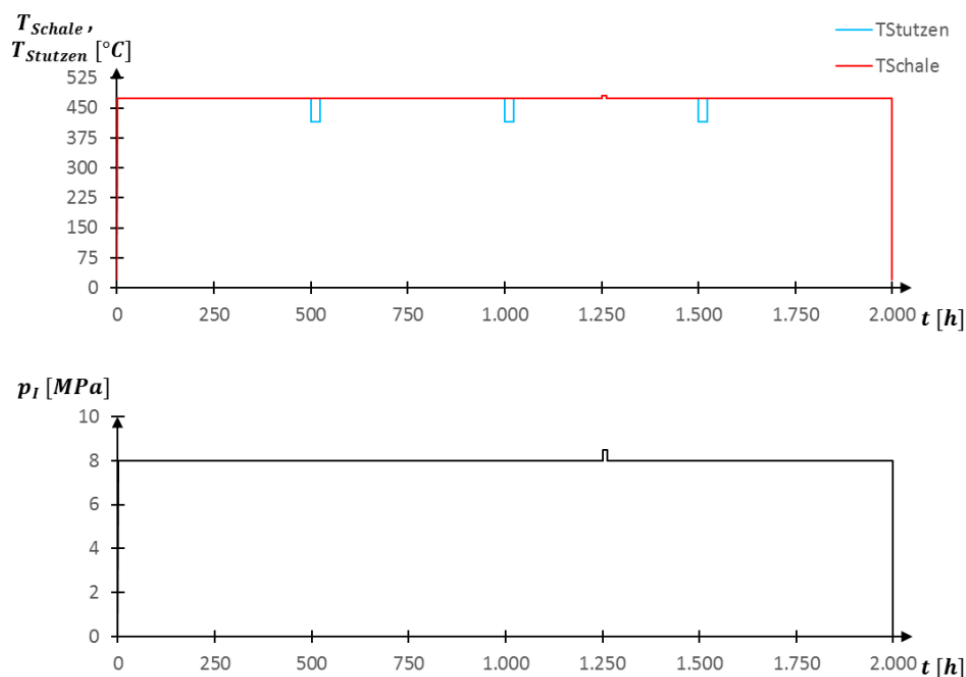


Abbildung 4.2: Last- und Temperaturverlauf eines Belastungszyklus der Kugel-Stutzen-Verbindung [1]

Der stationäre Betriebszyklus mit einer Dauer von 2.000 Stunden wird dreimal durch Einspritzphasen von jeweils 24 Stunden unterbrochen. Zusätzlich wird pro Zyklus ein einmaliger Grenzbetrieb mit einer Dauer von 12 Stunden angenommen. Die Übergänge zwischen den einzelnen Lastfällen erfolgen unmittelbar und werden mit einer Dauer von einer Sekunde festgelegt. Als Vereinfachung wird, in Übereinstimmung mit [1], ein quasistationärer Übergang angenommen, um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse sicherzustellen. Das An- und Abfahren wird mit je einer Stunde festgelegt. Insgesamt wird dieser Betriebszyklus 50-mal durchfahren, sodass sich eine Lebensdauer von 100.000 Stunden ergibt [1], [22].

4.1.2 Geometrie

Bei der Geometrie für die Kugel-Stutzen-Verbindung wird die Rotationssymmetrie um die y -Achse ausgenutzt, sodass nur eine Hälfte der Geometrie gezeichnet werden muss. Wie in den Details in Abbildung 4.3 zu sehen ist, werden die Übergänge bei den Schweißnähten abgerundet, um Spannungsspitzen und Singularitäten zu vermeiden [1].

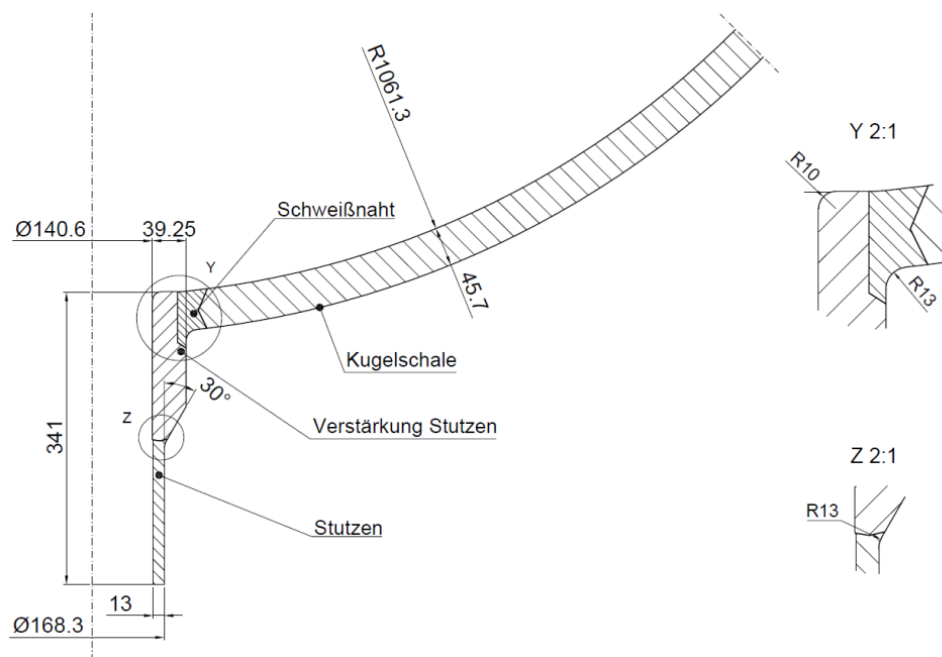


Abbildung 4.3: Modellgeometrie der Kugel-Stutzen-Verbindung [1]

4.1.3 Eingabeparameter und Modellaufbau

Die notwendigen Eingabewerte für die Kugel-Stutzen-Verbindung können in zwei Teile eingeteilt werden: Einerseits die Werkstoffkennwerte außerhalb des Zeitstandbereichs, andererseits jene Werte, die für die Kriechanalyse notwendig sind. Für die Kriechanalyse sind die aus den Zeitdehngrenzen berechneten Kriechkonstanten nötig.

4.1.3.1 Werkstoffkennwerte: Kugel-Stutzen-Verbindung

Wie in Tabelle 6 ersichtlich, setzt sich die Kugel-Stutzen-Verbindung aus drei Komponenten unterschiedlicher Materialien zusammen: dem Stutzenrohr aus 16Mo3, einer Verstärkung aus 11CrMo9-10+QT und der Kugelschale aus 10CrMo9-10. Die Werkstoffe fallen in die Werkstoffgruppen 1.2 und 5.2. Die physikalischen Eigenschaften sind dementsprechend aus Tabelle A.1 bis Tabelle A.4 zu entnehmen.

Tabelle 6: Übersicht der Werkstoffe der Kugel-Stutzen-Verbindung [1]

Komponente	Werkstoff	Werkstoffgruppe	Werkstoffnorm
Stutzenrohr	16Mo3	1.2	EN10216-2
Verstärkung	11CrMo9-10+QT	5.2	EN10216-2
Kugelschale	10CrMo9-10	5.2	EN10028-2

In Abbildung 4.1 ist ersichtlich, dass die Komponenten miteinander verschweißt sind. Die V-Naht, die Stutzen und Verstärkung verbindet, wird wegen geringerer Bedeutung nicht separat modelliert, sondern dem schwächeren Material, dem 16Mo3 des Stutzens, aufgeschlagen. Für die modellierte Doppel-HV-Naht, die die Kugelschale und Verstärkung verbindet, wird gemäß EN13445-3, Anhang B, für das zeitunabhängige Materialverhalten eine 80%-ige Festigkeit des schwächeren Grundwerkstoffes als Fließgrenze verwendet. Zur Bestimmung der Kriechkonstanten des verwendeten Kriechgesetzes für die Schweißnaht werden analog um 20 % verminderte Kriechdehngrenzen des kriechkritischeren Werkstoffes verwendet. Sowohl für das zeitunabhängige Materialverhalten als auch für das Kriechverhalten ist dies der Werkstoff der Kugelschale (10CrMo9-10). Die Werkstoffkennwerte aus den Normen nach Tabelle 6 sind im Anhang A in Tabelle A.6 bis Tabelle A.9 aufgelistet.

4.1.3.2 Kriechkonstanten: Kugel-Stutzen-Verbindung

Die Kriechkonstanten werden nach den Formeln (2.28) und (2.29) mit den Zeitdehngrenzen ($\gamma_R = 1$) aus der Werkstoffnorm (Tabelle A.8) für die jeweiligen Temperaturen bestimmt und sind in Tabelle 7 ersichtlich.

Tabelle 7: Berechnete Kriechkonstanten für die Kugel-Stutzen-Verbindung

Komponente: Werkstoff	Kugelschale: 10CrMo9-10		Verstärkung: 11CrMo9-10+QT		Stutzen: 16Mo3		Schweißnaht: 80% 10CrMo9-10	
Kriechkonstanten für Spannungen in MPa								
Lastfall 1- Stationär								
Temperatur	C ₁	C ₂	C ₁	C ₂	C ₁	C ₂	C ₁	C ₂
475 °C	1,34·10 ⁻¹³	4,39·10 ⁻²	1,34·10 ⁻¹³	4,39·10 ⁻²	5,23·10 ⁻¹³	4,00·10 ⁻²	1,34·10 ⁻¹³	5,48·10 ⁻²
Kriechkonstanten für Spannungen in MPa								
Lastfall 2- Einspritzung								
Temperatur	C ₁	C ₂	C ₁	C ₂	C ₁	C ₂	C ₁	C ₂
415 °C	7,39·10 ⁻¹³	2,11·10 ⁻²	7,39·10 ⁻¹³	2,11·10 ⁻²	7,47·10 ⁻¹⁸	6,58·10 ⁻²	7,39·10 ⁻¹³	2,64·10 ⁻²
450 °C	3,17·10 ⁻¹³	3,11·10 ⁻²	3,17·10 ⁻¹³	3,11·10 ⁻²	2,17·10 ⁻¹⁴	4,70·10 ⁻²	3,17·10 ⁻¹³	3,89·10 ⁻²
480 °C	1,40·10 ⁻¹³	4,61·10 ⁻²	1,40·10 ⁻¹³	4,61·10 ⁻²	8,54·10 ⁻¹³	3,90·10 ⁻²	1,40·10 ⁻¹³	5,76·10 ⁻²

Es werden die Kriechkonstanten für die wesentlichen Temperaturen, die durch die Lastfälle entstehen, bestimmt und in der Werkstoffdefinition in ANSYS® hinterlegt.

4.1.3.3 Modellaufbau: Kugel-Stutzen-Verbindung

Als Vernetzung bei der Kugel-Stutzen-Verbindung wird ein sich über das gesamte Bauteil erstreckendes Netz mit einer Feinheit von 8 mm gewählt. Zusätzlich werden Netzverfeinerungen von 1 mm an der Innenkante des Stutzens sowie an der Außenkante, an der Schweißnaht, hinzugefügt, um die kritischen, hochbelasteten Punkte genauer analysieren zu können. Die aufgebrachten Randbedingungen für den stationären Betrieb sind in Abbildung 4.4 ersichtlich. Die Längsspannung ist von der konstant bleibenden Geometrie und vom herrschenden Druck während der unterschiedlichen Lastfälle abhängig und kann mittels Formel (3.2) berechnet werden, wie in Tabelle 8 ersichtlich [1].



Abbildung 4.4: Aufgebrachte Lasten und Randbedingungen der Kugel-Stutzen-Verbindung

Tabelle 8: Drücke und Längsspannungen für die Lastfälle der Kugel-Stutzen-Verbindung [1]

Lastfall	k	Herrschender Druck p_i [MPa]	Längsspannung σ_L [MPa]
Stationärer Lastfall	1	8,00	20,06
Einspritzung	2	8,00	20,06
Grenzbetrieb	3	8,50	21,31

4.1.4 Analyse und Ergebnisse

Aus den Lastfällen ergeben sich zwei unterschiedliche Betrachtungen: Einerseits der stationäre Lastfall, bei dem die Betriebsbedingungen für 100.000 Stunden herrschen und andererseits der Fall der stationären Einspritzung, bei dem kaltes Medium über das Stutzenrohr injiziert wird. In Abbildung 4.5 sieht man die Temperaturverteilung, die sich während einer Einspritzung in der Kugel-Stutzen-Verbindung einstellt und in Abbildung 4.6 die sich daraus einstellenden Wärmespannungen aus einer Rechnung mit linearelastischem Werkstoffgesetz. Da während dem stationären Betrieb keine Temperaturdifferenzen entstehen und alle verwendeten Werkstoffe dieselben physikalischen Eigenschaften vorweisen, treten im stationären Betrieb keine Wärmespannungen auf.

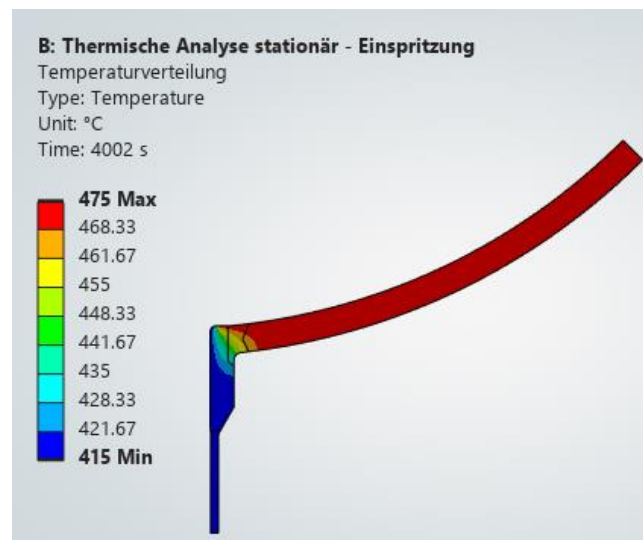


Abbildung 4.5: Temperaturverteilung in der Kugel-Stutzen-Verbindung während der Einspritzung

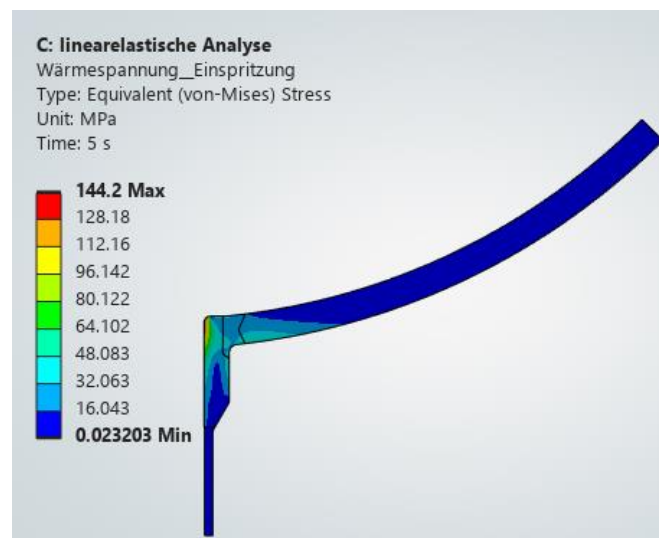


Abbildung 4.6: Wärmespannungen in der Kugel-Stutzen-Verbindung während der Einspritzung

Stationärer Betrieb:

Wie in Abbildung 4.7 ersichtlich, ergeben die Analysen, dass die maximale Vergleichskriechdehnung bei stationärem Betrieb in der Schweißnaht mit einem Wert von 0,0079 liegt.

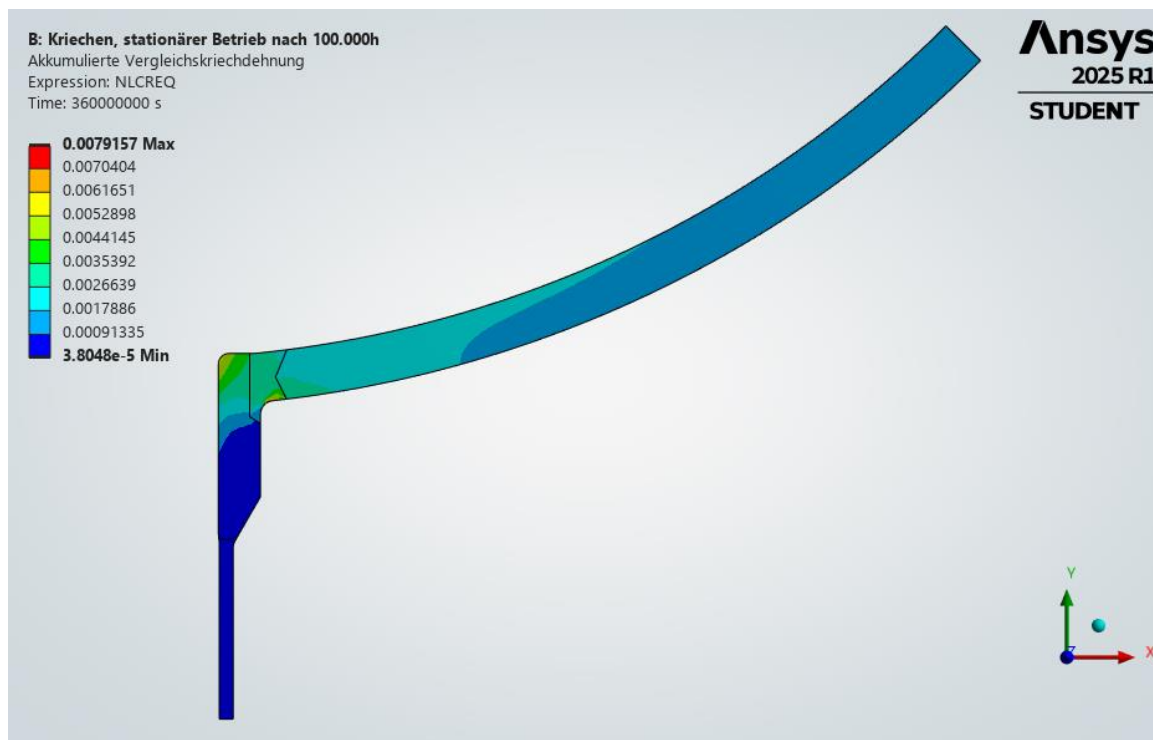


Abbildung 4.7: Vergleichskriechdehnungen in der Kugel-Stutzen-Verbindung bei stationärem Betrieb nach 100.000 Stunden

In Tabelle 9 sind die sich in der Simulation ergebenden maximalen akkumulierten Vergleichskriechdehnungen der unterschiedlichen Komponenten bei stationärem Betrieb nach 100.000 Stunden angeführt.

Tabelle 9: Maximale akkumulierte Vergleichskriechdehnungen der einzelnen Komponenten der Kugel-Stutzen-Verbindung bei stationärem Betrieb nach 100.000 h

Komponente	Maximale akkumulierte Vergleichskriechdehnung [mm/mm]
Kugelschale: 10CrMo9-10	$3,82 \cdot 10^{-3}$
Verstärkung: 11CrMo9-10+QT	$5,59 \cdot 10^{-3}$
Stutzen: 16Mo3	$5,71 \cdot 10^{-4}$
Schweißnaht: 80% 10CrMo9-10	$7,91 \cdot 10^{-3}$

Einspritzung:

Beim Lastfall der Einspritzung werden, wie bereits erwähnt, vier Belastungszyklen zu je 2.500 Stunden, somit 10.000 Stunden simuliert. Aus den Ergebnissen der Analyse bei 10.000 Stunden in Abbildung 4.8 kann erkannt werden, dass Bereiche der maximalen Vergleichskriechdehnung einmal an der Innenkante des Stutzenrohres und einmal bei der Schweißnaht auftreten. In weiterer Folge werden die maximalen akkumulierten Vergleichskriechdehnungen in den einzelnen Komponenten betrachtet und auf eine Zeit von 100.000 Stunden linear extrapoliert.

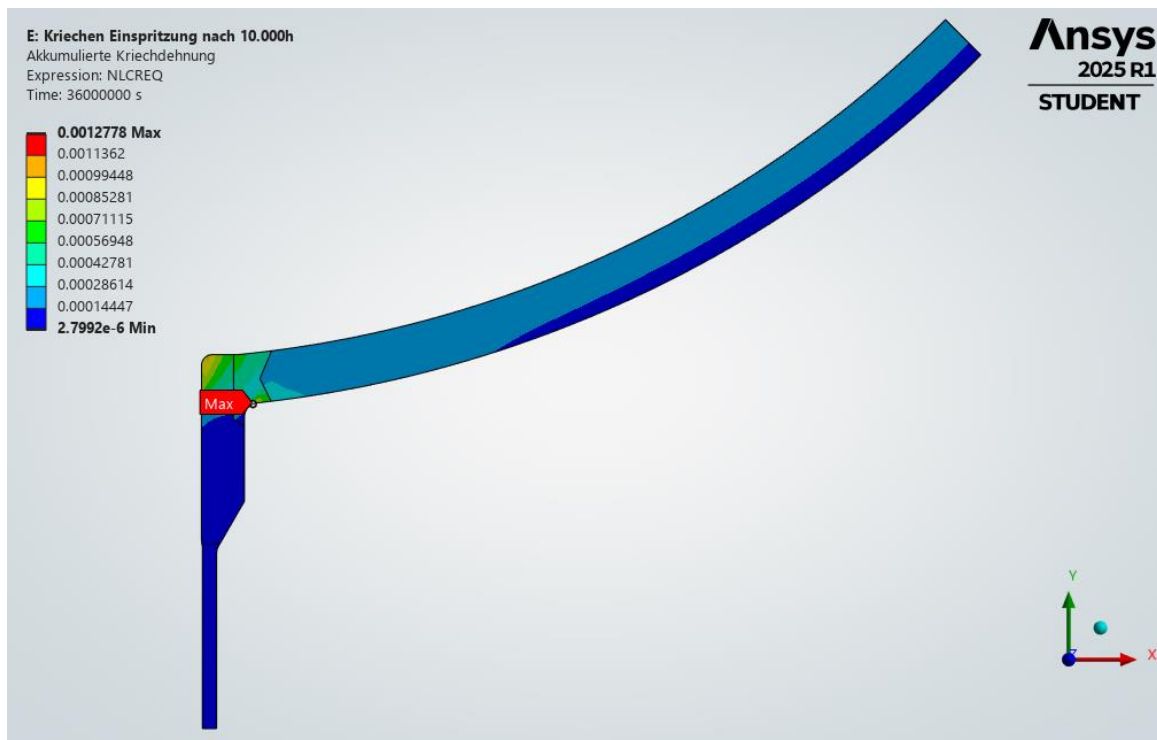


Abbildung 4.8: Vergleichskriechdehnung in der Kugel-Stutzen-Verbindung bei Betrieb mit Einspritzungen nach 10.000 Stunden

Wird Abbildung 4.9 betrachtet, fällt auf, dass sich bereits früh ein kontinuierlicher, nahezu linearer Verlauf der Kriechdehnungen abbildet. Für die lineare Extrapolation wurde die Steigung zwischen 8.000 Stunden und 10.000 Stunden herangezogen, um den weiteren Verlauf bis zu 100.000 Stunden zu extrapolieren. In Abbildung 4.9 sieht man die akkumulierten Vergleichskriechdehnungen in den einzelnen Komponenten aus der Simulation nach 10.000 Stunden und den Ansatz der linearen Extrapolation, um die Werte bei 100.000 Stunden zu berechnen.

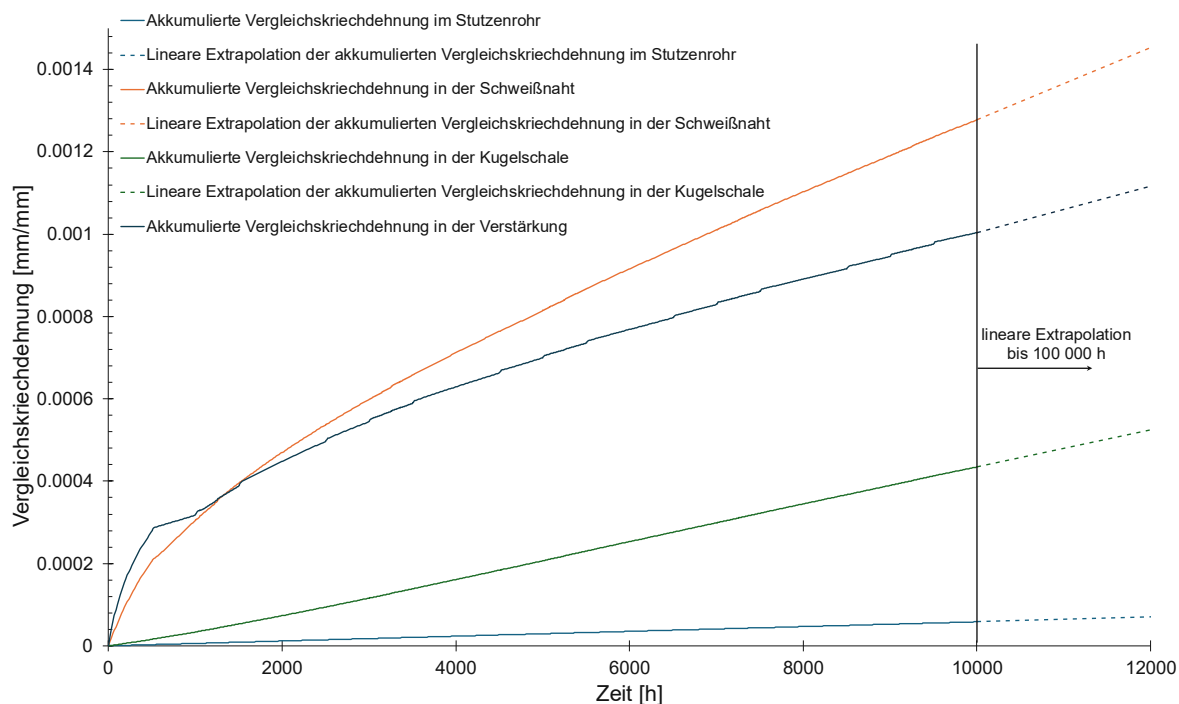


Abbildung 4.9: Akkumulierte Vergleichskriechdehnungen in der Kugel-Stutzen-Verbindung bei Betrieb mit Einspritzungen nach 10.000 Stunden

Tabelle 10: Akkumulierte Vergleichskriechdehnungen der einzelnen Komponenten der Kugel-Stutzen-Verbindung nach 10.000 Stunden und 100.000 Stunden

Komponente	Akkumulierte Vergleichskriechdehnung nach 10.000 Stunden [mm/mm]	Extrapolierte akkumulierte Vergleichskriechdehnung nach 100.000 Stunden [mm/mm]
Kugelschale	$4,35 \cdot 10^{-4}$	$4,48 \cdot 10^{-3}$
Verstärkung	$1,00 \cdot 10^{-3}$	$6,09 \cdot 10^{-3}$
Stutzen	$5,83 \cdot 10^{-5}$	$5,77 \cdot 10^{-4}$
Schweißnaht	$1,28 \cdot 10^{-3}$	$9,16 \cdot 10^{-3}$

4.1.5 Bewertung

Vor der Bewertung wird überprüft, ob und wie starkes Rückkriechen in den bewerteten Punkten auftritt.

Rückkriechen- Stationärer Betrieb:

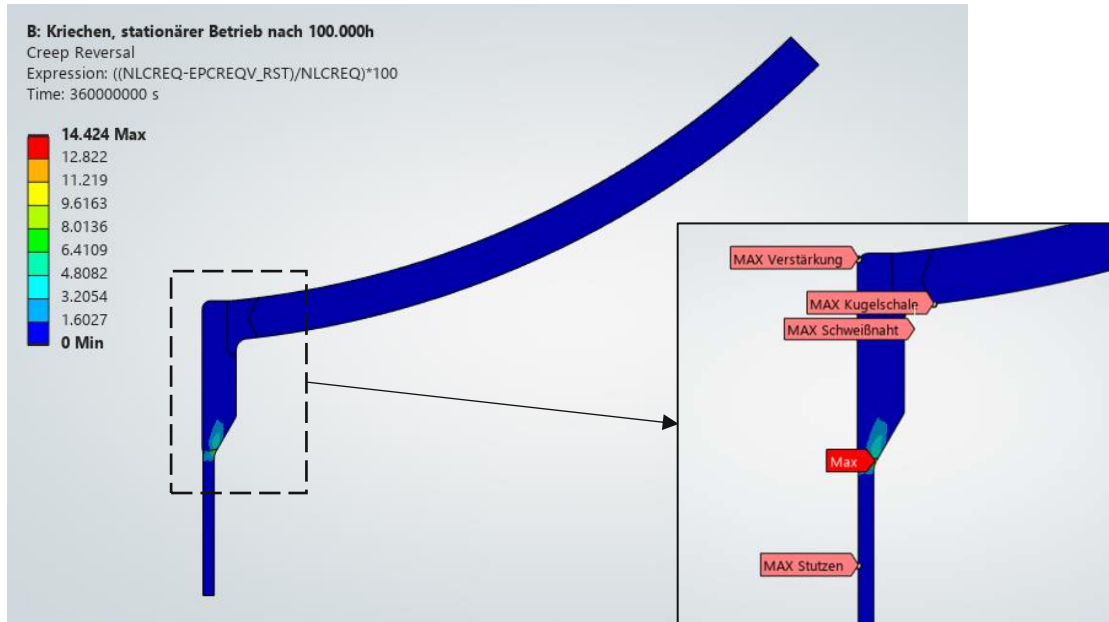


Abbildung 4.10: Rückkriechen in der Kugel-Stutzen-Verbindung bei stationärem Betrieb

Rückkriechen- Einspritzung:

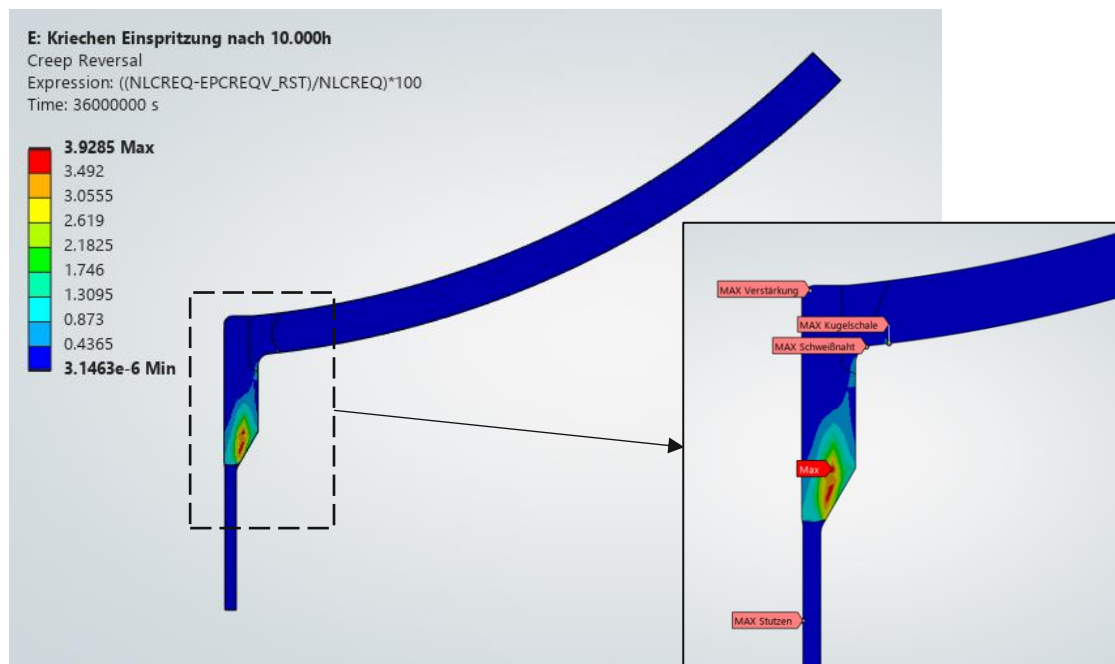


Abbildung 4.11: Rückkriechen in der Kugel-Stutzen-Verbindung bei Betrieb mit Einspritzungen

Wie in Abbildung 4.10 und Abbildung 4.11 zu erkennen ist, tritt geringes, lokales Rückkriechen in der Verstärkung auf. Wie in den jeweiligen Details der Abbildungen ersichtlich, überschneidet sich dieser Bereich mit erhöhtem Rückkriechen nicht mit den Bewertungspunkten. Daher wird die Bewertung nicht durch Rückkriechen beeinflusst, und das globale Verhalten wird nicht beeinflusst. Für die Kugel-Stutzen-Verbindung werden die in Kapitel 4.1.4 berechneten Werte der Vergleichskriechdehnung zur Beurteilung herangezogen. Die berechneten Vergleichswerte basieren dabei auf jener Prozesstemperatur, welche die kleinste Grenzkriechdehnung ergibt. Dies ist für den stationären Fall eine Temperatur von 475 °C und für den Lastfall der Einspritzung jene Temperatur, aus welcher sich die niedrigste Kriechdehnung ergibt. In Tabelle 11 sind die Grenzkriechdehnungen ohne und in Tabelle 12 mit Lebensdauerüberwachung gelistet. Beim Vergleich der Grenzkriechdehnungen ohne Lebensdauerüberwachung mit den auftretenden akkumulierten Kriechdehnungen aus der Simulation kann erkannt werden, dass bei einem Betrieb ohne Lebensdauerüberwachung die Schweißnaht und die Verstärkung Auslastungen größer als eins haben und somit unzulässig wären.

Tabelle 11: Errechnete Kriechdehnungsgrenzen ohne Lebensdauerüberwachung für verschiedene Temperaturen der Kugel-Stutzen-Verbindung anhand der Berechnungsnennspannungen aus EN13445-3, Kapitel 19

Kriechdehnungsgrenzen ohne Lebensdauerüberwachung				
Temperatur	Kugelschale 10CrMo9-10	Verstärkung 11CrMo9-10+QT	Stutzen 16Mo3	Schweißnaht 80% 10CrMo9-10
	Kriechdehnungsgrenze [1]			
415 °C	$6,58 \cdot 10^{-3}$	$6,91 \cdot 10^{-3}$	$4,90 \cdot 10^{-3}$	$4,72 \cdot 10^{-3}$
450 °C	$5,59 \cdot 10^{-3}$	$5,59 \cdot 10^{-3}$	$6,35 \cdot 10^{-3}$	$4,43 \cdot 10^{-3}$
475 °C	$4,51 \cdot 10^{-3}$	$4,44 \cdot 10^{-3}$	$7,21 \cdot 10^{-3}$	$4,44 \cdot 10^{-3}$
480 °C	$4,64 \cdot 10^{-3}$	$4,64 \cdot 10^{-3}$	$7,41 \cdot 10^{-3}$	$4,64 \cdot 10^{-3}$

Tabelle 12: Errechnete Kriechdehngrenzen mit Lebensdauerüberwachung für verschiedene Temperaturen der Kugel-Stutzen-Verbindung anhand der Berechnungsnennspannungen aus EN13445-3, Kapitel 19

Kriechdehngrenzen mit Lebensdauerüberwachung				
Temperatur [°C]	Kugelschale 10CrMo9-10	Verstärkung 11CrMo9-10+QT	Stutzen 16Mo3	Schweißnaht 80% 10CrMo9-10
	Kriechdehngrenze [1]			
415	$1,44 \cdot 10^{-2}$	$1,52 \cdot 10^{-2}$	$1,01 \cdot 10^{-2}$	$9,65 \cdot 10^{-3}$
450	$1,40 \cdot 10^{-2}$	$1,40 \cdot 10^{-2}$	$2,79 \cdot 10^{-2}$	$1,06 \cdot 10^{-2}$
475	$1,28 \cdot 10^{-2}$	$1,26 \cdot 10^{-2}$	$1,72 \cdot 10^{-2}$	$1,26 \cdot 10^{-2}$
480	$1,32 \cdot 10^{-2}$	$1,32 \cdot 10^{-2}$	$1,61 \cdot 10^{-2}$	$1,32 \cdot 10^{-2}$

Somit ist der Betrieb der Kugel-Stutzen-Verbindung nur mit einer Lebensdauerüberwachung zulässig und wird auch unter dieser Annahme mit den Kriechdehngrenzen aus Tabelle 12 bewertet. Durch Anwendung der Duktilitätserschöpfungsregel nach Formel (2.19) erhält man Auslastungsgrade des Werkstoffs aufgrund des Kriechens. Die auftretenden sowie die zulässigen Vergleichskriechdehnungen und die sich daraus ergebenden Auslastungen sind in Tabelle 13 für den stationären Betrieb und in Tabelle 14 für den Lastfall der Einspritzungen aufgelistet.

Tabelle 13: Übersicht des Kriechdehnnachweises für die Kugel-Stutzen-Verbindung bei stationärem Betrieb

	Stationärer Lastfall			
	Bestimmende Temperatur 475 °C			
	Kugelschale 10CrMo9-10	Verstärkung 11CrMo9-10+QT	Stutzen 16Mo3	Schweißnaht 80% 10CrMo9-10
Maximale akkumulierte Vergleichskriechdehnung [mm/mm]	$3,82 \cdot 10^{-3}$	$5,59 \cdot 10^{-3}$	$5,70 \cdot 10^{-4}$	$7,92 \cdot 10^{-3}$
Kriechdehngrenze aus DBF mit Lebensdauerüberwachung [mm/mm]	$1,28 \cdot 10^{-2}$	$1,26 \cdot 10^{-2}$	$1,72 \cdot 10^{-2}$	$1,26 \cdot 10^{-2}$
Duktilitätserschöpfung $D_{c,DEM}$ Einheit: [-]	0,298	0,444	0,033	0,629

Tabelle 13 zeigt, dass für den stationären Betrieb die Schweißnaht mit einer Auslastung von 0,629 am höchsten durch das Kriechen beansprucht wird.

Wie oben erwähnt, wird zur Bewertung des Lastfalls der Einspritzung mit sich ändernden Temperaturen, für jede Komponente die kleinste Kriechdehngrenze aus Tabelle 11 (mit Lebensdauerüberwachung) herangezogen.

Tabelle 14: Übersicht des Kriechdehnnachweises für die Kugel-Stutzen-Verbindung bei Einspritzungen

	Lastfall Einspritzungen			
	Kugelschale 10CrMo9-10	Verstärkung 11CrMo9-10+QT	Stutzen 16Mo3	Schweißnaht 80% 10CrMo9-10
Maximale extrapolierte akkumulierte Vergleichskriechdehnung [mm/mm]	$4,48 \cdot 10^{-3}$	$6,09 \cdot 10^{-3}$	$5,77 \cdot 10^{-4}$	$9,16 \cdot 10^{-3}$
Kriechdehngrenze aus <i>DBF</i> mit Lebensdauerüberwachung [mm/mm]	$1,28 \cdot 10^{-2}$	$1,26 \cdot 10^{-2}$	$1,01 \cdot 10^{-2}$	$9,65 \cdot 10^{-3}$
Duktilitätserschöpfung $D_{c,DEM}$ Einheit: [-]	0,350	0,483	0,0571	0,949

Aus Tabelle 13 und Tabelle 14 ist ersichtlich, dass die Schweißnaht zwischen Kugelschale und Verstärkung bei dem Lastfall der Einspritzungen die durch das Kriechen höchstbelastete Stelle ist. Dieser Punkt weist eine Auslastung von 0,95 auf. Diese ist kleiner als eins und somit zulässig.

4.1.6 Vergleich der Ergebnisse mit vorangegangenen Arbeiten

Wie in Kapitel 3.6 beschrieben, werden die hier errechneten Auslastungen $D_{c,DEM}$ mit den Auslastungen $D_{c,Sim}$ aus [1] verglichen. Da zur Bewertung in [1] gezielte Auswertungspunkte (siehe Abbildung 4.12) festgelegt wurden, werden die Auslastungen in diesen Punkten in Tabelle 15 für den stationären Betrieb und in Tabelle 16 für den Lastverlauf mit Einspritzungen zusätzlich bestimmt.

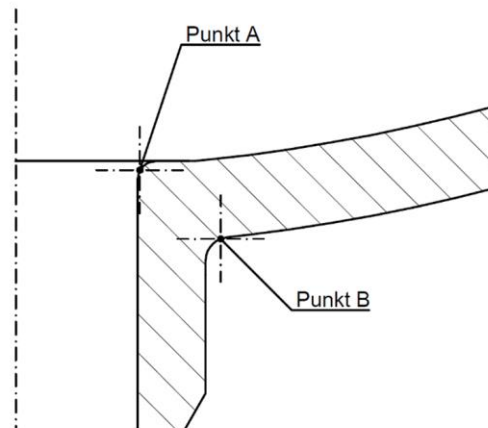


Abbildung 4.12: Auswertungspunkte A und B der Kugel-Stutzen-Verbindung [1]

Tabelle 15: Auslastungen in Punkt A und Punkt B der Kugel-Stutzen-Verbindung bei stationärem Betrieb

	Stationärer Betrieb	
	Punkt A- Verstärkung 11CrMo9-10+QT	Punkt B- Schweißnaht 80% 10CrMo9-10
Maximale akkumulierte Vergleichskriechdehnung [mm/mm]	$5,59 \cdot 10^{-3}$	$7,92 \cdot 10^{-3}$
Kriechdehngrenze aus DBF mit Lebensdauerüberwachung [mm/mm]	$1,26 \cdot 10^{-2}$	$1,26 \cdot 10^{-2}$
Duktilitätserschöpfung $D_{c,DEM}$ Einheit: [-]	0,444	0,629

Tabelle 16: Auslastungen in Punkt A und Punkt B der Kugel-Stutzen-Verbindung bei Einspritzungen

	Lastfall Einspritzungen	
	Punkt A- Verstärkung 11CrMo9-10+QT	Punkt B- Schweißnaht 80% 10CrMo9-10
Maximale extrapolierte akkumulierte Vergleichskriechdehnung [mm/mm]	$6,32 \cdot 10^{-3}$	$9,16 \cdot 10^{-3}$
Kriechdehngrenze aus DBF mit Lebensdauerüberwachung [mm/mm]	$1,26 \cdot 10^{-2}$	$9,65 \cdot 10^{-3}$
Duktilitätserschöpfung $D_{c,DEM}$ Einheit: [-]	0,502	0,949

In [1] wurden die Kriechkonstanten des Norton'schen Kriechgesetzes variiert. Für den hier durchgeführten Vergleich werden jedoch ausschließlich die Ergebnisse ohne Variation der Kriechkonstanten herangezogen (in [1] Variation null).

Tabelle 17: Vergleich der Auslastungen aus [1] und den in dieser Arbeit errechneten der Kugel-Stutzen-Verbindung in Punkt A und Punkt B bei stationärem Betrieb

	Stationärer Betrieb	
	Punkt A-Verstärkung 11CrMo9-10+QT	Punkt B-Schweißnaht 80% 10CrMo9-10
Duktilitätserschöpfung $D_{c,DEM}$ Einheit: [-]	0,444	0,629
Duktilitätserschöpfung $D_{c,Sim}$ aus [1] Einheit: [-]	0,130	0,482
Abweichung bezogen auf $D_{c,DEM}$: $\frac{D_{c,DEM} - D_{c,Sim}}{D_{c,DEM}}$ in [%]	70,7	23,4

Tabelle 18: Vergleich der Auslastungen aus [1] und den in dieser Arbeit errechneten der Kugel-Stutzen-Verbindung in Punkt A und Punkt B bei Lastverlauf mit Einspritzungen

	Lastfall Einspritzungen	
	Punkt A-Verstärkung 11CrMo9-10+QT	Punkt B-Schweißnaht 80% 10CrMo9-10
Duktilitätserschöpfung $D_{c,DEM}$ Einheit: [-]	0,502	0,949
Duktilitätserschöpfung $D_{c,Sim}$ aus [1] Einheit: [-]	0,133	0,507
Abweichung bezogen auf $D_{c,DEM}$: $\frac{D_{c,DEM} - D_{c,Sim}}{D_{c,DEM}}$ in [%]	73,5	46,6

Aus dem Vergleich der Auslastungen in Tabelle 17 und Tabelle 18 kann erkannt werden, dass die in dieser Arbeit erörterte Bewertungsmethode deutlich höhere Auslastungen liefert und somit konservativer ist als jene aus [1].

Als nächstes werden die Vergleichskriechdehnungen verglichen. Wie erwähnt, wurden die Kriechkonstanten in [1] mit einem Teilsicherheitsbeiwerts γ_R von 1,25 auf die Zeitdehngrenzen $R_{p1\%,T,t}$ bestimmt. In der vorliegenden Arbeit fließt die Sicherheit in die Kriechdehngrenze ein, sodass bei der Bestimmung der Kriechkonstanten kein Teilsicherheitsbeiwert ($\gamma_R = 1$) berücksichtigt wird. Zur Herstellung der Vergleichbarkeit wird ein Umrechnungsfaktor bestimmt, der diese Abweichungen berücksichtigt. Dafür wird der Teilsicherheitsbeiwert γ_R in das Norton'sche Kriechgesetz aus Formel (2.6) eingebracht und daraus der Korrekturfaktor KF laut Formel (4.1) ermittelt.

$$\dot{\epsilon}_S = K \cdot \left(\frac{\sigma}{\gamma_R}\right)^n = K \cdot \left(\frac{1}{\gamma_R}\right)^n \cdot \sigma^n = K \cdot KF \cdot \sigma^n \quad (4.1)$$

Mit einem Teilsicherheitsbeiwert γ_R von 1,25 und einem Kriechexponenten n von 7,12 aus [1], erhält man einen Korrekturfaktor KF (Formel (4.2)) von 0,2, um den die Vergleichskriechdehnungen aus [1] gemäß Gleichung (4.3) vermindert werden müssen.

$$KF = \left(\frac{1}{1,25}\right)^{7,12} = 0,20 \quad (4.2)$$

$$\varepsilon_{Norton_korr} = \varepsilon_{Norton} \cdot KF \quad (4.3)$$

Tabelle 19: Vergleich der Vergleichskriechdehnungen aus [1] und den in dieser Arbeit errechneten der Kugel-Stutzen-Verbindung in Punkt A und Punkt B bei stationärem Betrieb

	Stationärer Betrieb	
	Punkt A-Verstärkung 11CrMo9-10+QT	Punkt B-Schweißnaht 80% 10CrMo9-10
Vergleichskriechdehnung [mm/mm] Sinus-hyperbolicus ε_{cr_Sim}	$5,59 \cdot 10^{-3}$	$7,91 \cdot 10^{-3}$
Vergleichskriechdehnung [mm/mm] Norton aus [1] ohne Korrektur ε_{Norton}	$2,59 \cdot 10^{-2}$	$3,17 \cdot 10^{-2}$
Vergleichskriechdehnung [mm/mm] Norton aus [1] mit Korrektur $\varepsilon_{Norton_korr}$	$5,28 \cdot 10^{-3}$	$6,48 \cdot 10^{-3}$
Differenz $\Delta: \varepsilon_{cr_Sim} - \varepsilon_{Norton_korr}$ [mm/mm]	$3,09 \cdot 10^{-4}$	$1,43 \cdot 10^{-3}$

Tabelle 20: Vergleich der Vergleichskriechdehnungen aus [1] und den in dieser Arbeit errechneten der Kugel-Stutzen-Verbindung in Punkt A und Punkt B bei Lastverlauf mit Einspritzungen

	Lastfall Einspritzungen	
	Punkt A-Verstärkung 11CrMo9-10+QT	Punkt B-Schweißnaht 80% 10CrMo9-10
Vergleichskriechdehnung [mm/mm] Sinus-hyperbolicus ε_{cr_Sim}	$6,32 \cdot 10^{-3}$	$9,15 \cdot 10^{-3}$
Vergleichskriechdehnung [mm/mm] Norton aus [1] ohne Korrektur ε_{Norton}	$1,53 \cdot 10^{-2}$	$2,54 \cdot 10^{-2}$
Vergleichskriechdehnung [mm/mm] Norton aus [1] mit Korrektur $\varepsilon_{Norton_korr}$	$3,12 \cdot 10^{-3}$	$5,19 \cdot 10^{-3}$
Differenz $\Delta: \varepsilon_{cr_Sim} - \varepsilon_{Norton_korr}$ [mm/mm]	$3,20 \cdot 10^{-3}$	$3,96 \cdot 10^{-3}$

Der Korrekturfaktor setzt voraus, dass die maßgebenden Spannungen aus äußeren, lastgesteuerten Einwirkungen resultieren und somit als skalierbare Eingangsgrößen betrachtet werden können. In diesem Fall kann eine Reduktion der Spannung über einen Teilsicherheitsbeiwert physikalisch begründet werden. Spannungen aus Zwangsbedingungen hingegen sind verformungsgesteuert und stellen Reaktionsspannungen dar, die sich im Zeitverlauf durch Kriechvorgänge selbstständig abbauen. Eine spannungsbasierte Anwendung des Korrekturfaktors führt in diesen Fällen nicht zu brauchbaren Abschätzungen. Der Einsatz des Korrekturfaktors ist somit nur sinnvoll, wenn die Spannungen nicht durch Zwangsbedingungen wie Ausdehnungsbehinderungen infolge von Temperaturdifferenzen entstehen. So sieht man in Tabelle 19, dass die Vergleichskriechdehnungen im Stutzenrohr bei stationärem Betrieb gut mit dem Korrekturfaktor KF anpassbar sind und diese sich nach der Korrektur kaum unterscheiden. Im Vergleich dazu kann hingegen in der Schweißnaht erkannt werden, dass die Vergleichskriechdehnungen auch nach Korrektur stärker voneinander abweichen.

Bei der Simulation der Einspritzungen liefert das Sinus-hyperbolicus Kriechgesetz in Punkt A rund 50 % und in Punkt B 43 % höhere Vergleichskriechdehnungen. Ein Grund hierfür ist das in Kapitel 2.2 beschriebene unterschiedliche Verhalten der Kriechgesetze bei hohen lokalen Spannungen, die infolge der Temperaturverteilungen beim Einspritzen auftreten. Bei hohen Spannungen liefert das auf einer Potenzfunktion basierende Norton'sche Kriechgesetz geringere Vergleichskriechdehnungen als das exponentiell agierende Sinus-hyperbolicus-Kriechgesetz. Da bei der Einspritzung größere Temperaturdifferenzen und damit höhere Wärmespannungen entstehen, lassen sich die Abweichungen weiters mit dem oben genannten Umstand begründen, dass die Einbeziehung des Korrekturfaktors bei verformungsgesteuerten Lasten nicht korrekt ist.

4.2 Doppelrohr-Wärmetauscher

Beim zweiten Beispiel handelt es sich um einen Doppelrohr-Wärmetauscher, der in [1] ausgelegt wurde. In [1] wird weiters neben der darin erörterten Methode des Kriechdehnnachweises, auch der Tragfähigkeitsnachweis sowie der Kriechfestigkeitsnachweis nach EN13445-3, Anhang B, erbracht. Im Verlauf dieses Kapitels wird der Doppelrohr-Wärmetauscher mit dem Sinus-hyperbolicus-Kriechgesetz berechnet und mit der in dieser Arbeit beschriebenen Methode bewertet [1], [8].

4.2.1 Problemstellung

Wie in Abbildung 4.13 zu sehen, handelt es sich beim Doppelrohr-Wärmetauscher um zwei koaxial ineinander angeordnete Rohre, bei denen das äußere an den Enden umgebördelt wird und so an beiden Seiten als Deckel dient. Die Abmaße für das Innenrohr und das Außenrohr wurden nach EN13445-3 mit dem Konzept der Berechnungsnennspannungen unter Berücksichtigung von Kapitel 19, in dem die Auslegung im Zeitstandbereich festgelegt ist, berechnet. Weiters wurde die erforderliche Mindestwandstärke der umgebördelten Enden des Außenrohres durch Nachrechnung eines kreisringförmigen ebenen Bodens überprüft. Nach dieser Vordimensionierung erhält man die in Abbildung 4.13 ersichtlichen Nennmaße des Doppelrohr-Wärmetauschers [1].

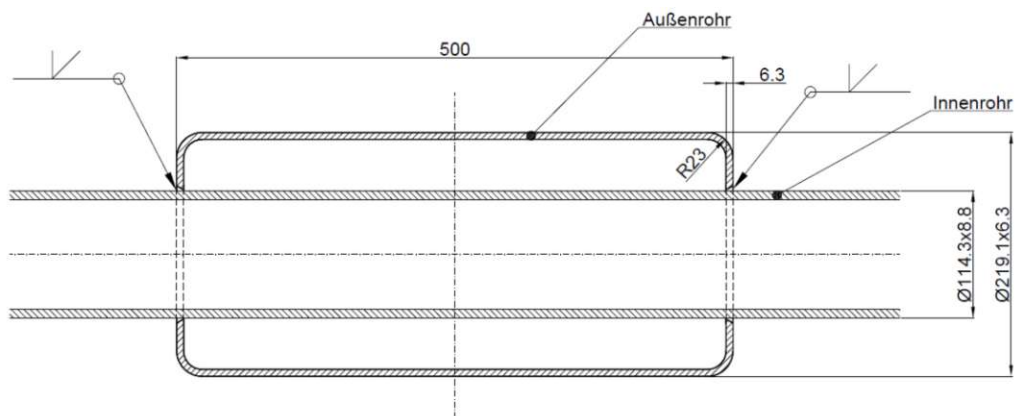


Abbildung 4.13: Konstruktionszeichnung des Doppelrohr-Wärmetauschers

Der Wärmetauscher besteht aus zwei Druckräumen: dem Innenrohr mit dem Index i und dem Außenrohr mit dem Index a . Wie aus Tabelle 21 zu entnehmen ist, werden insgesamt drei Lastfälle definiert: ein stationärer Lastfall, ein Heizlastfall und ein Grenzbetrieb [1].

Tabelle 21: Lastfälle des Doppelrohr-Wärmetauschers [1]

Lastfall	k	p_a [MPa]	p_i [MPa]	T_a [°C]	T_i [°C]
stationärer Betrieb	1	1,00	7,00	610 °C	610 °C
Heizlastfall	2	1,00	7,00	620 °C	590 °C
Grenzbetrieb	3	1,50	7,50	630 °C	630 °C

Neben dem stationären Lastfall werden bei diesem Beispiel zwei Szenarien des Heizlastfalls betrachtet. Dabei wird einmal der stationäre Betrieb durch kurze und weiters einmal durch längere Heizunterbrechungen gestört (Abbildung 4.14 und Abbildung 4.15). Der in Abbildung 4.14 dargestellte Temperaturverlauf bei kurzen Unterbrechungen wird modelliert, indem nach 500 Stunden stationärem Betrieb 24 Stunden Heizlastfall simuliert werden [1].

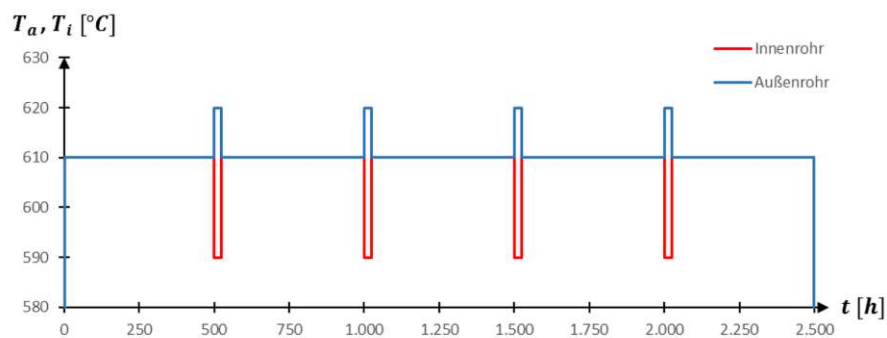


Abbildung 4.14: Temperaturverlauf - Kurze Unterbrechung des stationären Betriebs [1]

Bei den langen Unterbrechungen wird der stationäre Verlauf ebenfalls nach 500 Stunden für weitere 500 Stunden vom Heizlastfall unterbrochen (siehe Abbildung 4.15) [1].

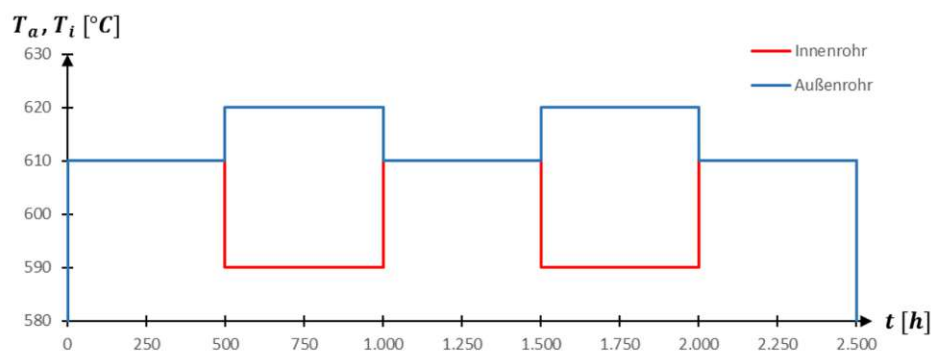


Abbildung 4.15: Temperaturverlauf - Lange Unterbrechung des stationären Betriebs [1]

Zwischen dem An- und Abfahren tritt folglich der Heizlastfall bei kurzen Unterbrechungen viermal und bei langen Unterbrechungen zweimal auf. Um den Rechenaufwand zu minimalisieren, werden jeweils 10.000 Stunden, somit vier Zyklen simuliert, wobei der An- und Abfahrvorgang mit einer Stunde festgelegt wird [1].

4.2.2 Geometrie

Bei der Geometrie des Doppelrohr-Wärmetauschers wird ebenfalls die Rotationssymmetrie ausgenutzt. So wird nur eine Hälfte der Geometrie um die globale y-Achse gezeichnet. Wie in Abbildung 4.16 ersichtlich, werden für die Modellgeometrie die Berechnungswanddicken nach (3.1) verwendet. Die Schweißnahtübergänge werden abgerundet modelliert, um Spannungsspitzen zu vermeiden (Detail Z in Abbildung 4.16) [1].

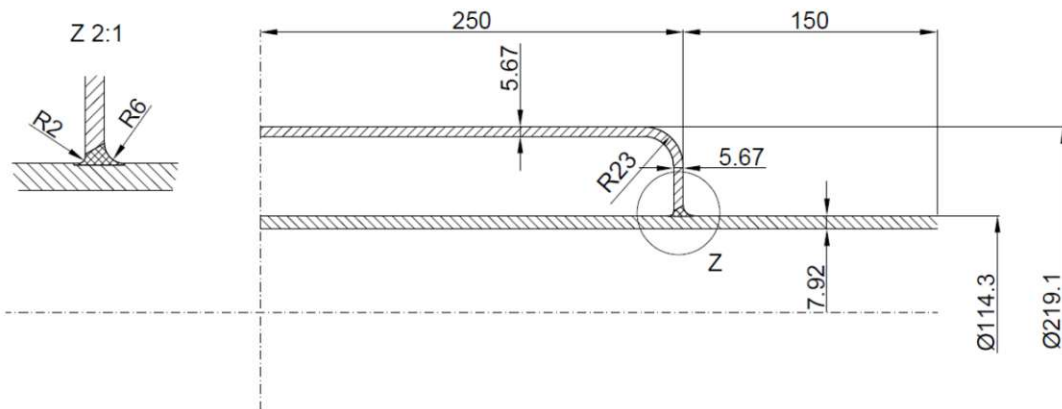


Abbildung 4.16: Modellgeometrie des Doppelrohr-Wärmetauschers [1]

4.2.3 Eingabeparameter und Modellaufbau

Wie auch bei der Kugel-Stutzen-Verbindung, setzen sich die erforderlichen Eingabewerte für den Doppelrohr-Wärmetauscher einerseits aus den Werkstoffkennwerten außerhalb des Zeitstandbereichs und andererseits den notwendigen Werten für die Kriechanalyse zusammen.

4.2.3.1 Werkstoffkennwerte: Doppelrohr-Wärmetauscher

Der Doppelrohr-Wärmetauscher besteht entsprechend Tabelle 22 aus zwei Komponenten, die beide aus austenitischen warmfesten Stählen der Werkstoffgruppe 8.1 sind. Die physikalischen Werkstoffdaten für die Werkstoffgruppe 8.1 werden aus Tabelle A.1 bis Tabelle A.4 entnommen.

Tabelle 22: Übersicht der Werkstoffe des Doppelrohr-Wärmetauschers

Komponente	Werkstoff	Werkstoffgruppe	Werkstoffnorm
Innenrohr	X8CrNiNb16-13	8.1	EN10216-5
Außenrohr	X6CrNi18-10	8.1	EN10216-5

Das Innenrohr ist aus X8CrNiNb16-13 gefertigt, das Außenrohr aus X6CrNi18-10; beide Werkstoffe gemäß der Norm EN10216-5. Das Außenrohr und der ebene Deckel werden in einem Stück gefertigt und mit einer HV-Naht mit dem Innenrohr verschweißt. Die Werkstoffkennwerte der Schweißnaht werden analog zur Kugel-Stutzen-Verbindung gemäß EN13445-3, Anhang B, festgelegt. Für das linear-elastisch-idealplastische Werkstoffgesetz wird dabei eine auf 80 % reduzierte Festigkeit der 1%-Dehngrenze herangezogen; zur Bestimmung des Kriechgesetzes entsprechend eine auf 80 % verminderte Zeitdehngrenze des schwächeren, kriechkritischeren angrenzenden Grundwerkstoffs verwendet. Bei näherer Betrachtung der zutreffenden harmonisierten Werkstoffnorm EN10216-5 kann ein typisches Problem für Werkstoffkennwerte im Zeitstandbereich erkannt werden: Die geforderten Werkstoffkennwerte für die Zeitdehngrenzen sind inexistent. Als provisorische Lösung werden hier die Werkstoffkennwerte für Flacherzeugnisse aus Druckbehälterstählen nach EN10028-7 für die weiteren Berechnungen herangezogen [1], [30], [32].

4.2.3.2 Kriechkonstanten: Doppelrohr-Wärmetauscher

Die Kriechkonstanten werden wieder gemäß den Formeln (2.27) und (2.28) mit den Zeitdehngrenzen ($\gamma_R = 1$) aus der Werkstoffnorm (Tabelle A.8) für die jeweiligen wesentlichen Temperaturen bestimmt und sind in Tabelle 23 ersichtlich.

Tabelle 23: Berechnete Kriechkonstanten für den Doppelrohr-Wärmetauscher

Komponente: Werkstoff	Außenrohr: X6CrNi18-10		Innenrohr: X8CrNiNb16-13		Schweißnaht: 80% X6CrNi18-10	
Kriechkonstanten für Spannungen in MPa						
Lastfall 1- Stationär						
Temperatur	C ₁	C ₂	C ₁	C ₂	C ₁	C ₂
610 °C	1,30·10 ⁻¹⁴	1,21·10 ⁻¹	3,41·10 ⁻¹³	6,98·10 ⁻²	1,30·10 ⁻¹⁴	1,51·10 ⁻¹
Kriechkonstanten für Spannungen in MPa						
Lastfall 2- Heizlastfall						
Temperatur	C ₁	C ₂	C ₁	C ₂	C ₁	C ₂
580 °C	8,44·10 ⁻¹⁵	1,05·10 ⁻¹	1,65·10 ⁻¹³	6,40·10 ⁻²	8,44·10 ⁻¹⁵	1,31·10 ⁻¹
590 °C	9,61·10 ⁻¹⁵	1,10·10 ⁻¹	2,58·10 ⁻¹³	6,40·10 ⁻²	9,61·10 ⁻¹⁵	1,37·10 ⁻¹
600 °C	1,11·10 ⁻¹⁴	1,15·10 ⁻¹	3,28·10 ⁻¹³	6,58·10 ⁻²	1,11·10 ⁻¹⁴	1,44·10 ⁻¹
610 °C	1,30·10 ⁻¹⁴	1,21·10 ⁻¹	3,41·10 ⁻¹³	6,98·10 ⁻²	1,30·10 ⁻¹⁴	1,51·10 ⁻¹
620 °C	2,68·10 ⁻¹⁴	1,21·10 ⁻¹	4,48·10 ⁻¹³	7,20·10 ⁻²	2,68·10 ⁻¹⁴	1,51·10 ⁻¹
630 °C	6,27·10 ⁻¹⁴	1,21·10 ⁻¹	5,99·10 ⁻¹³	7,43·10 ⁻²	6,27·10 ⁻¹⁴	1,51·10 ⁻¹

Die Kriechkonstanten werden für die wesentlichen Temperaturen, die durch die Lastfälle entstehen, bestimmt und in der Werkstoffdefinition in ANSYS® hinterlegt.

4.2.3.3 Modellaufbau: Doppelrohr-Wärmetauscher

Die Vernetzung bei diesem Beispiel wird als Körpervernetzung mit einer Elementgröße von 2 mm erzeugt. Die Drücke sowie Temperaturen werden direkt am Innen- und Außenrohr aufgetragen. Weiters wird an dem freien Rohrende die Längsspannung aufgebracht. Die vorherrschenden Drücke und die daraus resultierenden Längsspannungen sind in Tabelle 24 gelistet. Alle auf das Modell aufgetragenen Lasten sind in Abbildung 4.17 schematisch dargestellt [1].

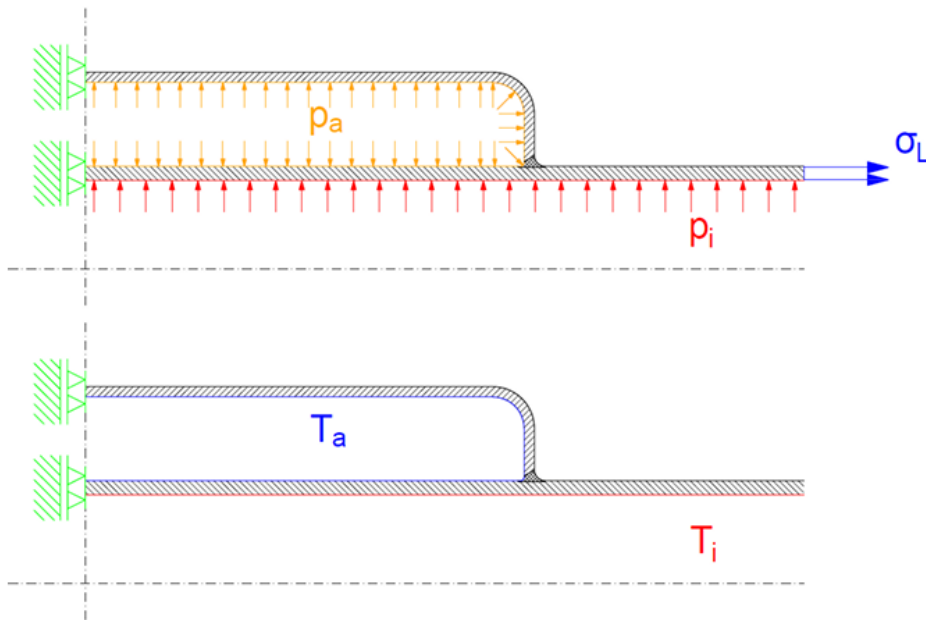


Abbildung 4.17: Aufgebrachte Lasten und Randbedingungen des Doppelrohr-Wärmetauschers [1]

Tabelle 24: Drücke und Längsspannungen für die Lastfälle des Doppelrohr-Wärmetauschers [1]

Lastfall	k	Herrschender Druck p_i [MPa]	Längsspannung σ_L [MPa]
Stationärer Lastfall	1	7,00	20,14
Heizlastfall	2	7,00	20,14
Grenzbetrieb	3	7,50	21,57

4.2.4 Analyse und Ergebnisse

Zuerst wird eine statische thermische Analyse berechnet, bei der die Temperaturen aus dem Temperaturverlauf aufgebracht werden. Als Ergebnis erhält man die Temperaturverteilungen während der jeweiligen Lastfälle, aus denen dann mit einem linearelastischen Modell die Wärmespannungen ermittelt werden können. In Abbildung 4.18 und Abbildung 4.19 sieht man die Temperaturverteilung während des zweiten Lastfalls, der Einspritzung sowie die daraus resultierenden Wärmespannungen. Da alle Werkstoffe dieselben physikalischen Werkstoffkennwerte aufweisen, treten Wärmespannungen nur bei Temperaturdifferenzen auf und sind somit im stationären Betrieb null.

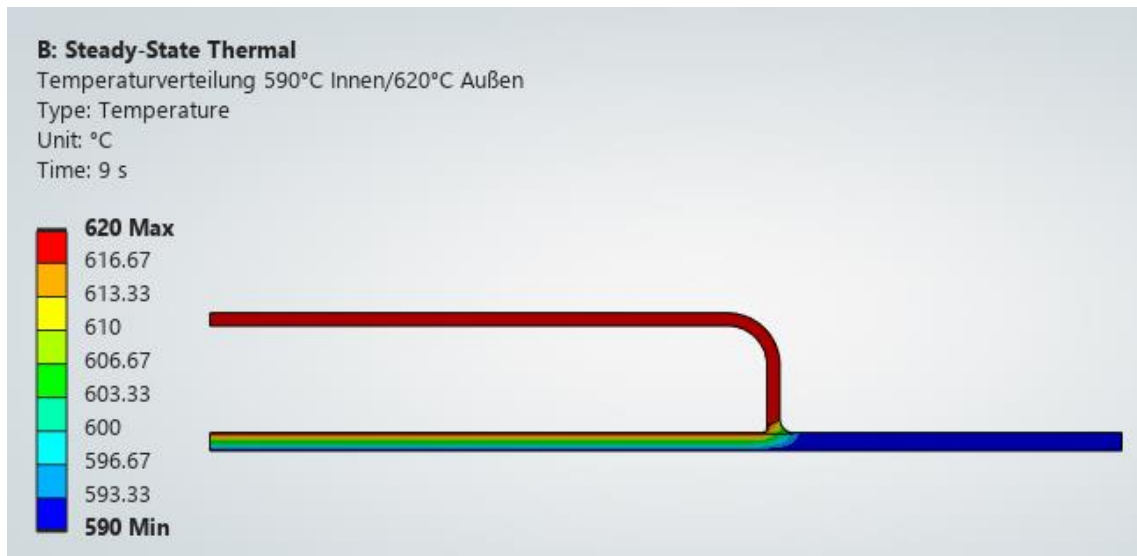


Abbildung 4.18: Temperaturverteilung im Doppelrohr-Wärmetauscher bei 590 °C im Innenrohr und 620 °C im Außenrohr

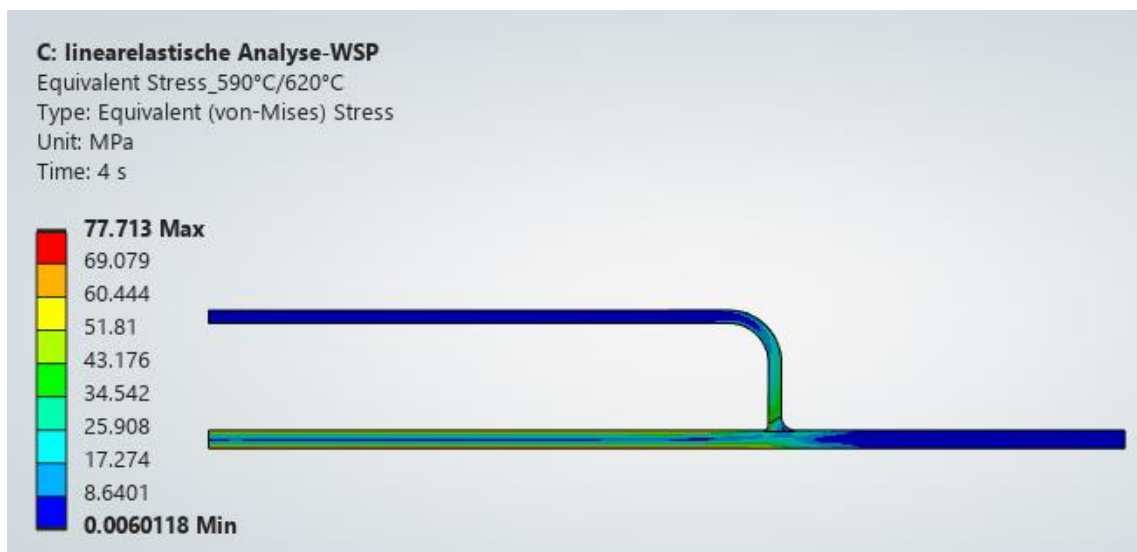


Abbildung 4.19: Wärmespannungen im Doppelrohr-Wärmetauscher bei 590 °C im Innenrohr und 620 °C im Außenrohr

Stationärer Betrieb:

Beim stationären Betrieb des Doppelrohr-Wärmetauschers (siehe Abbildung 4.20) stellt sich nach 100.000 Stunden eine maximale Vergleichskriechdehnung von 0,0013 im Innenrohr ein.

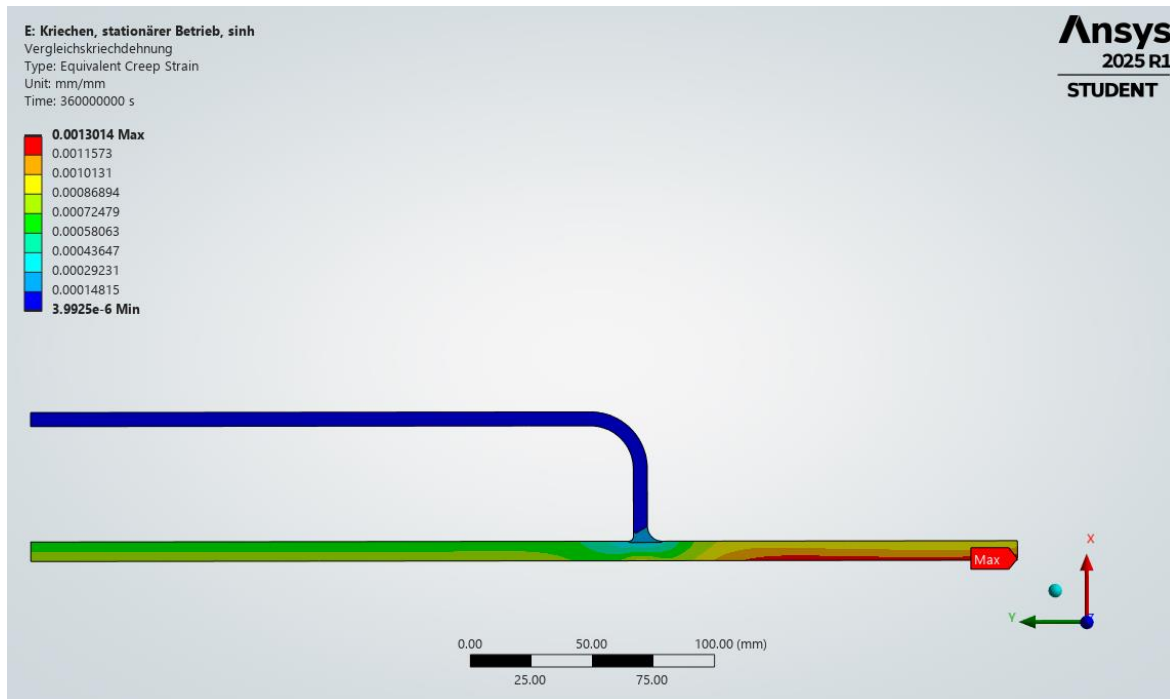


Abbildung 4.20: Vergleichskriechdehnung des Doppelrohr-Wärmetauschers im stationären Betrieb

Betrieb mit Unterbrechungen:

Für die Simulationen des nichtstationären Betriebs werden abermals 10.000 Stunden gemäß Abbildung 4.14 und Abbildung 4.15 simuliert und die Vergleichskriechdehnung durch lineare Extrapolation auf 100.000 Stunden extrapoliert. Um die Vergleichbarkeit mit [8] zu wahren, wird, wie in [1], auch bei diesem Beispiel der Lastfall des Grenzbetriebs nicht in die Simulation implementiert. Wie in Abbildung 4.21 und Abbildung 4.22 erkennbar, ist die Innenkante des Innenrohres die Stelle mit der höchsten Vergleichskriechdehnung.

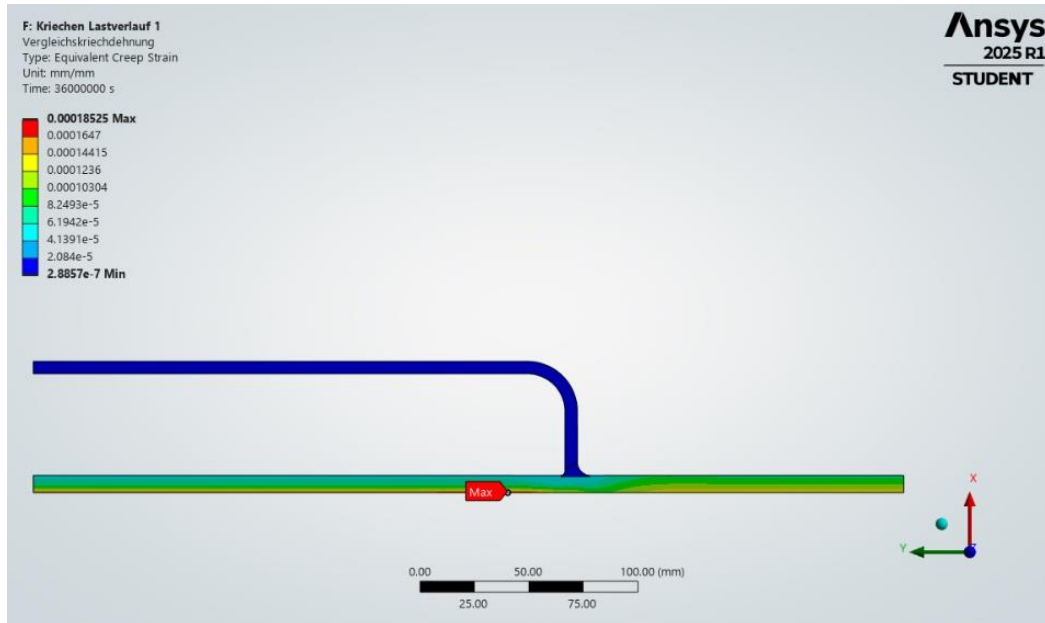


Abbildung 4.21: Vergleichskriechdehnung des Doppelrohr-Wärmetauschers bei Betrieb mit kurzen Unterbrechungen nach 10.000 Stunden

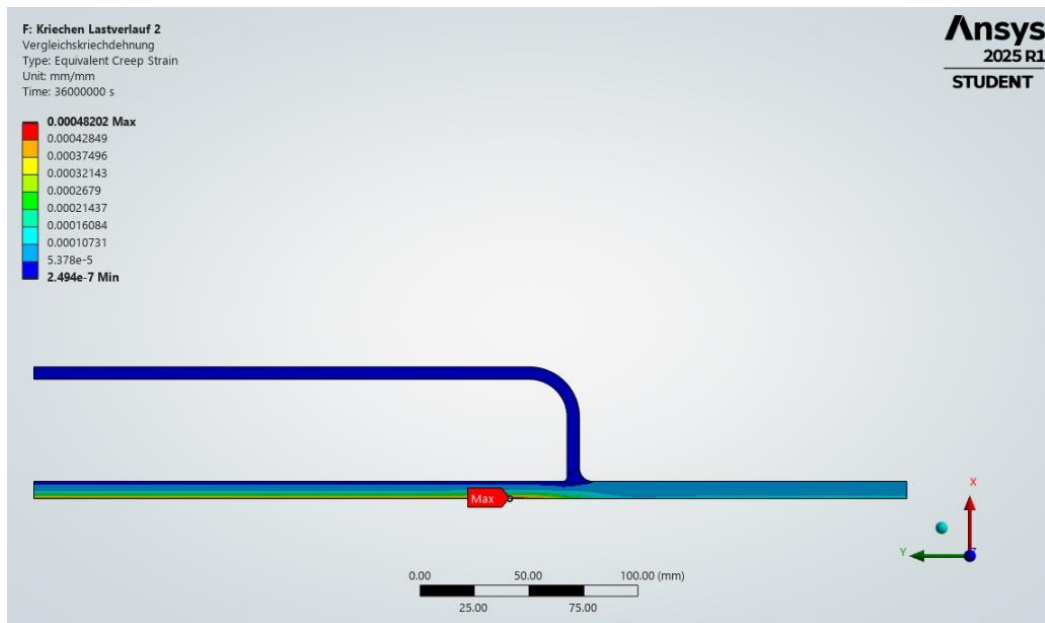


Abbildung 4.22: Vergleichskriechdehnung des Doppelrohr-Wärmetauschers bei Betrieb mit langen Unterbrechungen nach 10.000 Stunden

Für die Analyse der kurzen und langen Unterbrechungen werden abermals 10.000 Stunden simuliert und dann durch lineare Extrapolation auf 100.000 Stunden hochgerechnet. Zur linearen Extrapolation von 10.000 Stunden auf 100.000 Stunden wird die Steigung zwischen 7.500 Stunden und 10.000 Stunden, konsistent zu [1], herangezogen.

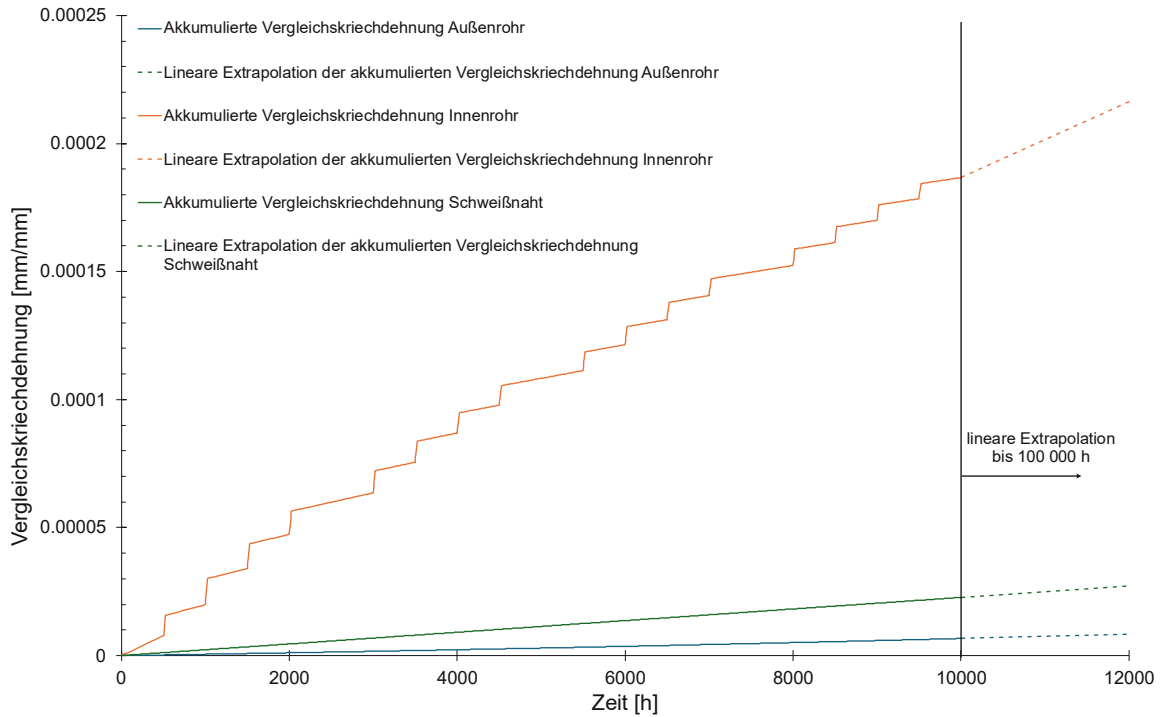


Abbildung 4.23: Extrapolierte Vergleichskriechdehnungen des Doppelrohr-Wärmetauschers bei Betrieb mit kurzen Unterbrechungen

In Abbildung 4.23 sieht man, dass sich im Innenrohr eine um das Vielfache höhere Vergleichskriechdehnung einstellt als in der Schweißnaht und dem Außenrohr.

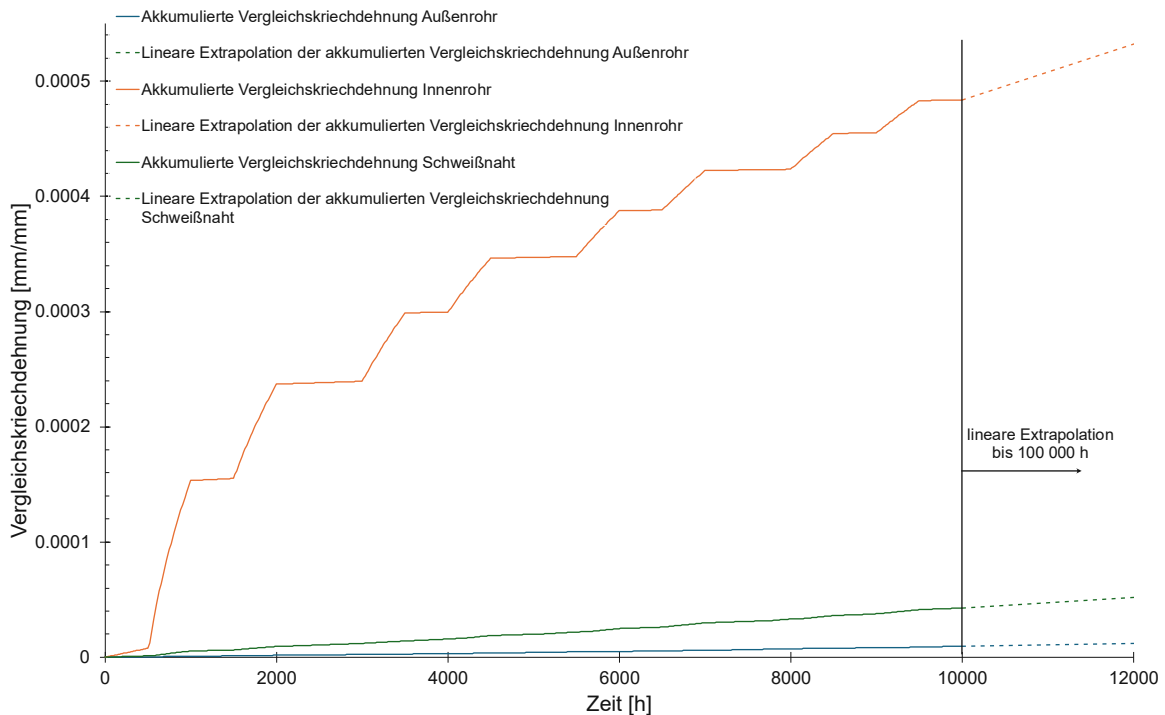


Abbildung 4.24: Extrapolierte Vergleichskriechdehnungen des Doppelrohr-Wärmetauschers bei Betrieb mit langen Unterbrechungen

Wie bereits beim Szenario der kurzen Unterbrechungen, kann man in Abbildung 4.24 erkennen, dass auch bei langen Unterbrechungen das Innenrohr die größten Kriechdehnungen aufweist.

Tabelle 25: Akkumulierte Vergleichskriechdehnungen der einzelnen Komponenten des Doppelrohr-Wärmetauschers nach 10.000 Stunden und 100.000 Stunden

Komponente	Akkumulierte Vergleichskriechdehnung nach 10.000 Stunden [mm/mm]	Extrapolierte akkumulierte Vergleichskriechdehnung nach 100.000 Stunden [mm/mm]
Kurze Unterbrechungen		
Innenrohr	$1,87 \cdot 10^{-4}$	$1,52 \cdot 10^{-3}$
Schweißnaht	$2,27 \cdot 10^{-5}$	$2,27 \cdot 10^{-4}$
Außenrohr	$6,66 \cdot 10^{-6}$	$7,81 \cdot 10^{-5}$
Lange Unterbrechungen		
Innenrohr	$4,84 \cdot 10^{-4}$	$2,67 \cdot 10^{-3}$
Schweißnaht	$4,26 \cdot 10^{-5}$	$4,59 \cdot 10^{-4}$
Außenrohr	$9,63 \cdot 10^{-6}$	$1,20 \cdot 10^{-4}$

In Tabelle 25 sind die akkumulierten Vergleichskriechdehnungen aus der Simulation bei 10.000 Stunden und die jeweiligen linear extrapolierten Werte bei 100.000 Stunden gelistet, welche zur Bewertung herangezogen werden.

4.2.5 Bewertung

Vor der eigentlichen Bewertung wird wieder überprüft, wie stark der Werkstoff rükkriecht und welche Zonen davon betroffen sind.

Rükkriechen-Stationärer Betrieb:

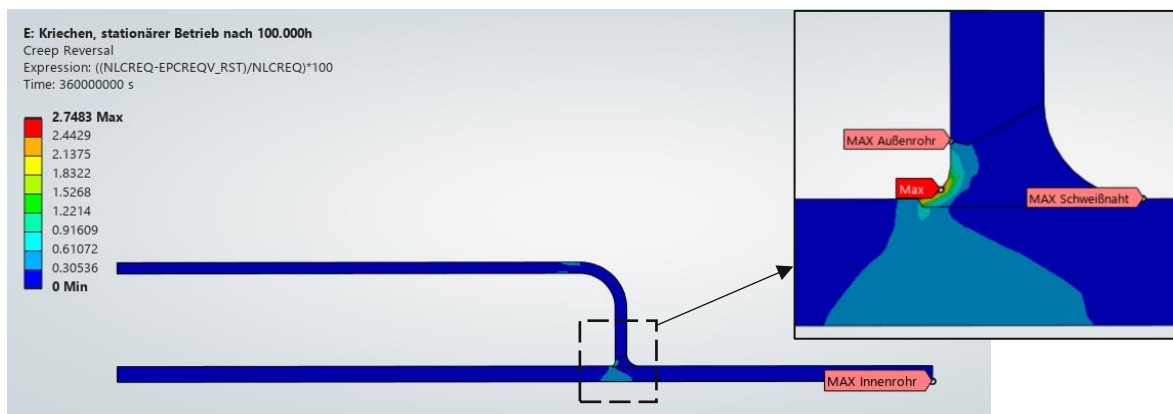


Abbildung 4.25: Rückkriechen im Doppelrohr-Wärmetauscher bei stationärem Betrieb

Rükkriechen-Betrieb mit Unterbrechungen:

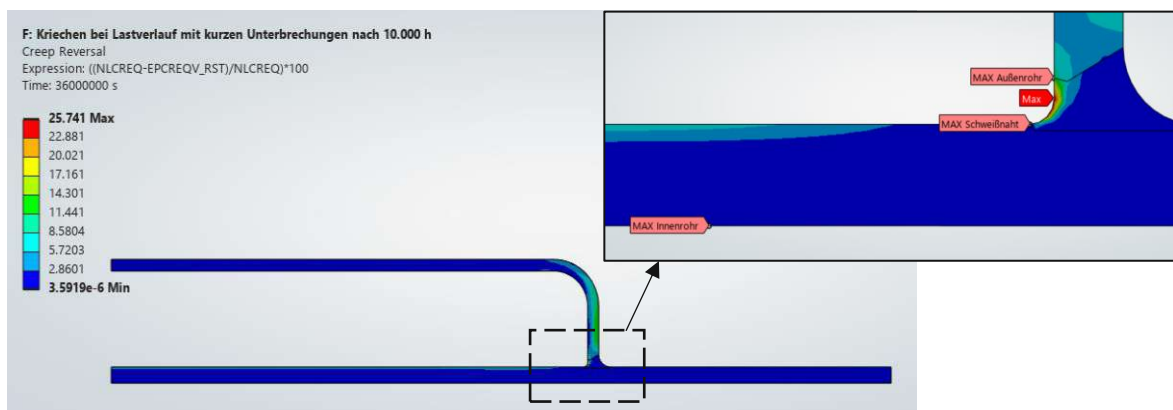


Abbildung 4.26: Rückkriechen im Doppelrohr-Wärmetauscher bei Betrieb mit kurzen Unterbrechungen

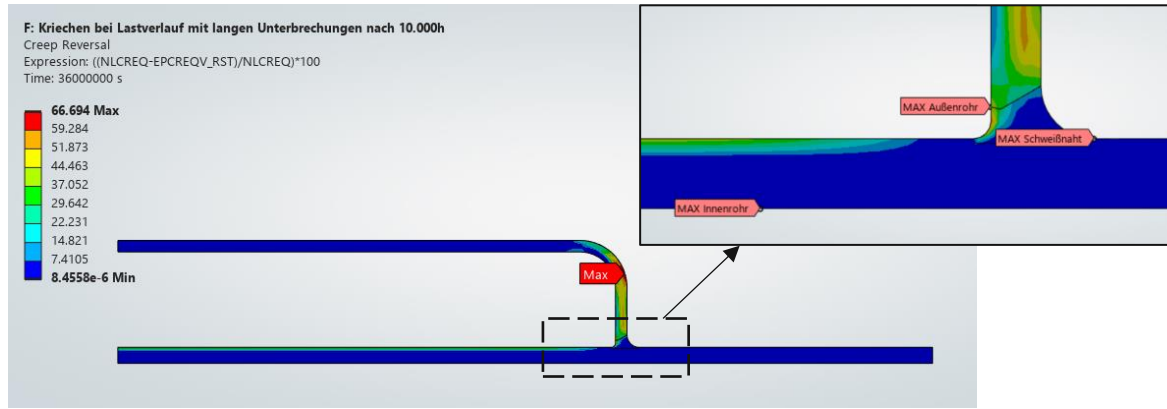


Abbildung 4.27: Rückkriechen im Doppelrohr-Wärmetauscher bei Betrieb mit langen Unterbrechungen

In Abbildung 4.25, Abbildung 4.26 und Abbildung 4.27 sieht man das prozentuelle Verhältnis des Rückkriechens nach Gleichung (2.20). Beim stationären Betrieb (Abbildung 4.25) und dem Betrieb mit den kurzen Unterbrechungen (Abbildung 4.26) überschneiden sich die Auswertungspunkte nicht mit den Maxima des Rückkriechens und das generelle Niveau des Rückkriechens ist niedrig. Bei dem Betrieb mit langen Unterbrechungen (Abbildung 4.27) tritt viel Rückkriechen auf. Zwar ist der Punkt des maximalen Rückkriechens nicht bei den Bewertungspunkten der Komponenten und die hohen prozentuellen Werte des Rückkriechens beruhen auch auf den niedrigen Kriechdehnungen, auf die bezogen wird (Abbildung 4.22), dennoch tritt viel Rückkriechen in der Schweißnaht sowie im umgebördelten Teil des Außenrohres auf, sodass die Bewertung kritisch hinterfragt oder als unzulässig eingestuft werden muss.

Die in Kapitel 4.2.4 berechneten Werte der Vergleichskriechdehnung des Doppelrohr-Wärmetauschers werden hier zur Bewertung herangezogen. Dabei wird zuerst der stationäre Betrieb mit einer prozessbestimmenden Temperatur von 610 °C analysiert und in weiterer Folge der Lastverlauf mit den kurzen und langen Unterbrechungen. Da es bei Temperaturverläufen nicht eindeutig ist, welche Temperatur die bestimmende Temperatur ist, wird der Vergleichswert jener Temperatur herangezogen, die den niedrigsten Grenzwert ergibt. Aus der Auslegung des Doppelrohr-Wärmetauschers in [1] ist ersichtlich, dass von einem Betrieb ohne Lebensdauerüberwachung ausgegangen wird. Somit werden die berechneten Kriechdehngrenzen ebenfalls für einen Betrieb ohne Lebensdauerüberwachung bestimmt. Tabelle 26 listet die nach Formel (2.24)

errechneten Kriechdehngrenzen. Die Werkstoffkennwerte zur Ermittlung der kriechrelevanten Berechnungsnennspannung aus Formel (2.21) werden aus Tabelle A. 13 und Tabelle A. 14 entnommen [1].

Tabelle 26: Errechnete Kriechdehngrenzen für verschiedene Temperaturen des Doppelrohr-Wärmetauschers anhand der Berechnungsnennspannungen aus EN13445-3, Kapitel 19

Temperatur	Innenrohr X8CrNiNb16-13	Schweißnaht 80% X6CrNi18-10	Außenrohr X6CrNi18-10
	Kriechdehngrenze [1]		
580 °C	$7,26 \cdot 10^{-3}$	$2,66 \cdot 10^{-3}$	$2,66 \cdot 10^{-3}$
590 °C	$7,42 \cdot 10^{-3}$	$2,23 \cdot 10^{-3}$	$2,23 \cdot 10^{-3}$
600 °C	$6,74 \cdot 10^{-3}$	$1,85 \cdot 10^{-3}$	$1,85 \cdot 10^{-3}$
610 °C	$5,86 \cdot 10^{-3}$	$1,62 \cdot 10^{-3}$	$1,62 \cdot 10^{-3}$
620 °C	$5,76 \cdot 10^{-3}$	$1,76 \cdot 10^{-3}$	$1,76 \cdot 10^{-3}$
630 °C	$5,66 \cdot 10^{-3}$	$2,15 \cdot 10^{-3}$	$2,15 \cdot 10^{-3}$

Die Vergleichskriechdehnungen aus der Simulation, die dazugehörigen Grenzwerte je Werkstoff und Temperatur aus Tabelle 26 sowie die daraus resultierende Auslastung nach Formel (2.19) sind in Tabelle 27, Tabelle 28 und Tabelle 29 aufgelistet.

Tabelle 27: Übersicht des Kriechdehnnachweises für den Doppelrohr-Wärmetauscher bei stationärem Betrieb

	Stationärer Lastfall		
	Bestimmende Temperatur 610 °C		
	Innenrohr X8CrNiNb16-13	Schweißnaht 80% X6CrNi18-10	Außenrohr X6CrNi18-10
Maximale akkumulierte Vergleichskriechdehnung $\varepsilon_{cr,acc,sim}$ [mm/mm]	$1,30 \cdot 10^{-3}$	$3,00 \cdot 10^{-4}$	$1,40 \cdot 10^{-4}$
Kriechdehngrenze aus DBF $\varepsilon_{cr,grenz}$ [mm/mm]	$5,86 \cdot 10^{-3}$	$1,62 \cdot 10^{-3}$	$1,62 \cdot 10^{-3}$
Duktilitätserschöpfung $D_{C,DEM}$ Einheit: [-]	0,222	0,152	0,0864

Für die Bewertung der Lastfälle mit variablen Temperaturen wird die kleinste Kriechdehngrenze aus Tabelle 26 für die Bewertung herangezogen, um auf der konservativen Seite zu bleiben.

Tabelle 28: Übersicht des Kriechdehnnachweises für den Doppelrohr-Wärmetauscher bei Betrieb mit kurzen Unterbrechungen

	Kurze Unterbrechungen		
	Innenrohr X8CrNiNb16-13	Schweißnaht 80% X6CrNi18-10	Außenrohr X6CrNi18-10
Maximale akkumulierte Vergleichskriechdehnung $\varepsilon_{cr,acc,sim}$ [mm/mm]	$1,52 \cdot 10^{-3}$	$2,27 \cdot 10^{-4}$	$7,81 \cdot 10^{-5}$
Kriechdehngrenze aus DBF $\varepsilon_{cr,grenz}$ [mm/mm]	$5,66 \cdot 10^{-3}$	$1,62 \cdot 10^{-3}$	$1,62 \cdot 10^{-3}$
Duktilitätserschöpfung $D_{C,DEM}$ Einheit: [-]	0,269	0,140	0,0482

Tabelle 29: Übersicht des Kriechdehnnachweises für den Doppelrohr-Wärmetauscher bei Betrieb mit langen Unterbrechungen

	Lange Unterbrechungen		
	Innenrohr X8CrNiNb16-13	Schweißnaht 80% X6CrNi18-10	Außenrohr X6CrNi18-10
Maximale akkumulierte Vergleichskriechdehnung $\varepsilon_{cr,acc,sim}$ [mm/mm]	$2,67 \cdot 10^{-3}$	$4,59 \cdot 10^{-4}$	$1,20 \cdot 10^{-4}$
Kriechdehngrenze aus DBF $\varepsilon_{cr,grenz}$ [mm/mm]	$5,66 \cdot 10^{-3}$	$1,62 \cdot 10^{-3}$	$1,62 \cdot 10^{-3}$
Duktilitätserschöpfung $D_{C,DEM}$ Einheit: [-]	0,472	0,283	0,0741

In den Tabellen oben (Tabelle 27-Tabelle 29) kann erkannt werden, dass der stationäre Betrieb weniger Kriechschädigungen erzeugt als der Betrieb mit Unterbrechungen. Das Innenrohr ist dabei die Komponente, die die höchsten Kriechdehnungen aufweist. Die maximale Kriechschädigung von 0,47 entsteht im

Innenrohr beim Betrieb mit langen Unterbrechungen. Alle Auslastungen sind kleiner als eins und somit zulässig.

4.2.6 Vergleich der Ergebnisse mit vorangegangenen Arbeiten

Zum Vergleich der Ergebnisse dieser Arbeit mit jenen aus [1] werden die in Abbildung 4.28 dargestellten Bewertungspunkte gemäß der oben angewandten Bewertungsmethode ausgewertet. Für den stationären Betrieb werden die Punkte A und D bewertet, für den Betrieb mit kurzen Unterbrechungen die Punkte A, B und D, und für den Betrieb mit langen Unterbrechungen die Punkte A bis D.

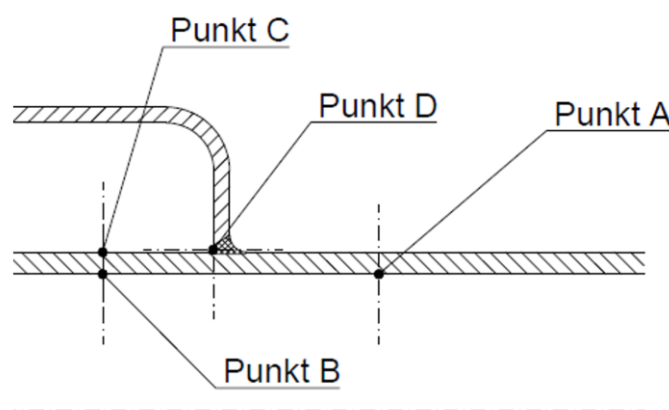


Abbildung 4.28: Auswertungspunkte A, B, C und D des Doppelrohr-Wärmetauschers [1]

Die mit der Duktilitätserschöpfungsregel errechneten Auslastungen $D_{c,DEM}$ für den stationären Betrieb sowie den Betrieb mit kurzen und langen Unterbrechungen sind in Tabelle 30, Tabelle 31 und Tabelle 32 angeführt.

Tabelle 30: Auslastungen in Punkt A und Punkt D des Doppelrohr-Wärmetauschers bei stationärem Betrieb

	Stationärer Betrieb	
	Punkt A-Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt D-Innenrohr X8CrNiNb16-13
Maximale akkumulierte Vergleichskriechdehnung $\varepsilon_{cr,acc,sim}$ [mm/mm]	$1,24 \cdot 10^{-3}$	$7,24 \cdot 10^{-4}$
Kriechdehngrenze aus DBF mit Lebensdauerüberwachung $\varepsilon_{cr,grenz}$ [mm/mm]	$5,59 \cdot 10^{-3}$	$5,59 \cdot 10^{-3}$
Duktilitätserschöpfung $D_{c,DEM}$ Einheit: [-]	0,222	0,130

Tabelle 31: Auslastungen in den Punkten A, B und D des Doppelrohr-Wärmetauschers bei Betrieb mit kurzen Unterbrechungen

	Kurze Unterbrechungen		
	Punkt A-Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt B-Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt D-Schweißnaht 80%X6CrNi18-10
Maximale akkumulierte Vergleichskriechdehnung $\varepsilon_{cr,acc,sim}$ [mm/mm]	$1,33 \cdot 10^{-3}$	$1,50 \cdot 10^{-3}$	$2,35 \cdot 10^{-4}$
Kriechdehnungsgrenze aus DBF mit Lebensdauerüberwachung $\varepsilon_{cr,grenz}$ [mm/mm]	$5,66 \cdot 10^{-3}$	$5,66 \cdot 10^{-3}$	$1,62 \cdot 10^{-3}$
Duktilitätserschöpfung $D_{c,DEM}$ Einheit: [-]	0,235	0,265	0,145

Tabelle 32: Auslastungen in den Punkten A, B, C und D des Doppelrohr-Wärmetauschers bei Betrieb mit langen Unterbrechungen

	Lange Unterbrechungen			
	Punkt A- Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt B- Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt C- Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt D- Schweißnaht 80%X6CrNi18-10
Maximale akkumulierte Vergleichskriechdehnung $\varepsilon_{cr,acc,sim}$ [mm/mm]	$1,12 \cdot 10^{-3}$	$2,65 \cdot 10^{-3}$	$7,65 \cdot 10^{-4}$	$4,93 \cdot 10^{-4}$
Kriechdehnungsgrenze aus DBF mit Lebensdauerüberwachung $\varepsilon_{cr,grenz}$ [mm/mm]	$5,66 \cdot 10^{-3}$	$5,66 \cdot 10^{-3}$	$5,66 \cdot 10^{-3}$	$1,62 \cdot 10^{-3}$
Duktilitätserschöpfung $D_{c,DEM}$ Einheit: [-]	0,198	0,468	0,135	0,304

Es kann angemerkt werden, dass bei der Bewertung der Schweißnaht die Stelle des Maximums nach 10.000 Stunden, welche in Tabelle 28 und Tabelle 29 zur Bewertung herangezogen wird, minimal geringere Auslastungen aufweist als Punkt D in Tabelle 31 und Tabelle 32. Somit ist die maximale Stelle nach 10.000 Stunden nicht zwingend die Stelle mit der höchsten Auslastung. In Tabelle 33, Tabelle 34 und Tabelle 35 werden die Auslastungen $D_{c,Sim}$ ohne Variation des Kriechgesetzes aus [1], den Auslastungen $D_{c,DEM}$ der vorliegenden Arbeit in den jeweiligen Bewertungspunkten gegenüberstellt.

Tabelle 33: Vergleich der Auslastungen aus [1] und den in dieser Arbeit errechneten: Doppelrohr-Wärmetauscher in Punkt A und Punkt D bei stationärem Betrieb

	Stationärer Betrieb	
	Punkt A-Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt D-Innenrohr X8CrNiNb16-13
Duktilitätserschöpfung $D_{c,DEM}$ Einheit: [-]	0,222	0,130
Duktilitätserschöpfung $D_{c,Sim}$ aus [1] Einheit: [-]	0,0477	0,0699
Abweichung bezogen auf $D_{c,DEM}$: $\frac{D_{c,DEM}-D_{c,Sim}}{D_{c,DEM}}$ in [%]	78,5	46,0

Tabelle 34: Vergleich der Auslastungen aus [1] und den in dieser Arbeit errechneten: Doppelrohr-Wärmetauscher in Punkt A, B und D bei Betrieb mit kurzen Unterbrechungen

	Kurze Unterbrechungen		
	Punkt A- Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt B- Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt D- Schweißnaht 80%X6CrNi18-10
Duktilitätserschöpfung $D_{c,DEM}$ Einheit: [-]	0,235	0,265	0,145
Duktilitätserschöpfung $D_{c,Sim}$ aus [1] Einheit: [-]	0,0516	0,0761	0,154
Abweichung bezogen auf $D_{c,DEM}$: $\frac{ D_{c,DEM}-D_{c,Sim} }{D_{c,DEM}}$ in [%]	78,0	71,3	6,21

Tabelle 35: Vergleich der Auslastungen aus [1] und den in dieser Arbeit errechneten: Doppelrohr-Wärmetauscher in Punkt A, B, C und D bei Betrieb mit langen Unterbrechungen

	Lange Unterbrechungen			
	Punkt A- Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt B- Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt C- Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt D- Schweißnaht 80%X6CrNi18-10
Duktilitätserschöpfung $D_{c,DEM}$ Einheit: [-]	0,198	0,468	0,135	0,304
Duktilitätserschöpfung $D_{c,Sim}$ aus [1] Einheit: [-]	0,0395	0,106	0,0550	0,761
Abweichung bezogen auf $D_{c,DEM}$: $\frac{ D_{c,DEM}-D_{c,Sim} }{D_{c,DEM}}$ in [%]	80,1	77,4	59,3	150,3

Werden die Auslastungen (Tabelle 33, Tabelle 34 und Tabelle 35) betrachtet, so wird deutlich, dass bei der Methode aus dieser Arbeit im Allgemeinen höhere Auslastungen errechnet werden. Um dies näher zu analysieren, werden als nächstes die Kriechdehnungen verglichen. Die Spannungen in diesem Beispiel bestehen vorwiegend aus verformungsgesteuerten Wärmespannungen aufgrund von Temperaturdifferenzen. Wie in Kapitel 4.1.6 beschrieben, ist der Korrekturfaktor KF in solchen Fällen nicht anwendbar. Die Kriechdehnungen werden direkt ohne Anwendung des Korrekturfaktors verglichen.

Tabelle 36: Vergleich der Vergleichskriechdehnungen aus [1] mit den in dieser Arbeit errechneten:
Doppelrohr-Wärmetauscher in Punkt A und Punkt D bei stationärem Betrieb

	Stationärer Betrieb	
	Punkt A-Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt D-Innenrohr X8CrNiNb16-13
Vergleichskriechdehnung [mm/mm] Sinus-hyperbolicus ε_{cr_Sim}	$1,24 \cdot 10^{-3}$	$7,24 \cdot 10^{-4}$
Vergleichskriechdehnung [mm/mm] Norton aus [1] ohne Korrektur ε_{Norton}	$1,25 \cdot 10^{-3}$	$1,50 \cdot 10^{-4}$
Differenz $\Delta: \varepsilon_{cr_Sim} - \varepsilon_{Norton_korr}$ [mm/mm]	$1,00 \cdot 10^{-5}$	$5,74 \cdot 10^{-4}$

Tabelle 37: Vergleich der Vergleichskriechdehnungen aus [1] mit den in dieser Arbeit errechneten:
Doppelrohr-Wärmetauscher in Punkte A, B, D bei Betrieb mit kurzen Unterbrechungen

	Kurze Unterbrechungen		
	Punkt A- Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt B- Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt D- Schweißnaht 80%X6CrNi18-10
Vergleichskriechdehnung [mm/mm] Sinus-hyperbolicus ε_{cr_Sim}	$1,33 \cdot 10^{-3}$	$1,49 \cdot 10^{-3}$	$1,94 \cdot 10^{-4}$
Vergleichskriechdehnung [mm/mm] Norton aus [1] ohne Korrektur ε_{Norton}	$1,37 \cdot 10^{-3}$	$2,01 \cdot 10^{-3}$	$3,26 \cdot 10^{-4}$
Differenz $\Delta: \varepsilon_{cr_Sim} - \varepsilon_{Norton_korr}$ [mm/mm]	$4,00 \cdot 10^{-5}$	$5,20 \cdot 10^{-4}$	$1,32 \cdot 10^{-4}$

Tabelle 38: Vergleich der Vergleichskriechdehnungen aus [1] mit den in dieser Arbeit errechneten:
Doppelrohr-Wärmetauscher Punkte A bis D bei Betrieb mit langen Unterbrechungen

	Lange Unterbrechungen			
	Punkt A- Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt B- Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt C- Innenrohr X8CrNiNb16-13	Punkt D- Schweißnaht 80%X6CrNi18-10
Vergleichskriechdehnung [mm/mm] Sinus-hyperbolicus ε_{cr_Sim}	$1,12 \cdot 10^{-3}$	$2,63 \cdot 10^{-3}$	$5,59 \cdot 10^{-4}$	$2,87 \cdot 10^{-4}$
Vergleichskriechdehnung [mm/mm] Norton aus [1] ohne Korrektur ε_{Norton}	$1,12 \cdot 10^{-3}$	$3,02 \cdot 10^{-3}$	$1,40 \cdot 10^{-3}$	$1,38 \cdot 10^{-3}$
Differenz $\Delta: \varepsilon_{cr_Sim} - \varepsilon_{Norton_korr}$ [mm/mm]	0,00	$3,90 \cdot 10^{-4}$	$8,41 \cdot 10^{-4}$	$1,09 \cdot 10^{-3}$

Bei Gegenüberstellung der Vergleichskriechdehnungen aus [1] und jenen dieser Arbeit zeigt sich, dass im ungestörten Bereich in Punkt A sowohl für den stationären Betrieb als auch für den Betrieb mit Unterbrechungen, identische oder nur geringfügig unterschiedliche Werte vorliegen. Weiters wird für den Betrieb mit langen Unterbrechungen der Punkt C an der Innenrohraußenseite sowie für den Betrieb mit kurzen und langen Unterbrechungen der Punkt B an der Innenrohrinnenseite analysiert. Tabelle 37 und Tabelle 38 zeigen, dass sich die Vergleichskriechdehnungen in Punkt B an der Innenseite des Innenrohrs ebenfalls nur geringfügig unterscheiden. In Punkt C an der Außenseite des Innenrohrs, der nur für den Betrieb mit langen Unterbrechungen analysiert wird, treten hingegen deutlichere Abweichungen der Vergleichskriechdehnungen auf, da dort eine stärkere Interaktion mit dem Außenrohr vorliegt.

Werden für die genannten Punkte, bei denen die Vergleichskriechdehnungen nahezu identisch sind, die Auslastungen (Tabelle 34, Tabelle 35, Tabelle 36) verglichen, so kann erkannt werden, dass die in dieser Arbeit berechneten Auslastungen deutlich höher ausfallen. Somit kann festgestellt werden, dass die erörterte Bewertungsmethode konservativer ist als jene aus [1].

Nach Auswertung der Ergebnisse in der Schweißnaht (Punkt D in Tabelle 33 und Tabelle 36) zeigt sich, dass im stationären Betrieb sowohl die Auslastung als auch die Vergleichskriechdehnung bei Anwendung des Sinus-hyperbolicus-Kriechgesetzes und dessen Bewertung höhere Werte aufweist als das Norton'sche

Kriechgesetz mit der zugehörigen Bewertung aus [1]. Bei einem Betrieb mit kurzen Unterbrechungen liegen die Vergleichskriechdehnungen insgesamt noch auf einem niedrigen Niveau; die ermittelten Auslastungen unterscheiden sich hierbei zwischen den Bewertungsmethoden nur geringfügig (siehe Tabelle 34 und Tabelle 37). Dieses Verhalten ändert sich jedoch bei einem Betrieb mit längeren Unterbrechungen. In diesem Fall steigen sowohl die Vergleichskriechdehnungen als auch die nach [1] bewerteten Auslastungen deutlich an und erreichen signifikant höhere Werte (siehe Tabelle 35 und Tabelle 38).

Allgemein zeigt sich, dass die Stelle der maximalen Auslastung gemäß den Erkenntnissen dieser Arbeit bei allen simulierten Betriebskonfigurationen im Innenrohr liegt und die Schweißnaht kaum ausgelastet ist. Im Gegensatz dazu liegt in [1] die Stelle mit der höchsten Auslastung in der Schweißnaht. Dies wird vor allem beim Betrieb mit langen Unterbrechungen deutlich. Eine mögliche Erklärung für diese erhöhte Kriechdehnung in [1] könnte sein, dass die Referenzspannung in [1] die Schweißnaht nicht optimal abbildet. Für die Angleichung des Kriechgesetzes basierend auf der Referenzspannung und den Ergebnissen aus der Simulation wird ein Erhöhungsfaktor verwendet, welcher in diesem Punkt mit einem Wert von rund 17 um ein Vielfaches höher ist als in den anderen Punkten [1].

4.3 Rohrverbindung

Bei dem Beispiel der Rohrverbindung wird ein spezieller, schweißtechnisch herausfordernder Fall betrachtet. Es handelt sich um eine Austenit-Ferrit-Mischverbindung, umgangssprachlich Schwarz-Weiß-Verbindung, bei der ein niedrig- oder unlegierter ferritischer Werkstoff mit einem hochlegierten nichtrostenden Werkstoff verschweißt wird [33].

Aus metallurgischer Betrachtung weisen Mischverbindungen einige Besonderheiten auf, die berücksichtigt werden müssen. Unter anderem unterscheiden sich die thermische Leitfähigkeit und die Wärmeausdehnung von ferritischen und austenitischen Werkstoffen stark, was bei Temperaturwechseln zu kritischen Spannungen im Fügebereich führt. Durch die schmelzmetallurgische Vermischung der beiden Werkstoffe können unerwünschte spröde intermetallische Phasen oder neue Gefügebestandteile, wie Martensit, entstehen. Des Weiteren erhöht sich vor allem durch das große Erstarrungsintervall und der Bildung eines grobkörnigen Gefüges die Heißrissneigung, was ebenfalls unerwünscht ist. Bei Temperaturen über 300 °C kann es auch zu einer Kohlenstoffdiffusion vom niedriger legierten zum hoch legierten Werkstoffpartner kommen, was eine entkohlte Zone im ferritischen Werkstoff und einen unerwünschten spröden Martensit- und Karbidsaum im Übergangsbereich des austenitischen Werkstoffs zur Folge hat [34].

Aufgrund dieser schweißtechnischen Herausforderungen werden Austenit-Ferrit-Verbindungen laut DVS3011 [35] in Abhängigkeit von der vorherrschenden Temperatur in vier Beanspruchungsgruppen aufgeteilt:

- I. Beanspruchungsgruppe I, für Betriebstemperaturen im kaltzähen Bereich
- II. Beanspruchungsgruppe II, für Betriebstemperaturen bis zu maximal 350 °C
- III. Beanspruchungsgruppe III, für Betriebstemperaturen von 300 °C bis 550 °C
- IV. Beanspruchungsgruppe IV, für Betriebstemperaturen über 550 °C

Die Einteilung in diese Temperaturbereiche beruht auf den bei Temperaturen von 300 °C beziehungsweise 350 °C thermisch aktivierten Diffusionsprozessen sowie den Betrieb im Zeitstandbereich und der Gefahr der Rekristallisation bei Temperaturen über 550 °C. Wenn Schweißverbindungen neben der Betriebstemperatur noch zusätzlichen mechanischen, korrosiven und/oder

thermischen Wechselbeanspruchungen ausgesetzt sind, erfolgt eine weitergehende Einteilung in Beanspruchungsgruppen nach DVS0928 [33], [34], [35], [36].

4.3.1 Problemstellung

Das Beispiel soll eine Rohrverbindung aus einem ferritischen und einem austenitischen Werkstoff unter konstantem Druck bei sich ändernder Temperatur darstellen. Die Rohre sind durch einen voll angearbeiteten V-Stumpfstoß verbunden (siehe Abbildung 4.29).

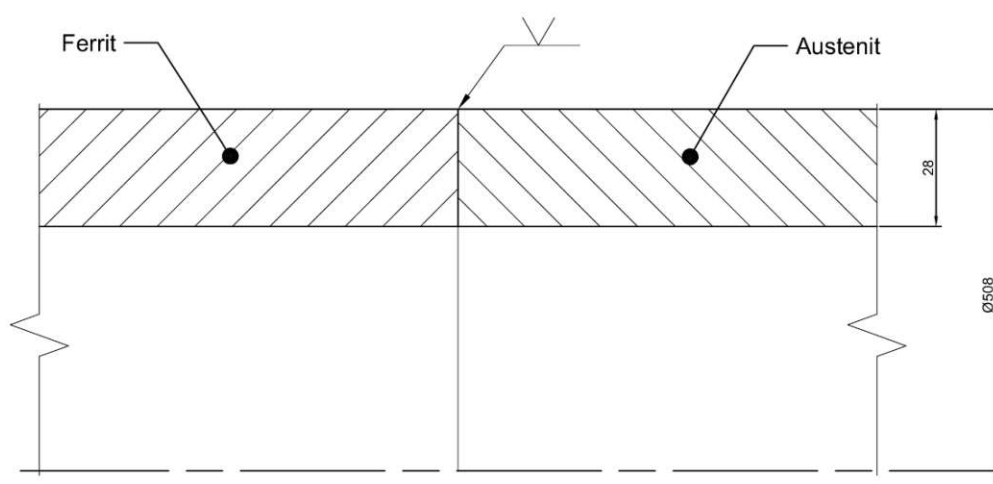


Abbildung 4.29: Schematische Konstruktionszeichnung der Rohrverbindung

Durch das Rohr fließt im stationären Betrieb ein Medium mit 500 °C. Alle 500 Stunden wird das Rohr für eine Stunde mit einem 300 °C temperierten Medium durchflutet. Der Übergang zwischen den Temperaturniveaus erfolgt so schnell (Beschreibung weiter unten), dass eine transiente thermische Analyse notwendig ist. Des Weiteren wurde alle 1.250 Stunden eine Stunde des Grenzbetriebs simuliert. Somit ergeben sich drei Lastfälle, die in Tabelle 39 gelistet und in Abbildung 4.30 in Diagrammen veranschaulicht sind.

Tabelle 39: Übersicht der Lastfälle der Rohrverbindung

Lastfall	k	p_i [MPa]	T_{Rohr} [°C]
stationärer Betrieb	1	2,00	500 °C
Durchflutung	2	0,50	300 °C
Grenzbetrieb	3	2,70	550 °C

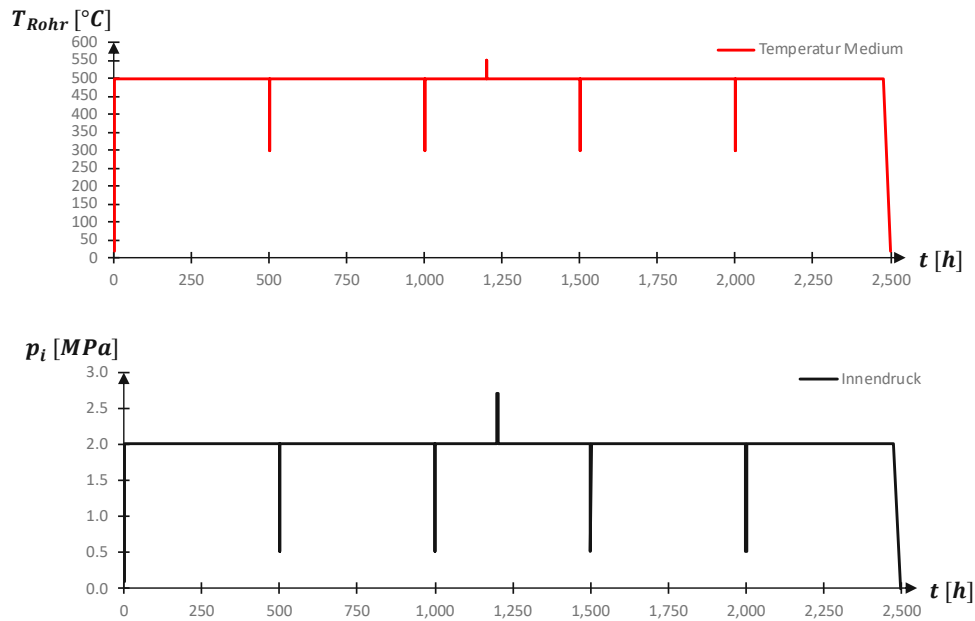


Abbildung 4.30: Last- und Temperaturverlauf eines Belastungszyklus der Rohrverbindung

Das An- und Abfahren wird in Form einer linearen Steigerung beziehungsweise Absenkung von Druck und Temperatur innerhalb einer gewissen Zeit festgelegt. Während das Anfahren mit einer Zeit von einer Stunde definiert ist, wird der Vorgang des Runterfahrens über eine Zeit von 24 Stunden getätigt bis das System durch die Konvektion auf rund 20 °C abgekühlt ist. Nach 2.500 Stunden endet ein vollständiger Zyklus, welcher insgesamt 40-mal durchfahren wird. Daraus ergibt sich eine Lebensdauer von 100.000 Stunden.

Die Übergänge zwischen den Lastfällen werden durch lineare Variation von Mediumtemperatur und Druck realisiert. Dabei wird die Übergangszeit zu den einstündigen Durchflutungen sowie zum Grenzbetrieb mit 10 Minuten definiert; jene von den Durchflutungen sowie dem Grenzbetrieb zu den längeren Intervallen bei konstanter Temperatur, mit einer Stunde.

4.3.2 Geometrie

Bei den Rohren wird die Standardrohrgröße DN500 mit einem Außendurchmesser D_e von 508 mm nach EN10220 herangezogen. Die Nennwandstärke wird ebenfalls nach EN10220 auf $e_n = 28$ mm festgelegt. Die Blechdickentoleranzen werden von der jeweiligen Werkstoffnorm EN10216-2, Toleranzklasse T2, und EN10216-5 für nahtlose Rohre entnommen. Es ergibt sich für beide Rohre ein unteres Grenzmaß von -12,5 % von e_n . Nach Abzug der Blechdickentoleranz $\delta_e = 3,5$

mm und des Korrosionszuschlages c von einem Millimeter, errechnet sich eine Berechnungswandstärke von $e_a = 23,5$ mm. Somit ergibt sich ein mittlerer Durchmesser D_m von 484,5 mm (siehe Abbildung 4.31) [37].

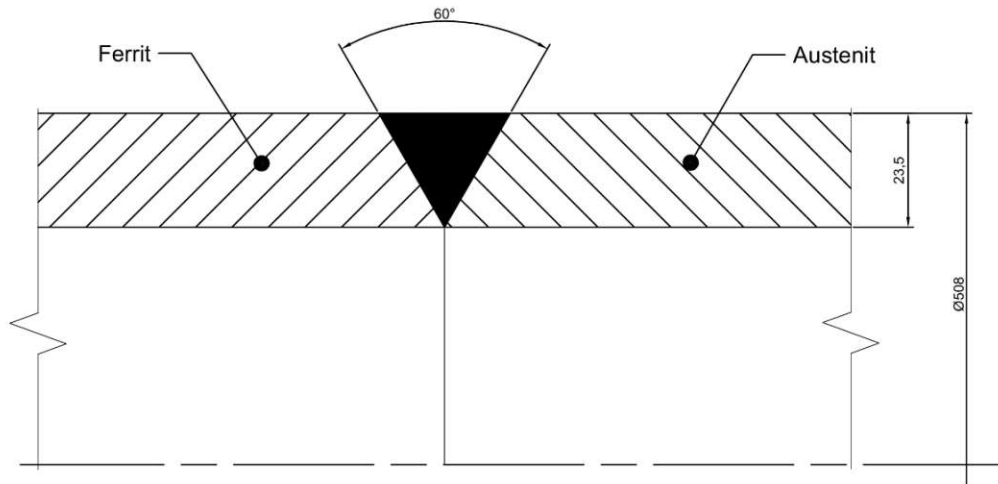


Abbildung 4.31: Modellierter Geometrie der Rohrverbindung

Als ferritischer Grundwerkstoff wird der warmfeste, niedriglegierte 13CrMo4-5, der nach EN13445-2 zur Werkstoffgruppe 5.2 zählt und bis zu Temperaturen von 550 °C einsetzbar ist, gewählt. Der zweite Grundwerkstoff ist der nichtrostende, austenitische Chrom-Nickel-Stahl X6CrNi18-10 aus der Werkstoffgruppe 8.2. Bei beiden Werkstoffen trifft man, wie schon beim Doppelrohr-Wärmetauscher, auf das Problem, dass in der Normenreihe EN10216 für nahtlose Rohre keine Kriechdehngrenzen angegeben sind. Aus diesem Grund werden die benötigten Kriechdehngrenzen aus der Normenreihe EN10028 für gewalzte Bleche entnommen [13], [30], [31], [32], [38].

Durch den gegebenen Temperaturverlauf mit einer stationären Temperatur von 500 °C fällt die Schweißverbindung der Mischverbindung in die Beanspruchungsgruppe III, was spezielle Anforderungen an das eingesetzte Schweißgut mit sich bringt. Da es sich gemäß EN13445-3 bei Rundnähten nicht um maßgebende Nähte handelt, kann jedoch der Schweißnahtfaktor z als eins festgelegt werden [9], [34].

Um die Werkstoffe an ihre Grenzen zu bringen, wird aus der kriechrelevanten Berechnungsnennspannung gemäß Formel (2.21) ein maximaler Innendruck für die schwächste Komponente des Verbunds, welche die Schweißnaht mit 80%-igen Zeitstandwerkstoffkennwerten des ferritischen Grundwerkstoffs ist, errechnet und

auf die Rohrverbindung aufgetragen. Nach Formel (2.21) ergibt sich mit den verminderten Werkstoffkennwerten für die Schweißnaht (Tabelle A. 17 und Tabelle A. 18) eine maximale kriechrelevante Berechnungsnennspannung f_{creep} für einen Betrieb ohne Lebensdauerüberwachung bei der im Lastverlauf höchsten vorkommenden Temperatur von 550 °C im Grenzbetrieb von 28,8 MPa.

$$f_{creep} = \min \left(\frac{R_{m,T,t}}{SF_C}; R_{p1\%,T,t} \right) = \min \left(\frac{153 \text{ MPa} \cdot 0,8}{1,5}; 36 \text{ MPa} \cdot 0,8 \right) = 28,8 \text{ MPa} \quad (4.4)$$

Nach EN13445-3, Kapitel 7.4.2, ergibt sich daraus ein maximal möglicher Wert für den maximal zulässigen Innendruck p_{max} gemäß Formel (4.5).

$$p_{max} = \frac{2 \cdot f_{creep} \cdot z \cdot e_a}{D_m} = \frac{2 \cdot 28,8 \text{ MPa} \cdot 1 \cdot 23,5 \text{ mm}}{484,5 \text{ mm}} = 2,794 \text{ MPa} \quad (4.5)$$

Aus dem errechneten Maximaldruck p_{max} werden ein maximal zulässiger Druck $PS = 2,7 \text{ MPa}$ und ein konstanter Betriebsinnendruck p_i von 2,0 MPa definiert.

Wie oben erwähnt, werden in der harmonisierten Werkstoffnorm für nahtlose Rohre, EN10216-2 und EN10216-5, keine 1%-Zeitdehngrenzen $R_{p1\%,T,t}$ angegeben. Deshalb wurden für die Zeitdehngrenzen die Werkstoffnormen EN10028-2 und EN10028-7 für gewalzten Stahl herangezogen [13], [30], [31], [32].

4.3.3 Eingabeparameter und Modellaufbau

In früheren Publikationen, die sich mit der Simulation ferritisch-austenitischer Mischverbindungen und deren Kriechverhalten befassten, wurde der Schweißzusatzwerkstoff der Schweißnaht festgelegt und als eigenes Material einschließlich seines Kriechverhaltens mitmodelliert. Zusätzlich wurde die Wärmeeinflusszone als ein oder mehrere Übergangsbereiche zwischen Schweißnaht und Grundmaterial berücksichtigt, um das Material- und Kriechverhalten möglichst realitätsnah abzubilden. Allerdings ist die verfügbare Datenlage zu Kriechkennwerten in Schweißnähten begrenzt, sodass sowohl die Modellierung der Wärmeeinflusszone als auch die zugrunde gelegten Kriechparameter häufig angenähert oder durch experimentelle Untersuchungen, wie in [39], gestützt werden müssen [39], [40], [41].

4.3.3.1 Werkstoffkennwerte: Rohrverbindung

In Tabelle 40 sind nochmals die Werkstoffe sowie deren Werkstoffgruppe und Werkstoffnormen der beiden verschweißten Rohre ersichtlich.

Tabelle 40: Übersicht der Werkstoffe der Rohrverbindung

Komponente	Werkstoff	Werkstoffgruppe	Werkstoffnorm
Ferritisches Rohr	13CrMo4-5	5.2	EN10216-2
Austenitisches Rohr	X6CrNi18-10	8.2	EN10216-5

Da der Zusatzwerkstoff, die Temperaturführung und Wärmebehandlung sowie die Aufmischung der Schweißung in diesem Beispiel nicht bekannt sind, wird mit einer einfach modellierten Schweißnaht gearbeitet, welche den genauen Werkstoff der Schweißnaht nicht widerspiegelt. Das Ziel ist es dabei, konservative Ergebnisse im Sinne des durchgeführten Nachweises zu erzielen, was leider zufolge möglicher ungleicher Kriecheigenschaften nicht wirklich sichergestellt werden kann. Folglich können durch den abrupten Übergang der Elastizitätsmodule sowie der Wärmeleitungen und -ausdehnungen, lokale Dehnungsüberhöhungen auftreten. Es wird angestrebt, das Gesamtverhalten konservativ im Sinne des gezeigten Nachweises abzubilden. Da der ferritische Werkstoff der weitaus kriechkritischere ist, wird, wie in [40], lediglich der Übergang zwischen Schweißnaht und ferritischem Werkstoff analysiert. Dafür werden die Werkstoffkennwerte der Schweißnaht so festgelegt, dass diese ein Maximum der Kriechdehnung im ferritischen Rohr erzeugen. Tabelle 41 zeigt, welche Werkstoffkennwerte des jeweiligen Grundwerkstoffs zur Definition der Schweißnaht im FE-Programm verwendet werden. Entsprechende Variationen der Festigkeitskennwerte werden im Zuge der Analyse in Kapitel 4.3.4 durchgeführt (siehe Tabelle 44).

Tabelle 41: Übersicht der Werkstoffparameter der Schweißnaht der Rohrverbindung

Physikalische Eigenschaften	Werkstoff	Verweis
Elastizitätsmodul	Austenit	Tabelle A.2; Gruppe 8.2
Wärmeausdehnung	Austenit	Tabelle A.3; Gruppe 8.2
Wärmeleitfähigkeit	Austenit	Tabelle A.4; Gruppe 8.2
Wärmekapazität	Austenit	Tabelle A.5; Gruppe 8.2

Festigkeitskennwerte	Werkstoff	Verweis
Fließgrenze	80% vom Austenit	Tabelle A. 16

Kriecheigenschaften	Werkstoff	Verweis
Kriechgesetz	80% vom Ferrit	Tabelle 42

4.3.3.2 Kriechkonstanten: Rohrverbindung

Durch den großen Temperaturbereich, der in diesem Beispiel durchfahren wird und der zeitabhängigen Temperaturrechnung, wird der Kriechbereich zwischen den Lastschritten des Öfteren verlassen. Um das Kriechverhalten dennoch zu beschreiben, wird das Kriechgesetz bis zu einer Mindesttemperatur hinterlegt. Wird diese unterschritten, kriecht der Werkstoff in der Simulation nicht weiter. Wie anfangs erwähnt, tritt Kriechen ungefähr ab einem Verhältnis $T/T_m = 0,3-0,4$ auf. Die minimale Schmelztemperatur T_m eines hochlegierten ferritischen Werkstoffs liegt bei rund 1.425 °C und jene eines austenitischen Edelstahl bei rund 1.400 °C. Wird die niedrigere Schmelztemperatur ins Verhältnis zur Betriebstemperatur T gesetzt, so kann eine minimale Temperatur ermittelt werden, bei dem der Werkstoff noch kriecht. So kann bestimmt werden bis zu welcher Temperatur das Kriechgesetz in das Finite-Elemente-Programm implementiert werden muss [42].

- bei $T = 500 \text{ °C}$: $\frac{T}{T_m} = \frac{500 \text{ °C}}{1400 \text{ °C}} = 0,357$
- bei $T = 450 \text{ °C}$: $\frac{T}{T_m} = \frac{450 \text{ °C}}{1400 \text{ °C}} = 0,321$
- bei $T = 400 \text{ °C}$: $\frac{T}{T_m} = \frac{400 \text{ °C}}{1400 \text{ °C}} = 0,286$

Es ist erkennbar, dass bei einer Temperatur von 400 °C das Grenzverhältnis unterschritten wird. Daher wird das Kriechgesetz bis zu dieser Temperatur in der Werkstoffdatenbank von ANSYS® hinterlegt. In den Werkstoffnormen EN10028-2 und EN10028-7, aus welchen die Zeitdehngrenzen entnommen werden, sind diese nur ab einer Temperatur von 450 °C für den ferritischen und ab 500 °C für den austenitischen Werkstoff gegeben. Aus diesem Grund werden die Zeitdehngrenzen gemäß Abbildung 4.32 logarithmisch bis zu einer Temperatur von 400 °C extrapoliert.

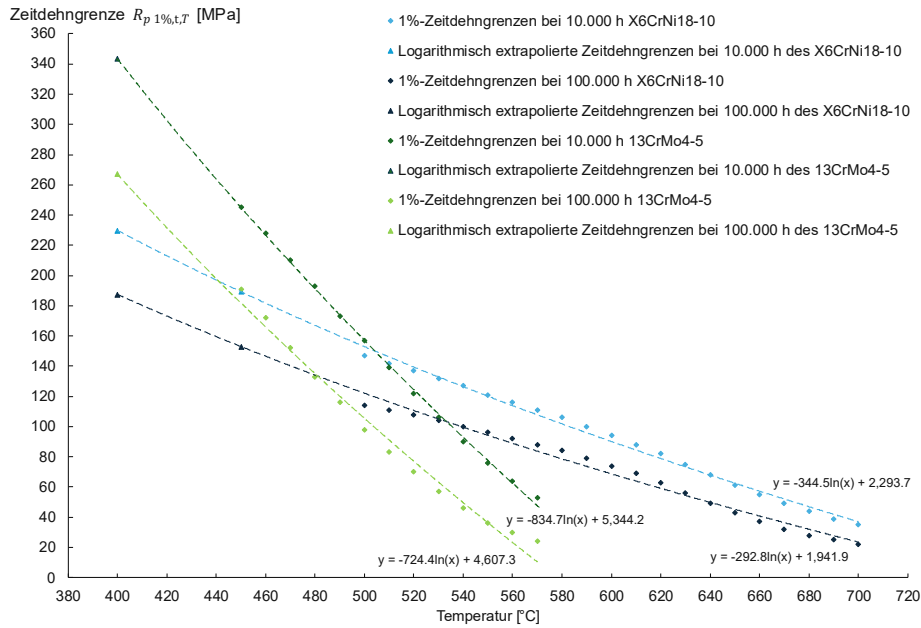


Abbildung 4.32: Zeitdehngrenzen bei 10.000 Stunden und 100.000 Stunden bei verschiedenen Temperaturen für die Werkstoffe 13CrMo4-5 und X6CrNi18-10 und deren logarithmische Regressionsfunktionen zur Extrapolation

Die nach Gleichungssystem (2.27) und (2.28) berechneten Kriechkonstanten sind in Tabelle 42 ersichtlich.

Tabelle 42: Berechnete Kriechkonstanten für die Rohrverbindung

Komponente:	Ferritisches Rohr:		Austenitisches Rohr:		Schweißnaht:	
Werkstoff	13CrMo4-5		X6CrNi18-10		80% 13CrMo4-5	
Kriechkonstanten für Spannungen in MPa						
Lastfall 1- Stationär						
Temperatur	C ₁	C ₂	C ₁	C ₂	C ₁	C ₂
500 °C	1,21·10 ⁻¹²	3,90·10 ⁻²	1,95·10 ⁻¹⁴	6,98·10 ⁻²	1,21·10 ⁻¹²	4,88·10 ⁻²
Kriechkonstanten für Spannungen in MPa						
Lastfall 2- Durchflutung						
Temperatur	C ₁	C ₂	C ₁	C ₂	C ₁	C ₂
400 °C	1,77·10 ⁻¹⁴	3,02·10 ⁻²	2,08·10 ⁻¹⁵	5,43·10 ⁻²	1,77·10 ⁻¹⁴	3,78·10 ⁻²
450 °C	1,61·10 ⁻¹⁴	4,26·10 ⁻²	4,28·10 ⁻¹⁵	6,22·10 ⁻²	1,61·10 ⁻¹⁴	5,33·10 ⁻²
480 °C	3,37·10 ⁻¹³	3,84·10 ⁻²	4,74·10 ⁻¹⁵	6,99·10 ⁻²	3,37·10 ⁻¹³	4,80·10 ⁻²
520 °C	2,52·10 ⁻¹²	4,42·10 ⁻²	1,05·10 ⁻¹⁴	7,94·10 ⁻²	2,52·10 ⁻¹²	5,53·10 ⁻²
550 °C	7,22·10 ⁻¹²	5,72·10 ⁻²	8,03·10 ⁻¹⁵	9,21·10 ⁻²	7,22·10 ⁻¹²	7,14·10 ⁻²

Für das linearelastische-idealplastische Werkstoffgesetz wird die 1%-Dehngrenze $R_{p1\%,T}$ als Fließgrenze für den austenitischen Werkstoff und die 0,2%-Streckgrenze $R_{p0,2\%,T}$ für den ferritischen Werkstoff eingesetzt. Für die Schweißnaht wird, wie in den anderen Beispielen, die 80%-ige Festigkeit des schwächeren – in diesem Fall des austenitischen Werkstoffs – herangezogen. Die Streckgrenzen für Temperaturen, die über den in der Werkstoffnorm angegeben maximalen Temperaturen liegen, werden nach EN13445-3, Anhang S, extrapoliert. Die verwendeten Werte für die Fließgrenzen sind im Anhang A in Tabelle A. 15 sowie Tabelle A. 16 gelistet [30], [31].

Da eine transiente Analyse durchgeführt wird, müssen neben der Wärmeausdehnung und der Wärmeleitfähigkeit, die Wärmekapazitäten für die Werkstoffe definiert werden. Diese werden nach EN13445-3, Anhang O, berechnet. Dort sind zwei Werte für die Wärmekapazität zu finden: der Wert c_{pdiff} und $c_{p20,T}$. Für die Analyse wird der Wert für c_{pdiff} herangezogen, welcher ein momentaner differentieller Wert bei der vorliegenden Temperatur ist. Temperaturabhängige Werte für Dichte, E-Modul, Wärmeleitfähigkeit, -ausdehnung und -kapazität sind dem Anhang A (Tabelle A.1bis Tabelle A.5) zu entnehmen [9].

4.3.3.3 Modellaufbau: Rohrverbindung

Das Modell der Rohrverbindung wird als zweidimensionales rotationssymmetrisches, nach der Geometrie aus Abbildung 4.31, erstellt. Als Last wird auf der Rohrinneiseite ein Innendruck und auf der einen Stirnseite die dazugehörige Längsspannung gemäß Abbildung 4.33 und Tabelle 45 auf das Modell aufgebracht. Durch die Rotationssymmetrie werden die Freiheitsgrade in x und z gesperrt, sodass als zusätzliche Randbedingung lediglich die Verschiebung eines Rohrendes in y- Richtung null gesetzt werden muss (siehe Abbildung 4.33).

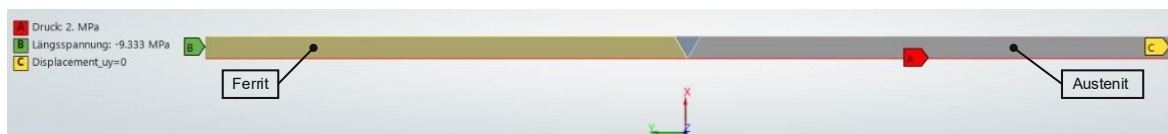


Abbildung 4.33: Aufgebrachte Lasten und Randbedingungen für die Rohrverbindung

Tabelle 43: Berechnete Längsspannungen für die Lastfälle der Rohrverbindung

Lastfall	k	Herrschender Druck p_i [MPa]	Längsspannung σ_L [MPa]
stationärer Betrieb	1	2,00	9,33
Durchflutung	2	0,50	2,33
Grenzbetrieb	3	2,70	12,60

Vor der statischen Strukturanalyse ist noch eine thermisch transiente Rechnung vorgeschaltet, um das Temperaturfeld über die Zeit in der Struktur zu ermitteln. Dafür wird auf der Innenseite eine Konvektionsrandbedingung mit zeitabhängiger Mediumtemperatur (siehe Abbildung 4.30) und ein während des Hochfahrens und des Betriebs konstanter Wärmeübergangskoeffizient für fließende Medien von $10,8 \text{ kW/m}^2\text{K}$ aufgebracht. Beim Runterfahren wird der Fluss des Mediums unterbrochen und das System kühlt mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von $1,16 \text{ kW/m}^2\text{K}$ auf die Umgebungstemperatur von 20 °C ab.

Da bei einer Schwarz-Weiß-Verbindung Materialien mit sehr unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften aufeinandertreffen und keine Pufferzone modelliert wird, in der die Materialeigenschaften von einem Material in das andere stetig überlaufen, wird zusätzlich überprüft, wie groß die numerischen Materialsingularitäten an der Grenzfläche sind. Dafür wird das Modell mit drei Netzfeinheiten an der Oberfläche durchgerechnet und der Verlauf im Stoßbereich entlang der Rohrrinnen- und Rohraußenseite analysiert. Das grobe Netz hat eine Elementkantenlänge von 3 mm , das mittlere 1 mm und das feine eine lokale Verfeinerung von $0,1 \text{ mm}$ im Übergangsbereich der Komponenten.

4.3.4 Analyse und Ergebnisse

Wie in Abbildung 4.34 zu sehen, stellt sich bei änderndem Netz kein konvergierter Wert im Übergang zwischen Schweißnaht und Grundmaterial ein, was auf Singularitäten durch die Materialdiskontinuität hindeutet.

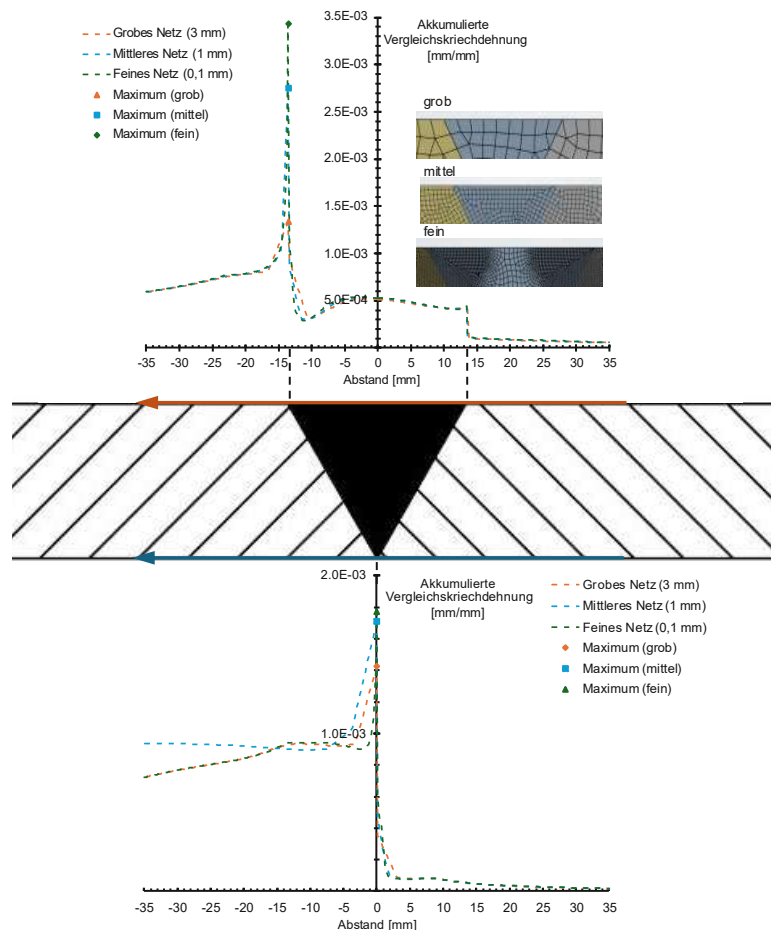


Abbildung 4.34: Verlauf der Kriechdehnung in Abhängigkeit der Netzfeinheit bei Ende des Lastverlaufs mit Durchflutungen nach 10.000 Stunden; oben: Verlauf entlang der Rohraußenseite (orangener Pfeil); unten: Verlauf entlang der Rohrrinnenseite (blauer Pfeil)

In weiterer Folge wird aus Gründen der Rechenressourcen mit dem mittleren Netz mit einer Elementkantenlänge von 1 mm in der Schweißnaht und im Übergang weitergearbeitet. Wie auch schon bei den bisherigen Beispielen, wird zuerst der stationäre Lastfall über 100.000 Stunden betrachtet und in weiterer Folge 10.000 Stunden des tatsächlichen Lastverlaufs mit der Durchflutung gemäß Abbildung 4.30.

Wie in Tabelle 41 zu sehen, wird als Fließgrenze für die Schweißnaht 80 % der Festigkeit des schwächeren Grundwerkstoffs, des Austenits, gewählt. Zur Bestimmung der Kriechkonstanten werden 80 % der Zeitdehngrenzen des kriechkritischeren Ferrits herangezogen. Um die Auswirkungen einer festeren Schweißnaht zu analysieren, wird das Modell weiters mit unterschiedlichen Schweißnahtfestigkeiten berechnet.

Tabelle 44: Zusammensetzung der Schweißnaht bei unterschiedlichen Festigkeiten

Schweißnahtfestigkeit	Kriechgesetz	Fließgrenze
Undermatching	80 % vom Ferrit	80 % vom Austenit
Matching	100 % vom Ferrit	100 % vom Austenit
Overmatching	120 % vom Ferrit	120 % vom Austenit

Abbildung 4.35 und Abbildung 4.36 zeigen den Verlauf der Vergleichskriechdehnung entlang der Rohraußenseite (oranger Pfeil in Abbildung 4.34) bei unterschiedlichen Schweißnahtfestigkeiten gemäß Tabelle 44.

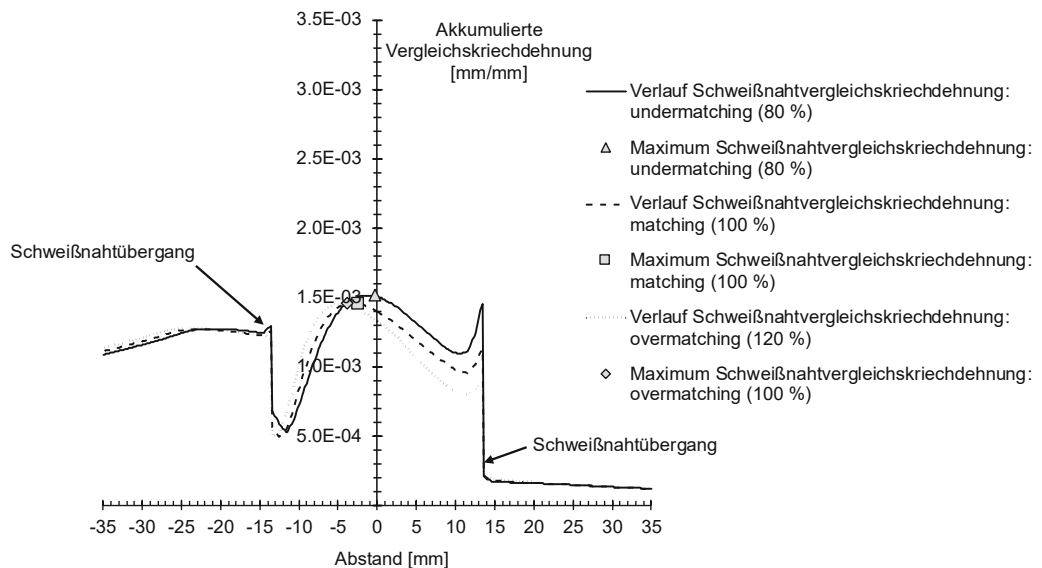


Abbildung 4.35: Verlauf der akkumulierten Vergleichskriechdehnung bei unterschiedlichen Schweißnahtfestigkeiten entlang der Rohraußenseite bei stationärem Betrieb; $t = 100.000 \text{ h}$

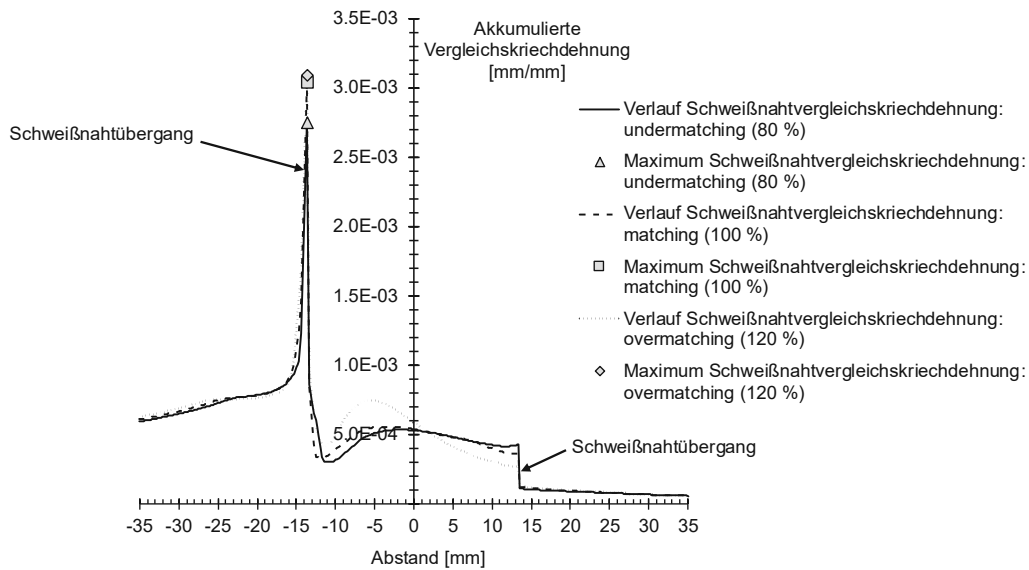


Abbildung 4.36: Verlauf der akkumulierten Vergleichskriechdehnung bei unterschiedlichen Schweißnahtfestigkeiten entlang der Rohraußenseite bei Betrieb mit Lastverlauf; $t = 10.000 \text{ h}$

Für den stationären Betrieb ergibt die Analyse mit der niedrigsten Schweißnahtfestigkeit (Abbildung 4.35) die höchsten und somit kritischsten Kriechdehnungen. Bei der Analyse des Verlaufs mit Durchflutungen aus Abbildung 4.36, kann erkannt werden, dass sich der Verlauf der Kriechdehnung in der Schweißnaht minimal unterscheidet. Jedoch ist der Unterschied in der Schweißnahtmitte und somit im Bewertungspunkt gering und die Kriechdehnungen haben nahezu denselben Wert.

In beiden Verläufen sieht man, dass Unterschiede an den Grenzflächen von Schweißnaht zu Grundmaterial auftreten, diese jedoch lediglich lokal sind und die Nennkriechdehnungen, die zur Bewertung herangezogen werden, nahezu ident sind. Daraus resultiert, dass eine Variation der Schweißnahtfestigkeit keine signifikanten Einflüsse auf die Bewertung hat.

Die Temperaturverläufe während und nach der Durchflutung aus der transienten thermischen Analyse und die daraus entstehenden Wärmespannungen sind in Abbildung 4.37, Abbildung 4.38, Abbildung 4.39 sowie Abbildung 4.40 dargestellt.

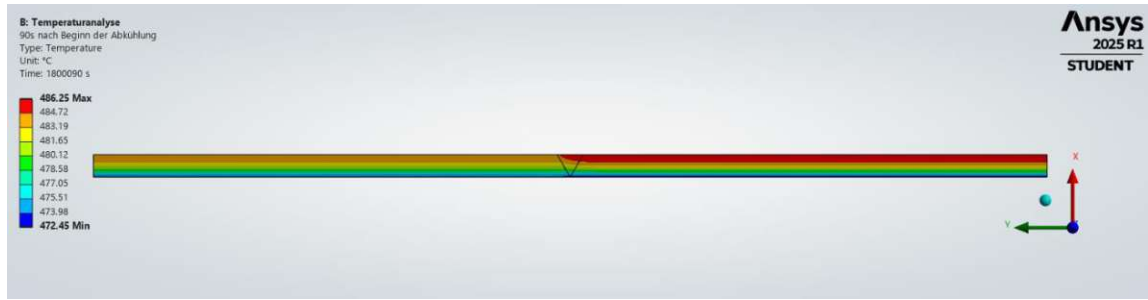


Abbildung 4.37: Temperaturverlauf in der Rohrverbindung 90 Sekunden nach Beginn der Durchflutung; $t = 1800090$ s

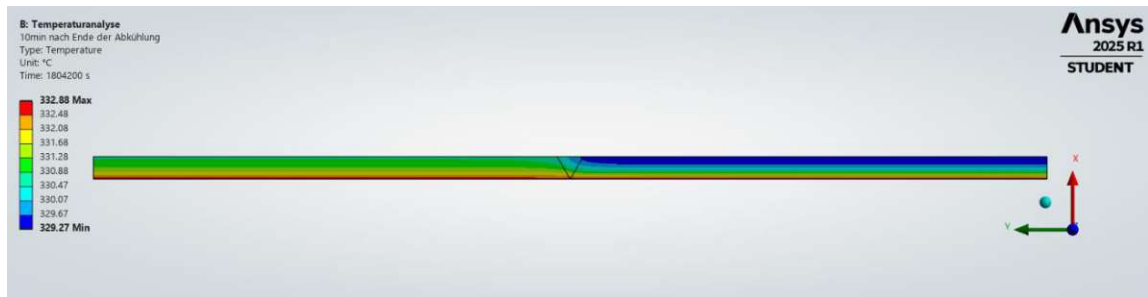


Abbildung 4.38: Temperaturverlauf in der Rohrverbindung 10 Minuten nach Ende der Durchflutung; $t = 1804200$ s

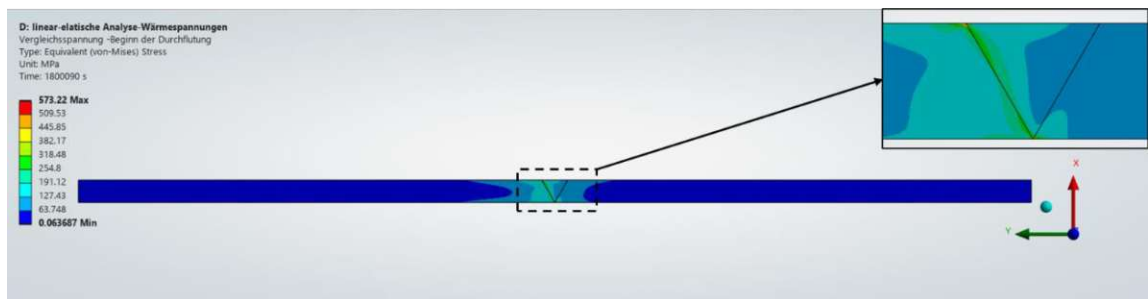


Abbildung 4.39: Wärmespannungen in der Rohrverbindung 90 Sekunden nach Beginn der Durchflutung bei einer linearelastischen Analyse; $t = 1800090$ s

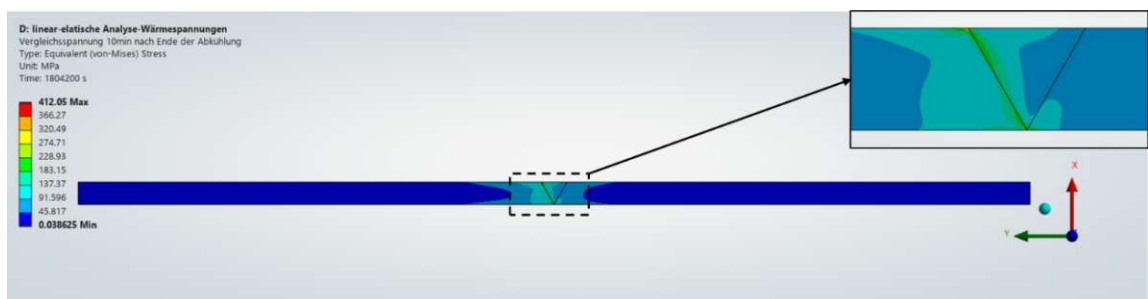


Abbildung 4.40: Wärmespannungen in der Rohrverbindung 10 Minuten nach Ende der Durchflutung bei einer linearelastischen Analyse; $t = 1804200$ s

Die maximale Vergleichsspannung im Zyklus tritt am Ende des Übergangs zum Grenzbetrieb ($t = 4323600$ s) in der Singularität, zwischen Schweißnaht und Rohraußenseite des Ferrits auf und ist ersichtlich in Abbildung 4.41.

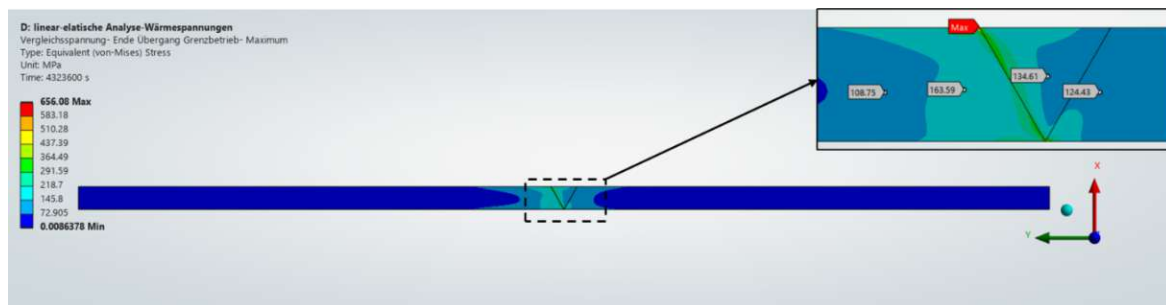


Abbildung 4.41: Zeitpunkt (Grenzbetrieb) der maximalen Wärmespannungen in der Rohrverbindung bei einer linearelastischen Analyse; $t = 432600$ s

Die Auswertung an den Singularitäten verfälschen die Ergebnisse, was nicht zielführend ist. Aus diesem Grund werden, ausgehend von potenziell kritischen Punkten in den Komponenten, die Vergleichskriechdehnungen entlang Pfaden extrapoliert und diese Werte zur Bewertung in Kapitel 4.3.5 herangezogen. Die Auswertungspfade sind schematisch in Abbildung 4.42 markiert. Wie erwähnt, werden wie auch in [40] lediglich das ferritische Rohr und die Schweißnaht bewertet, da diese weitaus kriechkritischer sind als austenitische Werkstoffe. In [43] wird das Rissverhalten von geschweißten Rohren untersucht. Durch die kürzere beziehungsweise niedrigere Zeitstandfestigkeit und die feineren Körner entlang der Wärmeeinflusszone wächst der Riss bei den Versuchen aus [43] in der Wärmeeinflusszone entlang der Schweißnahtflanke. Aus diesem Grund werden am ferritischen Rohr Auswertungspfade entlang der Flanke gelegt (blauer, grüner, gelber Pfad in Abbildung 4.42). In der Schweißnaht ist eine Extrapolation ungeeignet, da die Übergänge zum ferritischen und austenitischen Rohr zu dicht beieinander liegen und somit kein Platz für eine Extrapolation aus einem ungestörten Bereich zur Verfügung steht. Jedoch kann aus Abbildung 4.34 erkannt werden, dass sich in der Schweißnaht eine ziemlich konstante Kriechdehnung einstellt, welche zur Bewertung herangezogen wird (Punkt A und Punkt B in Abbildung 4.42) [40], [43].

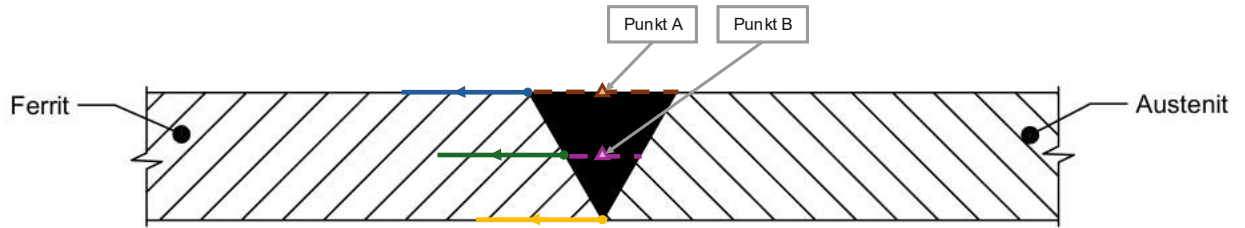


Abbildung 4.42: Schematische Darstellung der Auswertungspfade

Die Extrapolation der Dehnung erfolgt als lineare Extrapolation ident zu der Strukturspannungsextrapolation des Ermüdungsnachweises aus der EN13445-3, Kapitel 18. Dabei wird eine lineare Extrapolation mit den Stützstellen $0,4 \cdot e_a$ und $1,0 \cdot e_a$ gemäß EN13445-3, Bild 18-3 a, verwendet (siehe Abbildung 4.43 und Abbildung 4.49). Die Dehnungen an den Stützstellen werden über den zeitlichen Verlauf ausgewertet und mit folgender Formel auf eine extrapolierte Dehnung im Auswertepunkt umgerechnet [9]:

$$\varepsilon_{cr,extr}(t) = 1,67 \cdot \varepsilon_{cr,0,4t}(t) - 0,67 \cdot \varepsilon_{cr,1,0t}(t) \quad (4.6)$$

Stationärer Betrieb:

Da die Singularitäten auch beim stationären Betrieb auftreten, werden auch hier zur Auswertung des ferritischen Rohres der blaue, grüne und gelbe Auswertungspfad und zur Bewertung der Schweißnaht die Punkte A und B aus Abbildung 4.42 herangezogen. Abbildung 4.43 und Abbildung 4.44 zeigen den Verlauf der Vergleichskriechdehnung entlang der Auswertungspfade sowie in der Schweißnaht.

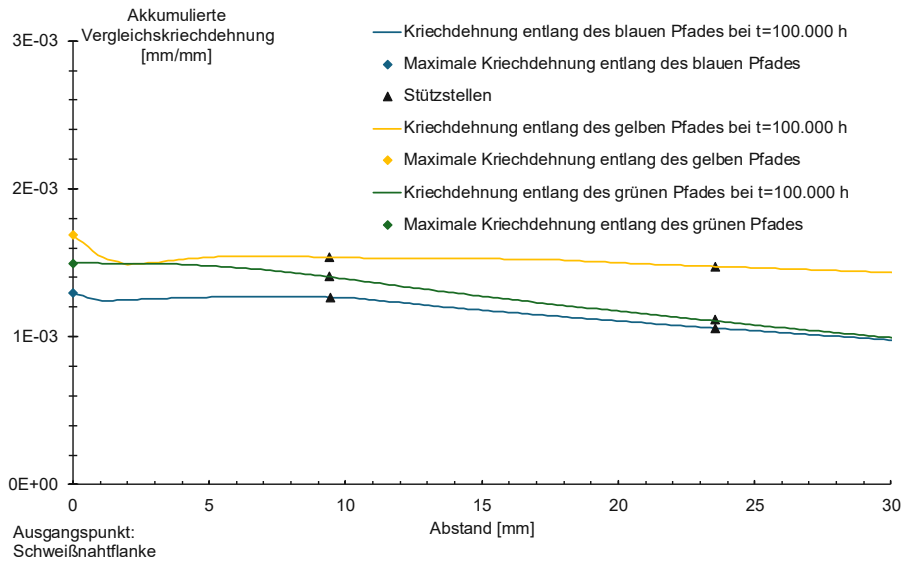


Abbildung 4.43: Verlauf der Vergleichskriechdehnung entlang der Auswertungspfade des ferritischen Rohres bei stationärem Betrieb nach 100.000 Stunden

Es kann erkannt werden, dass sich bei stationärem Betrieb schnell nach der Stelle der maximalen Kriechdehnung eine nahezu konstante Nenndehnung einstellt. Aus Abbildung 4.44 wird weiters ersichtlich, dass sich im ausgewerteten Bereich der Schweißnaht keine konstante Vergleichskriechdehnung einstellt. Dennoch werden die mittig im Schweißnahtquerschnitt liegenden Punkte A und B zur Bewertung der Schweißnaht herangezogen, da diese beidseitig am weitesten von den Störstellen entfernt sind.

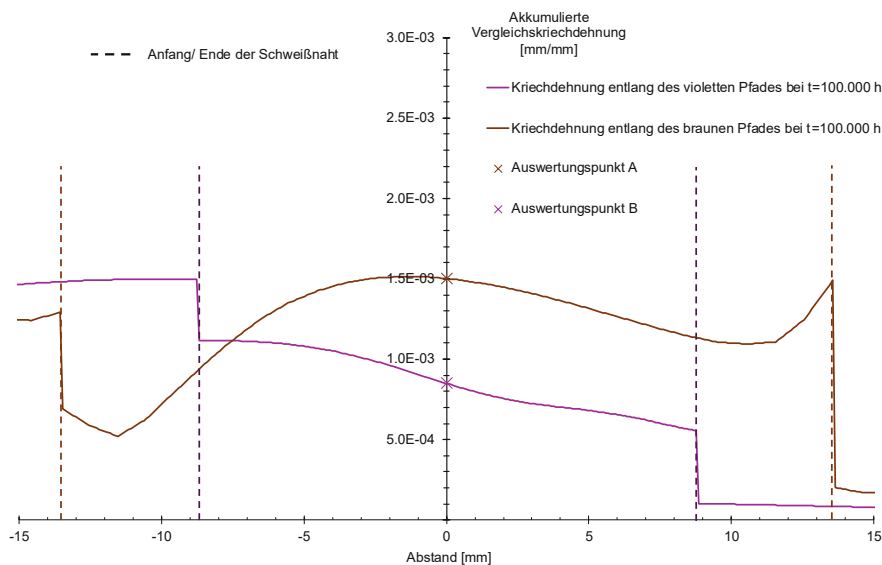


Abbildung 4.44: Verlauf der Vergleichskriechdehnung in der Schweißnaht bei stationärem Betrieb nach 100.000 Stunden

In Abbildung 4.45 sieht man die akkumulierten Vergleichskriechdehnungen in der Rohrverbindung. Die Werte an den Auswertungspunkten sind in Tabelle 45 gelistet.

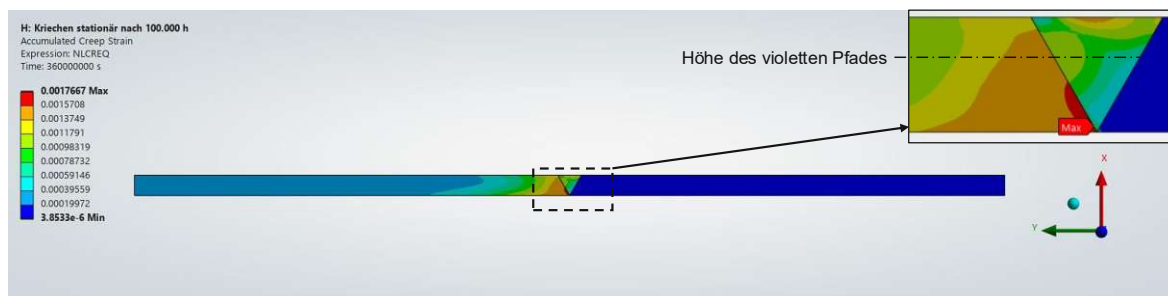


Abbildung 4.45: Vergleichskriechdehnung der Rohrverbindung nach 100.000 Stunden im stationären Betrieb

Tabelle 45: Akkumulierte Vergleichskriechdehnungen der Bewertungspfade der Rohrverbindung nach 100.000 Stunden bei stationärem Betrieb

Komponente	Akkumulierte Vergleichskriechdehnungen in den Auswertungspunkten [mm/mm]
Ferritisches Rohr: Blauer Pfad	$1,40 \cdot 10^{-3}$
Ferritisches Rohr: Grüner Pfad	$1,61 \cdot 10^{-3}$
Ferritisches Rohr: Gelber Pfad	$1,58 \cdot 10^{-3}$
Schweißnaht- Punkt A	$1,50 \cdot 10^{-3}$
Schweißnaht- Punkt B	$8,23 \cdot 10^{-4}$

Betrieb mit Durchflutungen:

Für die Bewertung des Lastverlaufs werden, wie bei den vorherigen Beispielen, die ersten 10.000 Stunden simuliert und anhand dieser auf 100.000 Stunden linear extrapoliert. Die Ergebnisse der Simulation bei Betrieb mit Durchflutungen nach 10.000 Stunden sind in Abbildung 4.46, Abbildung 4.47 und Abbildung 4.48 ersichtlich.

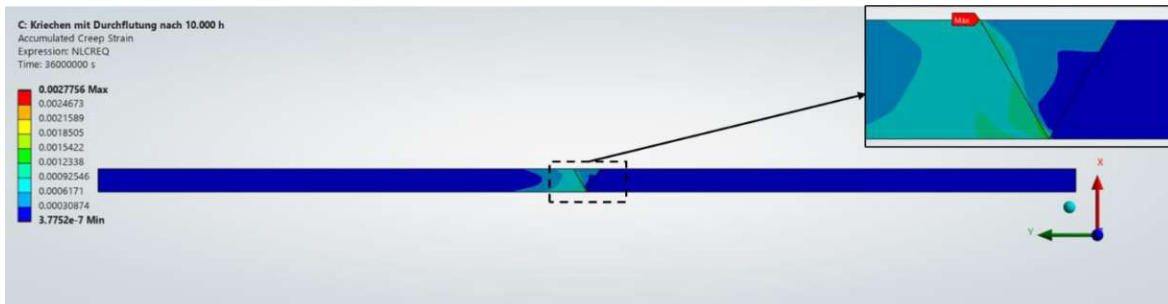


Abbildung 4.46: Vergleichskriechdehnung der Rohrverbindung nach 10.000 Stunden bei Betrieb mit Durchflutungen

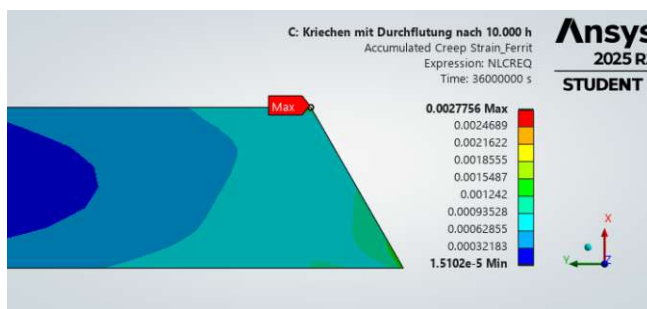


Abbildung 4.47: Detaillierte Ansicht des ferritischen Rohres aus Abbildung 4.46

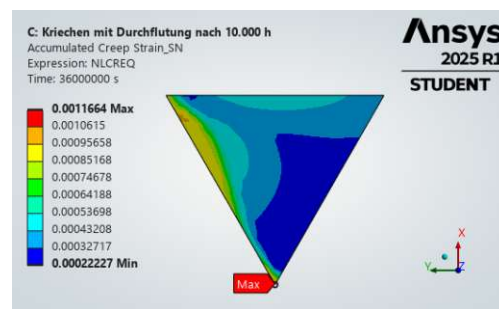


Abbildung 4.48: Detaillierte Ansicht der Schweißnaht aus Abbildung 4.46

Abbildung 4.49 zeigt die Verläufe der akkumulierten Vergleichskriechdehnungen entlang der definierten Pfade gemäß Abbildung 4.42. Anhand des zeitlichen Verlaufs an den Stützstellen wird mit Formel (4.6) die linear extrapolierte Vergleichskriechdehnung an den Auswertungspunkten nach 10.000 Stunden ermittelt. Dieser zeitliche Verlauf der errechneten akkumulierten Vergleichskriechdehnung wird in Abbildung 4.52 dargestellt. Ausgehend von der Vergleichskriechdehnung bei 10.000 Stunden wird die Steigung der Extrapolationsgerade anhand der Werte bei 7.500 Stunden und 10.000 Stunden ermittelt und damit linear auf die akkumulierte Vergleichskriechdehnung bei 100.000 Stunden extrapoliert (siehe Abbildung 4.52).

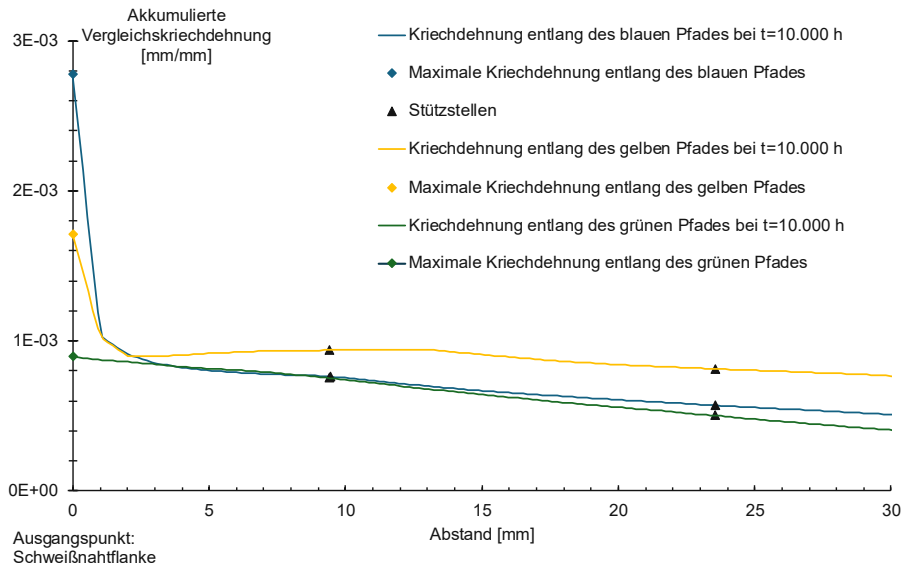


Abbildung 4.49: Vergleichskriechdehnung entlang der Auswertungspfade nach 10.000 Stunden

Abbildung 4.50 veranschaulicht den Verlauf der akkumulierten Vergleichskriechdehnungen in der Schweißnaht nach 10.000 Stunden Betrieb bei dem gegebenen Lastverlauf.

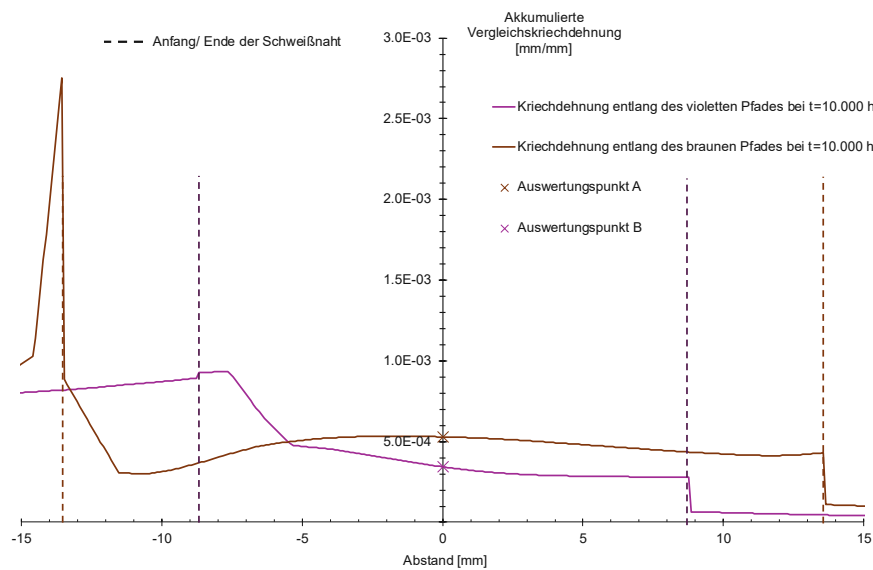


Abbildung 4.50: Verlauf der Vergleichskriechdehnung in der Schweißnaht bei Betrieb mit Durchflutungen nach 10.000 Stunden

In Abbildung 4.51 wird die Kriechdehnung in Längs- und Umfangsrichtung entlang des blauen Pfades aus Abbildung 4.42 dargestellt.

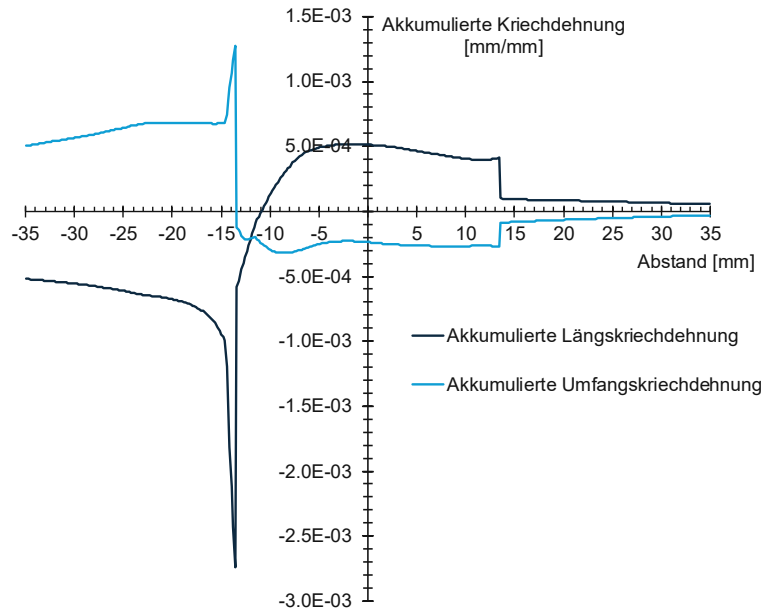


Abbildung 4.51: Verlauf der Längs- und Umfangskriechdehnung entlang der Rohraußenseite (blauer Pfad gemäß Abbildung 4.42) bei Betrieb mit Durchflutungen nach 10.000 Stunden

Sowohl aus Abbildung 4.50 als auch aus Abbildung 4.51 ist ersichtlich, dass die Kriechdehnung bei Betrieb mit Durchflutungen in der Schweißnaht größtenteils konstant verläuft. Zusätzlich zu den Verläufen der oben genannten Pfade werden in Abbildung 4.52 die zeitlichen Verläufe der Vergleichskriechdehnung in den Auswertungspunkten A und B der Schweißnaht dargestellt.

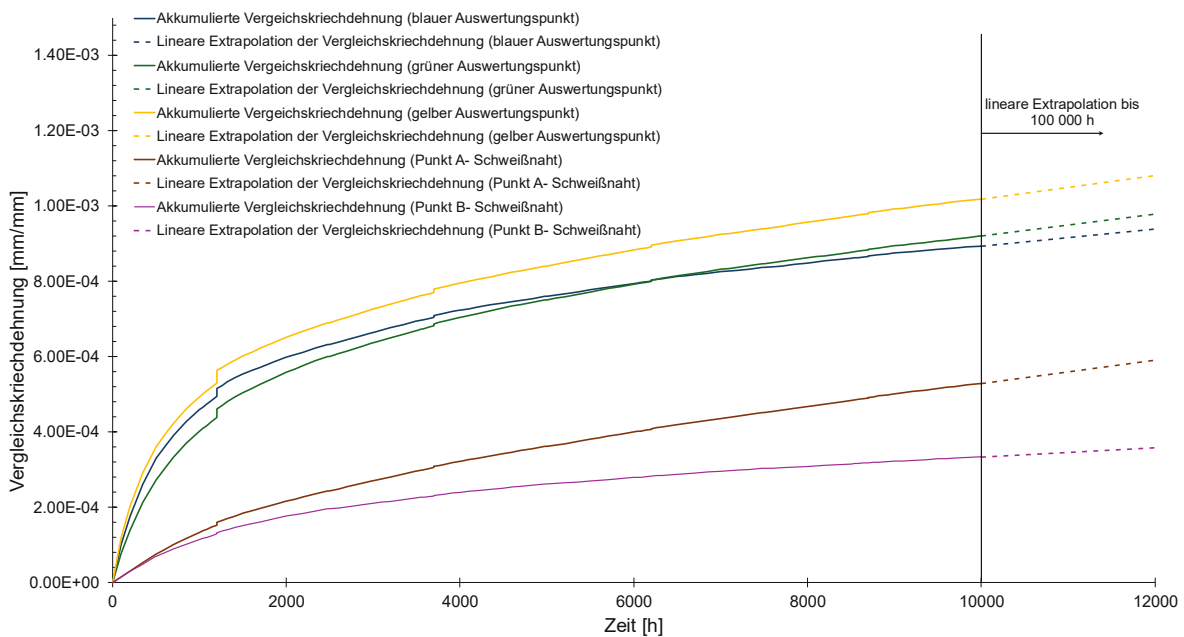


Abbildung 4.52: Extrapolierte Vergleichskriechdehnungen der Rohrverbindung während des Lastverlaufs

Abbildung 4.52 und Tabelle 46 zeigen, dass das ferritische Rohr im Wurzelpunkt die höchste Kriechdehnung vorweist. Die ermittelten extrapolierten Werte bei 100.000 Stunden werden in weiterer Folge zur Bewertung herangezogen.

Tabelle 46: Akkumulierte Vergleichskriechdehnungen der Bewertungspfade der Rohrverbindung bei Betrieb mit Durchflutungen nach 10.000 Stunden und 100.000 Stunden

Komponente	Akkumulierte Vergleichskriechdehnung nach 10.000 Stunden [mm/mm]	Extrapolierte akkumulierte Vergleichskriechdehnung nach 100.000 Stunden [mm/mm]
300 °C Durchflutung		
Ferritisches Rohr- Blauer Pfad	$8,94 \cdot 10^{-4}$	$2,95 \cdot 10^{-3}$
Ferritisches Rohr- Grüner Pfad	$9,20 \cdot 10^{-4}$	$3,54 \cdot 10^{-3}$
Ferritisches Rohr- Gelber Pfad	$1,02 \cdot 10^{-3}$	$3,85 \cdot 10^{-3}$
Schweißnaht- Punkt A	$5,29 \cdot 10^{-4}$	$3,33 \cdot 10^{-3}$
Schweißnaht- Punkt B	$3,34 \cdot 10^{-4}$	$1,45 \cdot 10^{-3}$

4.3.5 Bewertung

Zunächst wird abermals die Prüfung auf Rückkriechen durchgeführt.

Rückkriechen-Stationärer Betrieb:

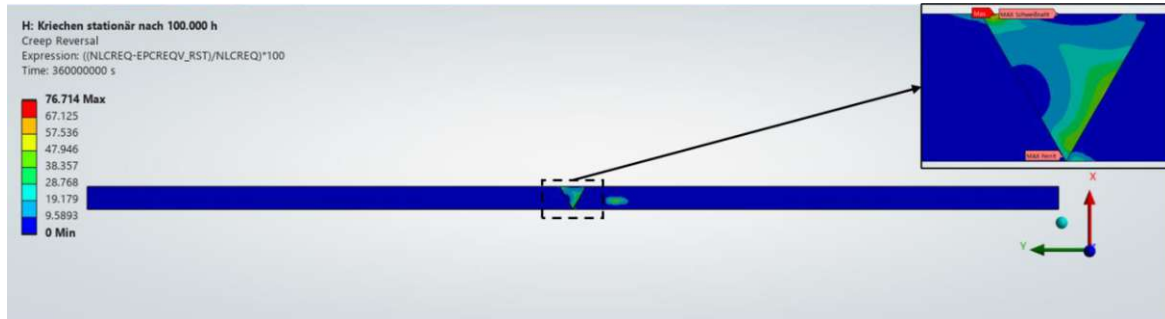


Abbildung 4.53: Rückkriechen in der Rohrverbindung bei stationärem Betrieb

Rückkriechen-Durchflutung:

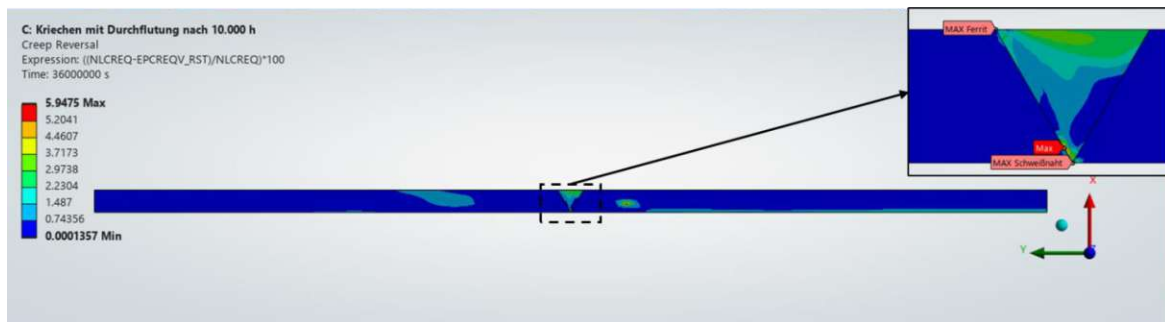


Abbildung 4.54: Rückkriechen in der Rohrverbindung beim Lastverlauf

Abbildung 4.53 zeigt, dass bei stationärem Betrieb großflächiges Rückkriechen in der Schweißnaht stattfindet, sodass dieses das Materialverhalten der Schweißnaht beeinflussen könnte und somit die Aussagekraft der Ergebnisse einschränkt. Werden jedoch die Absolutwerte des Rückkriechens aus Abbildung 4.55 mit den ausgewerteten Maximalwerten der Kriechdehnung aus Tabelle 45 und Abbildung 4.45 verglichen, so zeigt sich, dass Letztere weitaus höher sind als der maximale Absolutwert des Rückkriechens aus Abbildung 4.55. Zudem kann das Rückkriechen bei konstanter Belastung ausschließlich aus Spannungsumlagerungen resultieren und tritt folglich nur einmalig auf.

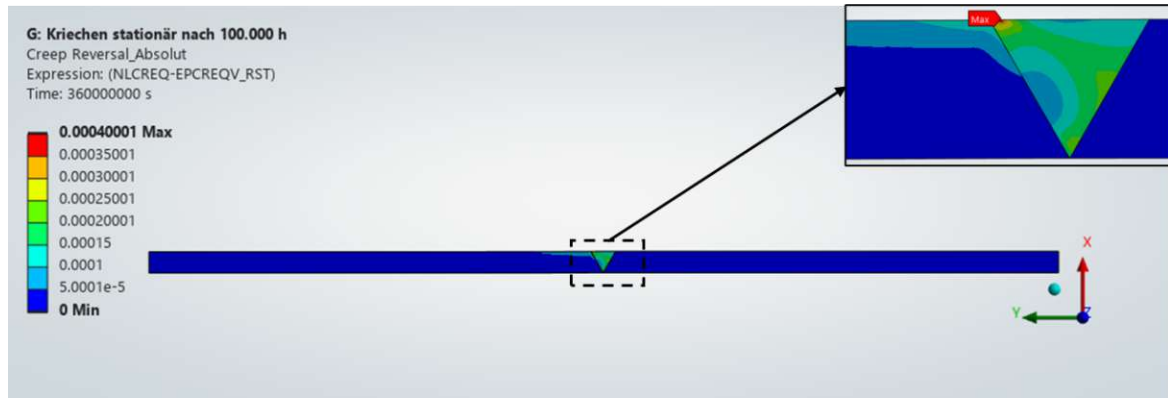


Abbildung 4.55: Absolutwert des Rückkriechens in der Rohrverbindung bei stationärem Betrieb

Im Gegensatz zum stationären Betrieb sieht man bei der Analyse des Rückkriechens bei Simulation des Lastverlaufs in Abbildung 4.54, dass das Niveau des Rückkriechens nach Gleichung (2.20) mit maximal 6 % nicht hoch ist. Im Großteil der tragenden Querschnitte ist der Anteil des Rückkriechens vernachlässigbar klein, daher sollte verändertes Kriechverhalten beim Rückkriechen das globale Verhalten kaum beeinflussen. Es wird in beiden Fällen davon ausgegangen, dass die Verwendung der auf Kriechversuchen mit konstanter Zugbelastung beruhenden Kriechgesetze kritisch zu betrachten ist.

Mit den Zeitdehngrenzen und den Zeitstandfestigkeiten (Tabelle A. 17 und Tabelle A. 18) wird nach Gleichung (2.21) die kriechrelevante Berechnungsnennspannung errechnet. Wird diese in das zugrundeliegende Kriechgesetz laut Gleichung (2.24) eingesetzt, erhält man für einen Betrieb ohne Lebensdauerüberwachung die in Tabelle 47 ersichtlichen Grenzkriechdehnungen.

Tabelle 47: Errechnete Kriechdehngrenzen für verschiedene Temperaturen der Rohrverbindung anhand der Berechnungsnennspannungen aus EN13445-3, Kapitel 19

Temperatur	Ferritisches Rohr 13CrMo4-5	Schweißnaht 80% 13CrMo4-5
	Kriechdehngrenze [1]	
450 °C	$1,00 \cdot 10^{-2}$	$1,00 \cdot 10^{-2}$
480 °C	$9,62 \cdot 10^{-3}$	$9,65 \cdot 10^{-3}$
500 °C	$9,49 \cdot 10^{-3}$	$9,49 \cdot 10^{-3}$
520 °C	$8,62 \cdot 10^{-3}$	$8,62 \cdot 10^{-3}$
550 °C	$1,00 \cdot 10^{-2}$	$9,61 \cdot 10^{-3}$

Wie oben beschrieben, werden für die Bewertung des ferritischen Rohrs sowohl für stationären Betrieb als auch für den Betrieb mit Durchflutungen die akkumulierten Vergleichskriechdehnungen entlang von Pfaden linear extrapoliert (siehe Tabelle 45 und Tabelle 46). Um von den durch die Extrapolation entlang der Stützstellen berechneten Strukturdehnungen auf die kriechschädigungswirksamen Kerbdehnungen rückzurechnen, wird ein Kerb- und Materialdiskontinuitätsfaktor X eingeführt, der die Kriechdehnung erhöht. Die für die Bewertung resultierenden korrigierten Kriechdehnungen $\varepsilon_{cr,extr,cor}$ werden anhand Formel (4.7) berechnet.

$$\underline{\varepsilon_{cr,extr,cor}} = X \cdot \underline{\varepsilon_{cr,extr,ex}} \quad (4.7)$$

Der Faktor X wird in dieser Arbeit vorerst weitgehend beliebig, ohne experimentelle Daten, als zwei angenommen. Da das Verhalten des Werkstoffs in der Übergangszone nicht ausreichend bekannt ist, werden für eine Bestimmung dieses Faktors Versuche benötigt. Der Kriechdehnnachweis mit den korrigierten Kriechdehnungen ist in Tabelle 48 für den stationären Betrieb und in Tabelle 49 für den Betrieb mit Durchflutungen ersichtlich. Da zur Bewertung der Schweißnaht die mittig in der Schweißnaht liegende Kriechdehnung fern von Störstellen herangezogen wird und dort somit keine Erhöhung infolge einer Kerbwirkung auftritt, beträgt der Faktor X für Punkt A und B eins.

Für den stationären Betrieb werden die akkumulierten Vergleichskriechdehnungen aus Tabelle 45 mit der Kriechdehngrenze bei 500 °C aus Tabelle 47 verglichen. Die Ergebnisse des Kriechdehnnachweises sind in Tabelle 48 gelistet. Als Grenzdehnung wird für die Bewertung des Lastverlaufs, je nach untersuchter Komponente, die kleinste Kriechdehngrenze $\varepsilon_{cr,grenz}$ aus Tabelle 47 für die Bewertung herangezogen.

Tabelle 48: Übersicht des Kriechdehnnachweises für die Rohrverbindung für den stationären Betrieb

	Stationärer Lastfall				
	Bestimmende Temperatur 500 °C				
	Ferrit (blauer Pfad)	Ferrit (grüner Pfad)	Ferrit (gelber Pfad)	Schweißnaht Punkt A	Schweißnaht Punkt B
Korrigierte akkumulierte Vergleichskriechdehnung $\varepsilon_{cr,extr,cor}$ [mm/mm]	$2,81 \cdot 10^{-3}$	$3,21 \cdot 10^{-3}$	$3,16 \cdot 10^{-3}$	$1,50 \cdot 10^{-3}$	$8,25 \cdot 10^{-4}$
Kriechdehngrenze aus DBF $\varepsilon_{cr,grenz}$ [mm/mm]	$9,49 \cdot 10^{-3}$	$9,49 \cdot 10^{-3}$	$9,49 \cdot 10^{-3}$	$9,49 \cdot 10^{-3}$	$9,49 \cdot 10^{-3}$
Duktilitätserschöpfung $D_{c,DEM}$ Einheit: [-]	0,296	0,338	0,333	0,158	0,0870

Der Kriechdehnnachweis für den Betrieb mit Durchflutungen ist in Tabelle 49 ersichtlich.

Tabelle 49: Übersicht des Kriechdehnnachweises für die Rohrverbindung für den Lastverlauf

	Betrieb mit Durchflutungen				
	Ferrit (blauer Pfad)	Ferrit (grüner Pfad)	Ferrit (gelber Pfad)	Schweißnaht Punkt A	Schweißnaht Punkt B
Korrigierte akkumulierte Vergleichskriechdehnung $\varepsilon_{cr,extr,cor}$ [mm/mm]	$5,90 \cdot 10^{-3}$	$7,07 \cdot 10^{-3}$	$7,70 \cdot 10^{-3}$	$3,33 \cdot 10^{-3}$	$1,45 \cdot 10^{-3}$
Kriechdehngrenze aus DBF $\varepsilon_{cr,grenz}$ [mm/mm]	$8,62 \cdot 10^{-3}$	$8,62 \cdot 10^{-3}$	$8,62 \cdot 10^{-3}$	$8,62 \cdot 10^{-3}$	$8,62 \cdot 10^{-3}$
Duktilitätserschöpfung $D_{c,DEM}$ Einheit: [-]	0,684	0,820	0,893	0,386	0,168

Wie aus Tabelle 49 ersichtlich, weist das ferritische Rohr bei Betrieb mit Durchflutungen im Wurzelpunkt die höchste Auslastung von 89 % auf. Jedoch zeigt dieses Beispiel lediglich die Anwendung der erörterten Methode für lokale Dehnungsmaxima durch Extrapolation. Aus Gründen des mehr oder wenig beliebig gewählten Erhöhungsfaktors X ist diese Methode kein vollständiger Kriechdehnnachweis der Problemstellung. Die in Abbildung 4.34, Abbildung 4.35 und Abbildung 4.36 ersichtlichen Dehnungserhöhungen lassen erwarten, dass der Erhöhungsfaktor X vom Lastverlauf abhängt. Daher sind bei Anwendung für zyklische Belastung spezielle Versuche notwendig.

4.3.6 Kriechfestigkeitsnachweise nach EN13445-3, Anhang B

Zusätzlich zu der in Kapitel 2.4.1 beschriebenen Methode des Kriechdehnnachweises wird der Kriechfestigkeitsnachweis nach EN13445-3 für den stationären Betrieb sowie für den Grenzbetrieb durchgeführt. Der Teilsicherheitsbeiwert der Einwirkung, in unserem Fall des Drucks, ist gemäß EN13445-3 für den Kriechfestigkeitsnachweis als $\gamma_P = 1,2$ festzulegen. Der durch den Teilsicherheitsbeiwert geänderte Druck und die angepassten Längsspannungen sind für die zwei betrachteten Lastfälle in Tabelle 50 ersichtlich und werden als Lasten auf das Modell aufgebracht.

Tabelle 50: Einwirkungen für den Kriechfestigkeitsnachweis der Rohrverbindung

Lastfall	p_l [MPa]	γ_P [1]	p_d [MPa]	$\sigma_{L,d}$ [MPa]
stationärer Betrieb	2,00	1,20	2,40	11,20
Grenzbetrieb	2,70	1,20	3,24	15,12

Nach EN13445-3, Anhang B, wird der Kriechfestigkeitsnachweis mit einem linearelastisch-idealplastischem Materialmodell, bei dem der Festigkeitskennwert R_M die Zeitstandfestigkeit bei der bestimmenden Zeit und Temperatur ist, geführt. Der Schweißnaht wird konservativ 80 % des Festigkeitskennwerts des schwächeren Werkstoffs – des Ferrits – zugeordnet. Für die Festigkeit ist der Teilsicherheitsbeiwert γ_R für Lastfälle ohne Lebensdauerüberwachung 1,25, so lange das Verhältnis $\frac{R_{m,T,t}}{R_{p1\%,T,t}} \leq 1,5$ ist, ansonsten ist $\gamma_R = \frac{1}{1,2} \frac{R_{m,T,t}}{R_{p1\%,T,t}}$ [9].

4.3.6.1 Kriechfestigkeitsnachweis - Stationärer Betrieb

Der stationäre Betrieb wird für eine Betriebszeit von 100.000 Stunden ausgelegt und deswegen werden auch die Werkstoffkennwerte für 100.000 Stunden aus Tabelle A. 17 und Tabelle A. 18 verwendet. Tabelle 51 zeigt die letztendlichen Bemessungswerte des Werkstoffes für den Kriechfestigkeitsnachweis des stationären Betriebs. Aus Abbildung 4.56 und Abbildung 4.57 kann erkannt werden, dass der maximale Absolutwert der Hauptstrukturdehnung 0,014 % und der minimale -0,0083 % beträgt. Somit liegen beide Werte weit unter der laut EN13445-3, Anhang B, zulässigen Hauptstrukturdehnung von 5 % und der Kriechfestigkeitsnachweis ist für den stationären Betrieb erbracht [9].

Tabelle 51: Bemessungswerte der Werkstoffe für den Kriechfestigkeitsnachweis des stationären Betriebs

Komponente	$RM = R_{m,T,t}$	$\frac{R_{m,T,t}}{R_{p1\%,T,t}}$	γ_R	$RM_d = \frac{RM}{\gamma_R}$
Ferritisches Rohr: 13CrMo4-5	145,00	1,48	1,25	116,00
Austenitisches Rohr: X6CrNi18-10	192,00	1,68	1,40	137,14
Schweißnaht: 80% 13CrMo4-5	116,00	1,48	1,25	92,80

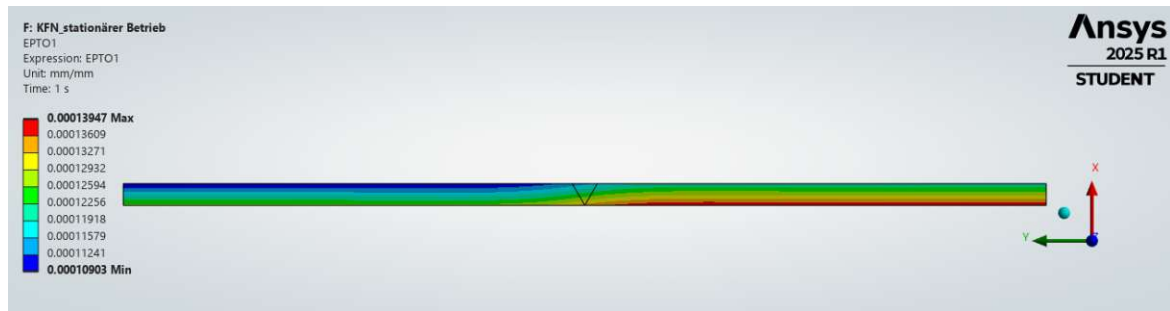


Abbildung 4.56: KFN, Hauptstrukturdehnung 1 für stationären Betrieb

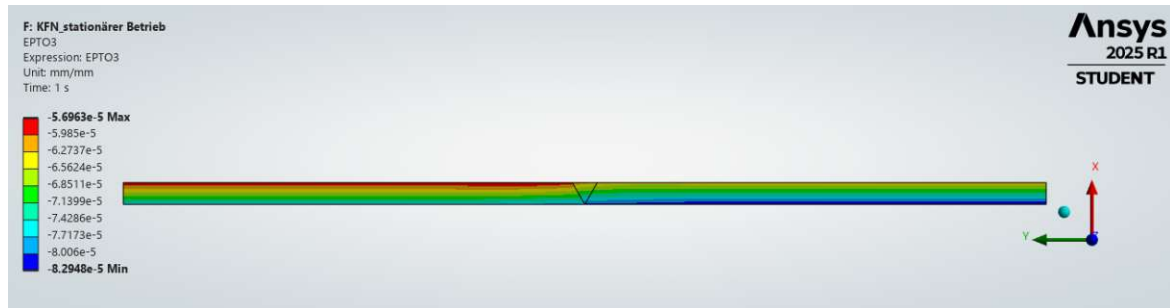


Abbildung 4.57: KFN, Hauptstrukturdehnung 3 für stationären Betrieb

4.3.6.2 Kriechfestigkeitsnachweis - Grenzbetrieb

Der Grenzbetrieb kommt während des Betriebs deutlich seltener vor, sodass für den Kriechfestigkeitsnachweis die Zeitstandwerkstoffkennwerte bei 10.000 Stunden aus Tabelle A. 17 und Tabelle A. 18 verwendet werden. Die daraus resultierenden Bemessungswerte des Werkstoffs sind in Tabelle 52 ersichtlich. Abbildung 4.58 und Abbildung 4.59 zeigen die maximalen und minimalen Hauptstrukturdehnungen mit 0,019 % und -0,012 %, die deutlich unter 5 % liegen. Demzufolge ist der Kriechfestigkeitsnachweis nach EN13445-3 auch für den Grenzbetrieb erbracht.

Tabelle 52: Bemessungswerte der Werkstoffe für den Kriechfestigkeitsnachweis des Grenzbetriebs

Komponente	$RM = R_{m,T,t}$	$\frac{R_{m,T,t}}{R_{p1\%,T,t}}$	γ_R	$RM_d = \frac{RM}{\gamma_R}$
Ferritisches Rohr: 13CrMo4-5	109,00	1,43	1,25	87,20
Austenitisches Rohr: X6CrNi18-10	191,00	1,58	1,32	145,20
Schweißnaht: 80% 13CrMo4-5	87,20	1,43	1,25	69,76

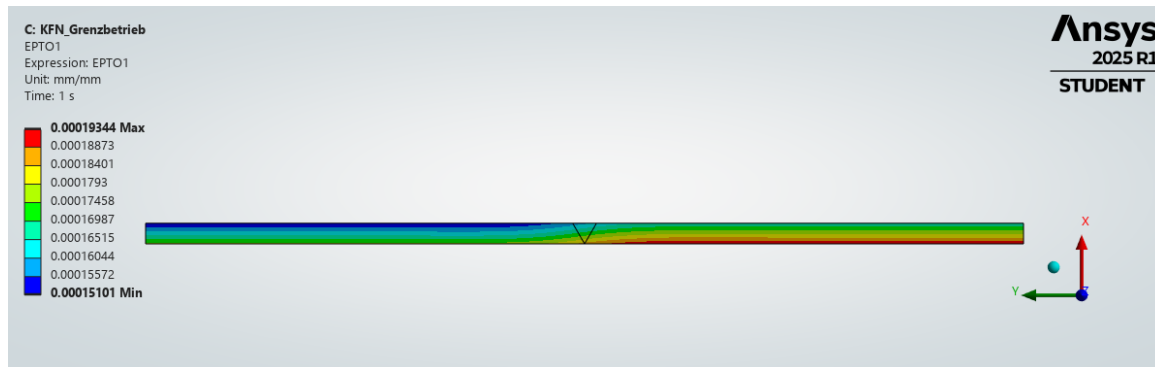


Abbildung 4.58: KFN, Hauptstrukturdehnung 1 für den Grenzbetrieb

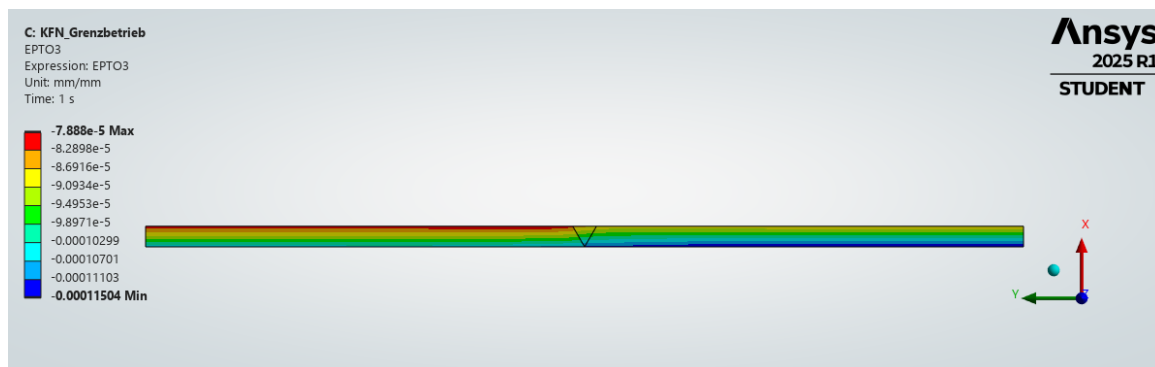


Abbildung 4.59: KFN, Hauptstrukturdehnung 3 für den Grenzbetrieb

5 Diskussion

Sobald Werkstoffe hohen Temperaturen ausgesetzt werden, können über die Zeit Kriechschädigungen auftreten. Diese zeit- und temperaturabhängige plastische Verformung des Werkstoffs muss bereits in der Konstruktionsphase berücksichtigt werden, um späterem Versagen vorzubeugen. Der normgerechte Nachweis von unbefeuerten Druckgeräten, die im Zeitstandbereich betrieben werden, ist im Anhang B der harmonisierten Norm EN13445-3 geregelt. Dieser umfasst zum einen den Kriechfestigkeitsnachweis und zum anderen den Kriechdehnnachweis. Dabei gestaltet sich vor allem der Kriechdehnnachweis, welcher auf dem Referenzspannungskonzept beruht, für komplexere Modelle mit einer Kombination aus unterschiedlichen Werkstoffen und mehreren Lastfällen als äußerst umständlich in der Anwendung.

In der vorliegenden Arbeit wurde eine Methode für einen Kriechdehnnachweis anhand Finite-Elemente-Simulationen erörtert. Dabei basiert das zugrunde liegende Kriechgesetz auf einer Sinus-hyperbolicus-Funktion, welche im Vergleich zum üblichen Norton'schen Kriechgesetz, das auf einer Potenzfunktion basiert, das Kriechverhalten über einen breiteren Spannungs- und Temperaturbereich besser beschreibt.

Die Konstanten des Sinus-hyperbolicus-Kriechgesetzes wurden mit Hilfe der Zeitdehngrenzen $R_{p1\%,T,t}$ bei unterschiedlichen Zeiten aus der jeweiligen harmonisierten Werkstoffnorm errechnet. Diese wurden im FE-Programm temperaturabhängig hinterlegt, um die Temperatureinwirkungen in den Kriechdehnnachweis einzubeziehen.

Für den Kriechdehnnachweis wurden die akkumulierten Vergleichskriechdehnungen aus der Simulation gegen errechnete Kriechdehngrenzen über die Duktilitätserschöpfungsregel bewertet. Die Kriechdehngrenzen basieren dabei auf einer nach EN13445-3, Kapitel 19, errechneten kriechrelevanten Berechnungsnennspannung, die in das vorliegende Kriechgesetz eingesetzt wird. Die Auslegungen nach EN13445-3 basieren auf dem Fließkriterium nach Tresca, während die FE-Ergebnisse auf von Mises Vergleichsspannungen beruhen. Zur konsistenten Bewertung gegenüber den mittels DBF berechneten Kriechdehngrenzen ist daher eine Kalibrierung auf eine

Auslegungsgeometrie erforderlich, die den Unterschied der zugrunde liegenden Fließflächen berücksichtigt. In der vorliegenden Arbeit wurden die Kriechdehngrenzen auf einen Zugstab kalibriert, bei dem die Fließflächen zusammenfallen und dieser Faktor somit zu eins wird.

Die Bewertung wird komponentenweise sowie einerseits für den stationären und andererseits für den gegebenen Lastverlauf durchgeführt, wobei konservativerweise bei Temperaturverläufen die geringste Kriechdehngrenze verwendet wird. Dabei werden in Fällen ohne Singularitäten die Maxima der akkumulierten Vergleichskriechdehnungen aus den Simulationen als Bewertungspunkte herangezogen. Für die Bewertung von Modellen, die Singularitäten aufweisen, werden die akkumulierten Vergleichskriechdehnungen an potenziell kritischen Stellen durch lineare Dehnungsextrapolation bestimmt, mit einem Erhöhungsfaktor beaufschlagt und bewertet. Abschließend gilt der Kriechdehnnachweis als erfüllt, wenn die Duktilitätserschöpfung $D_{c,DEM}$ kleiner als eins ist.

Die erörterte Nachweismethode wurde in Kapitel 4 an drei unterschiedlichen Beispielen angewandt. Die Beispiele in Kapitel 4.1 und 4.2 wurden bereits in vorangegangenen Arbeiten behandelt und daraus übernommen. Das Beispiel aus Kapitel 4.3 wurde neu erstellt und beinhaltet die Anwendung von Dehnungsextrapolationen zur Auswertung der Kriechdehnung in kritischen Punkten. Alle drei behandelten Beispiele haben den Kriechdehnnachweis anhand von Simulationen erfüllt, wobei für das Beispiel in Kapitel 4.3 noch eine experimentelle Bestimmung des Erhöhungsfaktors X notwendig wäre.

5.1 Einschränkungen und weiterführende Arbeiten

Bei der Ermittlung der Kriechdehngrenze wird, wie erwähnt, auf einen Zugstab kalibriert, obwohl eine Kalibrierung auf eine Zylinderschale die konservativere Methode wäre, da dort die Fließflächen stärker voneinander abweichen. Dennoch kann festgehalten werden, dass die Bewertungsmethode insgesamt konservativ ist, da die Kriechdehnungen der FE-Analyse Dehnungsüberhöhungen an Kerben berücksichtigt, die bei einer Bewertung mit den Formeln aus der Norm (EN13445-3, Kapitel 19), welche zur Ermittlung der Kriechdehngrenzen herangezogen werden, nicht berücksichtigt werden. In weiterführenden Arbeiten kann mit

angepassten Kriechgesetzen gearbeitet werden, wobei für die Bewertung statt der Kriechdehnung ein angepasster Schädigungsparameter verwendet werden könnte. Als einfache Alternative kann, die konservative Kalibrierung auf eine Zylinderschale angedacht werden.

5.1.1 Einschränkungen Rückkriechen

Zumal die Modelle das Verhalten bei einer Kriechrichtungsumkehr nicht richtig beschreiben und nicht bekannt ist, welche Schädigungen dadurch erzielt werden, ist eine der grundlegenden Annahmen der Bewertung, dass kein beziehungsweise nur lokales Rückkriechen auftritt und das globale Kriechverhalten dadurch nicht beeinflusst wird. Jedoch existieren keine Anhalts- oder Erfahrungswerte, anhand derer das akzeptable Ausmaß des Rückkriechens beurteilt und diese Annahme gerechtfertigt werden kann. Dafür wäre es erstrebenswert in zukünftigen Arbeiten ein Verhalten des Rückkriechens mittels Simulationen in Kombination mit experimentellen Untersuchungen zu gewinnen.

5.1.2 Einschränkungen Werkstoffkennwerte

Zumal mit der Bestimmung von Kriechwerkstoffkennwerten eine lange Prüfdauer einhergeht, sind diese nicht für jede Erzeugnisform verfügbar. In den Werkstoffnormen für nahtlose Rohre, EN10216-2 sowie EN10216-5, sind keine Zeitdehngrenzen gegeben. So wurden anstatt der Zeitdehngrenzen für nahtlose Rohre jene der gewalzten Bleche aus den Normen EN10028-2 und EN10028-7 verwendet. Bei Vergleich der Zeitstandfestigkeiten, die für beide Erzeugnisformen gegeben sind, ist ersichtlich, dass sich diese kaum bis gar nicht unterscheiden und diese Annahme somit vertretbar ist.

5.1.3 Einschränkungen Modell Rohrverbindung

Bei der Modellierung der Schwarz-Weiß-Rohrverbindung aus Kapitel 4.3 wurden einige Vereinfachungen angenommen, die hier kurz zusammengefasst und festgehalten werden.

Die Modellierung der Schweißnaht ist sehr einfach gehalten und erzwingt durch die Form und schroffen Materialübergänge Singularitäten. In einem ausführlicheren Modell können die Singularitäten durch Mitmodellierung einer Wärmeeinflusszone mit angepassten Werkstoffkennwerten minimiert werden. Da die Schweißnaht mit dem kriechkritischeren ferritischen Werkstoff und einer in der

EN13445-3 üblichen 80%-igen Minderung der Festigkeitswerte vom schwächeren Grundmaterial modelliert wurde, wird diese sehr konservativ modelliert. Als weiteren Punkt gilt es, den Kerbfaktor beziehungsweise Materialdiskontinuitätsfaktor X zu erwähnen, der experimentell ermittelt werden müsste.

Für ein verfeinertes Modell könnte in einer weiterführenden Arbeit die Geometrie der Schweißnaht adaptiert, eine Wärmeeinflusszone mitmodelliert und Werkstoff- und Kriechkennwerte aus Publikationen, die Kriechversuche mit Schwarz-Weiß-Verbindungen durchgeführt haben, herangezogen werden und mit der einfachen Modellierung in dieser Arbeit verglichen werden.

Literaturverzeichnis

- [1] A. Seifert, „Analytischer Zulässigkeitsnachweis von Druckgeräten – Kriechdehnnachweis auf der Grundlage von Simulationen“, Diplomarbeit, TU Wien, 2020.
- [2] H. Jing, D. Su, L. Xu, L. Zhao, Y. Han, und R. Sun, „Finite element simulation of creep-fatigue crack growth behavior for P91 steel at 625 °C considering creep-fatigue interaction“, *Int. J. Fatigue*, Nr. 98, S. 41–52, 2017, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2017.01.004.
- [3] K. Kußmaul und E. Krägeloh, „Festigkeit und Zähigkeit als Sicherheitskriterien im Apparatebau“, *Zeitschrift für Werkstofftechnik*, Nr. Heft 1, S. 1–52, 1974, doi: 10.1002/mawe.19740050102.
- [4] J. Jelwan, M. Chowdhury, und G. Pearce, „Design for creep: A critical examination of some methods“, *Eng. Fail. Anal.*, Nr. 27, S. 350–372, 2013, doi: 10.1016/j.engfailanal.2012.08.022.
- [5] J. Rösler, H. Harders, und M. Bäker, *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*, 6th ed. Springer Vieweg, 2019. doi: 10.1007/978-3-658-26802-2.
- [6] H.-J. Bargel und G. Schulze, *Werkstoffkunde*, 10th ed. Springer-Verlag, 2008. doi: 10.1007/978-3-540-79297-0.
- [7] Y. Takahashi, T. Ogata, und K. Take, „Study on creep-fatigue failure prediction methods for type 304 stainless steel“, *Nuclear Engineering and Design*, Nr. 153, S. 235–244, 1995, doi: 10.1016/0029-5493(95)90015-2.
- [8] F. Rauscher und A. Seifert, „Excessive creep strain design check with simulations based on material properties from material standards“, *Materials at High Temperatures*, S. 446–461, 2022, doi: 10.1080/09603409.2022.2041848.
- [9] „EN 13445-3:2021, Unbefeuerte Druckbehälter – Teil 3: Konstruktion“, 2021.

- [10] H. J. Maier, T. Niendorf, und R. Bürgel, *Handbuch Hochtemperatur-Werkstofftechnik*, 6th ed. Springer Vieweg, 2019. doi: 10.1007/978-3-658-25314-1.
- [11] E. Roos, K. Maile, und M. Seidenfuß, *Werkstoffkunde für Ingenieure*, 7th ed. Springer Vieweg, 2022. doi: 10.1007/978-3-662-64732-5.
- [12] B. Ilschner und R. F. Singer, *Werkstoffwissenschaften und Fertigungstechnik*, 5th ed. in Springer-Lehrbuch. Berlin: Springer, 2010. doi: 10.1007/978-3-642-01734-6.
- [13] „EN 10028-2:2017-10, Flacherzeugnisse aus Druckbehälterstählen – Teil 2: Unlegierte und legierte Stähle mit festgelegten Eigenschaften bei erhöhten Temperaturen“, 2017.
- [14] R. Bürgel, H. Albert, und R. A. Riemer, *Werkstoffmechanik - Bauteile sicher beurteilen und Werkstoffe richtig einsetzen*, 2nd ed. Wiesbaden: Springer Vieweg. doi: 10.1007/978-3-658-03935-6.
- [15] N. Lückemeyer, „Strukturmechanische Auslegungskonzepte für Großkomponenten einer 700 °C Dampfturbine“, Dissertation, Universität Stuttgart, 2012.
- [16] F. H. Norton, *The creep of steel at high temperatures*. London: McGraw-Hill Book Company, 1929.
- [17] P. G. McVetty, „Creep of Metals at Elevated Temperatures - the Hyperbolic-Sine Relation Between Stress and Creep Rate“, *Transactions of the ASME*, Bd. 65, Nr. 7, S. 761–767, 1943, doi: 10.1115/1.4018920.
- [18] F. Garofalo, *Fundamentals of Creep and Creep-Rupture in Metals*, Nr. 19th ed. New York: Macmillan Series in Materials Science, 1966. doi: 10.1063/1.3048224.
- [19] P. K. Penny und D. L. Marriott, *Design for Creep*, 2nd ed. London: Chapman & Hall, 1995.
- [20] K. Naumenko und H. Altenbach, *Modeling of Creep for Structural Analysis*, 1st ed. New York: Springer, 2007. doi: 10.1007/978-3-540-70839-1.

- [21] F. Rauscher und F. Neugebauer, „Creep design according to EN13445-3 Annex B“, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Nr. 172, S. 272–282, 2019, doi: 10.1016/j.ijpvp.2019.03.017.
- [22] F. Neugebauer, „Analytischer Zulässigkeitsnachweis für kriechbeanspruchte Behälter – Simulation des Verformungsverhaltens“, Diplomarbeit, TU Wien, 2019.
- [23] *ASME VIII, Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII, Division 1*. The American Society of Mechanical Engineers, 2017.
- [24] R5, *Assessment Procedure for the high Temperature Response of Structures*. EDF Energy Nuclear Generation Ltd, 2014.
- [25] „Druckgeräte Richtlinie 2014/68/EU“, 2014.
- [26] AFCEN, *CODAP – Code de construction des appareils à pression*. Paris: AFCEN, 2022.
- [27] TÜV-Verband e. V., *AD 2000-Regelwerk*. Berlin: DIN Media Verlag, 2025.
- [28] ANSYS Inc., „Ansys Help“. Zugegriffen: 14. August 2025. [Online]. Verfügbar unter:
https://ansyshelp.ansys.com/account/secured?returnurl=/Views/Secured/corp/v192/ans_mat/rate.html%23aQy8sq33aldm
- [29] „EN 10029:2011-02, Warmgewalztes Stahlblech von 3 mm Dicke an – Grenzabmaße und Formtoleranzen“, 2011.
- [30] „EN 10216-5:2021-06, Nahtlose Stahlrohre für Druckbeanspruchungen – Technische Lieferbedingungen – Teil 5: Rohre aus nichtrostenden Stählen“, 2021.
- [31] „EN 10216-2:2020-04, Nahtlose Stahlrohre für Druckbeanspruchungen – Technische Lieferbedingungen – Teil 2: Rohre aus unlegierten und legierten Stählen mit festgelegten Eigenschaften bei erhöhten Temperaturen“, 2020.
- [32] „EN 10028-7:2016-10, Flacherzeugnisse aus Druckbehälterstählen – Teil 7: Nichtrostende Stähle“, 2016.

- [33] U. Dillthey, *Schweißtechnische Fertigungsverfahren 2 - Verhalten der Werkstoffe beim Schweißen*, 3th ed. Berlin: Springer, 2004.
- [34] GSI – Gesellschaft für Schweißtechnik International mbH, „Internationaler Schweißfachlehrgang (SFI) nach IIW Guideline IAB-252-r1-11, Hauptgebiet 2: Werkstoffe und ihr Verhalten beim Schweißen“, 2018.
- [35] Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V. (DVS), „Merkblatt DVS 3011: Schweißen von Schwarz-Weiß-Verbindungen (S/W-Verbindungen)“, Juni 2017.
- [36] Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V. (DVS), „Merkblatt DVS 0928 (10/2006) Unterpulverschweißen von Austenit-Ferrit-Verbindungen“, Okt. 2006.
- [37] „EN 10220:2002, Nahtlose und geschweißte Stahlrohre - Allgemeine Tabellen für Maße und längenbezogene Massen“, 2003.
- [38] „EN 13445-2:2023-12, Unbefeuerte Druckbehälter – Teil 2: Werkstoffe“, 2023.
- [39] M. Yamazaki, T. Watanabe, H. Hongo, und M. Tabuchi, „Creep rupture properties of welded joints of heat resistant steels“, *Journal of Power and Energy Systems*, Bd. 2, Nr. 4, 2008, doi: 10.1299/jpes.2.1140.
- [40] X. Li, J. Nie, X. Wang, K. Li, und H. Zhang, „Failure Analysis of Dissimilar Metal Welds between Ferritic Heat Resistant Steels and Austenitic Stainless Steels in Power Plant“, *Chinese Journal of Mechanical Engineering (English Edition)*, Bd. 37, Nr. 76, 2024, doi: 10.1186/s10033-024-01067-9.
- [41] J. Zhang, Y. Tang, G. Zhang, X. Zhao, J. Guo, und C. Luo, „Numerical simulation on interfacial creep failure of dissimilar metal welded joint between HR3C and T91 heat-resistant steel“, *Journal Wuhan University of Technology, Materials Science Edition*, Bd. 31, Nr. 5, S. 1068–1074, 2016, doi: 10.1007/s11595-016-1491-8.
- [42] SSMALLOYS, „Den Schmelzpunkt von Eisen und seine Auswirkungen verstehen“. Zugegriffen: 3. Dezember 2025. [Online]. Verfügbar unter: <https://ssmalloys.com/de/schmelzpunkt-von-eisen/>

- [43] M. Tabuchi, T. Watanabe, K. Kubo, M. Matsui, J. Kinugawa, und F. Abe, „Creep crack growth behavior in the HAZ of weldments of W containing high Cr steel“, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Nr. 78th ed., S. 779–784, 2001, [Online]. Verfügbar unter: www.elsevier.com/locate/ijpvp
- [44] „EN 10222-2:2021-08, Schmiedestücke aus Stahl für Druckbehälter – Teil 2: Ferritische und martensitische Stähle mit festgelegten Eigenschaften bei erhöhten Temperaturen“, 2021.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1: Schematische Darstellung einer idealisierten Kriechkurve [10].....	4
Abbildung 2.2: Schematische Darstellung der Kriechrate über die Zeit [5]	5
Abbildung 2.3: Kriechkurven bei konstanter Spannung und konstanter Kraft [5] ..	6
Abbildung 2.4: Schematisches Festigkeitsschaubild für verschiedene Temperaturen [10].....	7
Abbildung 2.5: Vereinfachte Darstellung der Verformungsmechanismen in Abhängigkeit der Temperatur [5].....	10
Abbildung 2.6: Norton'sche Spannungsabhängigkeit der stationären Kriechgeschwindigkeit [14]	11
Abbildung 2.7: Qualitativer Vergleich zwischen dem Norton'schen Kriechgesetz und dem sinh-Kriechgesetz in doppeltlogarithmischer Darstellung.....	13
Abbildung 2.8: Unterschied zwischen akkumulierter Vergleichskriechdehnung und aktueller Vergleichskriechdehnung	20
Abbildung 2.9: Kriechrate über Spannung bei verschiedenen Temperaturen mit konstantem C_1 und temperaturabhängigem $C_2(T)$ durch die 100.000 h Zeitdehngrenze in doppellogarithmischer Skalierung laut Gleichung (2.11)	26
Abbildung 2.10: Kriechrate über Spannung bei verschiedenen Temperaturen mit konstantem C_2 und temperaturabhängigem $C_1(T)$ durch die 100.000 h Zeitdehngrenze in doppellogarithmischer Skalierung laut Gleichung (2.12)	27
Abbildung 2.11: Kriechrate über Spannung bei verschiedenen Temperaturen mit konstantem C_2 und temperaturabhängigem $C_1(T)$ durch die 100.000 h und 10.000 h Zeitdehngrenze in doppellogarithmischer Skalierung laut Gleichung (2.12)	28
Abbildung 2.12: Linear interpolierter Kriechkoeffizient $C_1(T)$ für den Fall einer konstant gehaltenen Kriechkonstante C_2 und den Fall beider temperaturabhängiger Kriechkoeffizienten	29
Abbildung 2.13: Linear interpolierter Kriechkoeffizient $C_2(T)$ für den Fall einer konstant gehaltenen Kriechkonstante C_2 und den Fall beider temperaturabhängiger Kriechkoeffizienten	29
Abbildung 2.14: Übereinstimmung der Werkstoffkennwerte aus der Norm und dem Kriechgesetz bei $C_1(T)$ im Zwischentemperaturbereich	30
Abbildung 2.15: Übereinstimmung der Werkstoffkennwerte aus der Norm und dem Kriechgesetz bei $C_1(T)$ & $C_2(T)$ im Zwischentemperaturbereich.....	30

Abbildung 2.16: Tresca und von Mises Fließflächen 31

Abbildung 2.17: Vergleichskriechdehnung eines Zugstabes unter Zugbelastung äquivalent zur kriechrelevanten Berechnungsnennspannung 32

Abbildung 2.18: Vergleichskriechdehnung einer Kugelschale unter Belastung eines Innendruckes äquivalent zur kriechrelevanten Berechnungsnennspannung..... 34

Abbildung 2.19: Aufgebrachte Lasten und Randbedingungen auf das Zylinderschalenmodell..... 35

Abbildung 2.20: Vergleichskriechdehnung einer Zylinderschale unter Belastung eines Innendruckes äquivalent zur kriechrelevanten Berechnungsnennspannung 35

Abbildung 4.1: Konstruktionszeichnung der Kugel-Stutzen-Verbindung [1], [22]. 43

Abbildung 4.2: Last- und Temperaturverlauf eines Belastungszyklus der Kugel-Stutzen-Verbindung [1]..... 44

Abbildung 4.3: Modellgeometrie der Kugel-Stutzen-Verbindung [1]..... 45

Abbildung 4.4: Aufgebrachte Lasten und Randbedingungen der Kugel-Stutzen-Verbindung 47

Abbildung 4.5: Temperaturverteilung in der Kugel-Stutzen-Verbindung während der Einspritzung 48

Abbildung 4.6: Wärmespannungen in der Kugel-Stutzen-Verbindung während der Einspritzung 48

Abbildung 4.7: Vergleichskriechdehnungen in der Kugel-Stutzen-Verbindung bei stationärem Betrieb nach 100.000 Stunden 49

Abbildung 4.8: Vergleichskriechdehnung in der Kugel-Stutzen-Verbindung bei Betrieb mit Einspritzungen nach 10.000 Stunden 50

Abbildung 4.9: Akkumulierte Vergleichskriechdehnungen in der Kugel-Stutzen-Verbindung bei Betrieb mit Einspritzungen nach 10.000 Stunden..... 51

Abbildung 4.10: Rückkriechen in der Kugel-Stutzen-Verbindung bei stationärem Betrieb..... 52

Abbildung 4.11: Rückkriechen in der Kugel-Stutzen-Verbindung bei Betrieb mit Einspritzungen 52

Abbildung 4.12: Auswertungspunkte A und B der Kugel-Stutzen-Verbindung [1] 56

Abbildung 4.13: Konstruktionszeichnung des Doppelrohr-Wärmetauschers..... 61

Abbildung 4.14: Temperaturverlauf - Kurze Unterbrechung des stationären Betriebs [1]..... 62

Abbildung 4.15: Temperaturverlauf - Lange Unterbrechung des stationären Betriebs [1].....	62
Abbildung 4.16: Modellgeometrie des Doppelrohr-Wärmetauschers [1].....	63
Abbildung 4.17: Aufgebrachte Lasten und Randbedingungen des Doppelrohr-Wärmetauschers [1].....	66
Abbildung 4.18: Temperaturverteilung im Doppelrohr-Wärmetauscher bei 590 °C im Innenrohr und 620 °C im Außenrohr	67
Abbildung 4.19: Wärmespannungen im Doppelrohr-Wärmetauscher bei 590 °C im Innenrohr und 620 °C im Außenrohr	67
Abbildung 4.20: Vergleichskriechdehnung des Doppelrohr-Wärmetauschers im stationären Betrieb.....	68
Abbildung 4.21: Vergleichskriechdehnung des Doppelrohr-Wärmetauschers bei Betrieb mit kurzen Unterbrechungen nach 10.000 Stunden	69
Abbildung 4.22: Vergleichskriechdehnung des Doppelrohr-Wärmetauschers bei Betrieb mit langen Unterbrechungen nach 10.000 Stunden	69
Abbildung 4.23: Extrapolierte Vergleichskriechdehnungen des Doppelrohr-Wärmetauschers bei Betrieb mit kurzen Unterbrechungen.....	70
Abbildung 4.24: Extrapolierte Vergleichskriechdehnungen des Doppelrohr-Wärmetauschers bei Betrieb mit langen Unterbrechungen.....	70
Abbildung 4.25: Rückkriechen im Doppelrohr-Wärmetauscher bei stationärem Betrieb	72
Abbildung 4.26: Rückkriechen im Doppelrohr-Wärmetauscher bei Betrieb mit kurzen Unterbrechungen	72
Abbildung 4.27: Rückkriechen im Doppelrohr-Wärmetauscher bei Betrieb mit langen Unterbrechungen	73
Abbildung 4.28: Auswertungspunkte A, B, C und D des Doppelrohr-Wärmetauschers [1].....	76
Abbildung 4.29: Schematische Konstruktionszeichnung der Rohrverbindung	83
Abbildung 4.30: Last- und Temperaturverlauf eines Belastungszyklus der Rohrverbindung	84
Abbildung 4.31: Modellierte Geometrie der Rohrverbindung	85
Abbildung 4.32: Zeitdehngrenzen bei 10.000 Stunden und 100.000 Stunden bei verschiedenen Temperaturen für die Werkstoffe 13CrMo4-5 und X6CrNi18-10 und deren logarithmische Regressionsfunktionen zur Extrapolation	89

Abbildung 4.33: Aufgebrachte Lasten und Randbedingungen für die Rohrverbindung..... 90

Abbildung 4.34: Verlauf der Kriechdehnung in Abhängigkeit der Netzfeinheit bei Ende des Lastverlaufs mit Durchflutungen nach 10.000 Stunden; oben: Verlauf entlang der Rohraußenseite (oranger Pfeil); unten: Verlauf entlang der Rohrinnaenseite (blauer Pfeil)..... 92

Abbildung 4.35: Verlauf der akkumulierten Vergleichskriechdehnung bei unterschiedlichen Schweißnahtfestigkeiten entlang der Rohraußenseite bei stationärem Betrieb; $t = 100.000 \text{ h}$ 93

Abbildung 4.36: Verlauf der akkumulierten Vergleichskriechdehnung bei unterschiedlichen Schweißnahtfestigkeiten entlang der Rohraußenseite bei Betrieb mit Lastverlauf; $t = 10.000 \text{ h}$ 94

Abbildung 4.37: Temperaturverlauf in der Rohrverbindung 90 Sekunden nach Beginn der Durchflutung; $t = 1800090 \text{ s}$ 95

Abbildung 4.38: Temperaturverlauf in der Rohrverbindung 10 Minuten nach Ende der Durchflutung; $t = 1804200 \text{ s}$ 95

Abbildung 4.39: Wärmespannungen in der Rohrverbindung 90 Sekunden nach Beginn der Durchflutung bei einer linearelastischen Analyse; $t = 1800090 \text{ s}$ 95

Abbildung 4.40: Wärmespannungen in der Rohrverbindung 10 Minuten nach Ende der Durchflutung bei einer linearelastischen Analyse; $t = 1804200 \text{ s}$ 95

Abbildung 4.41: Zeitpunkt (Grenzbetrieb) der maximalen Wärmespannungen in der Rohrverbindung bei einer linearelastischen Analyse; $t = 432600 \text{ s}$ 96

Abbildung 4.42: Schematische Darstellung der Auswertungspfade 97

Abbildung 4.43: Verlauf der Vergleichskriechdehnung entlang der Auswertungspfade des ferritischen Rohres bei stationärem Betrieb nach 100.000 Stunden..... 98

Abbildung 4.44: Verlauf der Vergleichskriechdehnung in der Schweißnaht bei stationärem Betrieb nach 100.000 Stunden 98

Abbildung 4.45: Vergleichskriechdehnung der Rohrverbindung nach 100.000 Stunden im stationären Betrieb 99

Abbildung 4.46: Vergleichskriechdehnung der Rohrverbindung nach 10.000 Stunden bei Betrieb mit Durchflutungen..... 100

Abbildung 4.47: Detaillierte Ansicht des ferritischen Rohres aus Abbildung 4.46 100

Abbildung 4.48: Detaillierte Ansicht der Schweißnaht aus Abbildung 4.46	100
Abbildung 4.49: Vergleichskriechdehnung entlang der Auswertungspfade nach 10.000 Stunden.....	101
Abbildung 4.50: Verlauf der Vergleichskriechdehnung in der Schweißnaht bei Betrieb mit Durchflutungen nach 10.000 Stunden	101
Abbildung 4.51: Verlauf der Längs- und Umfangskriechdehnung entlang der Rohraußenseite (blauer Pfad gemäß Abbildung 4.42) bei Betrieb mit Durchflutungen nach 10.000 Stunden.....	102
Abbildung 4.52: Extrapolierte Vergleichskriechdehnungen der Rohrverbindung während des Lastverlaufs	102
Abbildung 4.53: Rückkriechen in der Rohrverbindung bei stationärem Betrieb	104
Abbildung 4.54: Rückkriechen in der Rohrverbindung beim Lastverlauf.....	104
Abbildung 4.55: Absolutwert des Rückkriechens in der Rohrverbindung bei stationärem Betrieb.....	105
Abbildung 4.56: KFN, Hauptstrukturdehnung 1 für stationären Betrieb	109
Abbildung 4.57: KFN, Hauptstrukturdehnung 3 für stationären Betrieb	109
Abbildung 4.58: KFN, Hauptstrukturdehnung 1 für den Grenzbetrieb.....	110
Abbildung 4.59: KFN, Hauptstrukturdehnung 3 für den Grenzbetrieb.....	110

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Werkstoffkennwerte für die Zeitdehngrenze 16Mo3 aus EN10028-2 [13]	25
Tabelle 2: Kriechkonstanten, Berechnungsnennspannung und Vergleichskriechdehnungen des Zugstabes	33
Tabelle 3: Kriechkonstanten, Berechnungsnennspannung und Vergleichskriechdehnungen der Kugelschale	34
Tabelle 4: Kriechkonstanten, Berechnungsnennspannung und Vergleichskriechdehnungen der Zylinderschale	35
Tabelle 5: Übersicht der Lastfälle der Kugel-Stutzen-Verbindung [1]	43
Tabelle 6: Übersicht der Werkstoffe der Kugel-Stutzen-Verbindung [1]	45
Tabelle 7: Berechnete Kriechkonstanten für die Kugel-Stutzen-Verbindung	46
Tabelle 8: Drücke und Längsspannungen für die Lastfälle der Kugel-Stutzen-Verbindung [1]	47
Tabelle 9: Maximale akkumulierte Vergleichskriechdehnungen der einzelnen Komponenten der Kugel-Stutzen-Verbindung bei stationärem Betrieb nach 100.000 h	49
Tabelle 10: Akkumulierte Vergleichskriechdehnungen der einzelnen Komponenten der Kugel-Stutzen-Verbindung nach 10.000 Stunden und 100.000 Stunden	51
Tabelle 11: Errechnete Kriechdehngrenzen ohne Lebensdauerüberwachung für verschiedene Temperaturen der Kugel-Stutzen-Verbindung anhand der Berechnungsnennspannungen aus EN13445-3, Kapitel 19	53
Tabelle 12: Errechnete Kriechdehngrenzen mit Lebensdauerüberwachung für verschiedene Temperaturen der Kugel-Stutzen-Verbindung anhand der Berechnungsnennspannungen aus EN13445-3, Kapitel 19	54
Tabelle 13: Übersicht des Kriechdehnnachweises für die Kugel-Stutzen-Verbindung bei stationärem Betrieb	54
Tabelle 14: Übersicht des Kriechdehnnachweises für die Kugel-Stutzen-Verbindung bei Einspritzungen	55
Tabelle 15: Auslastungen in Punkt A und Punkt B der Kugel-Stutzen-Verbindung bei stationärem Betrieb	56
Tabelle 16: Auslastungen in Punkt A und Punkt B der Kugel-Stutzen-Verbindung bei Einspritzungen	57

Tabelle 17: Vergleich der Auslastungen aus [1] und den in dieser Arbeit errechneten der Kugel-Stutzen-Verbindung in Punkt A und Punkt B bei stationärem Betrieb . 57

Tabelle 18: Vergleich der Auslastungen aus [1] und den in dieser Arbeit errechneten der Kugel-Stutzen-Verbindung in Punkt A und Punkt B bei Lastverlauf mit Einspritzungen 58

Tabelle 19: Vergleich der Vergleichskriechdehnungen aus [1] und den in dieser Arbeit errechneten der Kugel-Stutzen-Verbindung in Punkt A und Punkt B bei stationärem Betrieb 59

Tabelle 20: Vergleich der Vergleichskriechdehnungen aus [1] und den in dieser Arbeit errechneten der Kugel-Stutzen-Verbindung in Punkt A und Punkt B bei Lastverlauf mit Einspritzungen 59

Tabelle 21: Lastfälle des Doppelrohr-Wärmetauschers [1]..... 62

Tabelle 22: Übersicht der Werkstoffe des Doppelrohr-Wärmetauschers 64

Tabelle 23: Berechnete Kriechkonstanten für den Doppelrohr-Wärmetauscher . 65

Tabelle 24: Drücke und Längsspannungen für die Lastfälle des Doppelrohr-Wärmetauschers [1]..... 66

Tabelle 25: Akkumulierte Vergleichskriechdehnungen der einzelnen Komponenten des Doppelrohr-Wärmetauschers nach 10.000 Stunden und 100.000 Stunden . 71

Tabelle 26: Errechnete Kriechdehngrenzen für verschiedene Temperaturen des Doppelrohr-Wärmetauschers anhand der Berechnungsnennspannungen aus EN13445-3, Kapitel 19..... 74

Tabelle 27: Übersicht des Kriechdehnnachweises für den Doppelrohr-Wärmetauscher bei stationärem Betrieb 74

Tabelle 28: Übersicht des Kriechdehnnachweises für den Doppelrohr-Wärmetauscher bei Betrieb mit kurzen Unterbrechungen 75

Tabelle 29: Übersicht des Kriechdehnnachweises für den Doppelrohr-Wärmetauscher bei Betrieb mit langen Unterbrechungen 75

Tabelle 30: Auslastungen in Punkt A und Punkt D des Doppelrohr-Wärmetauschers bei stationärem Betrieb 76

Tabelle 31: Auslastungen in den Punkten A, B und D des Doppelrohr-Wärmetauschers bei Betrieb mit kurzen Unterbrechungen..... 77

Tabelle 32: Auslastungen in den Punkten A, B, C und D des Doppelrohr-Wärmetauschers bei Betrieb mit langen Unterbrechungen..... 77

Tabelle 33: Vergleich der Auslastungen aus [1] und den in dieser Arbeit errechneten: Doppelrohr-Wärmetauscher in Punkt A und Punkt D bei stationärem Betrieb.....	78
Tabelle 34: Vergleich der Auslastungen aus [1] und den in dieser Arbeit errechneten: Doppelrohr-Wärmetauscher in Punkt A, B und D bei Betrieb mit kurzen Unterbrechungen.....	78
Tabelle 35: Vergleich der Auslastungen aus [1] und den in dieser Arbeit errechneten: Doppelrohr-Wärmetauscher in Punkt A, B, C und D bei Betrieb mit langen Unterbrechungen.....	78
Tabelle 36: Vergleich der Vergleichskriechdehnungen aus [1] mit den in dieser Arbeit errechneten: Doppelrohr-Wärmetauscher in Punkt A und Punkt D bei stationärem Betrieb	79
Tabelle 37: Vergleich der Vergleichskriechdehnungen aus [1] mit den in dieser Arbeit errechneten: Doppelrohr-Wärmetauscher in Punkte A, B, D bei Betrieb mit kurzen Unterbrechungen.....	79
Tabelle 38: Vergleich der Vergleichskriechdehnungen aus [1] mit den in dieser Arbeit errechneten: Doppelrohr-Wärmetauscher Punkte A bis D bei Betrieb mit langen Unterbrechungen.....	80
Tabelle 39: Übersicht der Lastfälle der Rohrverbindung.....	83
Tabelle 40: Übersicht der Werkstoffe der Rohrverbindung	87
Tabelle 41: Übersicht der Werkstoffparameter der Schweißnaht der Rohrverbindung.....	87
Tabelle 42: Berechnete Kriechkonstanten für die Rohrverbindung.....	89
Tabelle 43: Berechnete Längsspannungen für die Lastfälle der Rohrverbindung.....	91
Tabelle 44: Zusammensetzung der Schweißnaht bei unterschiedlichen Festigkeiten.....	93
Tabelle 45: Akkumulierte Vergleichskriechdehnungen der Bewertungspfade der Rohrverbindung nach 100.000 Stunden bei stationärem Betrieb	99
Tabelle 46: Akkumulierte Vergleichskriechdehnungen der Bewertungspfade der Rohrverbindung bei Betrieb mit Durchflutungen nach 10.000 Stunden und 100.000 Stunden.....	103
Tabelle 47: Errechnete Kriechdehngrenzen für verschiedene Temperaturen der Rohrverbindung anhand der Berechnungsnennspannungen aus EN13445-3, Kapitel 19	105

Tabelle 48: Übersicht des Kriechdehnnachweises für die Rohrverbindung für den stationären Betrieb	107
Tabelle 49: Übersicht des Kriechdehnnachweises für die Rohrverbindung für den Lastverlauf	107
Tabelle 50: Einwirkungen für den Kriechfestigkeitsnachweis der Rohrverbindung	108
Tabelle 51: Bemessungswerte der Werkstoffe für den Kriechfestigkeitsnachweis des stationären Betriebs	109
Tabelle 52: Bemessungswerte der Werkstoffe für den Kriechfestigkeitsnachweis des Grenzbetriebs.....	110
Tabelle A.1: Temperaturabhängige Dichte nach EN13445-3, Anhang O [9].....	1
Tabelle A.2: Temperaturabhängiger Elastizitätsmodul nach EN13445-3, Anhang O [9].....	1
Tabelle A.3: Temperaturabhängiger Wärmeausdehnungskoeffizient nach EN13445-3, Anhang O [9].....	2
Tabelle A.4: Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit nach EN13445-3, Anhang O [9].....	2
Tabelle A.5: Temperaturabhängige Wärmekapazität nach EN13445-3, Anhang O [9].....	3
Tabelle A.6: Mindest-0,2%-Dehngrenze $R_{p0,2\%,T}$ für die Kugel-Stutzen-Verbindung [13], [31].....	4
Tabelle A.7: Mindest-Zugfestigkeit $R_m, 20$ für die Kugel-Stutzen-Verbindung [13], [31].....	4
Tabelle A.8: Zeitdehngrenzen $R_{p1\%,T,t}$ für die Kugel-Stutzen-Verbindung [31], [44].....	4
Tabelle A.9: Zeitstandfestigkeiten R_m, T, t für die Kugel-Stutzen-Verbindung [13], [31].....	5
Tabelle A.10: Linear interpolierte Zeitdehngrenzen vom Werkstoff 16Mo3 bei Zwischentemperaturwerten [13].....	5
Tabelle A. 11: Mindest-0,2%-Dehngrenze $R_{p0,2\%,T}$ für den Doppelrohr-Wärmetauscher [30].....	6

Tabelle A. 12: Mindest-1%-Dehngrenze $R_{p1\%,T}$ für den Doppelrohr-Wärmetauscher [30].....	6
Tabelle A. 13: Zeitdehngrenzen $R_{p1\%,T}, t$ für den Doppelrohr-Wärmetauscher [32].....	6
Tabelle A. 14: Zeitstandfestigkeiten $R_{m,T}, t$ für den Doppelrohr-Wärmetauscher [30].....	7
Tabelle A. 15: Mindest-0,2%-Dehngrenze $R_{p1\%,T}$ für die Rohrverbindung [31]...8	8
Tabelle A. 16: Mindest-1%-Dehngrenze $R_{p1\%,T}$ für die Rohrverbindung [30].....8	8
Tabelle A. 17: Zeitdehngrenzen $R_{p1\%,T}, t$ für die Rohrverbindung [13], [32].....9	9
Tabelle A. 18: Zeitstandfestigkeiten $R_{m,T}, t$ für die Rohrverbindung [30], [31]....	10

Anhang A Werkstoffkennwerte

Berechnete Werkstoffkennwerte aus EN13445-3, Anhang O:

Tabelle A.1: Temperaturabhängige Dichte nach EN13445-3, Anhang O [9]

Werkstoffgruppe	Temperatur [°C]	Dichte ρ_T [kg/m ³]
1.2 und 5.2	20	7.850,0
	350	7.746,6
	380	7.736,1
	400	7.729,0
	415	7.723,6
	475	7.702,0
	480	7.700,2
	500	7.692,9
	550	7.674,7
	580	7.663,7
	600	7.656,4
8.1 und 8.2	650	7.638,1
	20	7.930,0
	350	7.794,2
	400	7.771,5
	450	7.748,4
	500	7.725,1
	550	7.701,4
	600	7.677,6
	620	7.668,1
650	7.653,7	

Tabelle A.2: Temperaturabhängiger Elastizitätsmodul nach EN13445-3, Anhang O [9]

Werkstoffgruppe	Temperatur [°C]	Elastizitätsmodul E_T [MPa]
Gruppe 1 bis 4, 5.1 und 5.2	20	211.770
	200	198.610
	250	194.745
	300	190.788
	350	186.740
	400	182.601
	450	178.371
	500	174.050
Gruppe 8.1 und 8.2	20	199.964

Werkstoffgruppe	Temperatur [°C]	Elastizitätsmodul E_T [MPa]
	200	171.980
	250	167.740
	300	163.500
	350	159.260
	400	155.020
	450	150.780
	500	149.084

Tabelle A.3: Temperaturabhängiger Wärmeausdehnungskoeffizient nach EN13445-3, Anhang O [9]

Werkstoffgruppe	Temperatur [°C]	Wärmeausdehnungskoeffizient β_T [1/K]
Gruppe 1 bis 4, 5.1 und 5.2	20	$1,5287 \cdot 10^{-5}$
	350	$1,7498 \cdot 10^{-5}$
	400	$1,7769 \cdot 10^{-5}$
	450	$1,8024 \cdot 10^{-5}$
	500	$1,8263 \cdot 10^{-5}$
	550	$1,8484 \cdot 10^{-5}$
	600	$1,8689 \cdot 10^{-5}$
	620	$1,8767 \cdot 10^{-5}$
Gruppe 8.1 und 8.2	20	$1,5287 \cdot 10^{-5}$
	350	$1,5287 \cdot 10^{-5}$
	400	$1,5287 \cdot 10^{-5}$
	450	$1,5287 \cdot 10^{-5}$
	500	$1,5287 \cdot 10^{-5}$
	550	$1,5287 \cdot 10^{-5}$
	600	$1,5287 \cdot 10^{-5}$
	620	$1,5287 \cdot 10^{-5}$

Tabelle A.4: Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit nach EN13445-3, Anhang O [9]

Werkstoffgruppe	Temperatur [°C]	Wärmeleitfähigkeit λ_T [W/mK]
Gruppe 1.2	20	49,502
	200	46,055
	250	44,940
	300	43,756
	350	42,504

Werkstoffgruppe	Temperatur [°C]	Wärmeleitfähigkeit λ_T [W/mK]
	400	41,183
	450	39,793
	500	38,335
Gruppe 5.2	20	37,087
	200	37,150
	250	36,852
	300	36,416
	350	35,842
	400	35,132
	450	34,283
	500	33,298
Gruppe 8.1 und 8.2	20	14,280
	350	19,237
	400	19,988
	450	20,739
	500	21,490
	550	22,241
	600	22,992
	620	23,292

Tabelle A.5: Temperaturabhängige Wärmekapazität nach EN13445-3, Anhang O [9]

Werkstoffgruppe	Temperatur [°C]	Wärmekapazität $c_{p,diff,T}$ [J/K]
Gruppe 1 bis 5	20	461,034
	100	497,732
	200	533,084
	300	567,396
	400	612,079
	500	678,543
	550	723,508
Gruppe 8.1 und 8.2	20	472,437
	100	500,745
	200	521,687
	300	537,806
	400	556,121
	500	578,383
	550	590,099

Benötigte Werkstoffkennwerte für die Kugel-Stutzen-Verbindung aus anderen Normen

Tabelle A.6: Mindest-0,2%-Dehngrenze $R_{p0,2\%,T}$ für die Kugel-Stutzen-Verbindung [13], [31]

Werkstoff	10CrMo9-10 [MPa]	11CrMo9-10 +QT [MPa]	16Mo3 [MPa]	Schweißnaht [MPa]
Werkstoffnorm	EN10028-2	EN10216-2	EN10216-2	80% 10CrMo9-10
$R_{p0,2\%,20}$	290,00	355,00	280,00	232,00
$R_{p0,2\%,415}$	194,10	269,60	154,20	155,28
$R_{p0,2\%,420}$	192,80	267,80	153,60	154,24
$R_{p0,2\%,440}$	187,60	260,60	151,20	150,08
$R_{p0,2\%,475}$	179,00	248,00	148,00	143,20
$R_{p0,2\%,480}$	177,80	246,20	147,60	142,24

Tabelle A.7: Mindest-Zugfestigkeit $R_{m,20}$ für die Kugel-Stutzen-Verbindung [13], [31]

Werkstoff	10CrMo9-10 [MPa]	11CrMo9-10 +QT [MPa]	16Mo3 [MPa]	Schweißnaht [MPa]
Werkstoffnorm	EN10028-2	EN10216-2	EN10216-2	80% 10CrMo9-10
$R_{m,20}$	480,00	540,00	450,00	384,00

Tabelle A.8: Zeitdehngrenzen $R_{p1\%,T,t}$ für die Kugel-Stutzen-Verbindung [31], [44]

Werkstoff	10CrMo9-10 [MPa]	11CrMo9-10 +QT [MPa]	16Mo3 [MPa]	Schweißnaht [MPa]
Werkstoffnorm	EN10028-2	EN10222-2	EN10028-2	80% 10CrMo9-10
$R_{p1\%,415,10.000}$	313,50	313,50	275,50	250,80
$R_{p1\%,450,10.000}$	240,00	240,00	216,00	192,00
$R_{p1\%,475,10.000}$	190,00	190,00	174,00	152,00
$R_{p1\%,480,10.000}$	180,00	180,00	166,00	144,00
$R_{p1\%,415,100.000}$	204,50	204,50	240,50	163,60
$R_{p1\%,450,100.000}$	166,00	166,00	167,00	132,80
$R_{p1\%,475,100.000}$	137,50	137,50	116,50	110,00
$R_{p1\%,480,100.000}$	130,00	130,00	107,00	104,00

Tabelle A.9: Zeitstandfestigkeiten $R_{m,T,t}$ für die Kugel-Stutzen-Verbindung [13], [31]

Werkstoff	10CrMo9-10 [MPa]	11CrMo9-10 +QT [MPa]	16Mo3 [MPa]	Schweißnaht [MPa]
Werkstoffnorm	EN10028-2	EN10216-2	EN10216-2	80% 11CrMo9-10/ 10CrMo9-10
$R_{m,415,10.000}$	376,00	344,00	385,50	275,20
$R_{m,450,10.000}$	306,00	276,00	298,00	220,80
$R_{m,452,4,10.000}$	301,20	271,92	292,00	217,54
$R_{m,475,10.000}$	252,50	233,50	234,00	186,80
$R_{m,480,10.000}$	241,00	225,00	221,00	180,00
$R_{m,415,100.000}$	277,00	280,50	344,50	224,40
$R_{m,450,100.000}$	221,00	221,00	236,00	176,80
$R_{m,452,4,100.000}$	217,16	216,92	228,56	173,54
$R_{m,475,100.000}$	179,00	178,50	162,50	142,80
$R_{m,480,100.000}$	170,00	170,00	149,00	136,00
$R_{m,415,200.000}$	253,50	-	323,00	202,80
$R_{m,450,200.000}$	201,00	-	218,00	160,80
$R_{m,452,4,200.000}$	197,40	-	210,80	157,92
$R_{m,475,200.000}$	160,50	-	143,50	128,40
$R_{m,480,200.000}$	152,00	-	129,00	121,60

Tabelle A.10: Linear interpolierte Zeitdehngrenzen vom Werkstoff 16Mo3 bei
Zwischentemperaturwerten [13]

16Mo3 EN10028-2		
Temperatur [°C]	$R_{p\ 1\%,T,10.000h}$ [MPa]	$R_{p\ 1\%,T,100.000h}$ [MPa]
450	216	167
452,5	211,75	161,75
455	207,5	156,5
458	202,4	150,2
460	199	146
490	149	89
492,5	144,75	85
495	140,5	81
498	135,4	76,2
500	132	73

Benötigte Werkstoffkennwerte für den Wärmetauscher aus anderen Normen

Tabelle A. 11: Mindest-0,2%-Dehngrenze $R_{p0,2\%,T}$ für den Doppelrohr-Wärmetauscher [30]

Werkstoff	X6CrNi18-10 [MPa]	X8CrNiNb16-13 [MPa]	Schweißnaht [MPa]
Werkstoffnorm	EN10216-5	EN10216-5	80% X6CrNi18-10
$R_{p0,2\%,20}$	185,00	205,00	148,00
$R_{p0,2\%,550}$	83,00	118,00	66,40
$R_{p0,2\%,580}$	77,54	115,51	62,03
$R_{p0,2\%,610}$	70,94	112,97	56,75
$R_{p0,2\%,620}$	68,34	112,10	54,67
$R_{p0,2\%,630}$	65,51	111,24	52,41

Tabelle A. 12: Mindest-1%-Dehngrenze $R_{p1\%,T}$ für den Doppelrohr-Wärmetauscher [30]

Werkstoff	X6CrNi18-10 [MPa]	X8CrNiNb16-13 [MPa]	Schweißnaht [MPa]
Werkstoffnorm	EN10216-5	EN10216-5	80% X6CrNi18-10
$R_{p1\%,20}$	225,00	245,00	180,00
$R_{p1\%,550}$	113,00	147,00	90,40
$R_{p1\%,580}$	106,03	143,78	84,82
$R_{p1\%,610}$	97,02	140,48	77,62
$R_{p1\%,620}$	93,30	139,37	74,64
$R_{p1\%,630}$	89,18	138,24	71,34

Tabelle A. 13: Zeitdehngrenzen $R_{p1\%,T,t}$ für den Doppelrohr-Wärmetauscher [32]

Werkstoff	X6CrNi18-10 [MPa]	X8CrNiNb16-13 [MPa]	Schweißnaht [MPa]
Werkstoffnorm	EN10028-7	EN10028-7	80% X6CrNi18-10
$R_{p1\%,580,10.000}$	106,00	127,00	84,80
$R_{p1\%,590,10.000}$	100,00	120,00	80,00
$R_{p1\%,600,10.000}$	94,00	113,00	75,20
$R_{p1\%,610,10.000}$	88,00	106,00	70,40
$R_{p1\%,620,10.000}$	82,00	99,00	65,60
$R_{p1\%,630,10.000}$	75,00	92,00	60,00

Werkstoff	X6CrNi18-10 [MPa]	X8CrNiNb16-13 [MPa]	Schweißnaht [MPa]
Werkstoffnorm	EN10028-7	EN10028-7	80% X6CrNi18-10
$R_{p1\%,580,100.000}$	84,00	91,00	67,20
$R_{p1\%,590,100.000}$	79,00	84,00	63,20
$R_{p1\%,600,100.000}$	74,00	78,00	59,20
$R_{p1\%,610,100.000}$	69,00	73,00	55,20
$R_{p1\%,620,100.000}$	63,00	67,00	50,40
$R_{p1\%,630,100.000}$	56,00	61,00	44,80

Tabelle A. 14: Zeitstandfestigkeiten $R_{m,T,t}$ für den Doppelrohr-Wärmetauscher [30]

Werkstoff	X6CrNi18-10 [MPa]	X8CrNiNb16-13 [MPa]	Schweißnaht [MPa]
Werkstoffnorm	EN10216-5	EN10216-5	80% X6CrNi18-10
$R_{m,580,10.000}$	154,00	182,00	123,20
$R_{m,590,10.000}$	143,00	170,00	114,40
$R_{m,600,10.000}$	132,00	157,00	105,60
$R_{m,610,10.000}$	122,00	145,00	97,60
$R_{m,620,10.000}$	113,00	134,00	90,40
$R_{m,630,10.000}$	104,00	124,00	83,20
$R_{m,580,100.000}$	107,00	129,00	85,60
$R_{m,590,100.000}$	98,00	119,00	78,40
$R_{m,600,100.000}$	89,00	108,00	71,20
$R_{m,610,100.000}$	81,00	98,00	64,80
$R_{m,620,100.000}$	73,00	89,00	58,40
$R_{m,630,100.000}$	65,00	80,00	52,00
$R_{m,580,200.000}$	95,00	115,00	76,00
$R_{m,590,200.000}$	86,00	105,00	68,80
$R_{m,600,200.000}$	78,00	94,00	62,40
$R_{m,610,200.000}$	70,00	85,00	56,00
$R_{m,620,200.000}$	62,00	77,00	49,60
$R_{m,630,200.000}$	55,00	69,00	44,00

Benötigte Werkstoffkennwerte für die Rohrverbindung aus anderen Normen

Tabelle A. 15: Mindest-0,2%-Dehngrenze $R_{p0,2\%,T}$ für die Rohrverbindung [31]

Werkstoff	13CrMo4-5 [MPa]
Werkstoffnorm	EN10216-2
$R_{p0,2\%,20}$	290,00
$R_{p0,2\%,100}$	264,00
$R_{p0,2\%,150}$	253,00
$R_{p0,2\%,200}$	245,00
$R_{p0,2\%,250}$	236,00
$R_{p0,2\%,300}$	192,00
$R_{p0,2\%,350}$	182,00
$R_{p0,2\%,400}$	174,00
$R_{p0,2\%,450}$	168,00
$R_{p0,2\%,500}$	166,00
$R_{p0,2\%,510}$	162,57
$R_{p0,2\%,520}$	159,07
$R_{p0,2\%,530}$	155,50
$R_{p0,2\%,540}$	151,83
$R_{p0,2\%,550}$	148,08

Tabelle A. 16: Mindest-1%-Dehngrenze $R_{p1\%,T}$ für die Rohrverbindung [30]

Werkstoff	X6CrNi18-10 [MPa]	Schweißnaht [MPa]
Werkstoffnorm	EN10216-5	80% X6CrNi18-10
$R_{p1\%,20}$	225,00	180,00
$R_{p1\%,50}$	201,00	160,80
$R_{p1\%,100}$	191,00	152,80
$R_{p1\%,150}$	172,00	137,60
$R_{p1\%,200}$	157,00	125,60
$R_{p1\%,250}$	147,00	117,60
$R_{p1\%,300}$	137,00	109,60
$R_{p1\%,350}$	132,00	105,60

Werkstoff	X6CrNi18-10 [MPa]	Schweißnaht [MPa]
Werkstoffnorm	EN10216-5	80% X6CrNi18-10
$R_{p1\%,400}$	127,00	101,60
$R_{p1\%,450}$	122,00	97,60
$R_{p1\%,500}$	118,00	94,40
$R_{p1\%,510}$	117,00	93,60
$R_{p1\%,520}$	116,00	92,80
$R_{p1\%,530}$	115,00	92,00
$R_{p1\%,540}$	114,00	91,20
$R_{p1\%,550}$	113,00	90,40

Tabelle A. 17: Zeitdehngrenzen $R_{p1\%,T,t}$ für die Rohrverbindung [13], [32]

Werkstoff	X6CrNi18-10 [MPa]	13CrMo4-5 [MPa]	Schweißnaht [MPa]
Werkstoffnorm	EN10028-7	EN10028-2	80% 13CrMo4-5
$R_{p1\%,400,10.000}$	229,76 ¹	343,29 ¹	274,63 ¹
$R_{p1\%,450,10.000}$	189,19 ¹	245,00	196,00
$R_{p1\%,480,10.000}$	166,96 ¹	193,00	154,40
$R_{p1\%,500,10.000}$	147,00	157,00	125,60
$R_{p1\%,510,10.000}$	142,00	139,00	111,20
$R_{p1\%,520,10.000}$	137,00	122,00	97,20
$R_{p1\%,530,10.000}$	132,00	106,00	84,80
$R_{p1\%,540,10.000}$	127,00	90,00	72,00
$R_{p1\%,550,10.000}$	121,00	76,00	60,80
$R_{p1\%,400,100.000}$	187,42 ¹	266,96 ¹	213,57 ¹
$R_{p1\%,450,100.000}$	152,93 ¹	191,00	152,80
$R_{p1\%,480,100.000}$	134,02 ¹	133,00	106,40
$R_{p1\%,500,100.000}$	114,00	98,00	78,40
$R_{p1\%,510,100.000}$	111,00	83,00	66,40
$R_{p1\%,520,100.000}$	108,00	70,00	56,00
$R_{p1\%,530,100.000}$	104,00	57,00	45,60
$R_{p1\%,540,100.000}$	100,00	46,00	36,80
$R_{p1\%,550,100.000}$	96,00	36,00	28,80

¹ Werte durch logarithmische Extrapolation ermittelt

Tabelle A. 18: Zeitstandfestigkeiten $R_{m,T,t}$ für die Rohrverbindung [30], [31]

Werkstoff	X6CrNi18-10 [MPa]	13CrMo4-5 [MPa]	Schweißnaht [MPa]
Werkstoffnorm	EN10216-5	EN10216-2	80% 13CrMo4-5
$R_{m,450,10.000}$	-	377,00	301,60
$R_{m,500,10.000}$	250,00	238,00	190,40
$R_{m,510,10.000}$	239,00	209,00	167,20
$R_{m,520,10.000}$	227,00	181,00	144,80
$R_{m,530,10.000}$	215,00	155,00	124,00
$R_{m,540,10.000}$	203,00	131,00	104,80
$R_{m,550,10.000}$	191,00	109,00	87,20
$R_{m,450,100.000}$	-	290,00	232,00
$R_{m,480,100.000}$	-	198,00	158,40
$R_{m,500,100.000}$	192,00	145,00	116,00
$R_{m,510,100.000}$	182,00	121,00	96,80
$R_{m,520,100.000}$	172,00	100,00	80,00
$R_{m,530,100.000}$	162,00	80,00	64,00
$R_{m,540,100.000}$	151,00	65,00	51,20
$R_{m,550,100.000}$	140,00	53,00	42,40
$R_{m,500,200.000}$	176,00	123,00	98,40
$R_{m,510,200.000}$	166,00	102,00	81,60
$R_{m,520,200.000}$	156,00	82,00	65,60
$R_{m,530,200.000}$	146,00	66,00	52,80
$R_{m,540,200.000}$	136,00	51,00	40,80
$R_{m,550,200.000}$	125,00	41,00	32,80