

# **Numerische und experimentelle Untersuchungen von Keramik-Metall-Compoundrohren für die Hochtemperaturanwendung in Kraftwerksrohrleitungen**

Von der Fakultät Energie-, Verfahrens- und Biotechnik der Universität Stuttgart  
zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)  
genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von  
**Dipl.-Ing. Min Huang**  
aus Hubei, V.R. China

Hauptberichter:	Prof. Dr.-Ing. habil. Karl Maile
Mitberichter:	Prof. Dr.-Ing. habil. Eberhard Roos
Tag der mündlichen Prüfung:	25.03.2015

Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart

2015



## Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin an der Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart.

Mein besonderer Dank gilt dem damaligen kommissarischen Leiter der MPA Universität Stuttgart Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Karl Maile. Seine Förderung und Unterstützung sowie seine ständige Bereitschaft für fachliche Diskussionen haben wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Eberhard Roos danke ich sehr herzlich für sein Interesse an dieser Arbeit und die Übernahme des Mitberichters.

Bei meinen Kolleginnen und Kollegen der MPA Universität Stuttgart möchte ich mich besonders für die angenehme und konstruktive Zusammenarbeit und die zahlreichen Anregungen und Hinweise bedanken, die ich in wertvollen Diskussionen erhalten habe. Herrn Dr.-Ing. Karl Berreth danke ich besonders für die permanente Diskussionsbereitschaft und seine ständige Unterstützung meiner wissenschaftlichen Tätigkeit. Herrn Dr.-Ing. Kay Schmidt, Herrn Dipl.-Ing. Patrick Buhl und Herrn Rudi Scheck möchte ich an dieser Stelle herzlich danken für die Unterstützung im Teil der numerischen Berechnung und der metallografischen Untersuchung.

Ein wesentlicher Teil der Untersuchungen wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Bildung und Forschung (BMBF) innerhalb des Rahmenprogramms „Werkstoffinnovationen für Industrie und Gesellschaft - WING“ durchgeführt, gefördert unter dem Förderkennzeichen 03X3529B.

Meinen Eltern in China und meinem Mann gilt mein größter Dank für ihre fortwährende Unterstützung, ihre Liebe und Motivation.



---

## Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis.....	I
Abkürzungsverzeichnis.....	III
Kurzfassung .....	VII
Abstract .....	IX
1 Einleitung, Problemstellung und Zielsetzung .....	1
2 Stand der Wissenschaft und Technik.....	3
2.1 Festigkeitsberechnung von druckbeanspruchten Rohrleitungen.....	3
2.2 Verbundrohre für Druckanwendungen.....	6
2.3 Werkstoffverhalten unter Hochtemperaturbeanspruchung .....	8
2.3.1 Kriechverhalten von Stählen .....	8
2.3.2 Einfluss mehrachsiger Beanspruchungen auf das Kriechverhalten .....	10
2.3.3 Beschreibung des Kriechverhaltens .....	11
2.4 Keramische Faserverbundwerkstoffe .....	13
3 Konzept der Keramik-Metall-Compoundrohre.....	15
3.1 Linerwerkstoffe .....	15
3.2 Fasermantel.....	20
3.3 Hybridstruktur der Compoundrohre.....	24
3.4 Wirkungsprinzip der Compoundrohre .....	26
4 Lösungsweg.....	28
5 Numerische Untersuchungen .....	29
5.1 Vereinfachte Modellierungen – Modell A.....	29
5.2 Einfluss der Material- und Designparameter .....	36
5.3 Verfeinerte Modellierungen – Modell B und C.....	39
6 Experimentelle Untersuchungen .....	50

---

6.1	Zeitstandversuche mit Stahlproben unter mehrachsigen Beanspruchungen .....	50
6.1.1	Herstellung der Stahlproben .....	50
6.1.2	Prüfung der Stahlproben .....	51
6.2	Zeitstandversuche mit Compoundproben unter mehrachsigen Beanspruchungen .	55
6.2.1	Herstellung der Compoundproben .....	55
6.2.2	Prüfung der Compoundproben .....	57
6.2.3	Messverfahren zur Ermittlung der Verformung und Schädigung.....	60
6.3	Mikrostrukturuntersuchungen .....	77
6.3.1	Mikrostrukturen der umwickelten Proben .....	77
6.3.2	Stahloberflächenmodifikation durch PIRAC-Beschichtung.....	81
7	Auslegungskonzepte.....	85
7.1	Voraussetzungen.....	85
7.2	Berechnungen einer geraden Rohrleitung.....	85
7.3	Berechnungen für 90°-Rohrbogen .....	88
7.3.1	Rohrbogen ohne Umwicklung.....	89
7.3.2	Rohrbogen mit Umwicklung.....	92
8	Feldversuch im Kraftwerk.....	99
8.1	Umwicklung der Leitung und Anbringung der Sensorik .....	99
8.2	Erfassung der Messdaten während des Betriebs der Leitung .....	103
8.3	Ableich der Messdaten.....	106
9	Zusammenfassung und Fazit .....	108
10	Literaturverzeichnis .....	110

---

## Abkürzungsverzeichnis

BMBF	Bundesministerium für Bildung und Forschung
CFK	Carbonfaserverstärkter (kohlenstofffaserverstärkter) Kunststoff
CMC	Ceramic Matrix Composite (keramischer Verbundwerkstoff)
CME	Lehrstuhl Keramische Werkstoffe, Universität Bayreuth
CR	Compoundrohr
CT	Computertomografie
CTE	Coefficient of Thermal Expansion (thermischer Ausdehnungskoeffizient)
CVD	Chemical Vapour Deposition (chemische Gasphasenabscheidung)
DMS	Dehnmessstreifen
ECCC	European Creep Collaborative Committee
EDS	Energiedispersive Röntgenspektroskopie
FE	Finite-Elemente
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
GKM	Großkraftwerk Mannheim
HAT	Hochtemperatur
HT-DMS	Hochtemperaturdehnmessstreifen (kapazitiv)
HTL-ISC	Fraunhofer-Institut für Silicatforschung, Zentrum HTL, Bayreuth
HB	Härte nach Brinell
HV	Härte nach Vickers
ISO	International Organization for Standardization
MPA	Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart
PIRAC	Powder Immersion Reaction Assisted Coating
REM	Rasterelektronenmikroskop
RT	Raumtemperatur
SKT	Schunk Kohlenstofftechnik GmbH
Technion	Institute of Technology, Haifa, Israel
UD	unidirektional
VdTÜV	Verband der Technischen Überwachungs-Vereine e.V.
XRD	X-Ray Diffraction (Röntgendiffraktion)

---

$A$	$\text{mm}^2$	Fläche
$D$	-	Schädigungsparameter
$d_a$	mm	Außendurchmesser
$d_i$	mm	Innendurchmesser
$d_m$	mm	mittlerer Durchmesser
$E$	GPa	Elastizitätsmodul
$\varepsilon$	% bzw. -	Dehnung
$\varepsilon_B$	% bzw. -	Bruchdehnung
$\varepsilon_{cr}$	% bzw. -	Kriechdehnung
$\varepsilon_{cr,i}$ (i = I, II, III)	% bzw. -	Kriechbereiche in der schematischen Darstellung des Kriechdehnungs-Zeit-Verlaufs
$\varepsilon_{el}$	% bzw. -	elastische Dehnung
$\varepsilon_{pl}$	% bzw. -	plastische Dehnung
$\varepsilon_{eq}$	% bzw. -	Vergleichsdehnung
$\tilde{\varepsilon}$	% bzw. -	Vergleichsdehnung für die Schädigung
$\dot{\varepsilon}$	%/s bzw. 1/s	Dehnrage
$\dot{\varepsilon}_{cr}$	%/s bzw. 1/s	Kriechdehnrage
$L$	mm	Länge
$n$	-	Nortonexponent
$P$ bzw. $P_i$	MPa bzw. bar	Druck bzw. Innendruck
$\phi$	° bzw. -	Winkel
$q$	-	Mehrachsigsigkeitsquotient
$r$ bzw. $R$	mm	Radius
$r_a$	mm	Radius Außenwand
$r_i$	mm	Radius Innenwand
$r_m$	mm	mittlerer Radius
$r_x$	mm	Radius an beliebiger Stelle x
$R_0$	$\Omega$	elektrischer Widerstand
$R_m$	MPa	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	MPa	Streckgrenze (0,2%-Dehngrenze)
$s$	mm	Wanddicke

---

$\sigma$	MPa	Spannung
$\sigma_a$	MPa	Axialspannung
$\sigma_r$	MPa	Radialspannung
$\sigma_t$ bzw. $\sigma_u$	MPa	Tangentialspannung bzw. Umfangsspannung
$\sigma_{hyd}$	MPa	Hydrostatische Spannung
$\sigma_v$ bzw. $\sigma_{eq}$	MPa	Vergleichsspannung
$\sigma_{vM}$	MPa	Vergleichsspannung nach von Mises
$T$ bzw. $\vartheta$	°C bzw. K	Temperatur
$t$	h bzw. s	Zeit
$t_B$	h bzw. s	Zeit bis zum Bruch
$\theta$	° bzw. -	Winkel
$\nu$	-	Poissonzahl bzw. Querkontraktionszahl

Weitere Bezeichnungen werden im Text erläutert.



## Kurzfassung

In modernen Kraftwerken ist die Steigerung des thermischen Wirkungsgrades ein wichtiges Ziel, das vor allem durch eine Erhöhung der Dampfparameter – Druck und Temperatur – erreicht werden kann. Druckgeräte, wie z.B. Rohrleitungen, die im Hochtemperaturbereich eingesetzt werden, unterliegen einer Kriechbeanspruchung und werden nach der Zeitstandfestigkeit ausgelegt. Aufgrund des signifikanten materialspezifischen Kriechphänomens ist die Erhöhung der Dampfparameter eingeschränkt. Höhere Prozesstemperaturen und –innendruck sind nur möglich, wenn es gelingt, neue Werkstoffe oder Werkstoffverbunde mit verbesserten Kriecheigenschaften zu entwickeln. Keramische Fasern sowie die mit keramischer Matrix gefertigten Verbundwerkstoffe weisen eine verbesserte Hochtemperaturfestigkeit auf, allerdings sind die Verformungseigenschaften im Vergleich mit warmfesten Stählen relativ ungünstig. Für technische Anwendungen im Hochtemperaturbereich wurde daher ein neuartiges Konzept für drucktragende Rohre, bestehend aus einem Werkstoffverbund aus einem innenliegenden Stahlrohr - Liner, und einer äußeren Ummantelung aus keramischem Faserverbundwerkstoff – Jacket, untersucht. Die Kombination beider Materialien in einer optimierten Hybridstruktur ermöglicht die teilweise oder sogar vollständige Verlagerung der Beanspruchung vom metallischen Liner auf das keramische Verbundwerkstoff-Jacket. Das damit verhinderte Kriechen des Liners ermöglicht entweder eine erhebliche Lebensdauerverlängerung dieser Rohrleitungen oder eine zusätzliche Temperatur- bzw. Druckerhöhung. Dieses innovative Materialkonzept kann nicht nur für neue Komponenten mit höheren Betriebsparametern, sondern auch bei bereits vorhandenen Rohrleitungen für die Verlängerung der Lebensdauer angewendet werden.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Machbarkeit der Metall-Keramik-Compoundrohren nachzuweisen, das Konzept weiter zu entwickeln und die Anwendbarkeit bei einer Rohrleitung im Kraftwerk zu prüfen. Basis der Konzeptentwicklung ist die numerische Simulation und deren experimentelle Verifikation durch Modellversuche mit Kleinproben. Die durchgeführten numerischen und experimentellen Untersuchungen an Laborprüfkörpern haben die Wirksamkeit des Konzeptes – nämlich die Unterdrückung der Kriechdehnung im metallischen Partner - nachgewiesen. Des Weiteren wurden geeignete Messmethoden entwickelt, die zu der Charakterisierung des Verformung- und Versagensverhaltens in dem multifunktionalen System beitragen. Die durchgeführten Simulationen der Rohrleitungen mit Berücksichtigung der realen

Dimensionen, inklusive der geraden Rohrleitungen und 90°-Rohrbogen, haben ebenfalls die Unterdrückung des Zeitstandverhaltens im Stahlrohr durch die Aufbringung einer keramischen Ummantelung gezeigt.

Ein Feldversuch an einer Kraftwerksrohrleitung wurde durchgeführt, um die technische Machbarkeit zu demonstrieren, gerade Rohre mit großen Abmessungen zu ummanteln. Aussagen über die Lebensdauererlängerung können aus dem Feldversuch noch nicht gezogen werden.

## Abstract

In modern power plants the increase of the thermal efficiency is the ultimate goal that can be achieved mainly by increasing the steam parameters – pressure and temperature. Pressure equipment such as pressurized pipes which are used for the high temperature applications are subject to creep loading and are designed in accordance with the creep strength. Due to the significant material-specific creep phenomena at high temperature, the increase of steam parameters for the use of steel for pressurized pipes is limited. Higher operating temperature and internal pressure are only possible once new advanced materials or composite materials with improved creep resistance can be developed. Ceramic fibres as well as ceramic matrix composite materials exhibit noticeably better resistance against creep even at higher temperature and show also high temperature strength, notwithstanding that the deformation characteristics are compared with the heat-resistant steels relatively unfavourable. Thus, a novel concept for pressurized pipe has been proposed for technical applications in high temperature regime, which consists of an inner metallic pipe – liner and an outer casing of ceramic fibre composites – Jacket. The combination of both material classes in an optimized hybrid structure allows for the partial or even complete shift of the load stress on metallic liner to the ceramic jacket. The in this way inhibited creep behaviour of steel liner allows either a remarkable lifetime extension of these pipes or an additional increase of temperature or pressure. This innovative material concept can be applied not only for new components with higher operating parameters but also in existing pipework for the life extension.

The aim of this work is verification of the feasibility of such metal-ceramic hybrid pipes, development of this concept and consideration of the applicability in real pipes in power plants. The numerical simulation demonstrating the local stress and strain situation and the experimental verification with laboratory tests form the theoretical basis for the architecture of such hybrid structure. The performed numerical and experimental studies have demonstrated the efficiency of the concept – namely the suppression of creep deformation in the metallic partner. In addition suitable measurement methods have been developed in the laboratory tests that contribute to the characterization of the deformation and failure behaviour in the multi-functional system. The performed simulations of pipes with consideration of the real dimensions, including a straight pipe and a 90°-elbow, have also shown the suppression of creep behaviour in the steel pipe by applying appropriate ceramic composite jackets.

In a field test with a power plant piping the technical feasibility to wrap straight pipes with large dimensions has been demonstrated. Conclusions about the life extension can not be obtained from the field test.

## 1 Einleitung, Problemstellung und Zielsetzung

Der technische Ausgangspunkt dieser Arbeit ist, dass die warmfesten Stähle/Nickellegierungen für Druckbehälterbauteile, wie z.B. Rohrleitungen, die nach dem Stand der Technik im Hochtemperaturbereich eingesetzt werden, einer zeitlichen Veränderung der Mikrostruktur, einer plastischen Verformung (Kriechen) und daraus folgend einer begrenzten Bauteillebensdauer unterworfen sind. Vor dem Hintergrund, dass Effizienzsteigerungen von Anlagen mit der Steigerung von Druck und Temperatur verbunden sind, werden ständig ansteigende Anforderungen an die Festigkeit der verwendeten Legierungen gestellt. Daraus ergibt sich, dass zunehmend komplexere metallische Legierungen zum Einsatz kommen. Mit zunehmender Komplexität der metallischen Legierungen werden die erreichten Fortschritte in der Verbesserung der gewünschten Eigenschaften geringer, die Kosten wegen der Verwendung teurerer Legierungselemente höher und die Verarbeitbarkeit wegen der besonderen Mikrostruktur schwieriger. Diese Entwicklung wirkt sich auch auf die Ressourceneffizienz, d.h. den Primärenergieverbrauch bei der Herstellung und Verarbeitung dieser Legierungen aus. Beispielhaft zu nennen sind moderne Nickellegierungen für Höchsttemperaturanwendungen, die aufgrund des hohen Nickelanteils zum einen weitaus höhere Beschaffungspreise aufweisen, zudem sind diese hinsichtlich der maschinellen und schweißtechnischen Verarbeitung wesentlich anspruchsvoller als niedriglegierte warmfeste Werkstoffe. Probleme ergeben sich bei der Verarbeitung zum einen durch besondere Anforderungen an die technischen Fertigkeiten der Schweißer, die reduzierten Verarbeitungsgeschwindigkeiten und den dadurch steigenden Zeitaufwand sowie in Bezug auf umwelttechnische und arbeitsrechtliche Aspekte: durch die steigende Zugabe von Elementen zur Steigerung von Festigkeit und Oxidations- und Korrosionsbeständigkeit, z.B. Nickel, Chrom, werden bei der Verarbeitung giftige Bestandteile freigesetzt, die z.B. beim Schweißen und Schleifen über besondere Methoden gebunden werden müssen.

Werkstoffe mit verbesserten Eigenschaften bilden jedoch die Basis – wie bereits geschildert – für die Steigerung des Wirkungsgrades und damit für die Einsparung von Primärenergie und die Verminderung des Schadstoffausstoßes. Die Entwicklung und Qualifizierung eines hochfesten Verbundwerkstoffes, der eine geringere Empfindlichkeit gegenüber dem Mechanismus des zeitabhängigen Kriechversagens hat, stellt eine Perspektive mit hohem Potenzial für Ressourceneffizienz im Vergleich zu herkömmlichen metallischen Werkstoffen dar.

Ziel dieser Arbeit war die Charakterisierung des Verformungs- und Versagensverhaltens eines derartigen multifunktionalen Werkstoffverbundes, der im Bereich hoher Temperaturen für innendruckbeanspruchte Rohre und Behälter eingesetzt werden soll. Der zu untersuchende Werkstoffverbund besteht aus einer Kombination aus Stahl (Liner) und einem außen aufgetragenen Fasermantel (Jacket). Innerhalb dieses Verbundes soll das Metallrohr die Funktion der Dichtheit, der Fasermantel die aus dem Innendruck resultierenden Spannungen aufnehmen und das Metallrohr entlasten. Mit diesem Prinzip wird erreicht, dass die Kriechdehnungen im Rohr abhängig vom Design des Verbundes (u.a. Dicke des Fasermantels, Fasersteifigkeit) reduziert werden können und damit deutlich längere Lebensdauern erreicht werden können.

Aufgabe in dieser vorliegenden Arbeit war die Nachhaltigkeit dieses multifunktionalen Werkstoffverbundes mittels numerischer Simulationen zu untersuchen und diese mit experimentellen Untersuchungen zu verifizieren. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sollten dazu beitragen, die Architektur des Werkstoffverbundes zu gestalten und zu optimieren. Dies bezieht sich auf die erforderlichen Eigenschaften des Fasermantels, die geometrischen Verhältnisse Dicke im Verhältnis zur Wandstärke des metallischen Rohres, sowie in der Erfassung des Einflusses einer möglichen Zwischenschicht zwischen Rohr und Mantel. Darüber hinaus sollten Finite Element Berechnungen durchgeführt werden, die das Verhalten einer faserummantelten Rohrleitung unter Innendruckbeanspruchung wiedergeben.

## 2 Stand der Wissenschaft und Technik

### 2.1 Festigkeitsberechnung von druckbeanspruchten Rohrleitungen

Bei der Berechnung von Dampfkesseln, Druckbehältern und Rohrleitungen geht man zunächst von der Theorie der dünnwandigen Schalen aus. Mittels analytischer Berechnungen lassen sich die Spannungssituationen für rein metallische Hohlzylinder und Rohrbogen unter Innendruck ermitteln.

In der folgenden Tabelle 1 werden die rein elastischen Spannungsberechnungen von dünn- und dickwandigen Hohlzylindern unter reinem Innendruck zusammengestellt. Ein Hohlzylinder ist dünnwandig, wenn das Durchmesser Verhältnis  $d_a/d_i \leq 1,2$  ist. Wie allgemein bekannt, ist die Umfangsspannung die dominierende Hauptspannung. Im Fall der dünnwandigen Rohrleitung unter reinem Innendruck ist der Wert der Umfangsspannung exakt doppelt so groß wie die Axialspannung.

Tabelle 1: Lastspannungen am Hohlzylinder unter Innendruck

Kesselformel an dünnwandigem Hohlzylinder [1]	Spannungen an dickwandigem Hohlzylinder [2]
$\sigma_t = \frac{P \cdot d_i}{2s}$	$\sigma_t = \frac{P \cdot r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} \cdot \left(1 + \frac{r_a^2}{r_x^2}\right)$
$\sigma_a = \frac{P \cdot d_i}{4s}$	$\sigma_a = \frac{P \cdot r_i^2}{r_a^2 - r_i^2}$
$\sigma_r = -\frac{P}{2}$	$\sigma_r = \frac{P \cdot r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} \cdot \left(1 - \frac{r_a^2}{r_x^2}\right)$
$\sigma_v = \frac{P \cdot d_m}{2s}$	$\sigma_{vM} = \frac{P \cdot r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} \cdot \frac{\sqrt{3}r_a^2}{r_x^2}$

Aus den analytischen Berechnungen von Goodall [3] ergeben sich die Spannungen an dünnwandigen Rohrbogen ohne angeschlossene gerade Rohre unter Innendruckbeanspruchung, Tabelle 2. Die in den Formeln auftretenden Benennungen sind in der schematischen Darstellung des Rohrbogens in Bild 1a bezeichnet.



außenseite aus dem im Bild 2 dargestellten Kräftegleichgewicht am Rohrbogen ermitteln. Die Formeln zur Festigkeitsberechnung sind in der Anlage 2 zur TRD-301 enthalten [4].

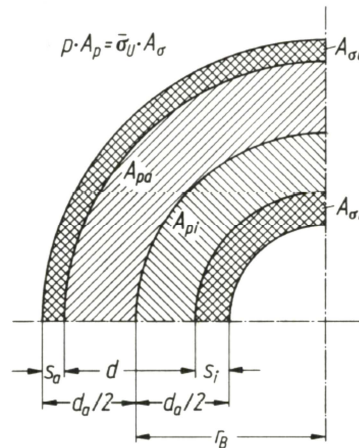


Bild 2: Bezeichnungen am Rohrbogen [6]

Um detaillierte Spannungsverläufe entlang der Außen- und Innenwanddicke am Rohrbogen zu ermitteln, sind 3D Finite-Elemente Berechnungen erforderlich. Die FE Berechnungen der elastischen Spannungen in dünn- und dickwandigen Rohrbogen, jeweils ohne und mit angeschlossenen geraden Rohren, unter reiner Innendruckbeanspruchung werden in [5] beschrieben. Unter der Annahme, dass die Wanddicke des 90°-Rohrbogens und der geraden Rohrteilen überall gleich ist, werden folgende Ergebnisse aus den numerischen Berechnungen abgeleitet:

- Die Spannungen in der Mittenebene des Rohrbogens (die 45°-Ebene in Bild 1b mit  $\phi_b = 45^\circ$ ) mit angeschlossenen Rohren sind ähnlich hoch wie die ohne angeschlossene Rohre.
- Entlang der axialen Richtung von der Mitte des Rohrbogens bis zu geradem Rohr variieren die berechneten Umfangsspannungen linear.
- Die Spannungen an der Verbindungsstelle zwischen Rohrbogen und geraden Rohrteilen stellen einen Mittelwert der Spannungen in der Mittenebene des Rohrbogens und denen in den geraden Rohren dar. Dabei sind die unterschiedlichen Wanddicken und die Querschnittsovalisierung in dem Rohrbogen nicht berücksichtigt.

Für in dieser Arbeit zu untersuchende Hybridstrukturen mit Werkstoffen aus unterschiedlichen Materialklassen, die einem zeitlich veränderlichen Belastungsprofil bei hohen Temperaturen

ausgesetzt sind, müssen komplexe Finite-Elemente Simulationen durchgeführt werden, um die lokale und integrale Spannungs- und Dehnungsverteilung zu ermitteln und zu bewerten.

## **2.2 Verbundrohre für Druckerwendungen**

Der Einsatz von Verbundrohren für Druckerwendungen, die aus einem metallischen Innenrohr und einer faserverstärkten Umwicklung bestehen, stellt bei hohen Betriebstemperaturen eine Neuerung dar, die noch keine technische Verbreitung hat. Neuartig ist dabei der Einsatz bei hohen Drücken und gleichzeitig hohen Temperaturen.

Verbundrohre als Heizleiter oder als Rohrkanal für Öfen ohne relevante Druckbelastung im Hochtemperaturbereich sind aus der Patentliteratur bereits bekannt, sowie faserverstärkte Hochdruckbehälter und -druckrohre, beide mit Polymermatrix, für den Niedertemperaturbereich. Die Patentschriften spiegeln die vielfachen Anwendungen wieder. Die Anmeldung in [7] aus dem Jahr 1963 nimmt Bezug auf ein Verbundrohr aus einem Innenrohr aus Kunststoff und einem Außenrohr aus Metall, das die Korrosionsbeständigkeit der Kunststoffe ausnutzt und insgesamt als drucktragende Rohrleitungen eingesetzt werden kann. In [8] wird ein korrosionsbeständiges Verbundrohr mit einem Überzugschichtsystem aus Emaille und Kunststoff vorgeschlagen, wodurch beide Ansätze nicht für den Einsatz bei hohen Temperaturen geeignet sind. In [9] wird eine Vorrichtung zum Bewickeln vollständiger Rohrstränge mit Mehrschichtbändern bestehend aus z.B. Polyethylenfolien mit Belag aus Butyl-Kautschuk-Mischungen als Schutzschicht gegen Oberflächenkorrosion, vorgestellt. In [10] wird ein Verbundkeramikkörper aus einem Kernbereich aus CMC-Werkstoff und einer äußeren keramischen Oberflächenschicht für tribologische Bauteile wie Bremscheibe beschrieben.

Weitere abgeleitete Raumtemperaturanwendungen für Verbundrohre bestehen in der Nutzung von GFK- bzw. CFK-Konzepten für Rohrleitungsreparaturen oder für die nachträgliche Verstärkung der bereits existierenden Tragsäulen aufgeständerter Straßen in erdbebengefährdeten Regionen. In [11] beispielsweise wird ein Verfahren zum partiellen Sanieren eines im Erdreich verlegten Abwasserkanals vorgestellt, wobei die beschädigte Zone des Kanals innen durch eine mit aushärtbarem Harz getränkte Glasfasermatte, die um einen verformbaren Träger gelegt wird, abgedeckt wird. Die Durchmesserergrößerung des Trägers führt dazu, dass die Fasermattenlagen aneinandergespreßt und das dadurch verdrängte Harz in die Risse des Kanals gepreßt werden. Bei der Sanierung von Turbinenzulaufleitungen von Wasser-

kraftwerken wurde die Verbundtechnik bereits eingesetzt: die in Stahlrohrbauweise ausgeführten und in die ca. 10 m dicke Krafthausrückwand einbetonierten Turbinenzulaufleitungen mussten erneuert werden. Die Sanierung wurde durch Einbringung einer Innenschale aus Kohlenstofffaser/Kunststoff (CFK) durchgeführt und ist die weltweit erste dieser Art für Hochdruckrohre mit einem Innendurchmesser von 750 bzw. 800 mm und einem Betriebsdruck bis zu 100 bar [12]. Im Kraftwerk Irsching wurden GFK-Wickelrohre zur Führung einer großen Kühlwassermenge an Stelle von Stahlrohren im oberirdischen Teil installiert [13]. Bei der Fertigung solcher GFK-Wickelrohre wurden unter anderem endlose und geschnittene Glasfasern durch Aufwickeln auf einen Metallkern in Umfangsrichtung eingearbeitet. Die verwendeten GFK-Rohre zeichnen sich durch geringes Gewicht, Korrosionsbeständigkeit und einfaches Handling aus.

Zudem sind Composite-Druckbehältersysteme zur Wasserstoffspeicherung bekannt. Die Lagerung und der Transport von Wasserstoff sind mit werkstoffspezifischen Problemen verbunden. Die Diffusion des Wasserstoffs in den Werkstoff geht einher mit Versprödungseffekten bzw. mit verminderter Verformungsfähigkeit. In Verbindung mit tiefen Temperaturen (Flüssigwasserstoff) führt dies dazu, dass teurere, hochlegierte Stähle verwendet werden müssen. GFK-Halbzeuge aus Epoxidharz mit verringerter Permeationsrate für verschiedene Gase wurden bereits erarbeitet. Im Rahmen eines EU-Projektes „StorHy“ wurde z.B. neue Generation der Wasserstoffhochdruckspeicher-Systeme für Anwendungen in der Automobiltechnik entwickelt, die aus einem Kernliner aus Metall oder Kunststoff und Umwicklungen aus faserverstärktem Kunststoff bestehen [14].

Die oben genannte Anwendungsfälle beziehen sich meistens auf RT-Anwendungen oder Anwendungen der Wickelkörper im Niedertemperaturbereich. Das Werkstoffverhalten im Verbundsystem bei hohen Temperaturen insbesondere das Langzeitwerkstoffverhalten wird dabei nicht in Betracht gezogen. Werden metallische Werkstoffe im Kriechbereich eingesetzt, laufen irreversible Vorgänge ab, die die Lebensdauer der Bauteile reduzieren können [15]. Dies sind z.B. Reduzierungen des tragenden Querschnitts durch Reaktionen mit einem Medium, Änderungen des Gefüges, die sich auf die Festigkeit und das Verformungsverhalten auswirken und die Versagensmechanismen beeinflussen, Schädigung durch Rissbildung bzw. Entstehung von Kriechporen und Mikrorissen (z.B. in Verbindung mit Herstellungsfehlern oder gefördert durch Wärmebehandlungen und Schweißmaßnahmen). Aufgrund des Kriechverhaltens haben metallische Bauteile, die im Kriechbereich betrieben werden, nur eine begrenzte Lebensdauer.

## 2.3 Werkstoffverhalten unter Hochtemperaturbeanspruchung

### 2.3.1 Kriechverhalten von Stählen

Unter Kriechen versteht man die zeit- und temperaturabhängige plastische Verformung eines Werkstoffs unter statischer Last. Mit steigender Temperatur wird der Widerstand des Werkstoffs gegen Kriechverformung herabgesetzt, so dass dieses Kriechverhalten im Hochtemperaturbereich relevant wird [15]. In den Regelwerken und Richtlinien erfolgt bei der Auslegung technischer Bauteile die Aufteilung in zwei Bereiche, einen mit zeitunabhängigem Werkstoffverhalten und einen mit zeitabhängigen Werkstoffverhalten, Bild 3.

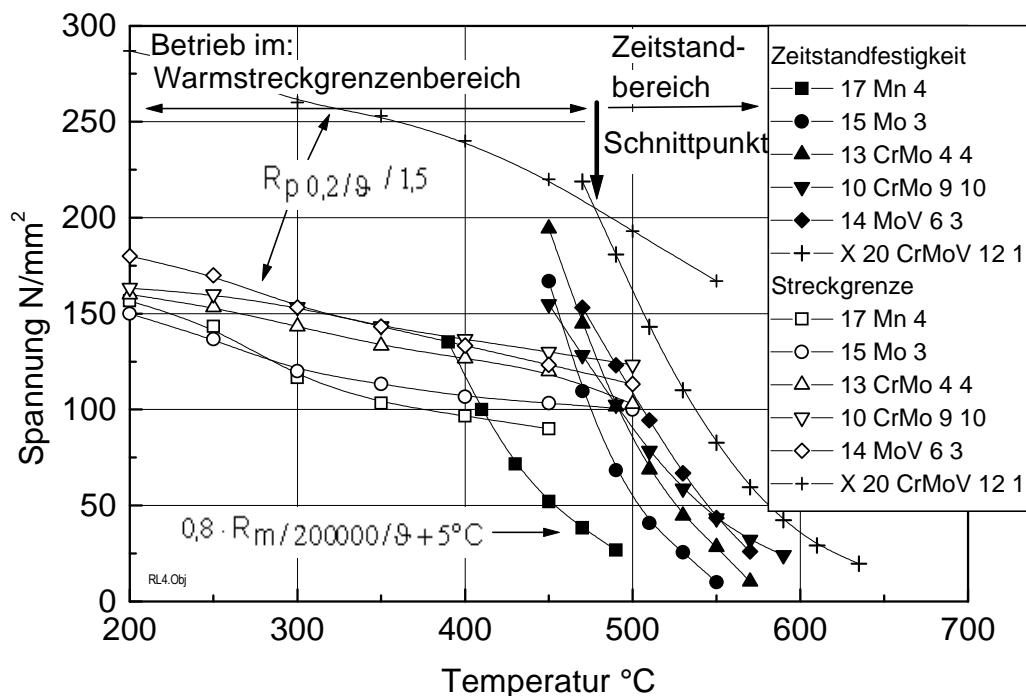


Bild 3: Auslegungsschnittpunkte für verschiedene Kraftwerksbaustähle [16]

Die Ermittlung des Kriechverhaltens erfolgt mit Zeitstandversuchen nach DIN EN 10291 und ISO 204. Die daraus unter konstanter Last ermittelte Kriechkurve zeigt für Stähle einen charakteristischen Verlauf, Bild 4a.

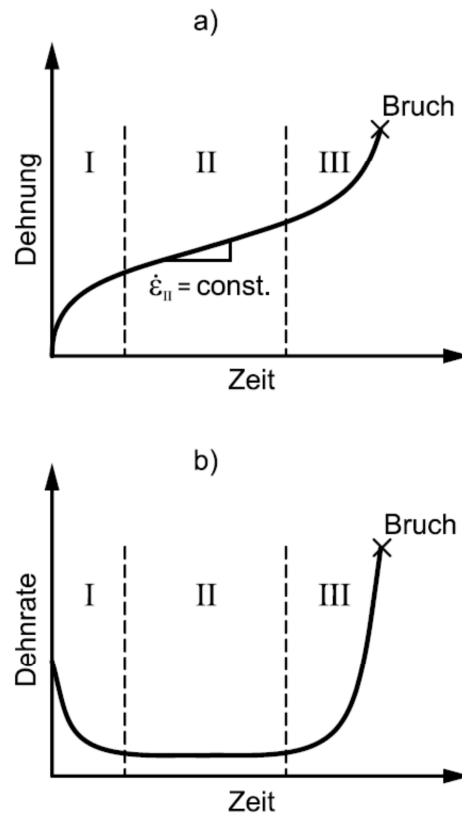


Bild 4: Schematische Kriechkurve bei konstanter Last [17]

Die Kurve lässt sich grundsätzlich in drei Bereiche unterteilen:

- I. primärer Kriechbereich, in dem die Dehngeschwindigkeit infolge der Verfestigung des Werkstoffs über der Zeit kontinuierlich abnimmt, Bild 4b.
- II. sekundärer Kriechbereich, der sich durch eine konstante Verformungsgeschwindigkeit zeichnet. Die Ursache für den linearen Dehnungsverlauf ist das dynamische Gleichgewicht zwischen den Ver- und Entfestigungsvorgängen.
- III. tertiärer Kriechbereich mit einer progressiven Dehngeschwindigkeit. Dabei dominieren die entfestigenden Verformungsmechanismen: Veränderungen in der Mikrostruktur (Teilchenwachstum, Bildung neuer Ausscheidung usw.), Bildung und Wachstum von Poren und Mikrorissen [15]. Bei kraftkontrollierten Zeitstandversuchen tritt zusätzlich ein spannungserhöhender Effekt aufgrund der Probeneinschnürung (Querschnittsverringering) auf.

Für die Auslegung von technischen Bauteilen ist die mittels Zeitstandversuche ermittelte Zeitstandfestigkeit des Werkstoffs von großer Bedeutung. Die Zeitstandfestigkeit beschreibt die

Spannung, die bei dem Bauteil nach einer bestimmten Beanspruchungszeit und bei konstanter Temperatur zum Versagen führt.

### 2.3.2 Einfluss mehrachsiger Beanspruchungen auf das Kriechverhalten

Technische Bauteile sind oft einem mehrachsigen Spannungszustand ausgesetzt. Aus den durchgeführten Zeitstandversuchen im Rahmen verschiedener Forschungsvorhaben an der MPA kann belegt werden, dass normalerweise unter mehrachsiger Belastung die Versagenszeit im Vergleich mit dem einachsigen Belastungsfall zu geringeren Zeiten verschoben wird, unter der Annahme gleicher Vergleichsspannung nach von Mises [18], Bild 5. Nach [19] ist bei mehrachsiger Beanspruchung im Kriechbereich eine besondere Festigkeitshypothese bestehend aus einer Kombination aus von Mises Spannung und der maximalen Hauptspannung anzusetzen.

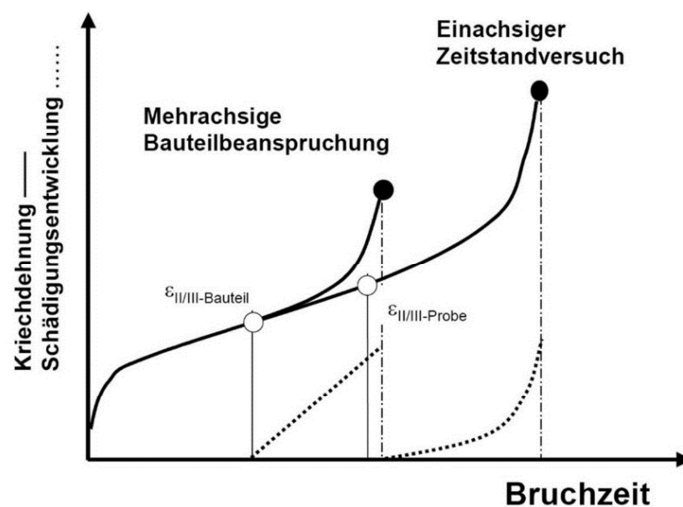


Bild 5: Schematische Darstellung des Kriechverhaltens unter mehrachsigen und einachsigen Beanspruchungen bei gleicher von Mises Vergleichsspannung [18]

Die Ursache für das frühere Erscheinen der tertiären Kriechphase unter mehrachsigen Beanspruchungen ist die Reduzierung des Kriechverformungsvermögens, die zu einer verstärkten Kriechporenbildung und verstärktem Kriechwachstum und damit einem früheren Schädigungsbeginn und einer stärkeren Schädigungsentwicklung führt. In dieser Arbeit wird die Mehrachsigkeit der Beanspruchungen mit Hilfe eines Parameters  $q$  beschrieben [20] und dessen Einfluss auf das Kriechverhalten in den Finite-Elemente Berechnungen berücksichtigt.

### 2.3.3 Beschreibung des Kriechverhaltens

Mathematisch kann das oben beschriebene zeitabhängige Werkstoffverhalten mit Hilfe von Kriechgleichungen abgebildet werden. Man unterscheidet hierbei zwischen Kriechgesetzen, die entweder empirisch, phänomenologisch oder auf Basis werkstoffmechanischer Mechanismen abgeleitet werden [21], [22]. Im Allgemeinen lässt sich die Kriechdehnung in Abhängigkeit der Faktoren Spannung, Zeit und Temperatur beschreiben [23]. In der Praxis werden häufig rein phänomenologische Modelle, d.h. einfach an die Beobachtungen angepasste Gleichungen, verwendet, die als Voraussetzung eine vergleichbare Beanspruchung bedingen. Zur mathematischen Beschreibung des Kriechverhaltens für eine gegebene Spannung bei konstanter Temperatur stehen zahlreiche Formulierungen zur Verfügung. In Tabelle 3 sind einige bislang häufig verwendete Kriechgleichungen angegeben [24].

Tabelle 3: Kriechgesetze für den primären, sekundären und ggf. den tertiären Bereich [24]

	Kriechgleichung
<b>Norton-Bailey</b>	$\epsilon_{cr,I} + \epsilon_{cr,II} = C_1 \cdot \sigma_0^{n_1} \cdot t^{m_1}$
<b>Garofalo</b>	$\epsilon_{cr,I} + \epsilon_{cr,II} = C_{21}(\sigma_0) \cdot (1 - e^{-C_{22}(\sigma_0)t}) + \dot{\epsilon}_{cr,II} \cdot t$ häufig mit $C_{ij} = \hat{C}_{ij} \cdot e^{\sum(D_k \cdot \sigma_0^k)}$
<b>Graham-Walles</b>	$\epsilon_{cr,I} + \epsilon_{cr,II} + \epsilon_{cr,III} = C_{31}(\sigma_0) \cdot t^{D_{31}} + C_{32}(\sigma_0) \cdot t^{D_{32}} + C_{33}(\sigma_0) \cdot t^{D_{33}}$ häufig mit $C_{ij} = \hat{C}_{ij} \cdot e^{\sum(D_k \cdot \sigma_0^k)}$
<b>Parker</b>	$\epsilon_{cr,I} + \epsilon_{cr,II} + \epsilon_{cr,III} = C_{41}(\sigma_0) \cdot (1 - e^{-n_{41}t}) + C_{42}(\sigma_0) \cdot (1 - e^{-n_{42}t})$
<b>Granacher</b>	$\epsilon_{cr,I} + \epsilon_{cr,II} + \epsilon_{cr,III} = \epsilon_{cr,I,max} \cdot \left( 1 - e^{-n_5 \left( \frac{t}{t_{12}} \right)^{m_5}} \right) + \dot{\epsilon}_{cr,II} \cdot t + C_5 \cdot \left( \frac{t}{t_{23}} \right)^{m_5}$

$C_{ij}, n_i, m_i, D_k, k$  : Werkstoffkonstanten

Die Modellierung der Schädigung durch Kriechen kann auf phänomenologischer oder mikrostruktureller Basis erfolgen. Bei der phänomenologischen Modellierung der Schädigung werden geeignete Formulierungen verwendet, die an im Experiment gemessene Größen angepasst werden, die einer Schädigung des Werkstoffs zugeordnet werden. Die technisch relevante Kriechschädigung tritt im tertiären Kriechbereich ein. In [25] wurde eine isotrope

Schädigung modelliert, die den Anteil der Risse bzw. Poren mit der zur Beanspruchungsrichtung senkrechten Fläche ins Verhältnis setzt.

Das Kriechverhalten der in dieser Arbeit für Rohrleitungen verwendeten metallischen Werkstoffe wird durch das Graham-Walles Kriechgesetz beschrieben [26], das an der MPA Universität Stuttgart modifiziert und in einigen Forschungsvorhaben erfolgreich eingesetzt wurde [23].

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = A_1 \sigma^{n_1} \varepsilon_{cr}^{m_1} + A_2 \sigma^{n_2} \varepsilon_{cr}^{m_2} + A_3 \sigma^{n_3} \varepsilon_{cr}^{m_3} \quad (1)$$

Bei dieser Modifikation wird der dritte Term in der Gleichung nicht verwendet. Die Beschreibung der tertiären Kriechphase wird mit Hilfe des sogenannten „wirksamen Spannungskonzeptes“ einschließlich eines Schädigungsparameters  $D$  realisiert. Der Einfluss der Mehrachsigkeit lässt sich durch den Mehrachsigkeitsquotient  $q$  berücksichtigen. Das modifizierte Graham-Walles Kriechgesetz im isothermen Fall ist gegeben durch folgende Differentialgleichungen:

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = 10^{A_1} \cdot \left( \frac{\sigma_{eq}}{1-D} \right)^{n_1} \cdot \varepsilon_{eq}^{m_1} + 10^{A_2} \cdot \left( \frac{\sigma_{eq}}{1-D} \right)^{n_2} \cdot \varepsilon_{eq}^{m_2} \quad (2)$$

$$\dot{D} = 10^{AD_1} \cdot \left[ \left( \frac{\sqrt{3}}{q} \right)^\alpha \sigma_{eq} \right]^{nD_1} \cdot \tilde{\varepsilon}^{mD_1} + 10^{AD_2} \cdot \left[ \left( \frac{\sqrt{3}}{q} \right)^\alpha \sigma_{eq} \right]^{nD_2} \cdot \tilde{\varepsilon}^{mD_2} \quad (3)$$

mit

$$q = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\sigma_{eq}}{\sigma_{hyd}} : \text{Mehrachsigkeitsquotient}$$

$\alpha$ : Gewichtungsfaktor des Einflusses der Mehrachsigkeit

$$\sigma_{hyd} = \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) : \text{hydrostatische Spannung}$$

$$\tilde{\varepsilon} = \sqrt{\langle \varepsilon_1 \rangle^2 + \langle \varepsilon_2 \rangle^2 + \langle \varepsilon_3 \rangle^2} : \text{Vergleichsdehnung für die Schädigung}$$

$A_i, n_i, m_i, AD_i, nD_i, mD_i$  ( $i = 1, 2$ ): werkstoffabhängige Konstanten.

Entsprechend diesen Gleichungen wurde das Kriechverhalten modelliert und in eine ABAQUS user subroutine Creep implementiert. Die benötigten Modellparameter eines Werkstoffs für eine bestimmte Temperatur können mit Hilfe von Zeitstandversuchen ermittelt werden.

## 2.4 Keramische Faserverbundwerkstoffe

Bei keramischen Faserverbundwerkstoffen, auf Englisch „Ceramic Matrix Composites“ mit der Abkürzung CMC bezeichnet, wird eine keramische Matrix durch Fasern verstärkt. Diese keramischen Faserverbundwerkstoffe zeichnen sich durch hohe Festigkeit und ausgezeichnete Kriechbeständigkeit bei hohen Einsatztemperaturen aus. Im Vergleich mit den konventionellen technischen Keramiken weisen die faserverstärkten Verbundkeramiken höhere Bruchdehnungen, einen deutlich höheren Risswiderstand, eine geringe Thermoschockempfindlichkeit, eine bessere dynamische Belastbarkeit sowie anisotrope faserorientierte Eigenschaften auf [27]. Die Hauptbestandteile im Verbund sind die Fasern und Matrix. Bisher sind verschiedene Fasertypen für unterschiedliche technische Anwendungen entwickelt worden, wie z.B. Glasfaser, Kohlenstofffaser, Polymerfaser und Keramikfaser. Gängige Fasern werden aus den Hauptbestandteilen  $\text{SiO}_2$ ,  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,  $\text{SiC}$  oder  $\text{Si}_3\text{N}_4$  hergestellt. Kohlenstofffasern werden wegen deren Oxidationsverhaltens in dem Hochtemperaturbereich über  $450^\circ\text{C}$  meist ausgeschlossen, da ein über längere Zeit zuverlässiger Oxidationsschutz der Fasern technisch schwierig zu realisieren ist. Typische Herstellungsverfahren der Matrix im Verbund sind die chemische Gasphaseninfiltration (Chemical Vapour Infiltration, CVI), die Pyrolyse C- und Si-haltiger Polymere (Polymer Infiltration and Pyrolysis, PIP) und das Flüssigsilizierverfahren (Liquid Silicon Infiltration, LSI). Beim PIP-Verfahren, das im Rahmen dieser Arbeit verwendet wird, wird zunächst aus den Polymeren, Füllstoffen und Lösungsmittel ein präkeramischer Schlicker hergestellt. Die Faserbündel oder das Gewebe werden durch diesen Schlicker geführt und dabei infiltriert. Mit textiltechnischem Wickelverfahren werden die Faserbündel oder das Gewebe zu Halbzeugen weiterverarbeitet, wobei gezielte Faserorientierungen zu erreichen sind. Durch nachfolgende Wärmebehandlungen – Vernetzung und Pyrolyse – bildet sich die Verbundkeramik aus dem Schlicker. Die Matrix weist nach der Wärmebehandlung charakteristische Schwindungsrisse und Poren auf, die durch weitere Nachinfiltrationszyklen reduziert werden können [28]. Die Keramisierung der Matrix erfolgt i. Allg. bei Temperaturen  $> 600^\circ\text{C}$ . Je höher die Temperatur der Wärmebehandlung ist, umso schneller erfolgt die keramische Umsetzung.

Aufgrund deren außerordentlichen mechanischen Eigenschaften in Hochtemperaturbereich werden keramische Faserverbundwerkstoffe in Gebieten bei hohen, für Metalle nicht mehr zugänglichen Temperaturen umfangreich angewendet: z.B. in der Raumfahrt für Raumfahrtkomponenten von Hitzeschutzsystemen, in Sportwagen für Hochleistungs-Bremsscheiben. Mit

der Vielfalt der verfügbaren Fasertypen und Herstellvarianten sowie den dadurch erreichten variierten Eigenschaften lassen sich keramische Faserverbundwerkstoffe in aktuellen und neuen Anwendungsfeldern angepasst einsetzen [28].

### 3 Konzept der Keramik-Metall-Compoundrohre

Im nachfolgenden Kapitel wird der multifunktionale Werkstoffverbund, der im Rahmen dieser Arbeit untersucht wurde, vorgestellt. Dieser besteht aus einer Kombination aus Stahl (Liner) und einem äußeren Fasermantel (Jacket). Innerhalb dieses Verbundes übernimmt das Metallrohr die Funktion der Dichtheit, der keramische Fasermantel nimmt die aus dem Innendruck resultierenden Spannungen auf und entlastet das Metallrohr. Die für Liner und Fasermantel verwendeten Werkstoffe werden nachfolgend erläutert.

#### 3.1 Linerwerkstoffe

Der bainitisch-martensitische Stahl 7CrMoVTiB10-10 (T24) wird üblicherweise als Kesselrohr bis 550 °C eingesetzt. In dieser Arbeit wurde er als Modellwerkstoff für die experimentellen Laboruntersuchungen verwendet, da für ihn bereits grundlegende Daten aus anderen Untersuchungen zur Verfügung standen.

Die für die in dieser Arbeit durchgeführten FE Berechnungen verwendeten Kenndaten wurden teilweise aus der Literatur bzw. mit Hilfe zusätzlicher experimenteller Untersuchungen ermittelt, Tabelle 4. Das Kriechverhalten der Stähle lässt sich mit dem in Kapitel 2.3.3 beschriebenen modifizierten Graham-Walles-Kriechgesetz beschreiben, das an der MPA entwickelt wurde [23]. Die erforderlichen chargenspezifischen Parameter in den Kriechgleichungen für den Stahlwerkstoff T24 wurden auf der Grundlage einachsiger Zeitstandversuche ermittelt, deren Ergebnisse nachfolgend vorgestellt werden.

Tabelle 4: Kenndaten der Stahlklasse 7CrMoVTiB10-10

Eigenschaften	Stahl 7CrMoVTiB10-10 (T24)	
	Literaturwerte [29]	Kenndaten im Lieferzustand [30]
<b>Elastizitätsmodul</b>	211 GPa bei 20°C 163 GPa bei 600°C	
<b>Streckgrenze (<math>R_{p0,2}</math>)</b>	≥ 450 MPa bei RT 268 MPa bei 600°C	500 MPa bei 20°C 288 MPa bei 650°C
<b>Zugfestigkeit (<math>R_m</math>)</b>	585 bis 840 MPa bei RT 311 MPa bei 600°C	605 MPa bei 20°C 344 MPa bei 650°C
<b>Thermischer Ausdehnungs- koeffizient (CTE)</b>	$13,7 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ zwischen 20°C und 600°C	
<b>Härte</b>	HV 175 bis HV 260	HB 200 ( $\cong$ HV 200)

Für den im Feldversuch verwendeten martensitischen Stahl X20CrMoV11-1 (X20) sind die Kenndaten in Tabelle 5 aufgelistet. Die Gleichungsparameter für die Beschreibung des Kriechverhaltens wurden aus der MPA-Datenbank entnommen.

Tabelle 5: Kenndaten der Stahlklasse X20CrMoV11-1

Eigenschaften	Stahl X20CrMoV11-1 (X20)
	Literaturwerte [31]
<b>Elastizitätsmodul</b>	218 GPa bei 20°C 179 GPa bei 500°C 166 GPa bei 600°C
<b>Streckgrenze (<math>R_{p0,2 \text{ min}}</math>)</b>	290 MPa bei 500°C 250 MPa bei 550°C
<b>Zugfestigkeit (<math>R_m</math>)</b>	700 bis 850 MPa bei RT
<b>Thermischer Ausdehnungs- koeffizient (CTE)</b>	$12,5 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ zwischen 20°C und 600°C

Um die chargenspezifischen Kriechkenndaten des T24-Stahls bei den Temperaturen zu ermitteln, die bei den experimentellen Laboruntersuchungen an Hohlzylindern unter Innendruck angewendet werden, wurden einachsige isotherme Zeitstandversuche an Rohrstreifenproben durchgeführt. Insgesamt wurden drei Abschnitte mit einer Länge von 110

mm aus dem Kesselrohr mit den Abmessungen  $\text{Ø}38 \times 6,3$  abgetrennt und daraus neun Rohrstreifen entnommen, Bild 6.



Bild 6: Vorder- und Rückseite der Rohrstreifenproben

Die Rohrstreifenproben wurden bei konstanter Zuglast bei konstanter Temperatur (550°C, 600°C oder 650°C) geprüft. Damit jede Probe bei unterschiedlicher nomineller Zugspannung in einem Prüfstrang belastet werden konnte, wurde der Probenquerschnitt individuell über die Probenbreite angepasst.

Tabelle 6: Ergebnisse der einachsigen Zeitstandversuche an T24-Rohrstreifenproben

Proben	T [°C]	Breite [mm]	Wanddicke [mm]	Zeitstand- festigkeit [MPa]	Bruchzeit [h]	Bleibende Bruchdehnung [%]	Bruch- einschnürung [%]
BE1	550	6,65	6,27	234	39	20,8	80
BE2	550	6,86	6,14	187	2369	25	84
BE3	600	7,68	6,13	168	83	16,9	83
BE4	600	6,75	6,22	146	2528	17,8	78
BE5	600	8,1	6,22	124	4384	24,3	88
BE6	600	7,19	6,32	111	7135	18,1	76
BE7	600	6,68	6,30	93	10990	18,6	85
BE8	650	7,22	6,16	90	947	15	77
BE9	650	7,7	6,29	65	2700	34,2	82

Die Ergebnisse der durchgeführten einachsigen Zeitstandversuche sind in Tabelle 6 zu sehen. Daraus können Verläufe der Zeitstandfestigkeit über der Versagenszeit jeweils für 550°C, 600°C und 650°C dargestellt werden, entsprechend Bild 7.

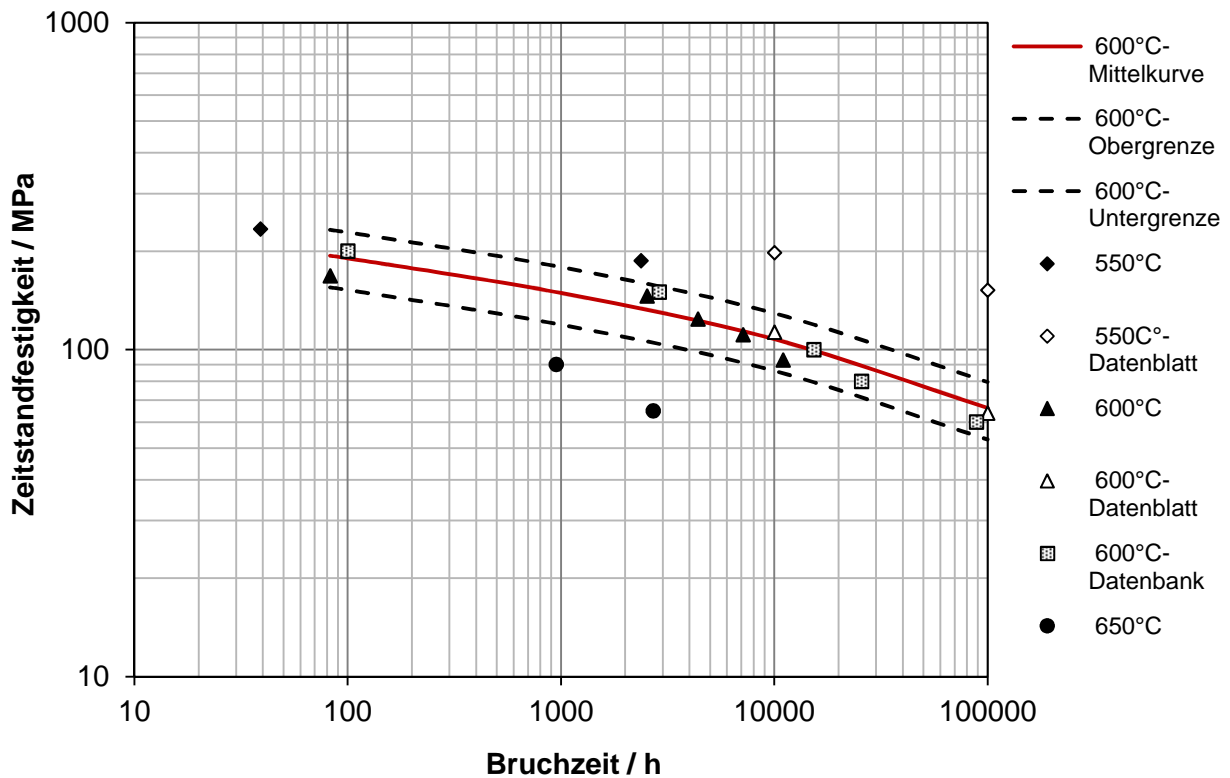


Bild 7: Ergebnisse der Zeitstandversuche unter einachsiger Beanspruchung bei 550°C, 600°C und 650°C

Werden die Messergebnisse, z.B. bei 600°C mit den vorhandenen Punkten aus dem Werkstoffdatenblatt [29] und aus der vorhandenen Datenbank an der MPA verglichen, befinden sich alle Punkte im üblichen Streuband von  $\pm 20\%$  vom Mittelwert, der als rote Kurve in Bild 7 dargestellt ist.

In den einachsigen Zeitstandversuchen wurde für jede Streifenprobe die Kriechdehnung im zeitlichen Verlauf in Abhängigkeit von der Prüfzeit gemessen. Bild 8 zeigt die Ergebnisse der zeitlichen Dehnungsverläufe der fünf Proben, die bei 600°C bis zum Versagen geprüft wurden. Für diese Kriechdaten, die für unterschiedliche Spannungen ermittelt wurden, konnte der Formelzusammenhang des modifizierten Graham-Walles-Kriechgesetzes, wie in Bild 9 dargestellt, angepasst werden, so dass numerisch für alle im Modell möglichen Kriechdehnungszustände ein definierter Zusammenhang zur Verfügung steht, der das spezifische Kriechverhalten des eingesetzten T24 Stahls beschreibt.

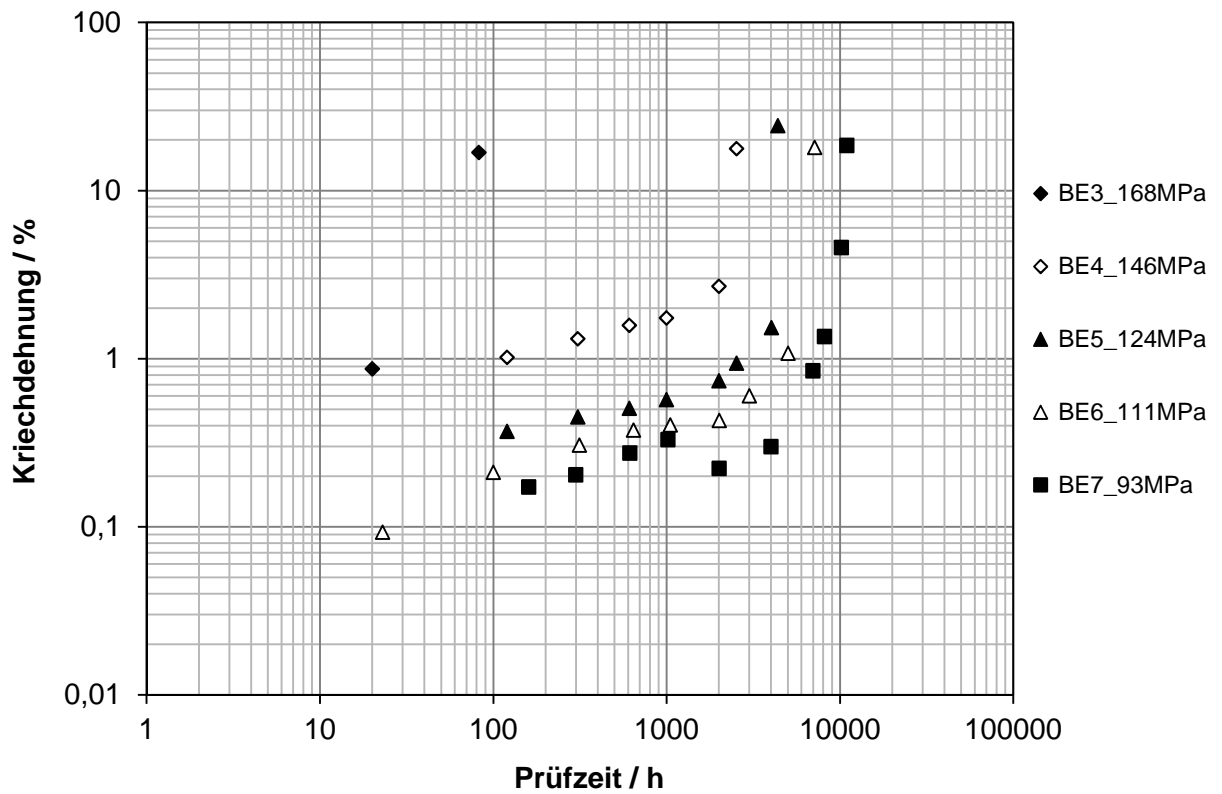


Bild 8: Zeitliche Dehnungsverläufe von den bei 600°C geprüften Rohrstreifenproben

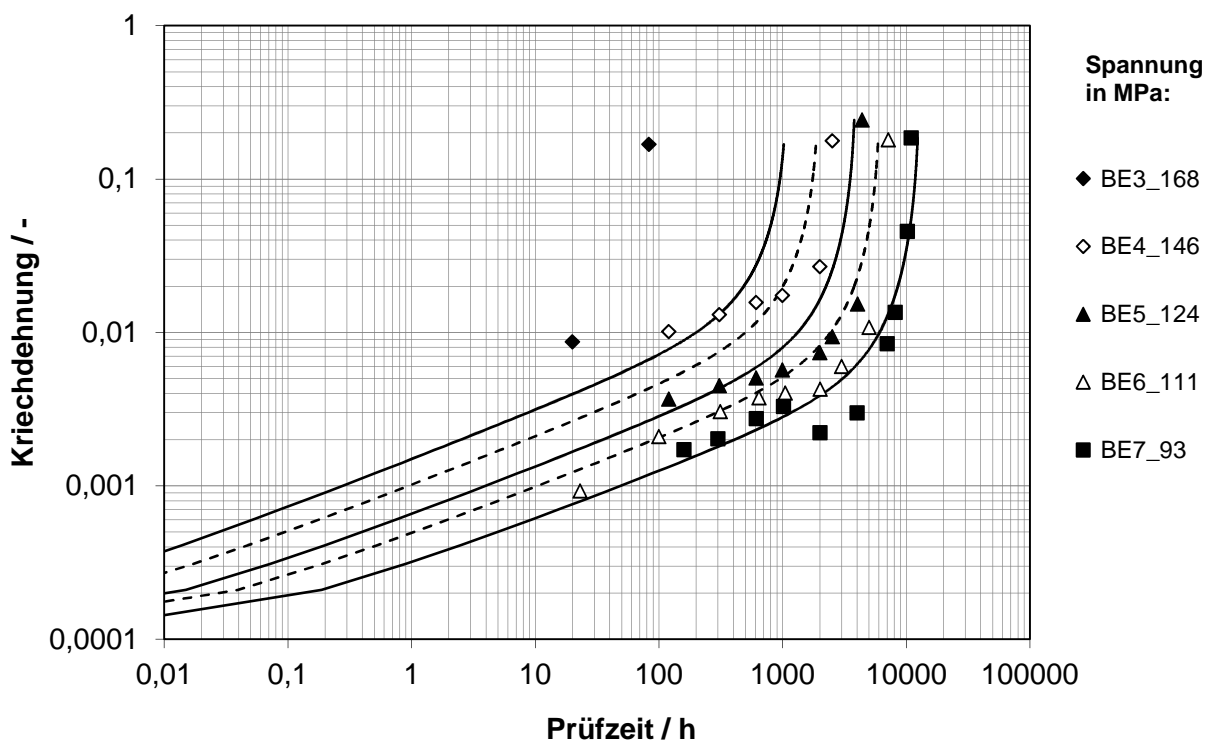


Bild 9: Anpassung der Kriechdaten in einachsigen Zeitstandversuchen

Aus den angepassten Kriechkurven ist zu erkennen, dass das Kriechgesetz mit den experimentell ermittelten Parametern als kontinuierlicher Verlauf angepasst werden kann. Beim Verwenden dieser Kriechgleichungen ist ein Streuband mit  $\pm 20\%$  Abweichung von den bezeichneten Kurven einhaltbar.

Entsprechend Bild 5 wurden die Kriechkurven bei einachsiger und mehrachsiger Belastung mit gleicher Vergleichsspannung im Primär- und Sekundärbereich als identisch behandelt. Die mittels einachsiger Zeitstandversuche ermittelten Gleichungsparameter können auch für numerische Berechnungen der mehrachsigen Zeitstandversuche verwendet werden. Diese bilden die Grundlage für die Modellierung des Spannungs- und Verformungsverhaltens sowohl der reinen metallischen (Hohlzylinder-)Proben als auch für die fasermantelten Proben. Nach der Ermittlung der Parameter kann die Kriechgleichung für isothermes Verhalten in die numerische Berechnung implementiert werden.

### 3.2 Fasermantel

Im Vergleich zum Stahlwerkstoff ist der thermische Ausdehnungskoeffizient vom Fasermantel aus CMC deutlich kleiner. In den Berechnungen wird das CMC-Jacket als kriechbeständig im Hochtemperaturbereich, d.h. es wird keine zeitabhängige Verformung betrachtet.

Tabelle 7: Literaturkenndaten für das Jacket aus Keramikfaserverbundwerkstoff

Eigenschaften	Fasermantel (CMC-Jacket)
	Literaturwerte [27]
Elastizitätsmodul	40 bis 400 GPa
Zugfestigkeit	65 bis 310 MPa
Thermischer Ausdehnungskoeffizient (CTE)	$1 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ bis $9 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$

Für die detaillierten Berechnungen wurden Kenndaten mit Berücksichtigung der Faserorientierung im CMC-System verwendet und ein anisotropes Verhalten unterstellt. Hierauf wird im entsprechenden Kapitel 5.3 eingegangen.

Für die Berechnungen an den Laborversuchen wurden Kenndaten von in den Experimenten umwickeltem Fasermantel verwendet. Der Fasermantel der Proben für die experimentellen

Laborversuche an Hohlzylindern wurde von HTL-ISC bzw. von SKT hergestellt. Die Ummantelung des Rohres im Feldversuch wurde ebenso von ISC und von SKT durchgeführt.

Als Fasern für die Umwicklung werden kommerziell verfügbare kontinuierliche polykristalline Metalloxidfasern 3M Nextel™ eingesetzt. Die Tabelle 8 listet die wesentlichen Eigenschaften des Nextel- Fasertyps [32] auf.

Tabelle 8: Eigenschaften der Fasern Nextel™ 610 und Nextel™ 720 [32]

	Nextel™ 610	Nextel™ 720
<b>Zusammensetzung [Gew. %]</b>	99% Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	85% Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> + 15% SiO <sub>2</sub>
<b>Kristallstruktur</b>	α-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	α-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> + Mullit
<b>Elastizitätsmodul [GPa]</b>	380	260
<b>Zugfestigkeit [MPa]</b>	3200	2080
<b>Durchmesser [μm]</b>	11,5	12,5
<b>Dichte [g/cm<sup>3</sup>]</b>	3,9	3,4
<b>Kriechrate [1/s] (1100°C/70MPa)</b>	1 · 10 <sup>-7</sup>	< 1 · 10 <sup>-10</sup>

Die dargestellten Eigenschaften beziehen sich auf Einzelfasern bei Raumtemperatur. Als grundlegende Anforderungen an die Fasern für den in dieser Arbeit betrachteten Anwendungsfall kann dargestellt werden:

- Der Elastizitätsmodul der Fasern sollte möglichst hoch sein. Wenn der E-Modul z.B. doppelt so groß wie der von Stahl ist, ergibt sich bei gleicher Spannung im Fasermantel bei unterstelltem linear-elastischem Verhalten die halbe Dehnung, so dass der Verbund eine Stützwirkung („Constraint“) auf den „schwächeren“ Partner Stahl ausübt.
- Die thermische Ausdehnung der Fasern sollte möglichst gering sein. Die Differenz der thermischen Dehnungen zwischen Fasermantel und Stahlrohr führt zu einer Druckvorspannung im Stahlrohr und einer Zugvorspannung in der Faserumwicklung.
- Die Keramikfasern zeigen im Vergleich zum Stahl kein signifikantes zeitabhängiges Kriechverhalten im zu untersuchenden Einsatzbereich bis rd. 1000 °C.
- Die Fasern bzw. die Matrix zeigen nicht die bei Stählen bekannte, thermodynamisch bedingte Änderung der Gefügestruktur, die zum Festigkeitsverlust und Versagen führen kann.

Nach dem jeweiligen Materialscreening von Fasern und Matrix von CME und von SKT wurden zwei CMC-Systeme als Jacket für das Compoundrohr ausgewählt und entwickelt [33, 34]. In beiden Systemen wurden die  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Fasern Nextel™ 610 ausgewählt. Als Matrixwerkstoff wurden die silizium-organischen Verbindungen, das Polysiloxan Silres-H62C (Wacker Chemie AG) bei CME und das Polysiloxan RD-017 (Fa. Starfire) bei SKT verwendet. Es wurde das im Kapitel 2.4 erläuterte PIP-Verfahren eingesetzt. Das unterschiedlich gewickelte Gewebe aus den Nextel-Fasern wurde mit Polysiloxan getränkt, und die Matrix wurde über anschließende thermische Behandlungen – Vernetzung und Pyrolyse – keramisiert, Bild 10.

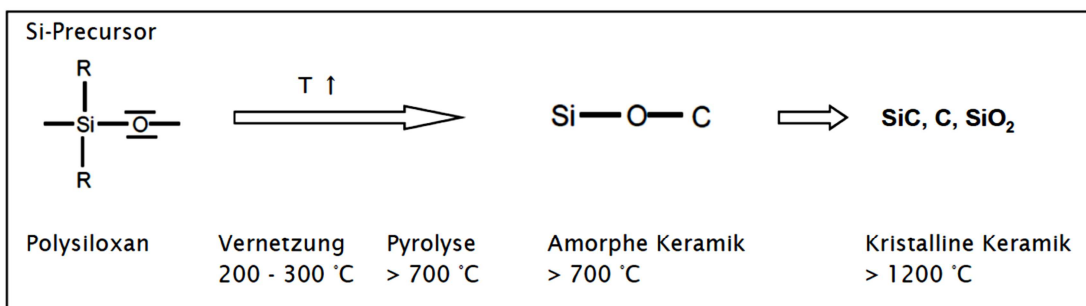


Bild 10: Schematische Darstellung der Umsetzung eines Polysiloxans zur Keramik [34]

Die keramische Matrix besteht – nach der Wärmebehandlung - aus SiC und  $\text{SiO}_2$ . Während der Umsetzung des Polysiloxans ändert sich die Farbe des Fasermantels. Die makroskopischen Aufnahmen eines an Laborproben gewickelten Fasermantels sowie ein Querschnittsschliffbild, das die Anordnung der Fasern und der Matrix sowie das Interface zwischen dem metallischen Liner und Fasermantel zeigt, sind in Bild 11 dargestellt.

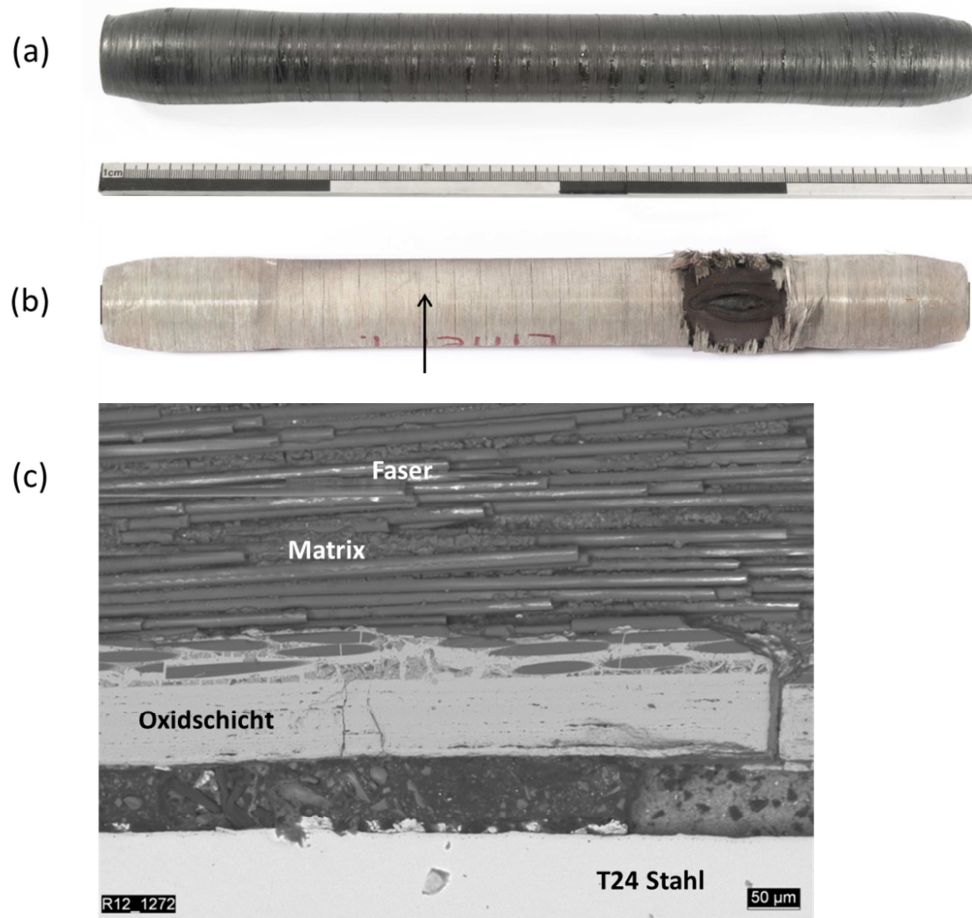


Bild 11: Verbundrohr Liner 1 mit einem unidirektional gewickelten Fasermantel aus Nextel610/RD-017 (a) vor und (b) nach der innendruckbeanspruchten Laborprüfung bei 600°C sowie (c) ein Querschnittsschliffbild des Liners an einer intakten Stelle

Aus den Untersuchungsergebnissen von SKT und CME liegt der Faservolumengehalt im Keramikverbund nach der Pyrolyse bei 50-65 % und die Porosität beträgt 10-15 % [33, 34]. Die Kennwerte für den Fasermantel wurden von SKT bzw. CME ermittelt und für die numerischen Berechnungen zur Verfügung gestellt. Zur Kenndatenermittlung dieser spezifischen CMC-Systeme wurden Berstversuche und Split-Ring-Versuche an gewickelten Ringen, 3-Punkt- und 4-Punkt-Biegeversuche an Gewebe- oder UD-verstärkten Proben zur Bestimmung der Biegefestigkeit und der interlaminaren Scherfestigkeit (ILSS), sowie Zugversuche an Kleinproben jeweils bei Raumtemperatur und bei der Versuchstemperatur von 600°C zur Bestimmung der Zugfestigkeit und des E-Moduls, durchgeführt. In Tabelle 9 sind die ermittelten Kenndaten der keramischen Kompositen, die an der Universität Bayreuth entwickelt wurden, zusammengefasst. Mehr Details über die Versuchsdurchführung und –ergebnisse werden in [33,

34] vorgestellt. Die vorgestellten Kenndaten wurden für die Berechnung vom Spannungs-Dehnungsverhalten des Fasermantels übernommen.

Tabelle 9: Zusammenfassung der Kenndaten der von CME entwickelten Verbundkeramiken [34]

<b>Komposit (0/90° Gewebe Nextel™ 610 mit Matrix basierend auf H62C mit 23 Gew. % hex-BN)</b>		
Pyrolyse an Luft (N <sub>2</sub> ):		
4-Punktbiegefestigkeit = 39 (100) MPa	E-Modul = 43 GPa	ε = 0,1 %
3-Punkt-Kurzbiegef. ILSS = 4 MPa	E-Modul = 1 GPa	
<b>Komposit (0/90° Gewebe Nextel™ 610 mit Matrix basierend auf Silres MK)</b>		
Pyrolyse an Luft (N <sub>2</sub> ):		
4-Punktbiegefestigkeit = 13 (44) MPa	E-Modul = 3 GPa	ε = 0,2 %
3-Punkt-Kurzbiegef. ILSS = 3 MPa	E-Modul = 0,5 GPa	
<b>Komposit (UD Nextel™ 610 mit Matrix basierend auf Silres H62C mit 23 Gew.-% hex-BN)</b>		
Pyrolyse an Luft (N <sub>2</sub> ):		
4-Punktbiegefestigkeit = 235 (320) MPa	E-Modul = 43 GPa	ε = 0,12 %
3-Punkt-Kurzbiegef. ILSS = 11 MPa		
<b>Komposit (UD Nextel™ 610 mit Matrix basierend auf Silres H62C mit 23 Gew. % hex-BN)</b>		
Fasern an Luft bei 980 °C entschlichtet		
Pyrolyse an Luft:		
4-Punktbiegefestigkeit = 430 MPa	E-Modul = 43 GPa	ε = 0,22 %
3-Punkt-Kurzbiegef. ILSS = 21 MPa		

### 3.3 Hybridstruktur der Compoundrohre

Das vorgeschlagene Konzept sieht vor, durch eine geeignete Faserummantelung Werkstoffverbunde mit nachhaltig verbesserten Eigenschaften für Hochtemperaturanwendung zu erzeugen. Dazu gehören eine höhere Festigkeit, eine gesteigerte Kriechfestigkeit, ein besseres Oxidations- und Korrosionsverhalten sowie verbesserte Möglichkeiten zur Begrenzung einer Schädigungsentwicklung durch Kriechen.

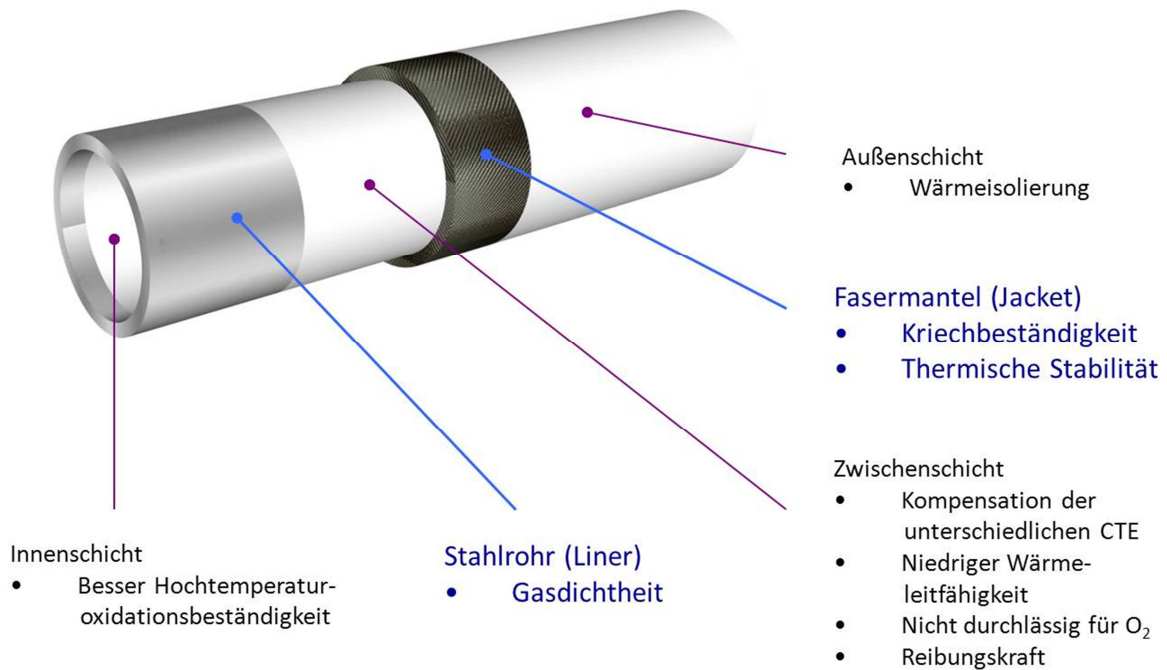


Bild 12: Schematische Darstellung des Konzeptes der Compoundrohre

Grundlegend werden die geforderten Funktionen dabei voneinander getrennt. Wie in Bild 12 schematisch dargestellt, werden die Dichtheit, Korrosionsbeständigkeit und Noteigenschaften vom Stahlinnenrohr übernommen. Wesentlich sind hier die Zähigkeit bzw. die hohe Verformbarkeit von Stahl mit einem entsprechenden Verfestigungsverhalten. Die Kriechbeständigkeit sowie die Langzeitfestigkeit werden von der Faserumwicklung mit überwiegend keramischer Matrix übernommen. Dadurch wird während der Beanspruchung das Kriechen des Stahlrohres begrenzt und letztlich unterbunden. Im Hinblick auf die Herstellung des Faserverbundes sind die wesentlichen Randbedingungen vorgegeben:

- Verwendung des Verbundes zur Ertüchtigung und Lebensdauererlangung einer bestehenden Rohrleitung, die einen kritischen Erschöpfungsgrad im Hinblick auf die Kriechausnutzung erreicht hat: hier sollte die Synthesetemperatur des Verbundes bzw. der Matrix nach Aufbringen der Wicklung die Betriebstemperatur bzw. die maximale Anlasstemperatur vom Stahl nicht überschreiten, um nachteilige Gefügeveränderungen zu vermeiden.
- Verwendung im Neuzustand bzw. Lieferzustand: hier können höhere Temperaturen erlaubt werden, die auch einen besonderen Gefügestand im metallischen Rohr bewirken, da eine Zulassung nach DGRL für das vorliegende Rohr durchgeführt werden muss. Der Nachweis der Festigkeit und Eignung nach DGRL erfolgt vor Inbetriebnahme.

Je nach Bedarf können zusätzlich eine Innen-, Außen- sowie Zwischenschicht zur Einstellung weiterer funktioneller Eigenschaften eingebaut werden.

### 3.4 Wirkungsprinzip der Compoundrohre

Die Wirkungsweise des Konzeptes ist in Bild 13 für drei Zeitbereiche dargestellt. Aufgrund des unterschiedlichen Wärmeausdehnungsverhaltens von Stahl und dem Faserverbund entsteht durch die Temperaturbeaufschlagung im Rohrleitungsinnen gleichzeitig eine Druckvorspannung im metallischen Rohr (Liner) und eine Zugvorspannung in der keramischen Ummantelung (Jacket).

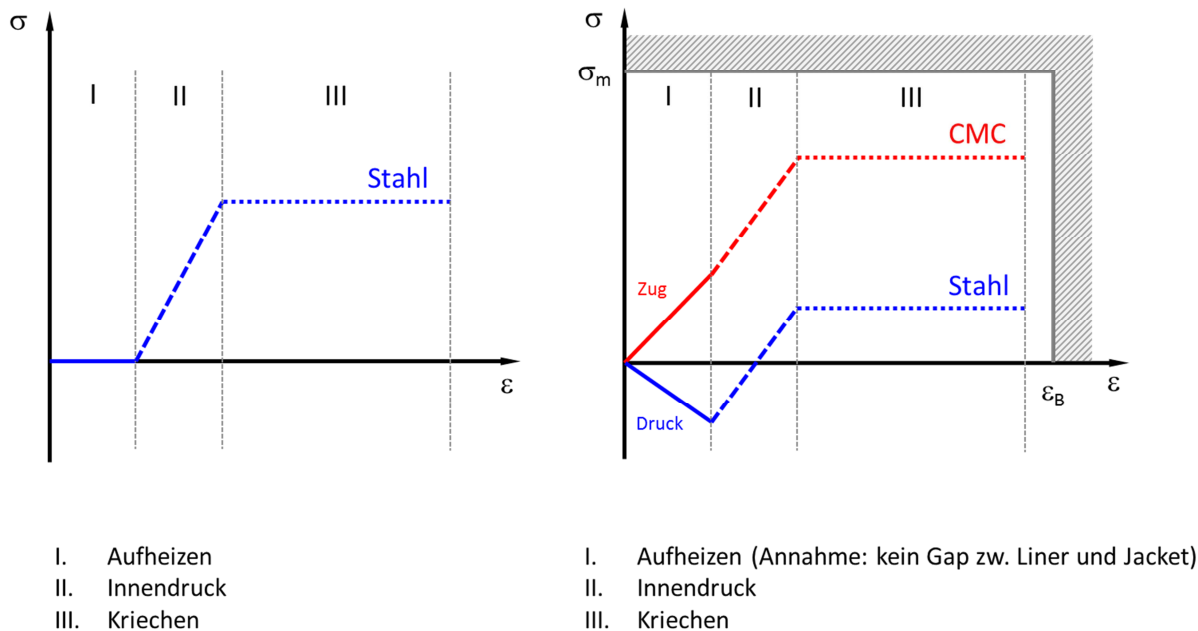


Bild 13: Änderung des Spannungs-Dehnungsverhaltens durch Aufbringung einer CMC-Ummantelung

Die zusätzliche Innendruckbeaufschlagung führt zu einer weiteren Spannungserhöhung in der Faserummantelung und damit zu einer Zugspannung im Liner. Wird der metallische Liner unter hoher Temperatur druckbeaufschlagt, fängt das metallische Rohr in Abhängigkeit von den werkstoffspezifischen Materialeigenschaften an zu kriechen. Im Fall des Verbundrohrs mit Jacket wirkt die thermisch induzierte Druckvorspannung im Faserverbund der aus dem Innendruck generierten Zugspannung entgegen. Dadurch wird die Spannung im metallischen Innenrohr insgesamt reduziert und die Entwicklung der zeitabhängigen Kriechdehnung unterbunden bzw. deutlich verlangsamt. Im Idealfall unterbleibt das sekundäre und tertiäre

---

Kriechen komplett und das Versagen durch Kriechbruch kann ausgeschlossen werden. Dabei muss darauf geachtet werden, dass die Dicke der Ummantelung so gestaltet wird, dass die maximale Zugspannung in der Ummantelung die Zugfestigkeit des CMC-Verbundwerkstoffs nicht überschreitet.

Die wissenschaftliche Umsetzung und Überprüfung des o.g. Konzeptes erfordert die numerische Beschreibung der auftretenden Beanspruchungen in Abhängigkeit der maßgebenden Einflussparameter:

- Temperatur und Innendruck,
- Metallrohr - Geometrische Verhältnisse, wie z.B. Wanddickenverhältnis,
- Ummantelung - Geometrische Verhältnisse, wie z.B. Dicke, Wicklungsart,
- Ermittlung und Implementierung relevanter mechanisch-technologischer Kennwerte und physikalischer Größen von Metallrohr und Ummantelung,
- Bewertung des Grenzflächenverhaltens zwischen Ummantelung und Metallrohr.

Hierzu ist die Anpassung von vorhandenen Stoffgesetzen zur Beschreibung des Verformungs- und Versagensverhaltens unter den angegebenen Bedingungen notwendig. Die Besonderheit dieser Arbeiten liegt darin, dass der Verbund aus Materialien unterschiedlicher Werkstoffklassen über unterschiedliche, jedoch gemeinsam verwendbare Stoffgesetze charakterisiert wird. Aus den Berechnungsergebnissen lassen sich die grundsätzlichen Anforderungen an die Ummantelung bzw. das vorhandene Optimierungspotenzial ableiten.

## 4 Lösungsweg

Für die Lösung der Aufgabenstellung wurden die nachfolgend beschriebenen Arbeitsschritte durchgeführt:

1. Numerische Untersuchungen zur Ermittlung des Spannungs-Dehnungsverhaltens in Stahlliner und Faserummantelung:
  - Ermittlung des Einflusses von Kennwerten und Modellierungsvarianten
  - Darstellung des notwendigen Modellierungsaufwandes (Parameterbewertung)
  - Verifizierung der Berechnung mit den Experimenten
  - Numerische Simulierung einer realen Rohrleitung,
2. Durchführung von experimentellen Untersuchungen mit Hohlzylindern, die einer mehrachsigen Zeitstandbeanspruchung ausgesetzt werden:
  - zur quantitativen und qualitativen Ermittlung des Verformungs- und Versagensverhaltens von faserummantelten Proben im Vergleich mit reinen, nicht ummantelten Stahlrohren
  - zur Verifizierung der numerischen Analysen,
3. Durchführung von metallografischen Untersuchungen zur Ermittlung des Schädigungsverhaltens und Vergleich mit dem nach der numerischen Berechnung prognostizierten Verhalten,
4. Umsetzung der Erkenntnisse in ein Auslegungskonzept bzw. die Berechnung einer realen Rohrleitung,
5. Ermittlung der Möglichkeiten zur Detektierung der beginnenden Schädigung im Fasermantel im Hinblick auf eine Überwachung von realen Rohrleitungen.

## 5 Numerische Untersuchungen

Die numerischen Berechnungen mittels Finite-Elemente Methode wurden zur Darstellung und Bewertung der integralen und lokalen Belastungssituation (Spannungen und Dehnungen) unter Berücksichtigung von gezielt variierten Parametern durchgeführt. Für die Laborprüfkörper mit relativ kleiner Probengeometrie, siehe Kapitel 6.2.1, wurden FE Berechnungen auf unterschiedlichen Modellierungsebenen durchgeführt, die in Tabelle 10 dargestellt sind. Alle Simulationen und Berechnungen wurden mit dem FE-Programm ABAQUS durchgeführt [35]. Die in Kapitel 3.1 und 3.2 dargestellten Werkstoffkenndaten werden in den Berechnungen verwendet.

Tabelle 10: Durchgeführte Modellierungen für die Compoundrohre

	Liner	Jacket (Fasermantel)	
	Stahl	Faser	Matrix
<b>Modell A - isotrop</b>	Isotrop, Solid-Element	Isotrop, Solid-Element	
<b>Modell B - anisotrop</b>	Isotrop, Solid-Element	Anisotrop, Solid-Element	
<b>Modell C - Verbund</b>	Isotrop, Solid-Element	Anisotrop, Surface-Element	Isotrop, Solid-Element

### 5.1 Vereinfachte Modellierungen – Modell A

Da die bereitgestellten Hohlzylinderproben und deren Faserummantelungen im idealen Fall rotationssymmetrisch sind, wurden als Erstes zweidimensionale axialsymmetrische Modelle für das gesamte Werkstoffsystem verwendet, Bild 14. Der Stahl liner kann mit Hilfe eines kontinuumsmechanischen Modells mit isotroper Verfestigung beschrieben werden. In der ersten Modellierung wird das vereinfachte kontinuumsmechanische Modell mit isotropen Eigenschaften auch für das Jacket aus Keramikverbundwerkstoff (CMC: Ceramic Matrix Composite) verwendet. Bei dieser Modellierung werden keine Differenzierungen zwischen Matrix und Faser vorgenommen und der Faserverbund wird als ein gesamtes Kontinuum charakterisiert. Die modellierten Metall- und Keramikoberflächen sind zudem ohne Rauigkeit.

Zwischen Metallkern und Keramikmantel wird keine permanente Anbindung, sondern ein „surface-to-surface contact“ mit Randbedingungen definiert.

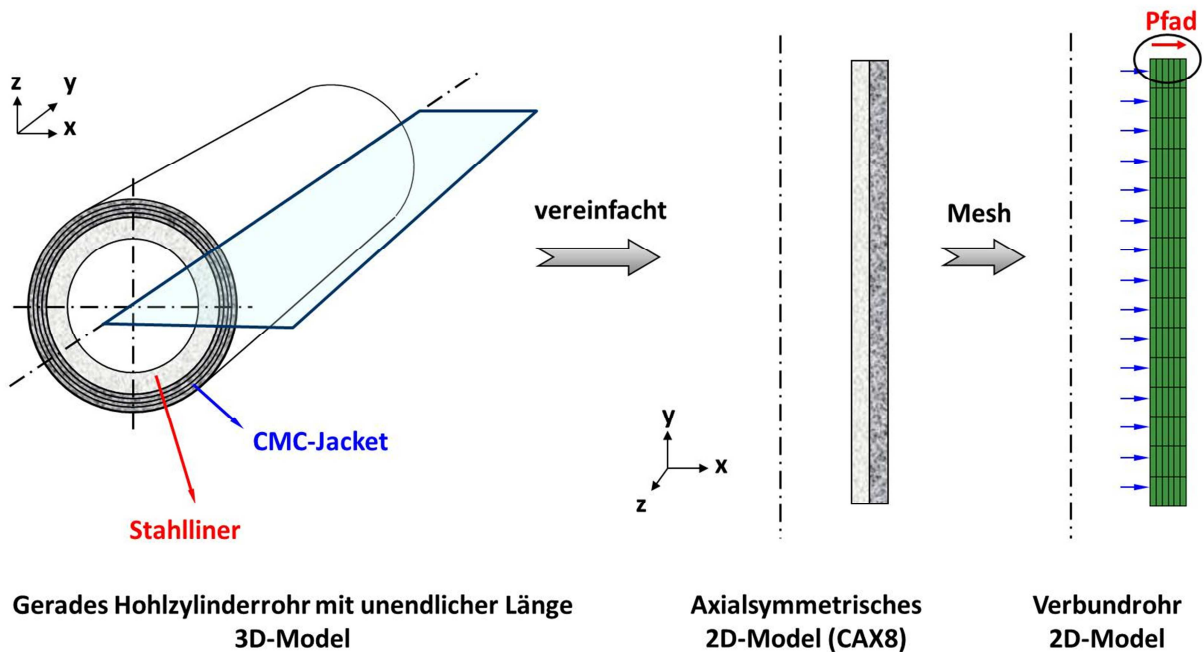


Bild 14: Schematische Darstellung der vereinfachten Modellierung

Der simulierte Metallliner hat einen Innendurchmesser von 25,4 mm und eine Wandstärke von 3 mm. Die Schichtdicke des Faserverbundes wird hier zunächst gleich wie die Wanddicke des Metallrohrs angenommen.

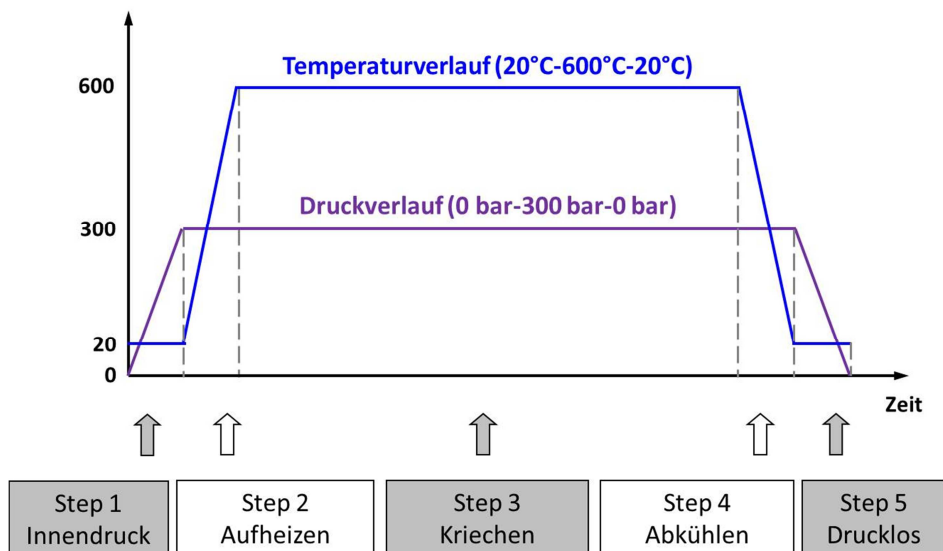


Bild 15: Beanspruchungszyklus

Ein vollständiger Beanspruchungszyklus, einschließlich An- und Abfahren von Temperatur und Innendruck, wurde damit simuliert und die zeitlichen Temperatur- und Druckverläufe sind in Bild 15 dargestellt.

Bei der Modellierung wurden die Kenndaten der CMC-Systeme in Tabelle 7 für das Jacket verwendet. Dabei wurde als maßgeblicher Werkstoffkennwert die Zugfestigkeit des Faserverbundes für die entsprechenden Einzelfaser-Bereiche (größer als 2000 MPa) angenommen. Mit diesem hohen Zugfestigkeitskennwert lassen sich die Berechnungen bis zum Ende der Betriebsdauer simulieren und die spezifischen Belastungssituationen diskutieren.

Die Ergebnisse aus diesen FE Berechnungen mit der Darstellung der Änderung des Spannungsverhaltens in Bezug auf die Vergleichsspannung nach von Mises nach jedem Beanspruchungsschritt sind in Bild 16 dargestellt. Dabei wurde der Elastizitätsmodul des Keramikverbundes 50 GPa und deren thermischer Ausdehnungskoeffizient mit  $9 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  angenommen.

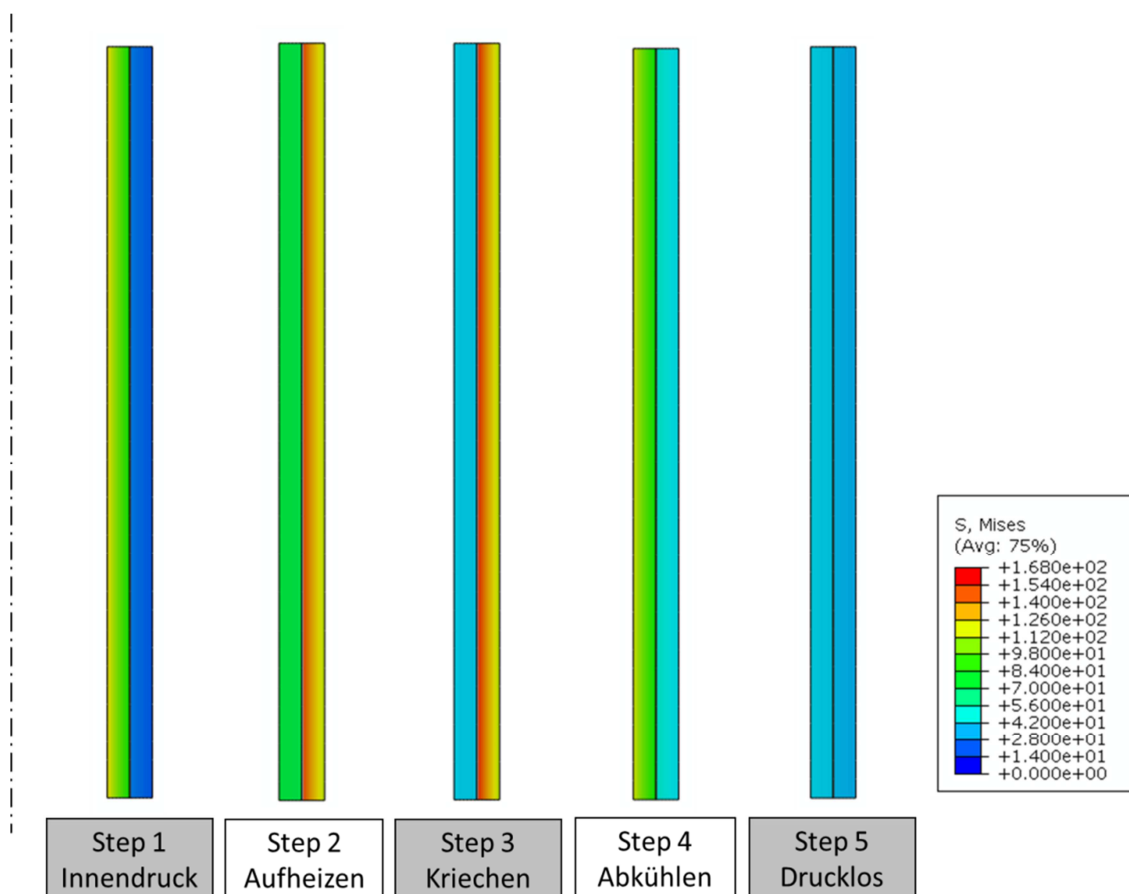


Bild 16: Änderung der Spannungszustände im Compoundrohr in einem Beanspruchungszyklus

Die Spannungsverteilungen der drei Hauptspannungen entlang der radialen Richtung (Pfad in Bild 14), die jeweils

- nach reiner Innendruckbeanspruchung – Step 1,
- nach Temperaturerhöhung (Aufheizen) – Step 2,
- und nach anschließender Kriechphase des Liners für 10 000 h – Step 3

entstehen, sind in Bild 17 bis 19 in normierter Skalendarstellung wiedergegeben. In der Darstellung befindet sich der Liner im Bereich  $(r_x - r_i)/(r_a - r_i) = 0$  ( $r_x = r_i$ , Innenrand des Stahlrohres) bis 1 ( $r_x = r_a$ , Interfacebereich) und das Jacket im Bereich von 1 bis 2 ( $r_x = 2r_a$ , Außenrand der Ummantelung). In diesen Diagrammen werden die Spannungssituationen im umwickelten Rohr, also im Compoundrohr, durch fette Linien mit ausgefüllten Symbolen bezeichnet, die Spannungssituationen im Fall eines Liners ohne Jacket, also im reinen Metallrohr ohne Ummantelung, als Referenz durch dünne Linien mit nicht ausgefüllten Symbolen dargestellt.

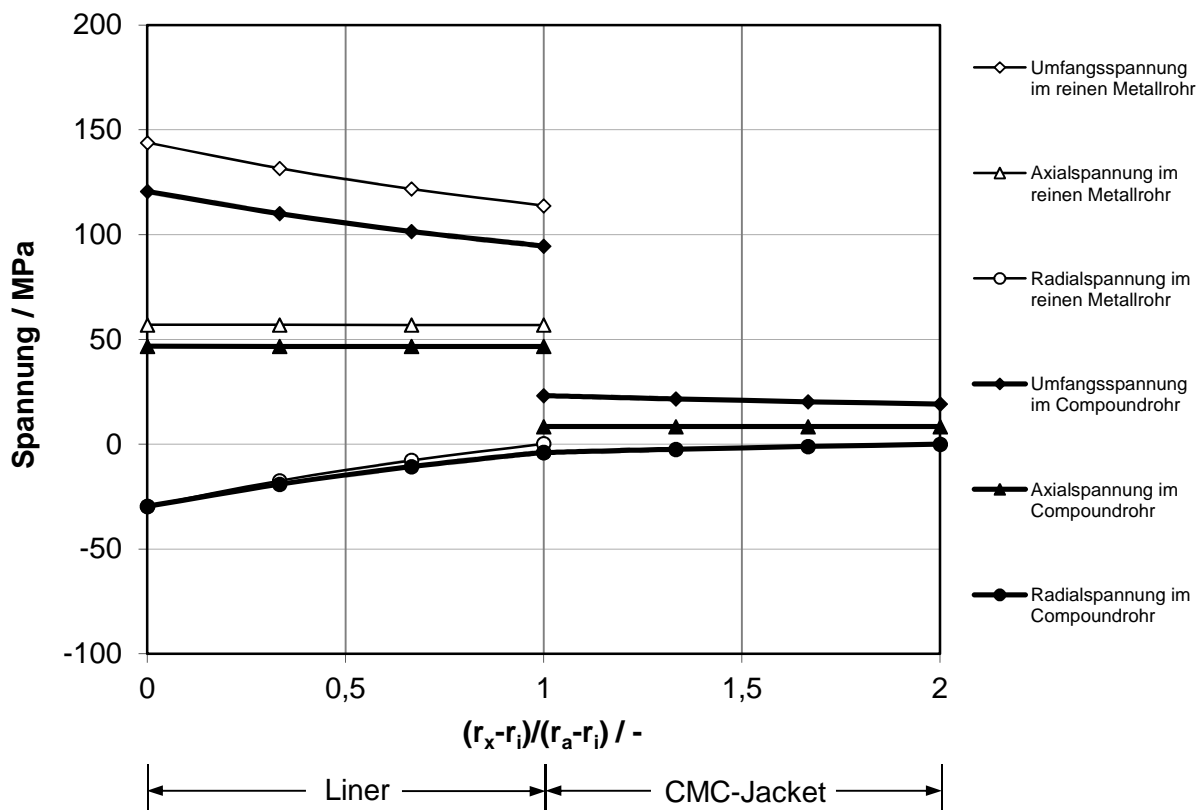


Bild 17: Spannungsverteilungen im Stahlrohr und Compoundrohr nach Innendruckbeaufschlagung mit 300 bar – Step 1

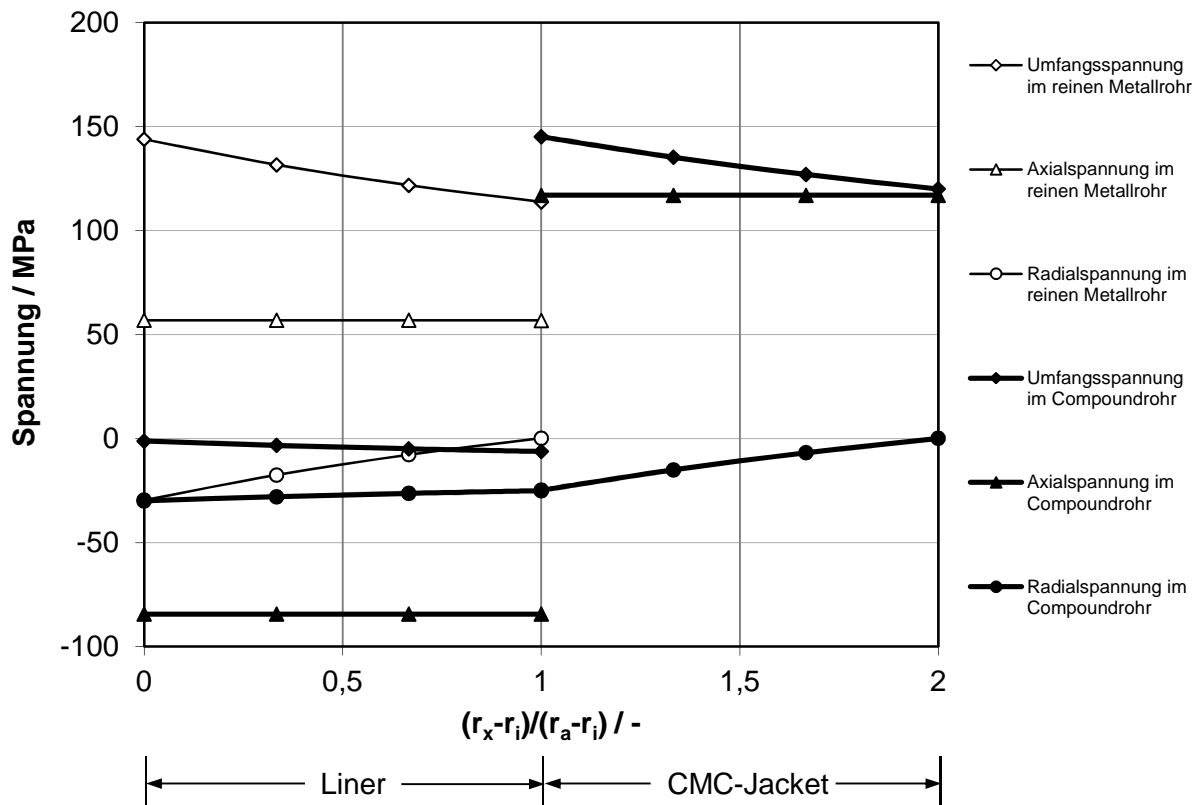


Bild 18: Spannungsverteilungen im Stahlrohr und Compoundrohr nach Temperaturerhöhung auf 600°C – Step 2

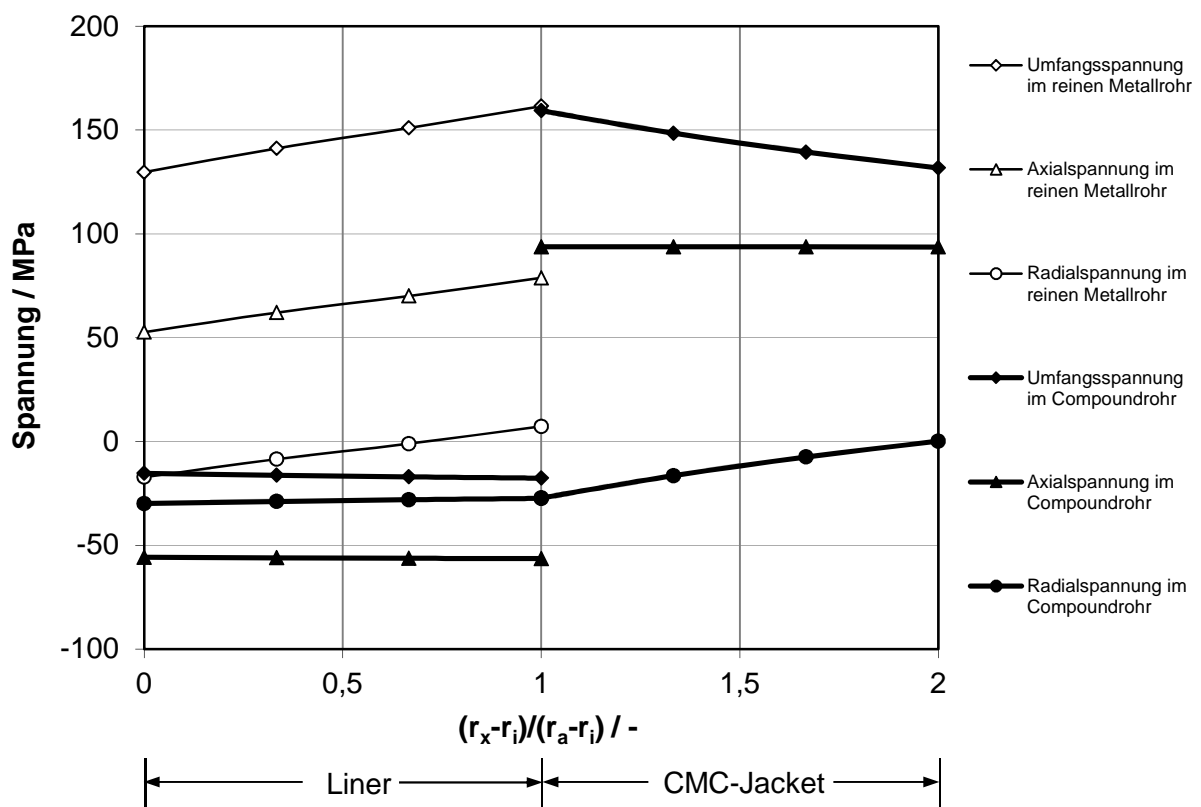


Bild 19: Spannungsverteilungen im Stahlrohr und Compoundrohr nach einer Kriechphase von 10 000 h für Compoundrohr bzw. 3 600 h für reines Metallrohr – Step 3

Wird das Verbundrohr zunächst mit statischem Innendruck beaufschlagt, sind die Spannungsgradienten entlang der Radialrichtung sichtbar, Bild 17. Die höchste Spannung tritt, identisch wie in dem Referenzfall, in der Umfangsrichtung und an dem Innenrand des Liners auf. Nur ein kleiner Anteil der Druckbelastung wird dabei vom äußeren Jacket getragen. Dieser übertragene Belastungsanteil ist verknüpft mit der angenommenen Steifigkeit der keramischen Ummantelung. Zudem sind in dem Compoundrohr modellierungsbedingte Spannungssprünge in der Umfangs- und Axialrichtung am Interface zwischen Liner und Jacket deutlich zu erkennen, nur in der Radialrichtung zeigt der Spannungsverlauf kontinuierlich an. In dieser Phase bleiben die zwei Rohre wie im Ausgangszustand in lückenlosem Kontakt, d.h. die Umfangsdehnungen am Außenrand des Stahlrohres und am Innenrand des Fasermantels sind gleich. Aufgrund der unterschiedlichen Steifigkeiten der zwei Materialien ergeben sich unterschiedliche Umfangsspannungen im Interfacebereich. Solche rechenbedingte Spannungssprünge werden in der analytischen Berechnung eines innendruckbeanspruchten Wickelbehälters in [36] ebenfalls dargestellt. In der Realität könnte diese Diskontinuität der Spannungen im Interfacebereich wegen der Rauigkeit der Oberfläche und der vorhandenen Reibungskräfte nicht auftreten.

Nach der Temperaturerhöhung werden die Spannungsgradienten in der Liner-Wandung geringer. Die Spannungsverteilung im Verbundrohr wird aufgrund der überlagerten thermischen Belastung, verursacht durch die CTE-Differenz zwischen Metall und Keramik, deutlich verändert, Bild 18. Ein großer Anteil der überlagerten Gesamtbelastung wird auf den Fasermantel übertragen und die höchste Spannung liegt wiederum am Innenrand des Fasermantels. Mit den angenommenen Kenndaten sind in dieser Berechnung alle Spannungswerte im Bereich des Liners negativ, d.h. im Druckspannungsbereich.

In Bild 19 wird die Spannungsverteilung im Verbundrohr nach den Spannungsumlagerungen infolge Kriechen des Stahls für 10 000 h dargestellt, vergleichend mit der Belastungssituation in reinem Metallrohr nach einer Kriechphase für 3600 h. Im Verbundrohr haben die Spannungen im Liner leicht abgenommen und die Spannungen in Jacket zugenommen. Hinsichtlich eines postulierten Versagensmechanismus soll die maximale resultierende Belastung im Jacket geringer sein als die zulässige Zugfestigkeit des Jacket-Materials.

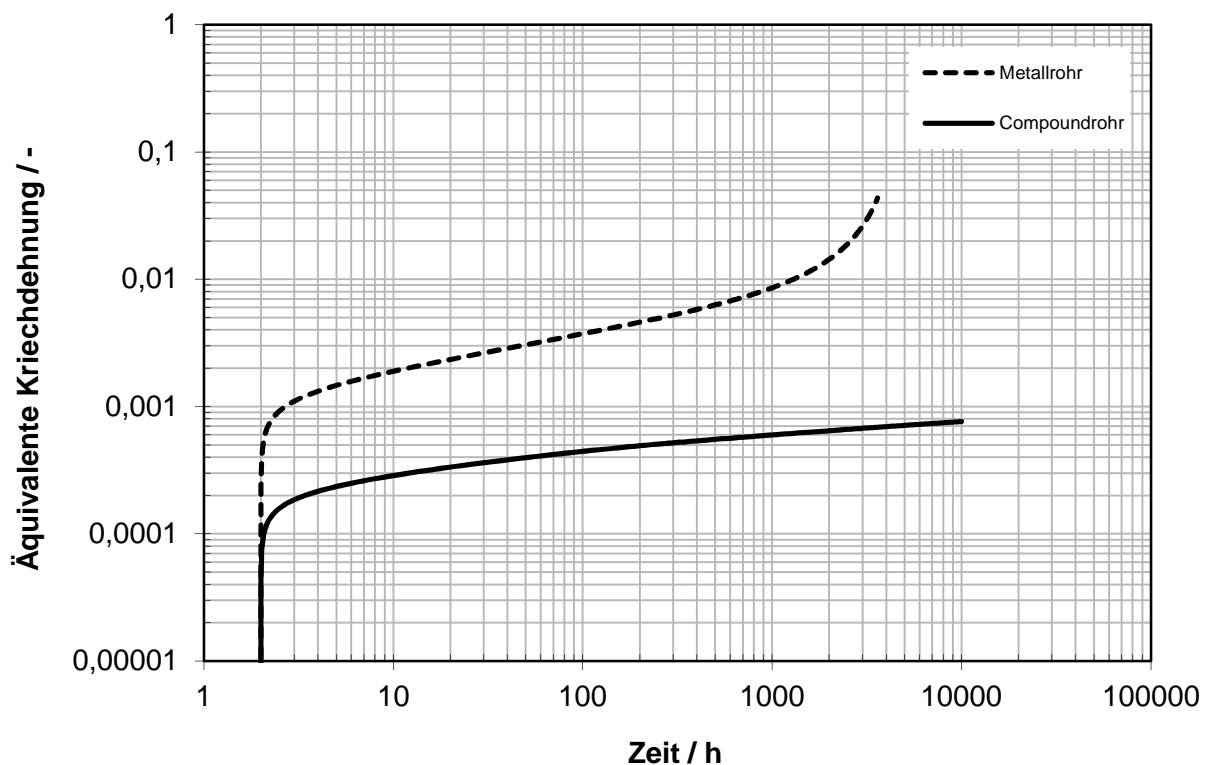


Bild 20: Vergleich des Kriechdehnungsverhaltens am Innenrand des Metallrohrs im Metallrohr und Compoundrohr

Bei Belastungen mit konstanter Temperatur ist das Metallrohr bereits im Kriechbereich. Bild 20 zeigt die Entwicklung der berechneten äquivalenten Kriechdehnungen des Stahl liners am Innenrand für die beiden Fälle: Liner mit und ohne Jacket. Der Vergleich der beiden berechneten Dehnungsverläufe stellt damit die Wirkung des Fasermantels dar. Die ursprüngliche Belastung des metallischen Liners lässt sich wie erwünscht, entweder teilweise oder sogar vollständig auf das äußere keramische Jacket verlagern. Aufgrund der reduzierten Spannungen in Liner ist damit die Vergleichskriechdehnung am Stahlinnerenrand bei Anwesenheit des Jackets viel kleiner als die Kriechdehnung des Liners ohne Jacket. Basierend auf diesen vereinfachten Berechnungen kann der Liner mit Jacket im Vergleich zum Referenz-Liner ohne Jacket nach einem Vielfachen der Zeit bis zum Kriechbruch noch in der sekundären Kriechphase gehalten werden. Das damit erwünschte verhinderte Kriechen des Liners ermöglicht also eine erhebliche Lebensdauererweiterung des umwickelten Liners und entspricht damit der Idee des Compoundrohres.

## 5.2 Einfluss der Material- und Designparameter

Die unterschiedliche Spannungsverteilung in Liner und Jacket resultiert aus der Überlagerung von Innendruckbelastung und thermisch induzierter Spannung, wobei die spezifischen mechanischen Eigenschaften des Jacketmaterials von Bedeutung sind. Die Material- und Designparameter, insbesondere der Elastizitätsmodul, der thermische Ausdehnungskoeffizient des Keramikverbundes sowie die Schichtdicke der Umwicklung, wurden mittels numerischer Berechnungen in einem ausgewählten Bereich variiert und deren Einfluss auf die Wirkungsweise des Fasermantels untersucht.

Die Ergebnisse der Spannungsberechnungen in Bezug auf die Umfangsspannungen mit variiertem Elastizitätsmodul, thermischem Ausdehnungskoeffizient und Schichtdicke des keramischen Jackets werden jeweils in den Bildern 21 bis 23 exemplarisch dargestellt. In allen diesen Berechnungen wurden gleiche Randbedingungen vorgegeben und identische Beanspruchungen durch Innendruck bei 300 bar und einen Aufheizvorgang von 20°C auf 600°C simuliert.

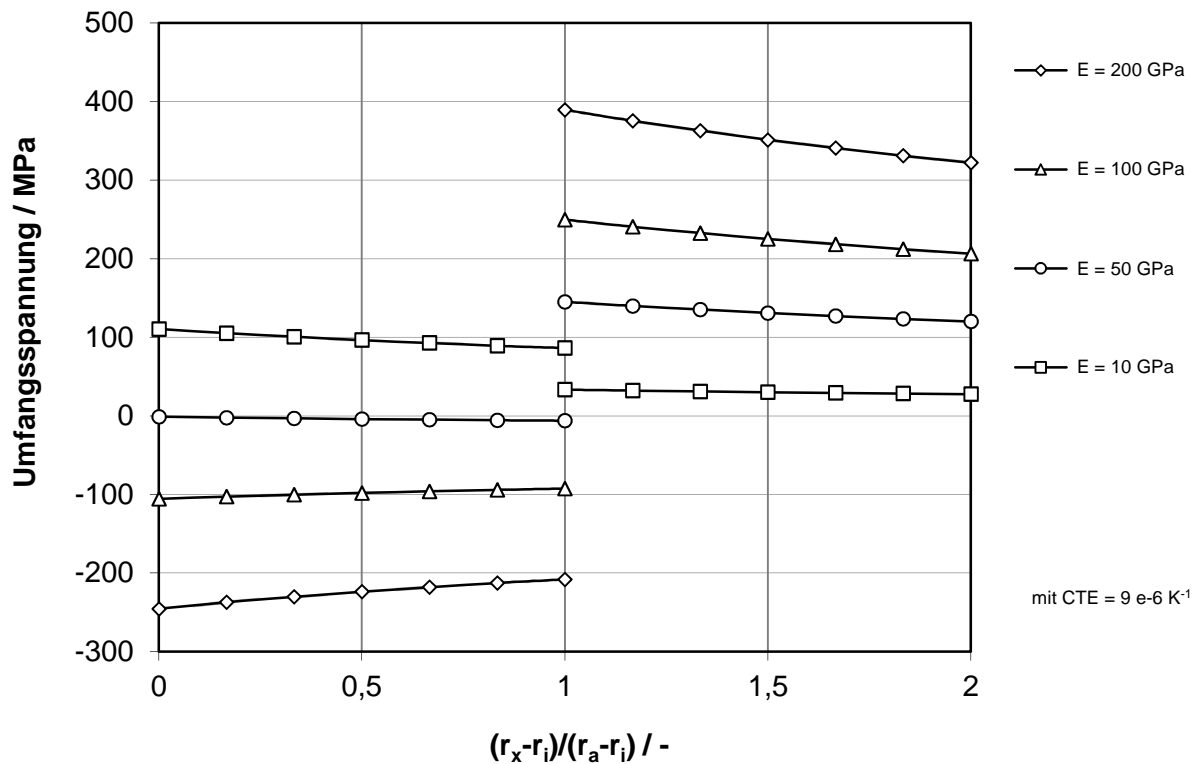


Bild 21: Einfluss des Elastizitätsmoduls des Jackets auf die Umfangsspannung im Compoundrohr

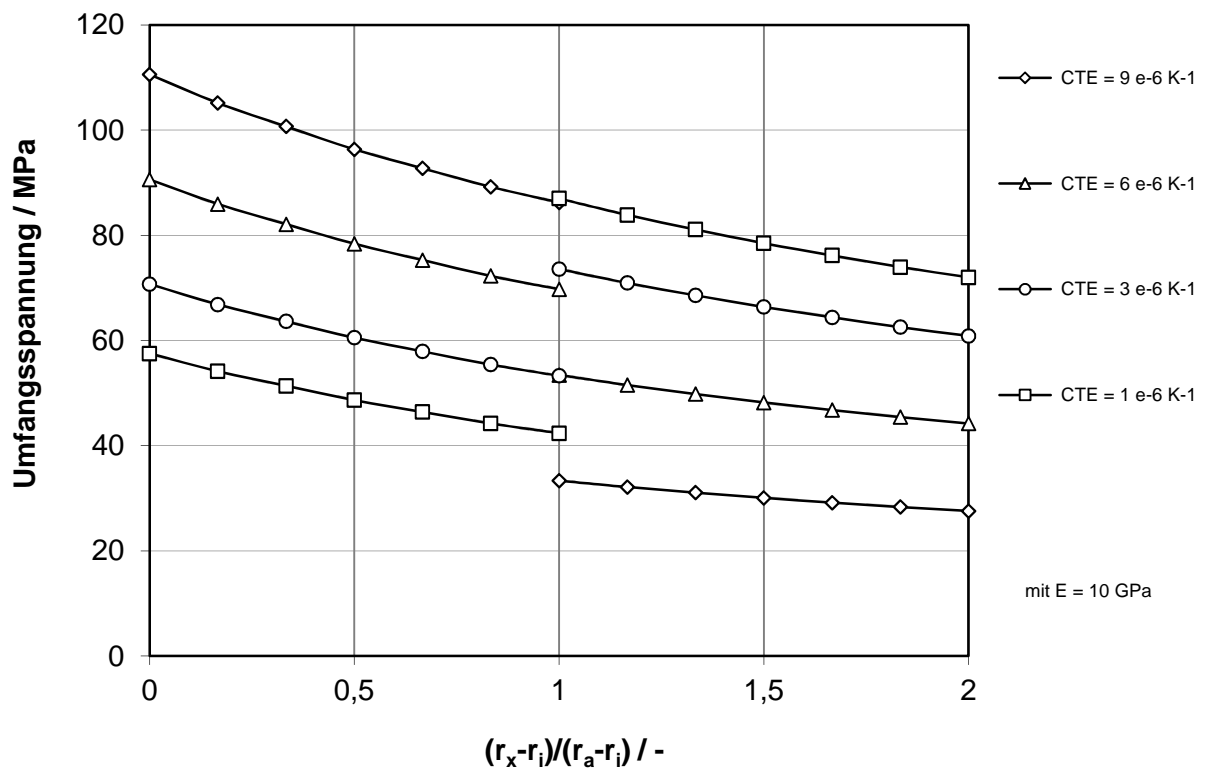


Bild 22: Einfluss des thermischen Ausdehnungskoeffizients des Jackets auf die Umfangsspannung im Compoundrohr

Wie in Bild 21 und 22 dargestellt, nimmt die Umfangsspannung im Liner ab, wenn der Elastizitätsmodul des Jackets größer gewählt wird oder wenn die thermische Ausdehnung des Jackets kleiner angenommen wird, also wenn die Differenz zwischen den thermischen Dehnungen beider Materialien größer wird. Wenn der Elastizitätsmodul jedoch eine bestimmte Größe überschreitet, wird der Linerwerkstoff in Umfangsrichtung mit Druckspannung beansprucht. Eine optimale Belastungssituation im Verbundrohr, um das Kriechverhalten des Liners zu verhindern und den Bruch des Jackets auszuschließen, ist damit nur möglich, wenn die Wirkungen von beiden Werkstoffparametern, Elastizitätsmodul und thermischem Ausdehnungskoeffizient, kombiniert in Betracht gezogen werden. Thermische Spannungen entstehen zudem durch temperaturabhängige und unterschiedliche Änderungen dieser beiden Werkstoffparameter.

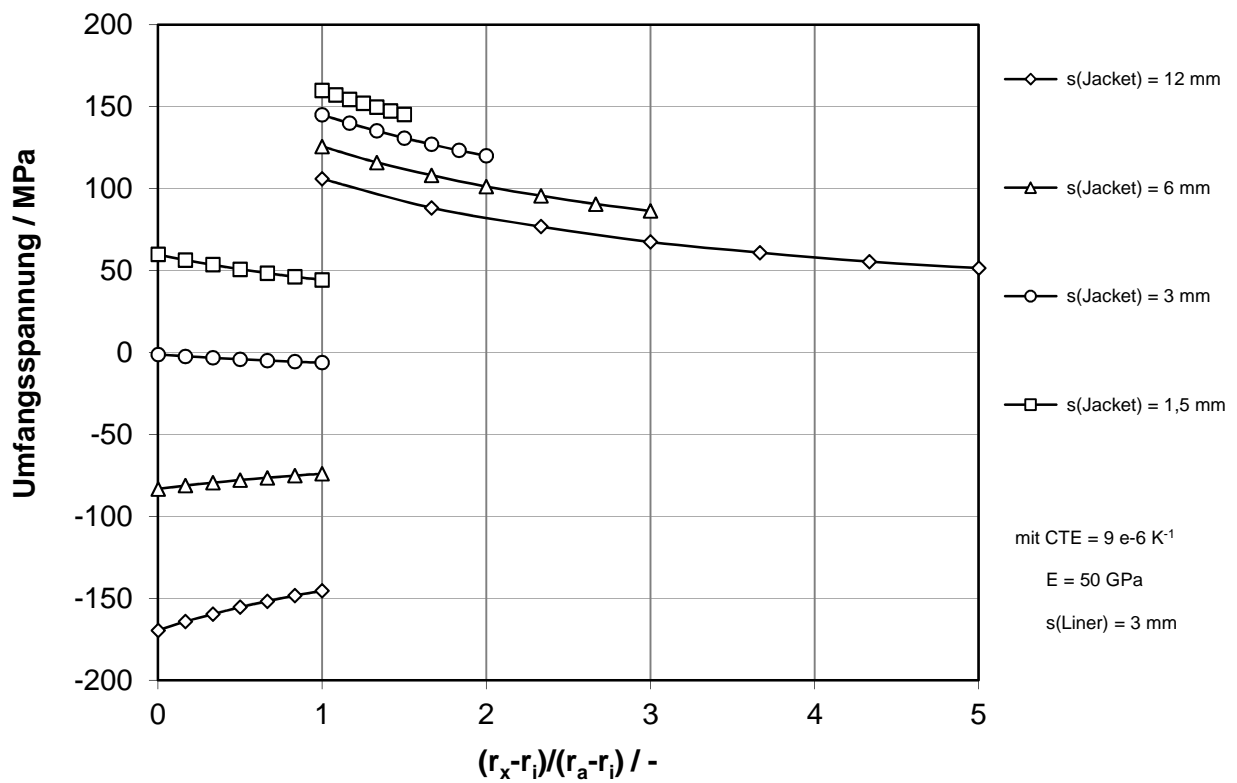


Bild 23: Einfluss der Schichtdicke des Fasermantels auf die Umfangsspannung im Compoundrohr

Außerdem ist die Schichtdicke des Jackets auch ein nicht vernachlässigbarer Einflussfaktor im Hinblick auf den Spannungstraganteil im Jacket. Die Ergebnisse der Berechnungen mit unterschiedlichen Schichtdicken des Fasermantels zeigen, dass unter der Annahme von gleichem Jacketmaterial die Umfangsspannung im Jacket mit zunehmender Manteldicke deutlich abnimmt, Bild 23. Somit ist eine höhere Manteldicke erforderlich, wenn das Jacketmaterial eine geringere Zugfestigkeit aufweist.

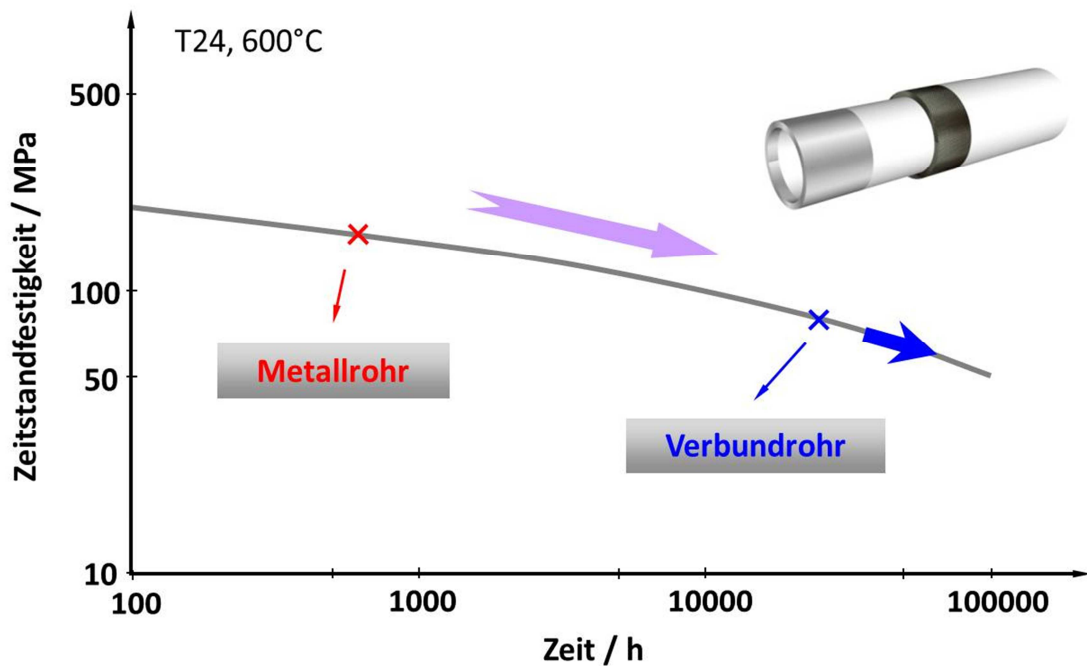


Bild 24: Zeitstandkurve von Stahl T24 bei 600°C

Die ersten Finite-Elemente Berechnungen mit einem vereinfachten Modell für das Compoundrohr aus metallischem Liner und keramischem Jacket stellen damit die theoretische Machbarkeit dieses Konzeptes bereits dar. Aufgrund der reduzierten Belastung im Liner und des dadurch verhinderten Kriechens ist eine bemerkenswerte Verlängerung der Lebensdauer für die untersuchten umwickelten geraden Rohrleitungen möglich, Bild 24.

### 5.3 Verfeinerte Modellierungen – Modell B und C

Um eine höhere Genauigkeit der Berechnungen zu erreichen, sind verfeinerte Modellierungen erstellt und verwendet worden. Hierzu wurde ein kontinuumsmechanisches Modell mit anisotropen Eigenschaften für das Jacket verwendet. Das CMC-System wurde dabei immer noch als ein gesamtes Werkstoffsystem betrachtet, jedoch sind die mechanischen Eigenschaften richtungsabhängig modelliert, d.h. im Sinne der Faserrichtungen ausgerichtet. Die Kenndaten für das Jacketmaterial in dieser verfeinerten Modellierung sind in Tabelle 11 zusammengestellt.

Tabelle 11: Kenndaten für den Fasermantel als anisotropes Kontinuum

Eigenschaften	Fasermantel (Jacket)	
	isotrop (Modell A)	anisotrop (Modell B)
Elastizitätsmodul	50 GPa	50 GPa (// Faserrichtung) 5 GPa (⊥ Faserrichtung)
Zugfestigkeit	≥ 2000 GPa	≥ 2000 GPa
Thermischer Ausdehnungs- koeffizient (CTE)	$9 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$	$9 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$

Im FE-Code ABAQUS wurde ein linearelastisches Werkstoffmodell mit orthotropischer Steifigkeit ausgewählt. Neun unabhängige Kenngrößen, einschließlich der E-Moduli  $E_1$ ,  $E_2$ ,  $E_3$  und der Querkontraktionszahlen (Poisson-Zahlen)  $\nu_{12}$ ,  $\nu_{13}$ ,  $\nu_{23}$  sowie der Schubmoduli  $G_{12}$ ,  $G_{13}$  und  $G_{23}$  sind dafür notwendig. Der Faserwinkel kann durch Eingabe der „Orientation“-Option definiert werden, wobei der Orientierungswinkel der Faserrichtung relativ zur lokalen Richtung mathematisch positiv im Gegenuhrzeigersinn gemessen wird.

Insgesamt wurden dazu drei Umwicklungstypen berücksichtigt mit unterschiedlicher Wicklungsart und die Berechnungen, wiederum unter denselben Randbedingungen und Beanspruchungsfällen, entsprechend Bild 15, durchgeführt:

- 90° unidirektionale (UD-) Umwicklung, wobei alle Fasern entlang der Umfangsrichtung gewickelt werden;
- Umwicklung mit 0°/90°-Gewebestruktur, wobei die Hälfte der Fasern entlang der Umfangsrichtung und die andere Hälfte in Axialrichtung in einer Gewebestruktur gewickelt werden;
- Umwicklung mit 45°/-45°-Gewebestruktur, wobei das Gewebe im Vergleich zu vorherigem Fall auf der Rohroberfläche um 45° gedreht wird.

Die vorgegebene Wandstärke der Umwicklung ist auch jeweils gleich der Wandstärke des Metallliners.

Für das Compoundrohr mit 90°-UD-Wicklung, im Diagramm mit „CR\_90“ bezeichnet, sind jeweils im Modell A Fasermantel mit isotroper Elastizität, und im Modell B Fasermantel mit anisotroper Elastizität, modelliert. Die Ergebnisse aus den dazugehörigen FE-Analysen nach Innendruckbelastung und folgender thermisch induzierter Beanspruchung sind in den Bildern 25 und 26 vergleichend dargestellt.

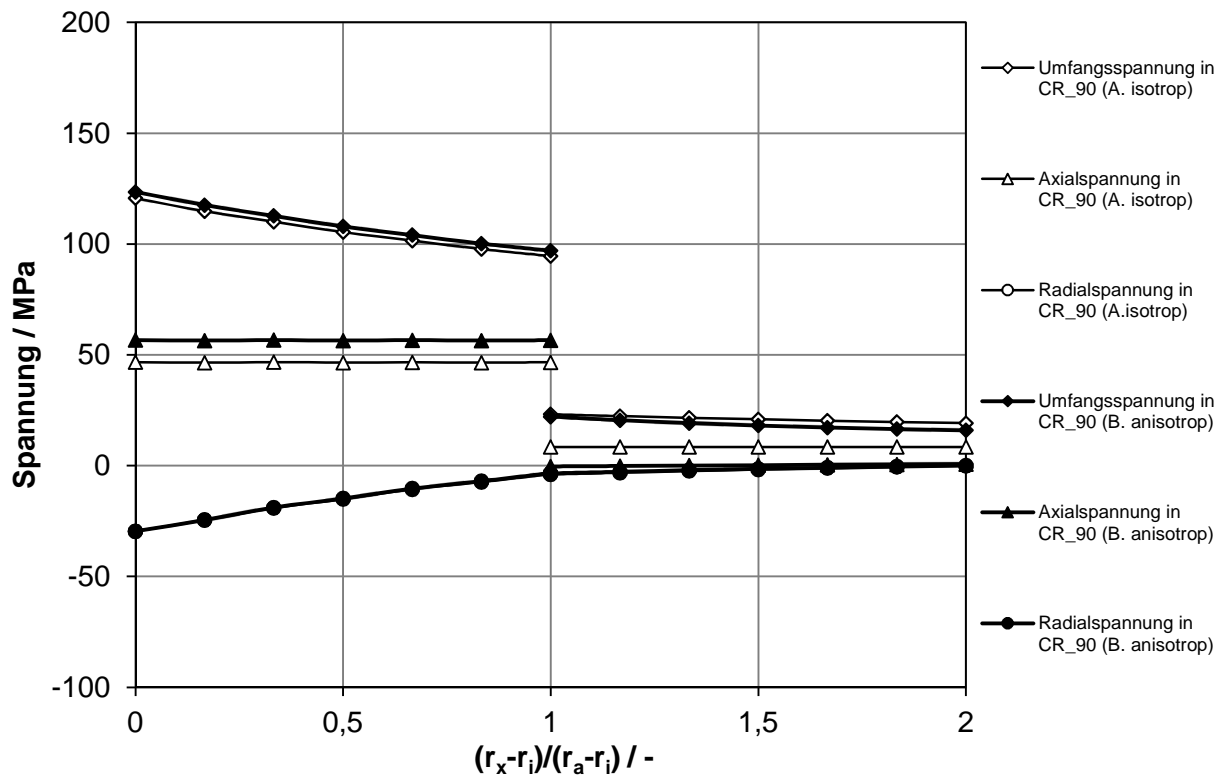


Bild 25: Spannungssituationen im Compoundrohr nach Innendruckbeaufschlagung mit 300 bar – Step1

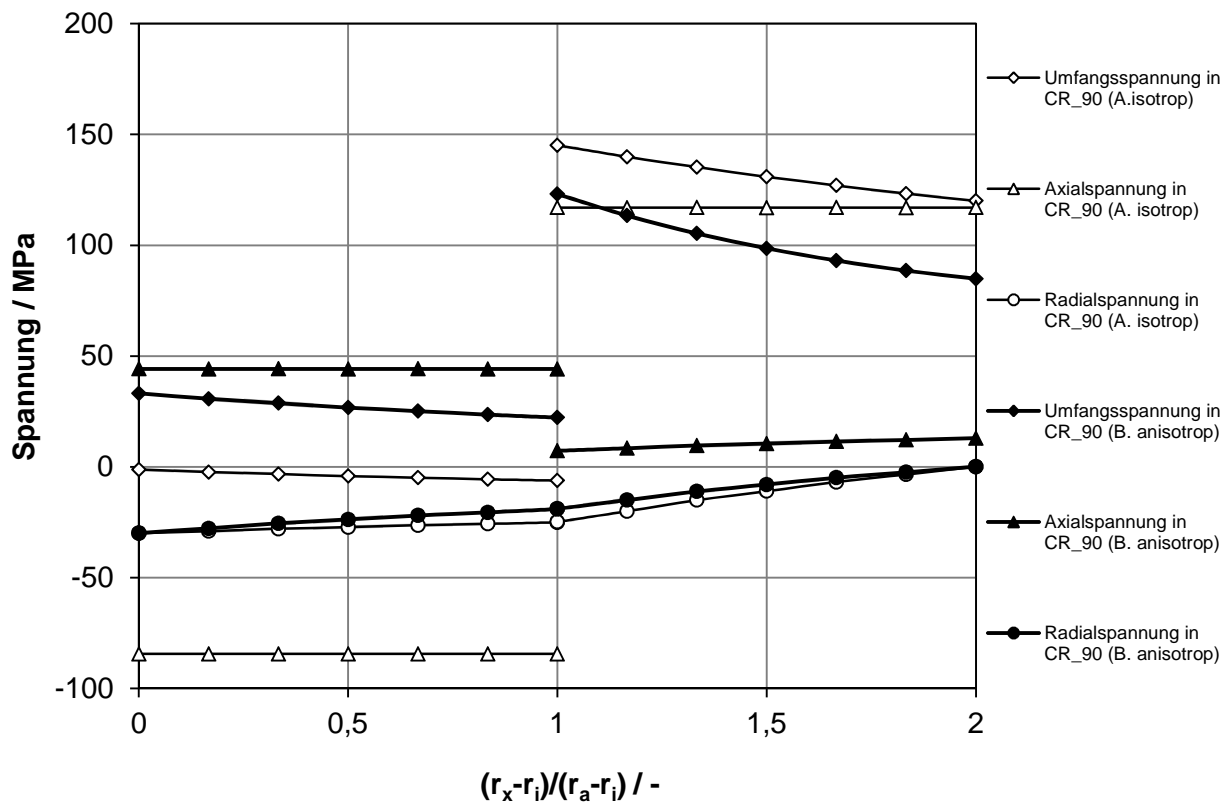


Bild 26: Spannungssituationen im Compoundrohr nach Temperaturerhöhung auf 600°C – Step 2

Die Diagramme stellen die Ergebnisse der Spannungsberechnungen aller ausgewerteten Spannungsverläufe entlang der radialen Richtung dar. Die berechneten Spannungsverläufe von beiden Modellierungen für das Compoundrohr mit 90°-UD-Wicklung sind für die ausschließliche Innendruckbelastung nahezu identisch, Bild 25. Nach anschließender Temperaturerhöhung sind die Spannungsverteilungen als Folge der Anisotropie jedoch unterschiedlich, obwohl der thermische Ausdehnungskoeffizient in beiden Berechnungen als identisch angenommen wurde.

Tabelle 12: Spannungswerte am Innenrand des Liners und des Jackets nach überlagerter Innendruck- und Temperaturbelastung

		Innenrand des Liners	Innenrand des Jackets
<b>Reiner Metallrohr (Referenz)</b>	Vergleichsspannung	150 MPa	
	Umfangsspannung	144 MPa	
<b>CR_90 mit Modell A (isotrop)</b>	Vergleichsspannung	73 MPa	158 MPa
	Umfangsspannung	-1 MPa	145 MPa
<b>CR_90 mit Modell B (anisotrop)</b>	Vergleichsspannung	69 MPa	131 MPa
	Umfangsspannung	33 MPa	123 MPa

Im Vergleich mit den abgelesenen Spannungswerten in Modell A aus Bild 26 und Tabelle 12, sind die Umfangsspannung im Liner in Modell B größer und die Umfangsspannung im Jacket kleiner. Die Axialspannungen berechnen sich in Modell B mit höheren Beträgen im Liner und entsprechend mit niedrigeren Beträgen im Jacket. Die Verteilung der Radialspannung bleibt nahezu gleich. In beiden Modellierungen liegen die maximalen resultierenden Spannungen im Jacket jeweils auf dem Innenrand des Jackets in Umfangsrichtung. Dies bewirkt, dass die Keramikfasern im Versagensfall voraussichtlich von Innen nach Außen brechen werden, falls lokal die Zugfestigkeit des Keramikverbundes überschritten wird. Die berechneten Spannungswerte in Tabelle 12 zeigen, dass durch die Umwicklung im Wanddickenverhältnis von 1:1 im Vergleich zum Metallinnenrohr, die Spannungen im Metallinnenrohr, insbesondere die überwiegende Umfangsspannung, deutlich abgemindert werden können. Nach Aufbringung der Belastung wird der anschließende spannungs- und zeitabhängige Kriechprozess im Stahl mit dem modifizierten Graham-Walles-Kriechgesetz modelliert.

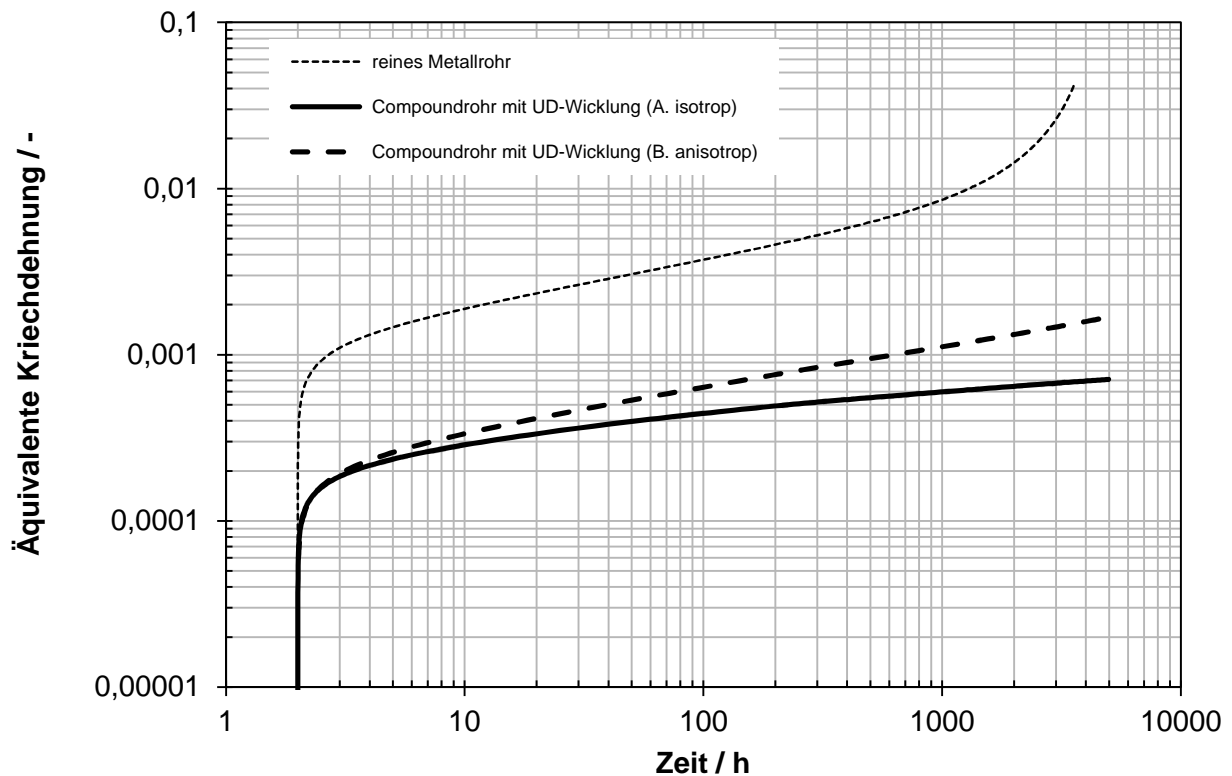


Bild 27: Vergleich der Dehnungsverläufe am Innenrand des Metallrohrs

Die Ergebnisse der zeitlichen Verläufe der berechneten äquivalenten Kriechdehnung am Innenrand des Metallliners für umwickelte Rohre mit den zwei hier verwendeten Modellen und für das reine Metallrohr sind im Bild 27 dargestellt. Verglichen mit der Dehnungskurve für den Referenzliner ohne Jacket, weisen die beiden Kurven für das Compoundrohr den Effekt des Fasermantels nach bzw. bestätigen das Konzept des Compoundrohres. Beide Modellierungen, also auch die Modelle mit verfeinerter Modellierung, weisen nach, dass eine wesentliche Verlängerung der Lebensdauer von umwickelten Stahlrohren durch das unterbundene Kriechverhalten möglich sein kann.

Mit Hilfe dieser verfeinerten Modellierung unter Berücksichtigung der Anisotropie können Verbundrohre mit Gewebearmierungen mit variierten Faserorientierungen ebenfalls simuliert werden. Neben der 90° unidirektionalen Umwicklung wurden Compoundrohre mit Umwicklungen aus 0°/90°-Gewebe und 45°/-45°-Gewebe modelliert.

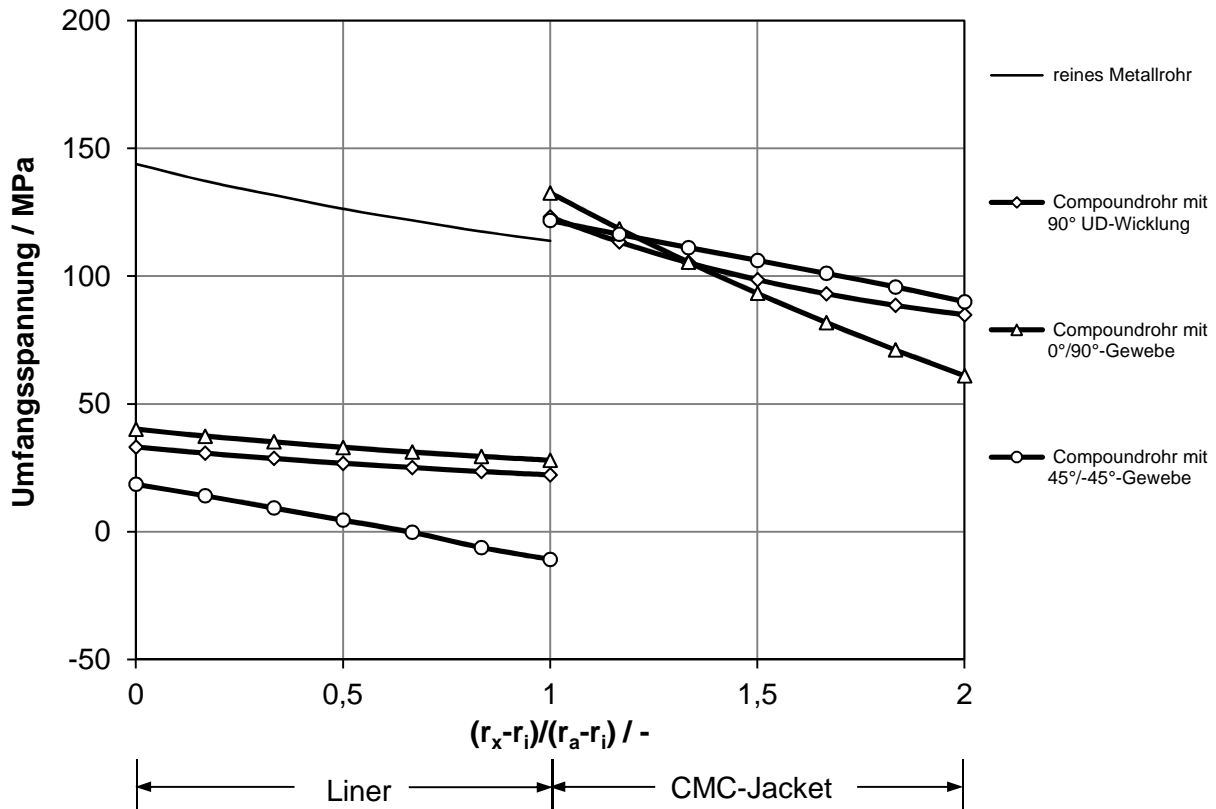


Bild 28: Berechnete Belastungssituationen in Compoundrohren mit unterschiedlichen Umwicklungsarten

Die Ergebnisse der berechneten Spannungssituationen unter überlagerten Druck- und Temperaturbeanspruchungen werden in Bild 28 gegenübergestellt. Die dargestellten Belastungssituationen in Bezug auf die Umfangsspannungen in unterschiedlich umwickelten Stahlrohren zeigen, dass beide unidirektionale Wicklungen und Wicklungen aus Gewebe mit bevorzugter Faserorientierung dazu führen können, dass sich die Beanspruchungen, die ansonsten zu 100 % das Referenzstahlrohr belasten, zum großen Teil auf den keramischen Fasermantel verlagert haben. Um möglichst die optimale Wicklung auszuwählen, können die jeweiligen mechanischen Eigenschaften der Wicklungen mit Hilfe der experimentellen Laborversuche im Umkehrschluss ermittelt werden, insbesondere kann die Zugfestigkeit in der bevorzugten Faserorientierung daraus berechnet werden.

Im Vergleich zu der vereinfachten Modellierung mit Annahme eines isotropen Kontinuums ermöglicht diese verfeinerte Modellierung mit Berücksichtigung der Anisotropie die Simulation des Fasermantels mit verschiedenen Wicklungsvarianten. Dafür werden in ABAQUS mehrere unabhängige Eingabemöglichkeiten für die Kennwerte, wie z.B. die unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften parallel und senkrecht zur Faserrichtung, bereitgestellt, die verwendet werden können, sofern zuverlässige Kennwerte verfügbar sind. Die für die

Berechnung benötigten Kenndaten selbst sind jedoch nicht direkt bekannt bzw. nur innerhalb einer Bandbreite ermittelbar, da von den Herstellern des Fasermantels nur handgefertigte Proben untersucht wurden. Die realen anisotropen Charakteristiken eines Faserverbundwerkstoffs, insbesondere für extrem hohe Temperaturen, sind prinzipiell statistischen Einflüssen unterworfen und können deshalb als Rechenwert nur mit einer Vielzahl von Berechnungen und Variation innerhalb einer Bandbreite berücksichtigt werden.

Neben den zwei erwähnten Modellen wurde ein weiteres nochmals detaillierteres Modell, Modell C, verwendet, mit dem die Eigenschaften der Fasern und der Matrix getrennt berücksichtigt und Faserorientierungen ebenfalls implementiert werden können. In dieser Modellierung werden die Matrix im Jacket durch „solid“-Elemente mit Isotropie und die Fasern im Jacket als mehrlagige „rebar layers“ mit Anisotropie durch „surface“ Elemente abgebildet [35]. Die beiden Modellierungsbereiche werden durch „rebar layers in solid continuum“ miteinander kombiniert, Bild 29.

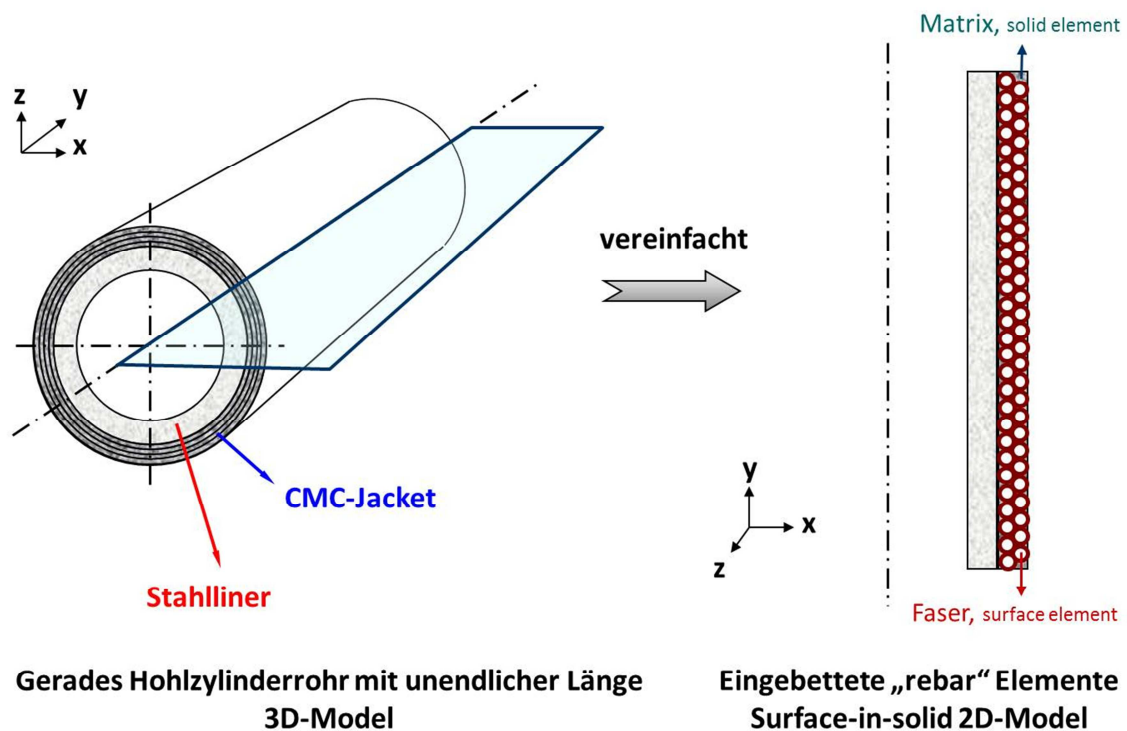


Bild 29: Schematische Darstellung der detaillierten Modellierung

Dabei wird angenommen, dass im Jacket entlang der radialen Richtung insgesamt vier Faserschichten in das Matrixmaterial eingebettet sind. Jede Faserschicht kann prinzipiell eine eigene Faserorientierung aufweisen. Das Schichtdickenverhältnis von Liner- zu Jacket-

Gesamtdicke bleibt bei 1:1. Für das Jacket können einige spezifische Parameter, z.B. Querschnittsfläche der einzelnen Fasern, Faserorientierung in jeder Faserebene und Abstand zwischen zwei Faserebenen, in ABAQUS abgebildet werden. Bei dieser Modellierung werden jedoch weder Porosität noch Interfaces zwischen Faser und Matrix berücksichtigt, durch die die Eigenschaften des Faserverbundes in der Praxis stark beeinflusst werden können.

Tabelle 13: Kenndaten für Faser und Matrix in der detaillierten Modellierung

Eigenschaften	Fasermantel (Jacket)	
	Faser	Matrix
<b>Elastizitätsmodul</b>	20 GPa (// Faserrichtung)	10 GPa
<b>Zugfestigkeit</b>	$\geq 2000$ GPa	
<b>Thermischer Ausdehnungskoeffizient (CTE)</b>	$9 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$	$9 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$

Bei Verwendung der jeweiligen Kenndaten für Faser und Matrix in Tabelle 13 für die Berechnungen mit Modell C ergeben sich nach überlagerter Innendruck- und Temperaturbelastung die in Bild 30 gezeigten Belastungssituationen jeweils für Liner und Faser-Matrix im Jacket.

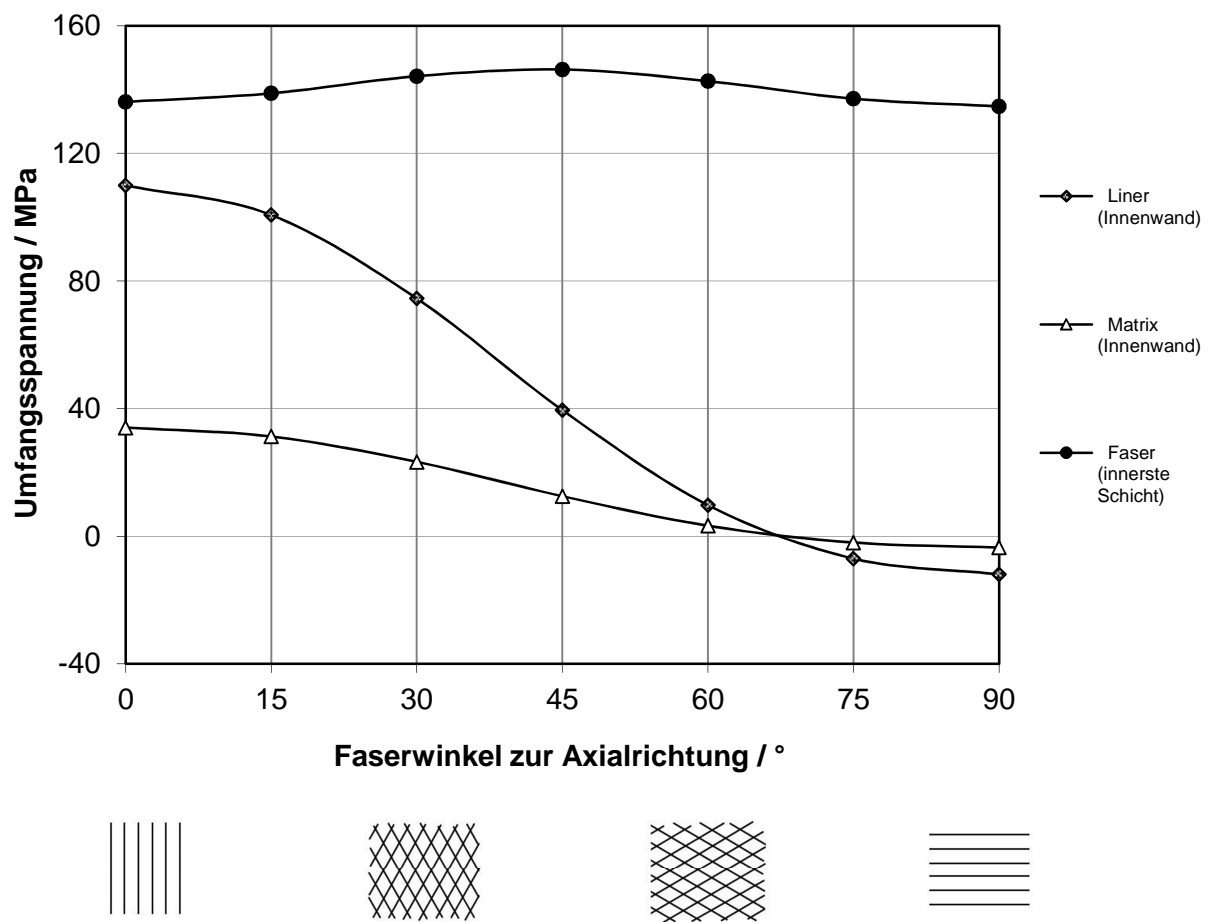


Bild 30: Einfluss der Faserorientierung auf die Umfangsspannung

Die drei Kurvenverläufe in dem Diagramm stellen die Umfangsspannungswerte jeweils an der Innenwand des Liners, an der Innenwand der Matrix und in der innersten Faserschicht in Abhängigkeit des Faserwinkels im Jacket dar. Der Faserwinkel wird als der Winkel zwischen Faserorientierung und Axialrichtung des Rohres definiert. Beträgt der Faserwinkel z.B. 90°, werden die Fasern entlang der Umfangsrichtung gewickelt. Die berechneten Ergebnisse zeigen, dass die direkte Belastung der Fasern nur wenig vom Faserwinkel abhängt, während die Belastung der Matrix davon abhängt. Die Umfangsspannungen im Matrixmaterial und im Liner nehmen beide mit zunehmendem Faserwinkel von 0° auf 90° ab. Die Umfangsspannung im Liner kann also über die Anhebung des Faseranteils in Umfangsrichtung reduziert werden. Da die Umfangsspannung im Liner nicht in den Druckbereich umgewandelt werden muss, liegt demnach der optimale Faserwinkel zur Axialrichtung basierend auf diesen Rechenergebnissen zwischen 60° und 90°. Wenn die Eigenschaften und die Wandstärke des Faser-Matrix-Systems

geändert werden, müssen FE Berechnungen mit neuen Kenndaten durchgeführt und der optimale Faserwinkel erneut ermittelt werden.

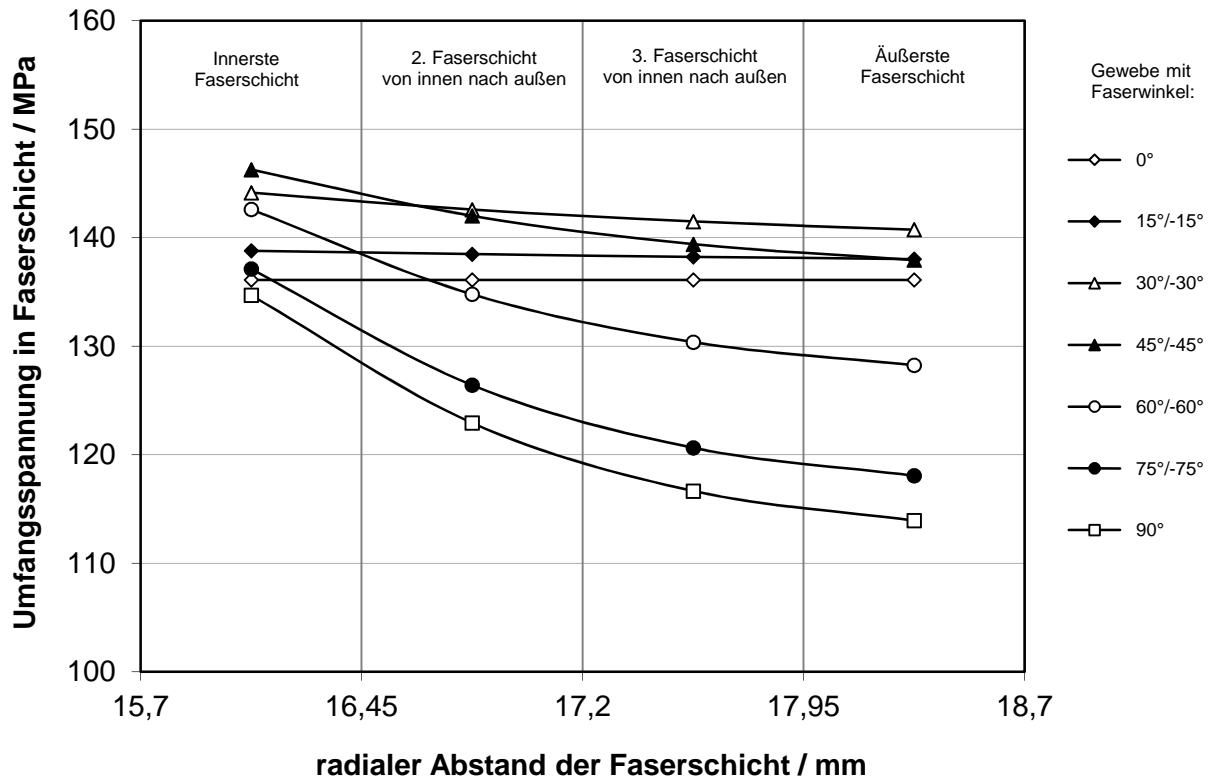


Bild 31: Abhängigkeit der Umfangsspannung in allen Faserschichten des Gewebes vom variierten Faserwinkel

Außerdem wurden die Spannungen in allen modellierten Faserebenen mit variiertem Faserwinkel ausgewertet, Bild 31. Mit zunehmendem Faserwinkel von  $0^\circ$  bis  $90^\circ$  erhöht sich der Spannungsgradient zwischen innerster und äußerster Faserschicht. Bei allen Fällen liegt die höchste Belastung immer auf der innersten Faserschicht. Dieses Phänomen steht mit den berechneten Ergebnissen aus Modell A und Modell B in Übereinstimmung. Demnach ergibt sich auch hier, dass im Fasermantel im Versagensfall die Rissausbreitung voraussichtlich von innen nach außen verlaufen wird, sofern die Zugfestigkeit des Keramikverbundes überschritten wird. Für die Fertigung der Wicklungen ergibt sich hier die Möglichkeit der Variation der Faservorspannungen, um diesem Spannungszustand entgegen zu wirken. Fertigungsbedingt wird die Faservorspannung durch die ursprünglich polymere Matrixeigenschaft anteilig abgebaut bzw. vergleichmäßigt.

Im Vergleich zu den Simulationen mit den Modellen A und B, bei denen das Faser-Matrix-System als ein gesamtes System betrachtet wird, werden in dieser Modellierung die

---

Eigenschaften der Fasern und der Matrices getrennt definiert. Die Faserorientierung wird dabei zusätzlich berücksichtigt. Aus einer Anzahl dieser Berechnungen lässt sich der optimale Faserwinkel abschätzen. Prinzipielle Unsicherheiten bleiben jedoch erhalten, da nicht alle Einflussparameter simuliert werden können, wie z.B. die anisotrope Porosität, der Anteil der Faserbrüche nach einer Vor-Ort aufgebrauchten Umwicklung und anschließender Wärmebehandlung, die für den Keramisierungsprozess notwendig ist, sowie das Interface zwischen Faser und Matrixmaterialien.

Dennoch kann man feststellen, dass die drei hier angewendeten Modellierungsmethoden zusammen den theoretischen Nachweis für die technische Wirksamkeit des neuen Konzeptes des Compoundrohres aus metallischem Liner und keramischem faserverstärktem Jacket erbracht haben.

In den weiteren Schritten werden die Ergebnisse der durchgeführten Finite-Elemente Rechnungen mit Ergebnissen der Laborversuche verglichen und nach erfolgreicher Verifizierung für die Modellierungen von Rohren mit realen Dimensionen eingesetzt.

## 6 Experimentelle Untersuchungen

### 6.1 Zeitstandversuche mit Stahlproben unter mehrachsigen Beanspruchungen

#### 6.1.1 Herstellung der Stahlproben

Die Laborprüfkörper aus dem Stahl T24 wurden entsprechend Bild 32 hergestellt. Die Hohlzylinder aus T24 wurden innen mit gehonter Oberfläche gefertigt. Mittels Anschweißenden wurden die eingeholten Rohrstücke, innen mit Füllkörper, verschlossen.

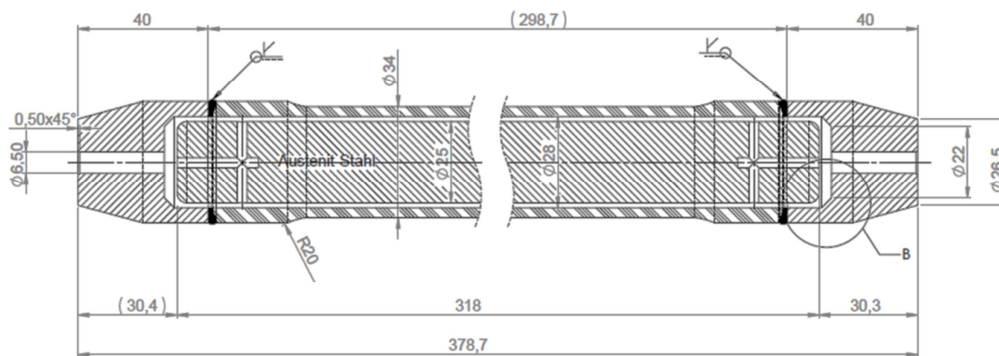


Bild 32: Fertigungsskizze für Laborprüfkörper

Die insgesamt 12 Laborprüfkörper für die vorgesehenen Kurzzeitstandversuche im Labor wurden aus Kesselrohren  $\varnothing 38 \times 6,3$  aus dem Stahl T24 gefertigt. Die Hohlzylinder wurden mit gleicher Probengeometrie hergestellt.

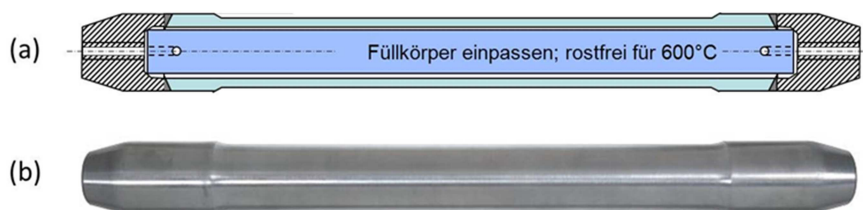


Bild 33: (a) Skizze der Probengeometrie vor der Herstellung; (b) angefertigte Grundrohre (Liner Nr. 1-12) mit 34 mm Außendurchmesser und einer Wanddicke von 3,0 mm in Probenmitte

In jedem Hohlzylinder wurde ein eingepasster Füllkörper aus rostfreiem Stahl eingelegt, damit das druckbelastete Luftvolumen für den geplanten Innendruck aus Sicherheitsgründen gering

ist. Nach präziser Bearbeitung der Außen- und Innenoberfläche wurde der Hohlzylinder mit zwei Anschweißenden nach dem Zentrieren verschlossen. Zum Schluss wurden beide Probeenden angefast. Alle Liner Nr. 1 bis 12 haben einen Außendurchmesser von 34 mm und in der Probenmitte eine Wanddicke von 3,0 mm.

### 6.1.2 Prüfung der Stahlproben

Als Referenz für die Innendruckversuche mit Faserummantelung wurden auch Innendruckversuche an Hohlzylinderproben aus T24 ohne Ummantelung durchgeführt. Diese Proben, Liner 4 und 9, wurden einer Innendruckbelastung bei 600°C ausgesetzt. Die geplante Versagenszeit wurde mit rd. 1000 h vorgegeben, damit sollte erreicht werden, dass sich ein ausgeprägtes Kriechverhalten mit großen plastischen Verformungen einstellt.

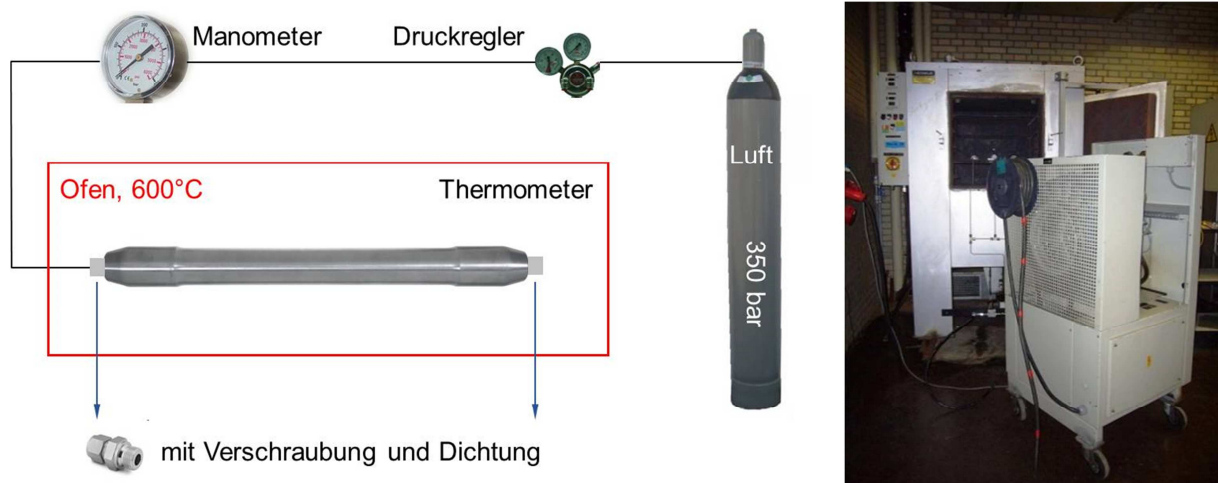


Bild 34: Aufbau der Zeitstandversuche mit Innendruckbelastung

Die Proben befanden sich in einem geschlossenen Ofen und waren mit einem Manometer und einem Druckregler verbunden, Bild 34. In diesem Ofen wurde die Temperatur mit niedriger Aufheizgeschwindigkeit innerhalb von ca. 10 h auf 600°C erhöht und so geregelt gehalten, dass die Temperatur von 600°C mit  $\pm 2$  °C jeweils über die gesamte Versuchsdauer konstant blieb.

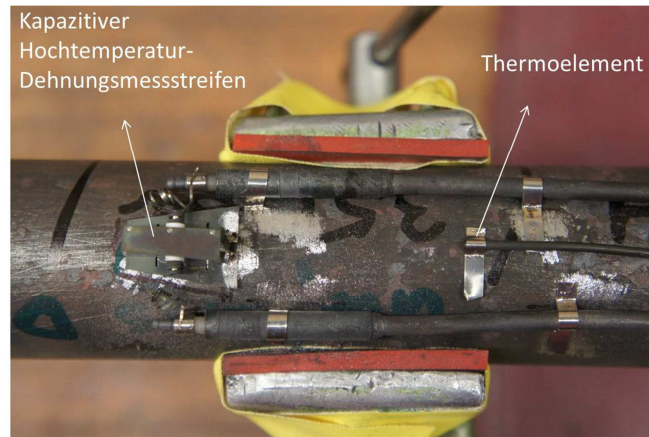


Bild 35: Liner 4 mit instrumentiertem kapazitivem Dehnungsmessstreifen und Thermoelement

An jedem Prüfkörper wurde ein Thermoelement installiert, um die lokale Temperatur zu überwachen, Bild 35. Da bei innendruckbeanspruchten Rohren das Maximum der Belastung in der Umfangsspannung liegt, wird typischerweise die Kriechdehnung in der Umfangsrichtung mit höchster Messgenauigkeit gemessen. Die kontinuierliche Messung der Umfangsdehnung erfolgte mit Hilfe der kapazitiven Dehnungsmessstreifen, die speziell für Hochtemperatur geeignet sind.



Bild 36: Liner 4 versagte nach 474 h unter dem Innendruck von 350 bar bei 600°C (beim Liner 9 nach 907 h)

Die Belastung zur Beurteilung der sich einstellenden Kriechverformung wurde beim ersten Versuchskörper (Liner 4) stufenweise aufgebracht. Nach 362 h unter 230 bar, 1127,5 h unter 255 bar und anschließenden 474 h unter 350 bar hat Liner 4 bei 600°C in Probenmitte in Umfangsrichtung mit einem Längsriss versagt, Bild 36. Mit diesem Ergebnis wurde der Innendruck auf den Wert 350 bar für die nachfolgend untersuchten Liner ohne und mit Wicklungen festgelegt. Bei diesen Hohlzylindern mit  $\varnothing 34 \times 3,0$  ergibt sich unter 350 bar an der Rohrwand die analytische Vergleichsspannung nach von Mises mit 188 MPa und die maximale Umfangsspannung mit 183 MPa. Das Grundrohr, Liner 9, wurde direkt nach der Aufheizung auf 600°C mit dem Innendruck von 350 bar belastet. Der Liner hat dabei bis zum

Versagen eine Versuchsdauer von 907 h ertragen. Er stellt damit die Referenz für die späteren Versuche mit faserummantelten Hohlzylindern dar, die unter der gleichen Innendruckbeanspruchung geprüft wurden.

Die Messergebnisse der Kriechdehnung in Umfangsrichtung bei 600°C an den Linern 4 und 9, die mit Hilfe der HT-DMS kontinuierlich gemessen wurden, sind in den Bildern 37 und 38 dargestellt. Zusätzlich wurden die plastischen Dehnungen der Liner mittels direkter Messverfahren bei Raumtemperatur gemessen, wofür die Proben jeweils nach den einzelnen Prüfzyklen ausgebaut werden mussten.

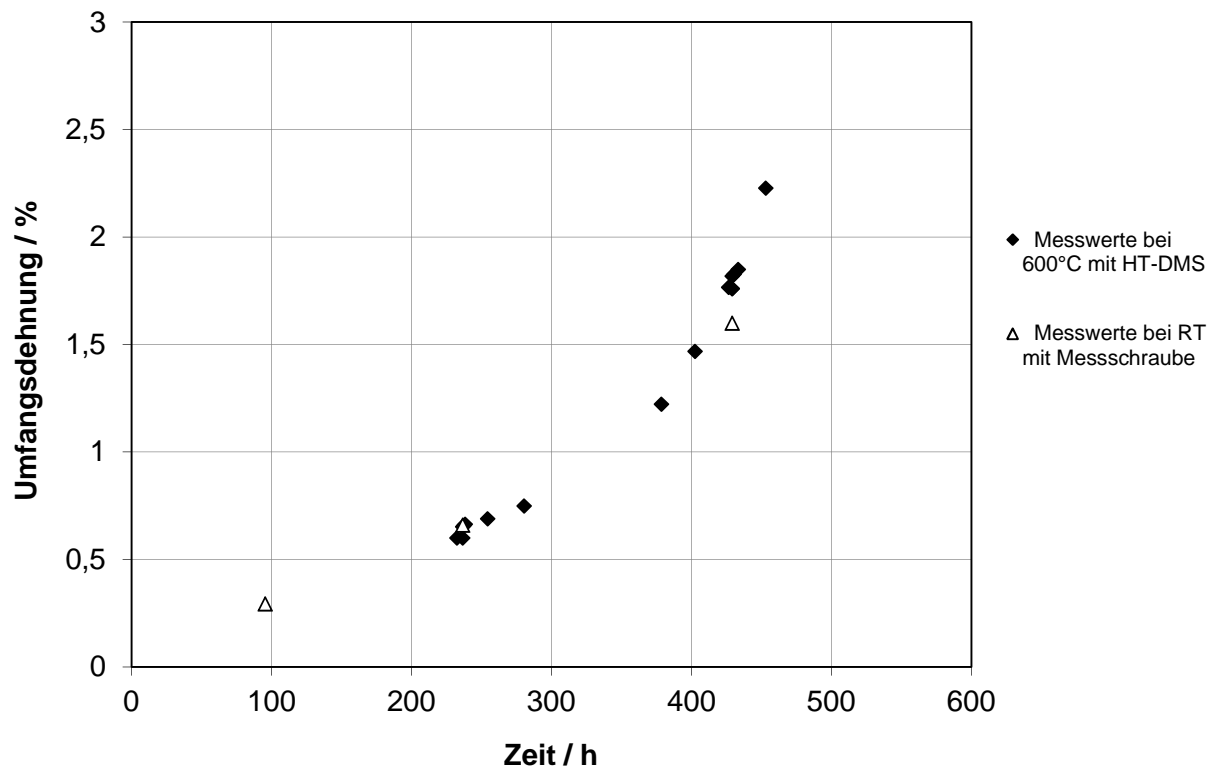


Bild 37: Gemessene Umfangsdehnungen des Liners 4 (Grundrohr)

Wie Bild 37 zeigt, stimmen die Ergebnisse der plastischen Dehnung aus dem direkten Messverfahren und aus dem kapazitiven Dehnungsmessverfahren gut überein.

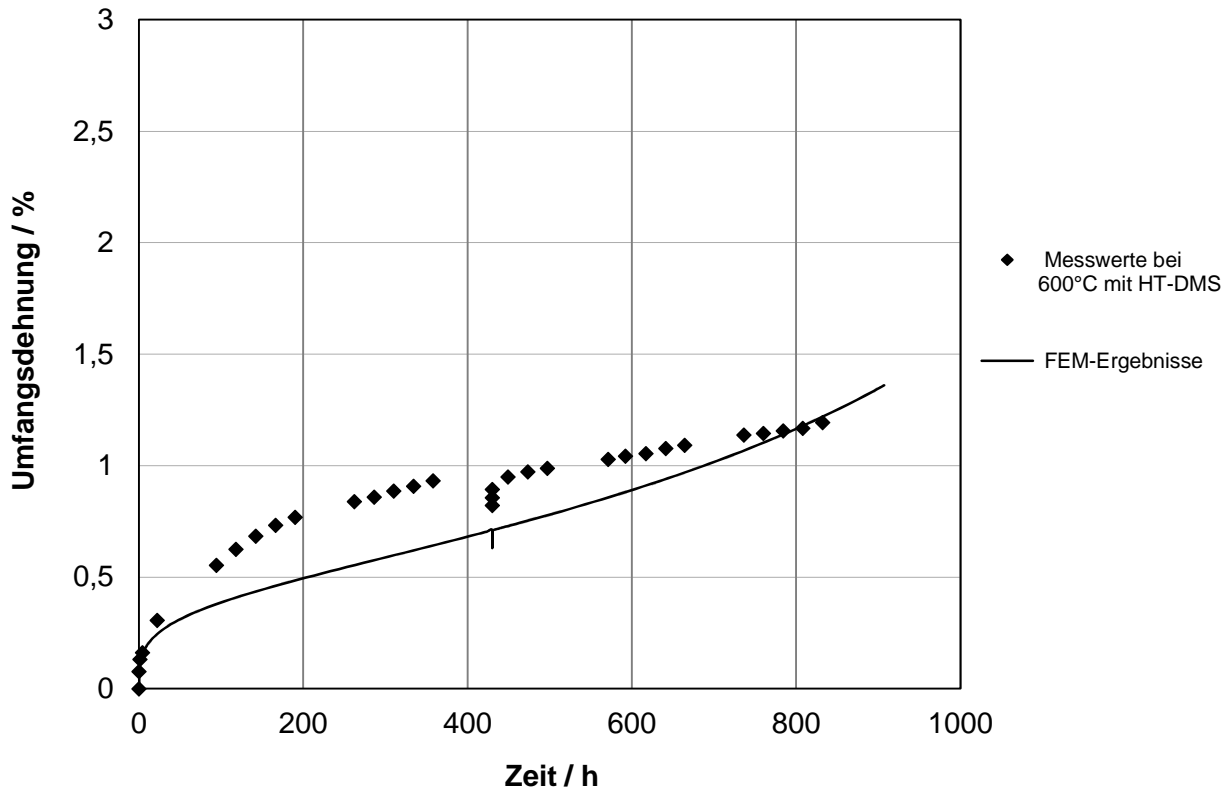


Bild 38: Gemessene und simulierte Umfangsdehnungen des Liners 9 (Grundrohr)

Die mittels HT-DMS ermittelten Umfangsdehnungen von Liner 9 in Bild 38 setzen sich aus der elastischen Dehnung, die unmittelbar nach Aufbringung der Innendruckbelastung erzeugt wird, und der zeitabhängigen Kriechdehnung zusammen. Die numerisch berechneten Dehnungen unter Verwendung des Kriechgesetzes mit den aus den einachsigen Zeitstandversuchen ermittelten Parametern, werden vergleichend als Kurve in Bild 38 dargestellt. Unter Berücksichtigung der Messgenauigkeiten und des Streubandes der Kriechkurve stimmen die experimentellen und die numerischen Ergebnisse ausreichend gut überein.

Tabelle 14: Bleibende Verformung des Liners 9

Prüfzeit [h]	Länge [mm]	Längsdehnung [%]	Durchmesser [mm]	Umfangsdehnung [%]
0	392,25	0	33,97	0
907	391,90	-0,09	34,67	2,05

Auch beim Liner 9 wurde mittels direkter Messverfahren die bleibenden Längs- und Umfangsdehnungen ermittelt, siehe Tabelle 14. Die bleibende Umfangsspannung ergibt sich aus der

Änderung des Außendurchmessers im intakten, nicht geborstenen Bereich. Der Vergleich der Ergebnisse der Zeitstandversuche an Liner 4 und 9 zeigt, dass die Dehnung kurz vor dem Versagen in Umfangsrichtung bei den metallischen Grundrohren ca. 2 % erreicht, wenn die Vergleichsspannung 188 MPa beträgt.

## 6.2 Zeitstandversuche mit Compoundproben unter mehrachsigen Beanspruchungen

### 6.2.1 Herstellung der Compoundproben

Außer den beiden Referenzrohrproben (Liner 4 und 9) ohne Fasermantel/Umwicklung, wurden alle anderen 10 Grundrohre bei der SKT und dem HTL-ISC umwickelt und anschließend für die Zeitstandversuche bereitgestellt.



Bild 39: (a) Referenzrohr ohne Umwicklung; (b) Verbundrohr mit vom SKT gewickelter unidirektionaler Wicklung; (c) Verbundrohr mit vom ISC gewickelter unidirektionaler Wicklung; (d) Verbundrohr mit vom ISC gewickelter Gewebe-Wicklung

Wie in Bild 39 dargestellt und in Tabelle 15 zusammengefasst, wurden die Proben mit unterschiedlichen Umwicklungen, einschließlich verschiedener Faser-Matrix-Systeme, Wicklungstyp und Wicklungsdicke, versehen.

Tabelle 15: Informationen über alle in Zeitstandversuchen geprüften Hohlzylinderprüfkörper

Probe- nummer	Außen- durchmesser [mm]	Wanddicke des Liners [mm]	Wanddicke der Wicklung [mm]	Prüf- temperatur [°C]	Prüf- innendruck [bar]	Status am 06.12.2012
1 (SKT)	34	3,0	UD 2,8	600	350 mit Luft	2274 h, Ende
2 (SKT)			UD 2,6			1682 h, Ende
3 (ISC)			UD 1,0			214 h, Ende
4			-			474 h, Ende
5 (SKT)			UD 3,0			43 h, Ende
6 (ISC)			UD 3,0			3655 h, Ende
7 (SKT)			UD 2,9			5187 h, Ende
8 (SKT)			UD 3,0			5744 h, Ende
9			-			907 h, Ende
10 (SKT)			UD 3,1			1766 h, Ende
11 (ISC)			UD 2,8			3318 h, Ende
12 (ISC)			Gewebe 2,2			1343 h, Ende

Zwei Wicklungstypen sind vorhanden: unidirektionale Wicklungen entlang der Umfangsrichtung (UD-Wicklungen; Bild 39b, 39c) und Wicklungen aus 0°/90°-Gewebestruktur (Bild 39d). Insgesamt wurden 9 Liner mit UD-Wicklungen und 1 Liner mit Gewebestrukturen umwickelt:

- Die von Fa. SKT gefertigten und bereitgestellten Umwicklungen der Liner 1, 2, 5, 7, 8, 10 wurden mit einer unidirektionalen Umwicklung aus Nextel™ 610-Fasern in Umfangsrichtung und einer Matrix mit der Firmenbezeichnung RD-017 der Fa. Starfire hergestellt und bei 750°C pyrolysiert. Die Schichtdicken der UD-Wicklungen betragen jeweils 2,8 mm, 2,6 mm, 3,0 mm, 2,9 mm, 3,0 mm und 3,1 mm. Dazwischen wurden zwei Proben (mit Bezeichnung 5 und 10) mit metallischen Grundrohren untersucht, deren Kriecheigenschaften mit speziellen Wärmebehandlungen geändert wurden. Diese werden separat diskutiert.
- Die vom HTL-ISC bereitgestellte Umwicklung des Liners 3 wurde mit Nextel™ 610-Fasern bei einem Wickelwinkel von  $\pm 55^\circ$  zur Axialrichtung sowie mit einer Matrix der Bezeichnung H62C+hex-BN die mit einer Gesamtdicke von 1 mm ausgeführt und bei 700°C 2 h gegläht. Die ISC-Umwicklungen für Liner 6 und 11 waren mit den gleichen

Faser-Matrix-Systemen in unidirektionaler Umfangsrichtung angefertigt und bei 730°C pyrolysiert.

- Liner 12 wurde beim HTL-ISC mit Gewebe aus Nextel™ 610-Fasern und Matrix H62C+hex-BN in 0°/90°-Richtungen mit einer Gesamtdicke von 2,2 mm umwickelt.

Es wurden insgesamt an 10 umwickelten Verbundrohren Zeitstandversuche mit Innendruck bis zum Faserbruch oder bis zur Undichtigkeit des Stahlliners durchgeführt. Die Prüftemperatur war bei allen Proben 600°C und der Innendruck wurde mit 350 bar konstant gehalten. Verglichen wurden die Ergebnisse der Zeitstandversuche der unterschiedlich umwickelten Verbundproben mit den nicht umwickelten Referenzproben.

### 6.2.2 Prüfung der Compoundproben

Unter der vorgegebenen Innendruckbeanspruchung bei 600°C versagten alle umwickelten Compound-Proben nach unterschiedlichen Prüfzeiten. Es ist davon auszugehen, dass vor der Prüfung bereits lokale Faserbrüche im Faserverbund vorhanden sind, die während der Handumwicklung und der anschließenden Wärmebehandlung entstehen. Wie in den numerischen Analysen vorausberechnet, breiten sich die Faserbrüche am Innenrand der Umwicklung startend nach außen aus, sobald die Zugfestigkeit des Faserverbundes dort erreicht wird. Nach dem Bruch der Fasern im mittleren Probenbereich in radialer Richtung, wird der darunterliegende Liner wesentlich höher belastet, und zwar mit Spannungen aus dem gesamten Innendruck. Dadurch versagt auch der Liner an dieser gut sichtbaren Stelle, wo die lokale Spannung am größten ist.

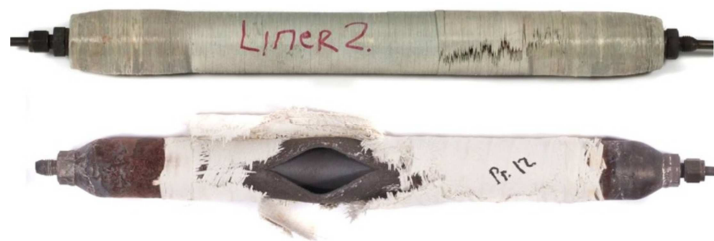


Bild 40: Bis zum Versagen geprüfte Prüfkörper mit UD- und Gewebe-Wicklungen

Wie in Bild 40 dargestellt, reißen die Fasern der UD-Wicklung in einem lokalen Bereich auf, wobei die Fasern neben der Bruchstelle unbeschädigt bleiben. In der Gewebe-Wicklung sind die Fasern auch in Längsrichtung des Zylinders entsprechend der Wicklungsquerrichtung gerissen.

Die Bruchlänge lässt sich also durch die Gewebe-Wicklung beeinflussen, da die Innendruckbeanspruchung teilweise auch in Axialanteile der Spannungen umgelagert wird.

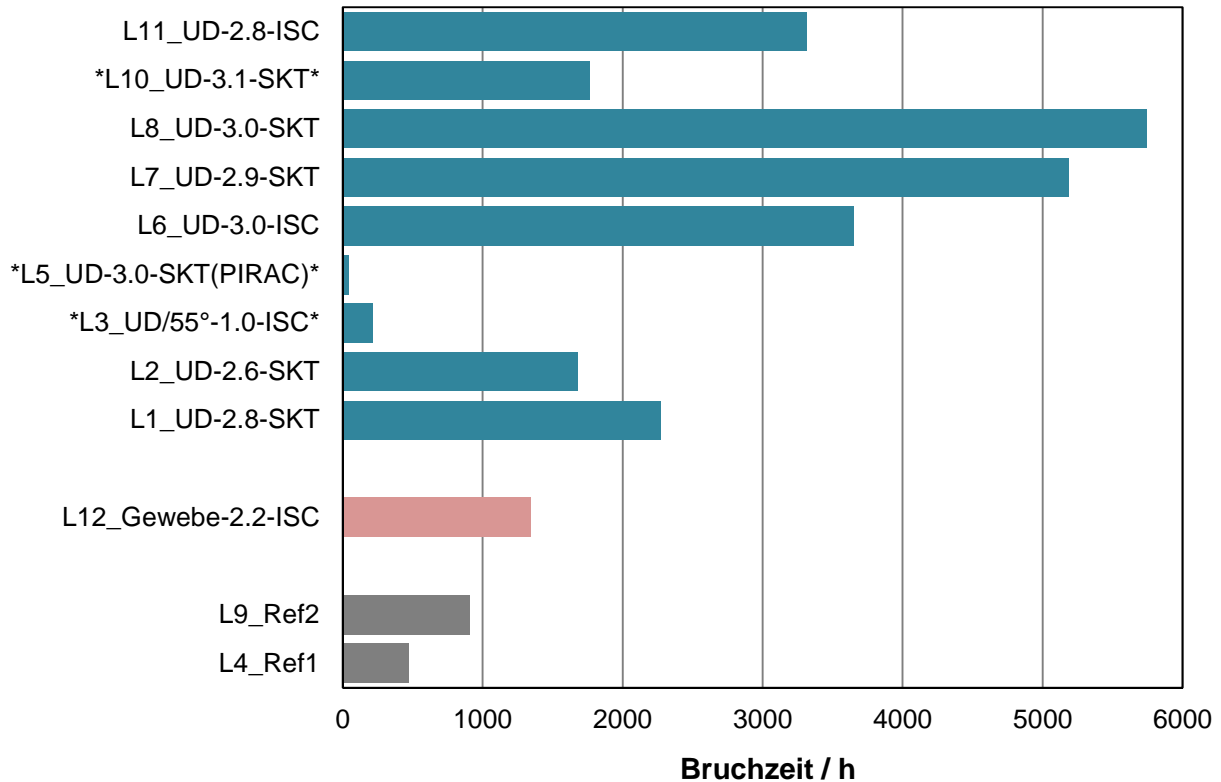


Bild 41: Versagenszeiten aller geprüften Liner mit oder ohne Jacket unter gleichem Innendruck von 350 bar bei 600°C; die umwickelten Proben sind mit „Nummer des Liners\_Wicklungstyp\_Wicklungsdicke\_und Name des Bewicklers“ bezeichnet

In Bild 41 sind die Prüfzeiten aller Laborprüfkörper bis zum Versagen, also bis zum Faserbruch oder bis zur Undichtigkeit des Liners dargestellt. Die Proben mit UD-Wicklungen, mit Gewebe-Wicklungen und die Referenzproben sind jeweils mit den Farbunterschieden der Farben blau, pink und grau gekennzeichnet. Mit Ausnahme der im Bild 41 mit \* gekennzeichneten Proben, entsprechend den Nummern 3, 5 und 10, die anschließend im Kapitel 6.3.2 diskutiert werden, zeigen die Ergebnisse, dass die Umwicklungen mit den ausgewählten keramischen Faserverbunden zu einer deutlichen Verlängerung der Probenlebensdauer geführt haben. Je nach Umwicklungsdicke waren die Prüfzeiten der Proben bis zum Versagen zwei- bis mehr als fünfmal länger im Vergleich zu den Referenzproben.

Vergleicht man die Ergebnisse aus Zeitstandversuchen von Proben mit unterschiedlichem Wicklungstyp, so zeigen die Prüfkörper mit unidirektionaler Faserumwicklung entlang der

Umfangsrichtung ein deutlich späteres Versagen als Prüfkörper mit Gewebeverstärkung in  $0^\circ/90^\circ$ -Richtungen.

Wie bei den numerischen Berechnungen dargestellt, liegt die dominierende Beanspruchung im Compoundrohr ebenso wie in einem metallischen Rohr, das durch Innendruck belastet wird, stets in Umfangsrichtung. Also hängt auch die Lebensdauer der ummantelten Rohre im Wesentlichen von der Menge der Keramikfasern in dieser Richtung ab, dies korrespondiert mit den experimentellen Ergebnissen.

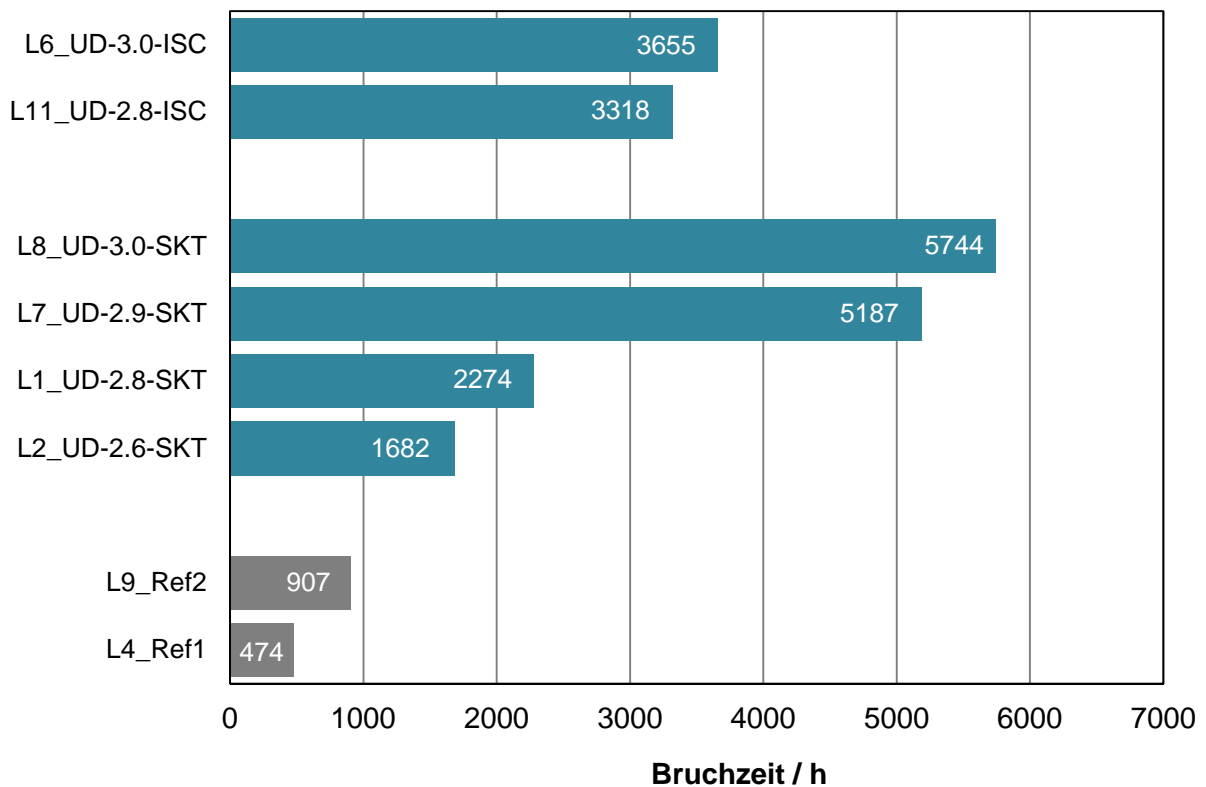


Bild 42: Versagenszeiten der Proben mit UD-Wicklungen

Die Ergebnisse der Zeitstandversuche an den Hohlzylindern mit UD-Wicklungen sind in Bild 42 dargestellt, um den Einfluss der Wicklungsdicke auf die Wirkung der UD-Wicklung zu erfassen. Der Vergleich der Prüfzeiten bis zum Versagen der vier von SKT UD-umwickelten Prüfkörper und der beiden vom HTL-ISC umwickelten mit der Referenz aus Stahl zeigt ausnahmslos, dass die Dicke der Umwicklung den wesentlichen Einfluss auf die Lebensdauer der Prüfkörper darstellt. Die Ergebnisse der durchgeführten numerischen Analysen in Bild 23 zeigen ebenfalls, dass mit zunehmender Dicke des Jackets die Umfangsspannung in dem metallischen Liner abnimmt, so dass das Kriechverhalten des Liners bei dickerer Wicklung stärker unterbunden

wird. Wie die Ergebnisse zeigen, ist in diesem Fall die unidirektionale Umwicklung in Umfangsrichtung mit gleicher Wandstärke wie der Liner (3,0 mm Wicklungsdicke beim Liner 8) in der Lage, die Lebensdauer der Rohre auf mehr als das Fünffache zu erhöhen.

### 6.2.3 Messverfahren zur Ermittlung der Verformung und Schädigung

In den Laborversuchen wurden sowohl bekannte als auch neu entwickelte Messverfahren verwendet, um das Kriechverhalten bzw. die sich entwickelnde Schädigung im zeitlichen Verlauf zu erfassen:

- Mittels direkter Messverfahren wurden die Zeitstandversuche bei Raumtemperatur ausgewertet. Die Probengeometrie wurde jeweils nach regelmäßigem Ausbau im Verlauf der gesamten Prüfzeit bis zum Versagen gemessen.
- Mittels Computertomografie (CT-Aufnahmen) in Bayreuth am HTL-ISC wurden die Querschnitte der Prüfkörper untersucht. Die Ergebnisse sowie Informationen über das Interface zwischen Liner und Jacket wurden dabei bei Raumtemperatur ermittelt.
- Auf einem metallischen Liner (Nr. 7) wurden zwei Bolzen in Probenmitte gegenüberliegend aufgeschweißt, an denen eine UD-Wicklung vorbeigeführt wurde. Eine Änderung des Außendurchmessers, die der Änderung des Abstandes zwischen den Bolzen entspricht, wurde mit Hilfe des kapazitiven Hochtemperatur-Dehnungsmessstreifen (HT-DMS) erfasst. Diese Methode ermöglichte eine kontinuierliche Dehnungsmessung bei 600°C und ist prinzipiell bei realen Bauteilen anwendbar.
- Mittels optischer Messtechnik „Aramis-System“ wurde zusätzlich der Verformungszustand der Probeoberfläche erfasst und mit Ergebnissen anderer Messverfahren verglichen.
- In einigen Prüfkörpern wurden Drähte aus einer weitgehend bei den Versuchstemperaturen kriechbeständigen Superlegierung mit in die Umwicklung aufgenommen, so dass dadurch ein überwachbares elektrisches Signal zur Verfügung stehen konnte. Auch dieses Verfahren ist prinzipiell bei realen Bauteilen anwendbar.

Jeder Prüfkörper wurde während der Zeitstandversuche mehrmals ausgebaut und der Außendurchmesser bei RT gemessen. Nach dem Druckabfall wurden Verformungen ggf. neben der Bruchstelle im intakten Bereich gemessen. Aus der Änderung des Außendurchmessers ergibt sich die Umfangsdehnung, die durch Kriechen des Liners entstanden ist.

Tabelle 16: Bleibende Umfangsdehnung

Probenummer	Bleibende Umfangsdehnung [%]
L4_Ref1	2,23
L9_Ref2	2,05
L1_UD-2.8-SKT	0,30
L2_UD-2.6-SKT	0,85
L3_UD/55°-1.0-SKT	0,99
L5_UD-3.0-SKT (PIRAC)	0,39
L6_UD-3.0-ISC	- 0,02
L7_UD-2.9-SKT	0,19
L8_UD-3.0-SKT	1,27
L10_UD-3.1-SKT	- 0,07
L11_UD-2.8-ISC	- 0,25
L12_Gewebe-2.2-ISC	-

Die ermittelten Bruchdehnungen dieser Proben zum Ende der Prüfzeit sind in Tabelle 16 zu sehen. Die rein metallischen Rohre hatten Bruchdehnungen von mehr als 2 % erreicht. Für die mit Fasern unidirektional umwickelten Proben wurden Bruchdehnungen meistens kleiner als 1 % ermittelt. Die mit Gewebe umwickelten Proben zeigten Dehnungen, die nach dem Bruch mit üblichen Messmethoden nicht mehr direkt auswertbar sind, da die verwendeten Gewebe entlang der Längsrichtung der Rohre durchgerissen sind, siehe Bild 40 unten.

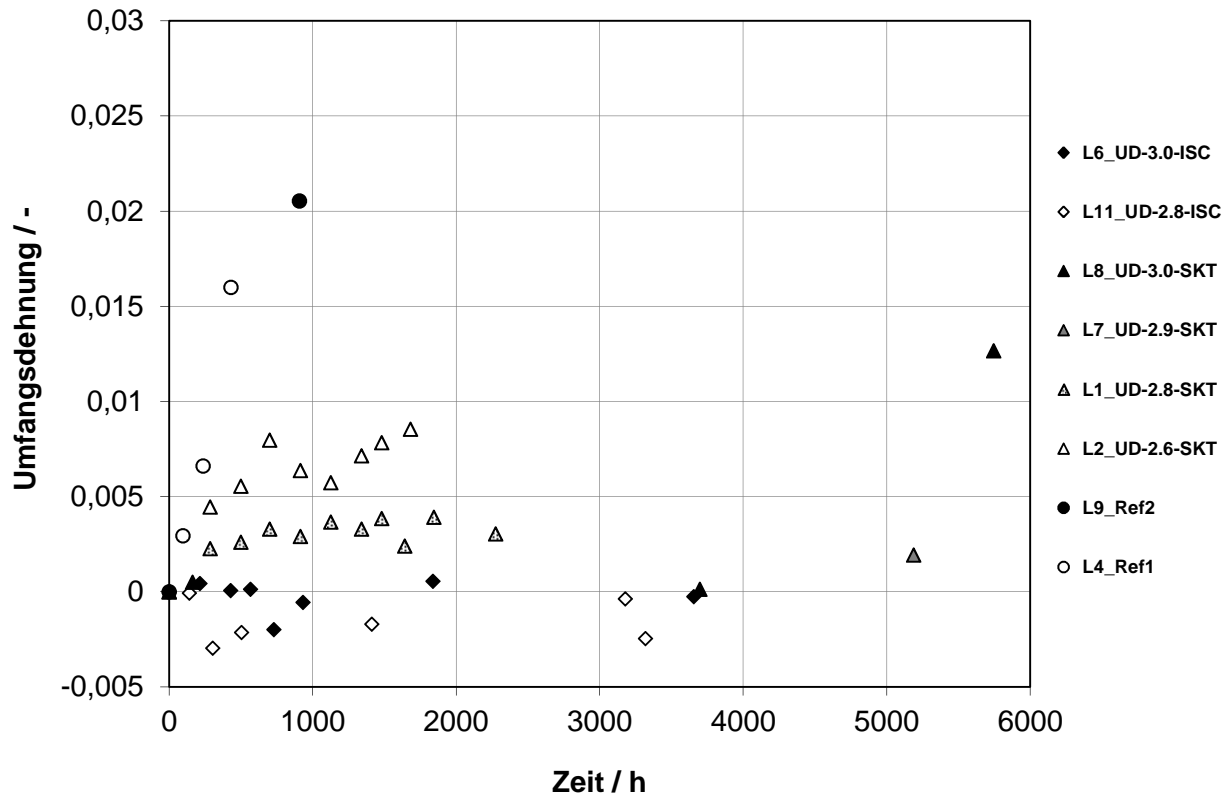


Bild 43: Mittels direkter Messverfahren bei RT gemessene Umfangsdehnungen an Verbundrohren

Die zeitlichen Dehnungsverläufe von den UD-umwickelten Proben und den nicht umwickelten Referenzproben sind in Bild 43 dargestellt. Die Ergebnisse der Dehnungsentwicklungen demonstrieren, dass das Kriechen der Stahlliner mit der unidirektionalen Faserummantelungen von beiden Faser-Matrix-Systemen also sowohl von SKT als auch vom HTL-ISC erfolgreich unterbunden werden kann.

Die direkte Messung der Verformung des Liners stellt eine Möglichkeit zur Ermittlung eines kritischen Dehngrenzwertes dar und ist für eine spätere Anwendung in der technischen Praxis von besonderem Interesse, da damit die beginnende Schädigung ermittelt werden kann.

Zusätzlich wurden die Proben vor und nach der Prüfung mittels Computertomografie in Bayreuth untersucht. Die im Querschnitt der Probe aufgenommenen CT-Bilder, entsprechend der Beispiele in Bild 44, geben Informationen über die Schichtdicke und die Struktur der Umwicklungen sowie z.B. über den ansonsten nicht zugänglichen Außendurchmesser der metallischen Liner.

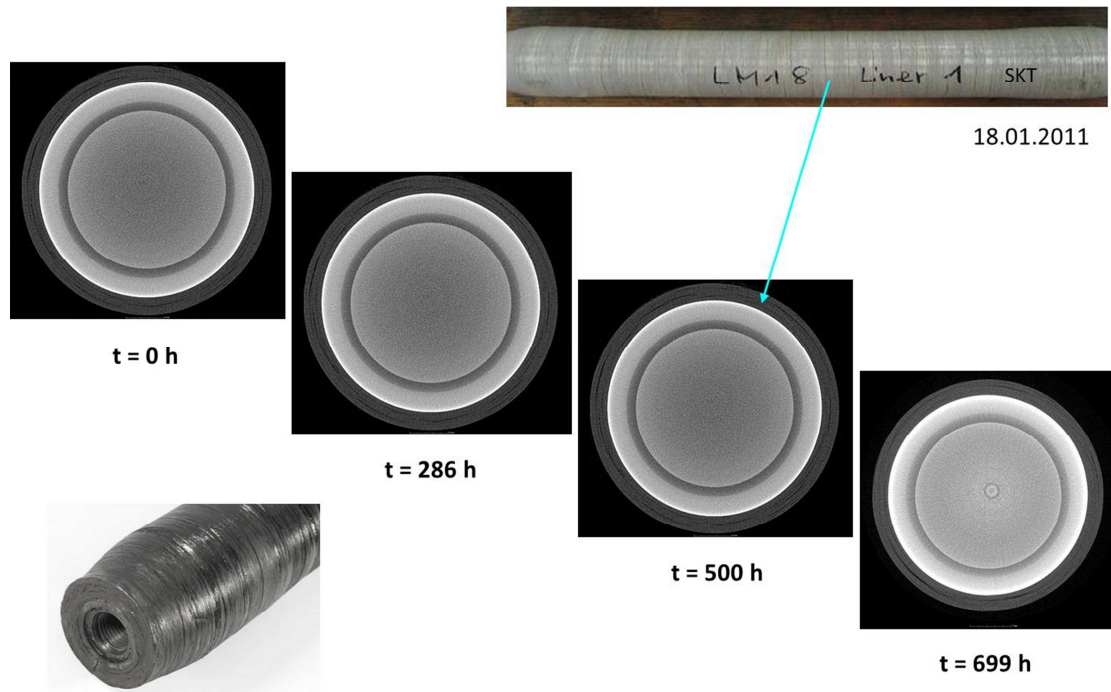


Bild 44: Aufgenommene CT-Bilder in Bayreuth

Für Verformungs-/Dehnungsmessungen ist aufgrund der optischen Auflösung im Kantenbereich eine Grenze gesetzt. Für geringe Verformungsbeträge ist die Auflösung im Allgemeinen nicht ausreichend, soweit keine anderen Messverfahren hinzugezogen werden. Mit den CT-Aufnahmen sind jedoch die Strukturen der Umwicklung, die Verformung des Liners und des Interfaces zwischen Liner und Jacket zu erkennen, somit sind Effekte wie lokale Faserbrüche im Jacket und Delaminationen am Interface oder Poreneinschlüsse beobachtbar [34]. Da die CT-Messungen nach jedem Probenausbau nicht an einer gleichen Messstelle durchgeführt werden konnten, hatten die daraus ermittelten Verformungen ziemlich stark gestreut und es konnte kein genauer Trend erkannt werden.

Die zwei genannten Dehnungsmessverfahren haben die Nachteile, dass die Messungen nur bei Raumtemperatur, also nach dem Ausbauen der Proben durchgeführt werden. Eine begrenzte Messgenauigkeit ist wegen der nicht ideal axialsymmetrischen und homogen verlaufenden Wicklungen nicht gänzlich zu vermeiden. Deshalb wurde zusätzlich versucht, das Messverfahren mit kapazitivem Dehnungsmessstreifen zu verwenden, um eine kontinuierliche Dehnungsmessung bei hohen Temperaturen zu ermöglichen.

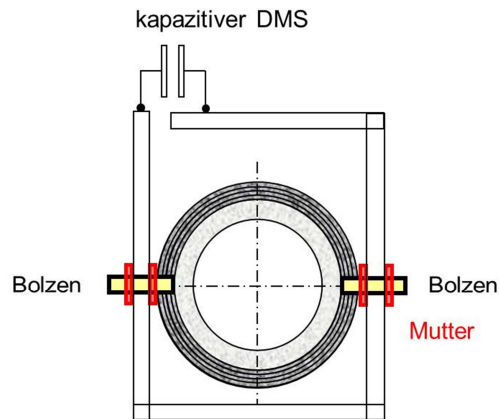


Bild 45: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus mit kapazitivem Dehnungsmessstreifen

Da der HT-Dehnungsmessstreifen nicht direkt auf der Keramikoberfläche installiert werden kann, wurde ein spezieller Probenaufbau getestet, Bild 45. Dabei waren auf einem der Liner, hier Nr. 7, zwei Bolzen in Probenmitte gegenüberliegend aufgeschweißt, an denen die UD-Wicklung um diese vorbeigeführt werden musste, was eine potenzielle Schwachstelle im Faserverbund darstellt. Eine Bügelkonstruktion aus mehreren Stahlteilen wurde hergestellt, um die Durchmesseränderung des Rohres und damit die Umfangsdehnung kontinuierlich über den außen aufgebrauchten HT-DMS zu erfassen.

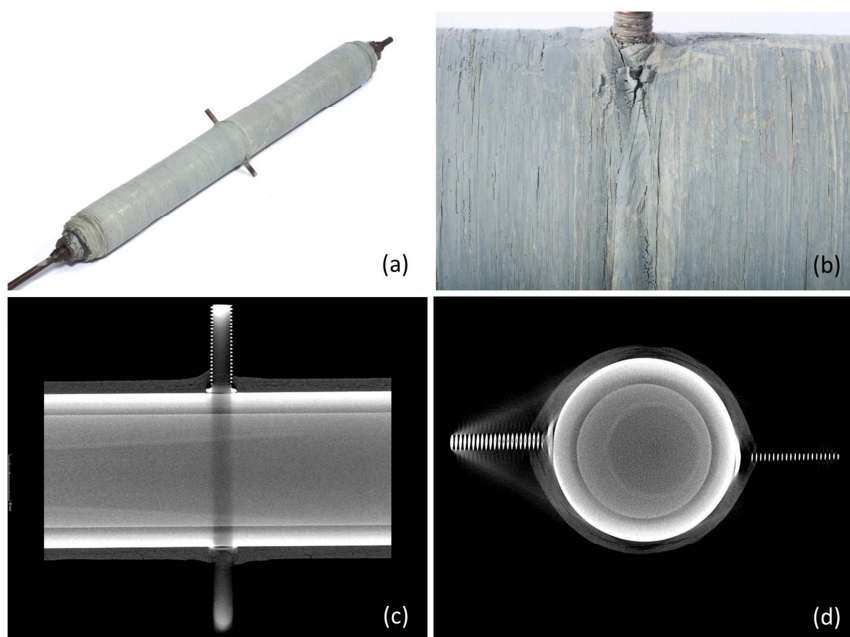


Bild 46: (a) Liner 7 mit zwei aufgeschweißten Bolzen und von SKT aufgebrachter UD-Wicklung; (b) gewickelte Nextel-Faser in der Nähe des Bolzens; (c) CT-Aufnahme des gewickelten Liners im Längsschnitt; (d) CT-Aufnahme im Querschnitt

Entsprechend der Skizze wurden die Bolzen auf Liner 7 an der MPA aufgeschweißt. Danach wurde der Liner bei SKT mit Nextelfasern unidirektional umwickelt. Um die Bolzen wurden dabei Fasern so gut wie möglich zusätzlich von Hand geführt, umwickelt. Der so angefertigte Prüfkörper, insbesondere der Bereich der Umwicklung mit den Bolzen, ist in den CT-Aufnahmen aus Bayreuth im Längs- und Querschnitt jeweils in Bild 46 dargestellt. In beiden CT-Aufnahmen ist sichtbar, dass die Bolzen parallel zueinander und etwas versetzt gegenüberliegend angebracht sind, nachdem diese nahezu senkrecht zur Metalloberfläche aufgeschweißt wurden.



Bild 47: Instrumentierter kapazitiver Dehnungsmessstreifen auf Liner 7 an der MPA

Nach der Instrumentierung des kapazitiven HT-DMS, Bild 47, wurde der Innendruckzeitstandversuch an diesem Liner bis zur Leckage der Probe durchgeführt. Nach einer gesamten Prüfzeit von 5187 h unter dem Innendruck von 350 bar bei 600°C wurde der Versuch mit lokalen Faserbrüchen im Jacket und mit Leckage im Liner beendet, Bild 48. Die Fasern in dem Bereich mit Bolzen waren unbeschädigt geblieben, sodass die erwartete Schwächung über die sorgfältige Ausführung der Umwicklung in diesem Bereich verhindert werden konnte.

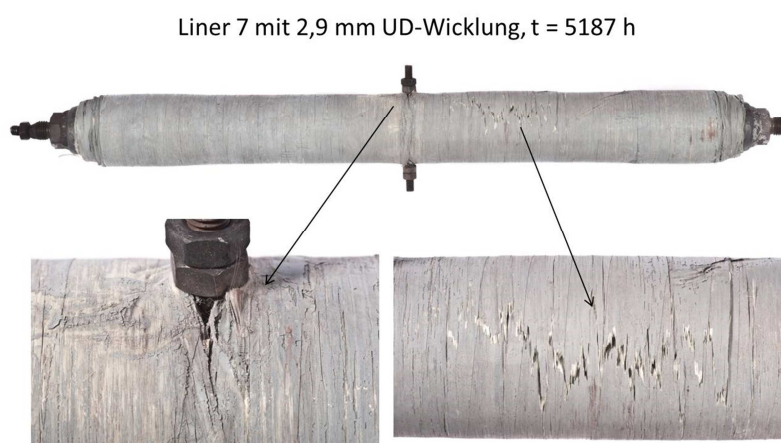


Bild 48: Liner 7 versagt nach 5187 h Prüfung unter 350 bar Innendruck bei 600°C

Eine Änderung des Durchmessers in Probenmitte, die der Änderung des Abstandes zwischen den Bolzen entspricht, wurde mit Hilfe des kapazitiven HT-DMS erfasst. Die somit ermittelten Umfangsdehnungen, die im zeitlichen Verlauf im Bild 49 dargestellt sind, sind aus elastischer Dehnung und Kriechdehnung zusammengesetzt. Die aus dem Innendruck verursachte elastische Dehnung beträgt ca. 0,1 %. Damit lässt sich die Kriechdehnung kurz vor dem Versagen durch Abzug des elastischen Teils berechnen und beträgt 1,03 %, entsprechend Bild 49.

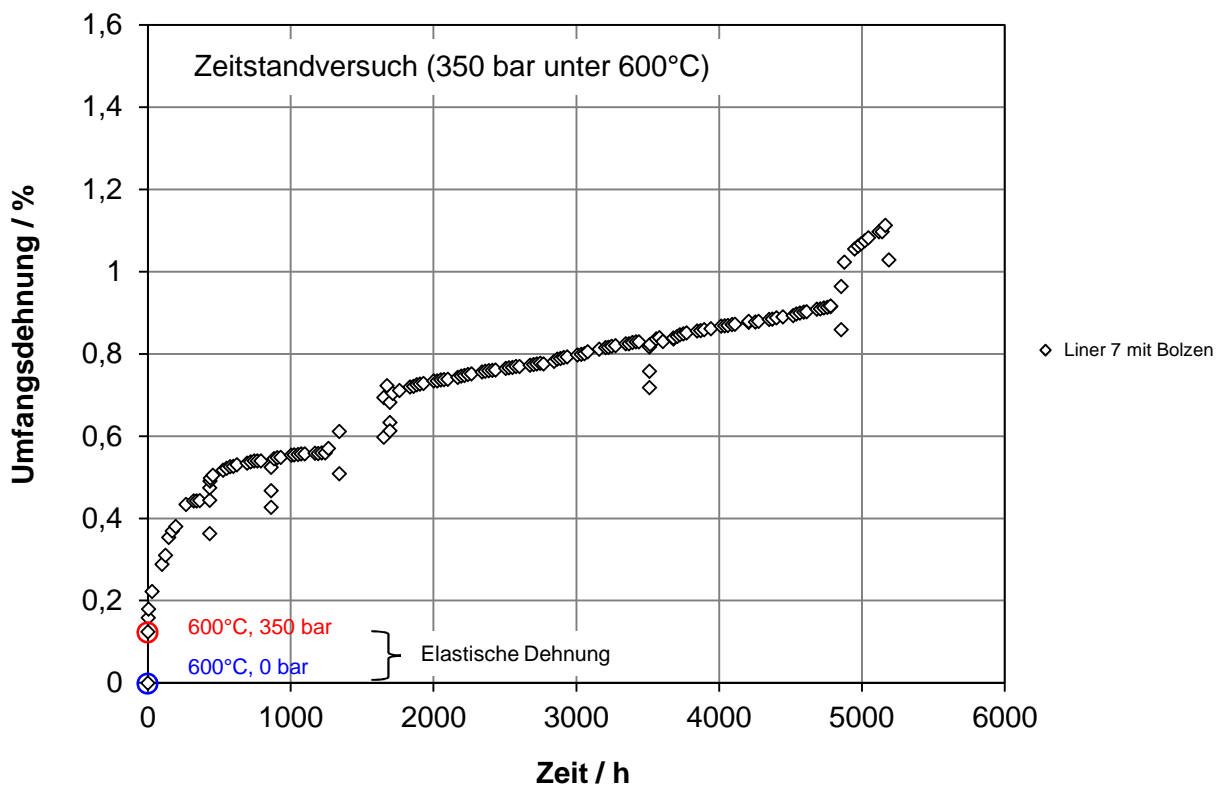


Bild 49: Mittels HT-DMS ermittelte Umfangsdehnung am Liner 7 mit einer 2,9 mm dicken UD-Wicklung

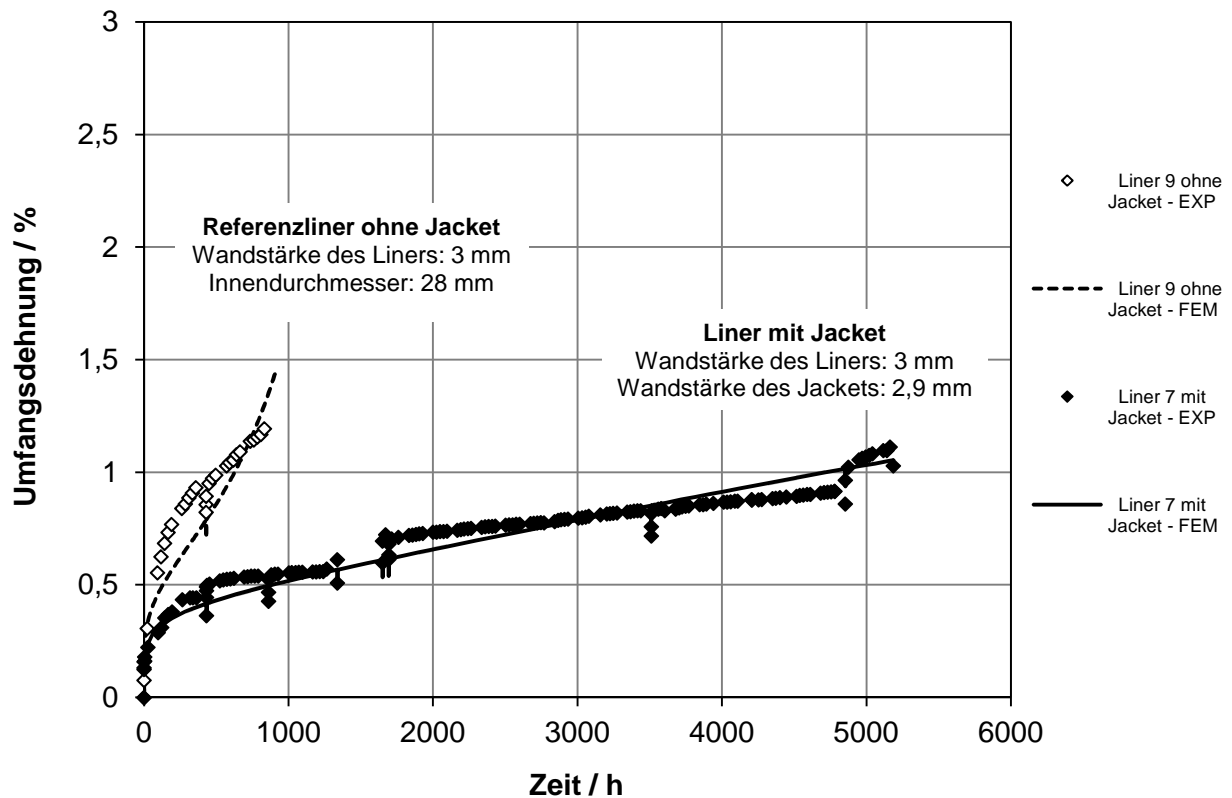


Bild 50: Vergleich der gemessenen und simulierten Umfangsdehnungen an dem UD-gewickelten Liner 7 und dem Referenzliner 9

Die beiden mittels HT-DMS ermittelten Dehnungsverläufe der unwickelten Probe 7 und der nicht unwickelten Referenzprobe 9 können, wie in Bild 50 gezeigt, mit den Ergebnissen aus den jeweiligen numerischen Berechnungen verglichen werden. Die experimentellen Ergebnisse sind in Übereinstimmung mit den numerischen Analysen, somit lässt sich die Zuverlässigkeit der experimentellen und numerischen Ermittlung der Ergebnisse gegenseitig verifizieren. Beide Ergebnisse zeigen eine deutliche Reduzierung der Kriechdehnung sowie eine vielfache Anhebung der Versagenszeit für den unwickelten Liner. Ein weiteres Ergebnis ist, dass beide Proben trotz unterschiedlicher Versagenszeit kurz vor dem Versagen ähnliche Umfangsdehnungen erreicht haben, die im Bereich von 1 % bis 1,5 % liegen. Wie bereits erwähnt, betragen die direkt gemessenen Bruchdehnungen für die mit Fasern unidirektional unwickelten Proben ca. 1 % oder kleiner, Tabelle 16. Somit kann eine Grenze von z.B. 1 % plastischer Dehnung als ein Versagenskriterium für die unwickelten Verbundproben betrachtet oder definiert werden: das Versagen des Fasermantels kann für die geprüfte Konstellation ausgeschlossen werden, wenn der metallische Liner diese Dehngrenze von < 1% plastischer Verformung nicht überschreitet.

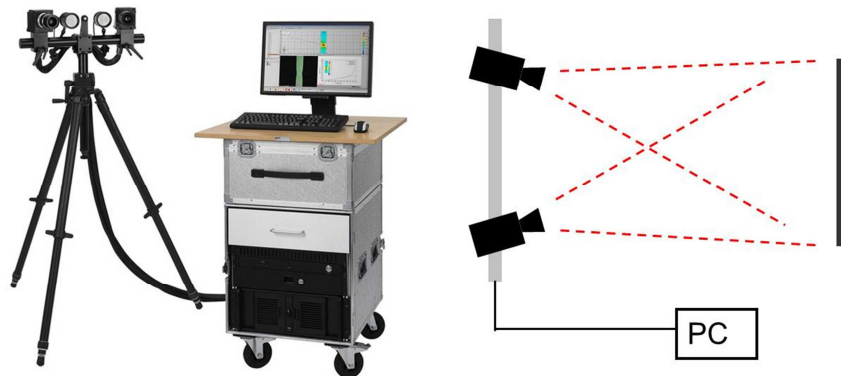


Bild 51: Schematische Darstellung des Aramis-Messsystems

Das optische 3D-Messsystem „Aramis“ wurde für die durchgeführten Zeitstandversuche eingesetzt, um die Verformung der gesamten Rohroberfläche zu erfassen. Das Messsystem besteht, wie in Bild 51 dargestellt, hauptsächlich aus einer Kameraeinheit und einer Rechneinheit, die die Auswertung bzw. die Dehnungsberechnung bis zur Farbbilddarstellung übernimmt.

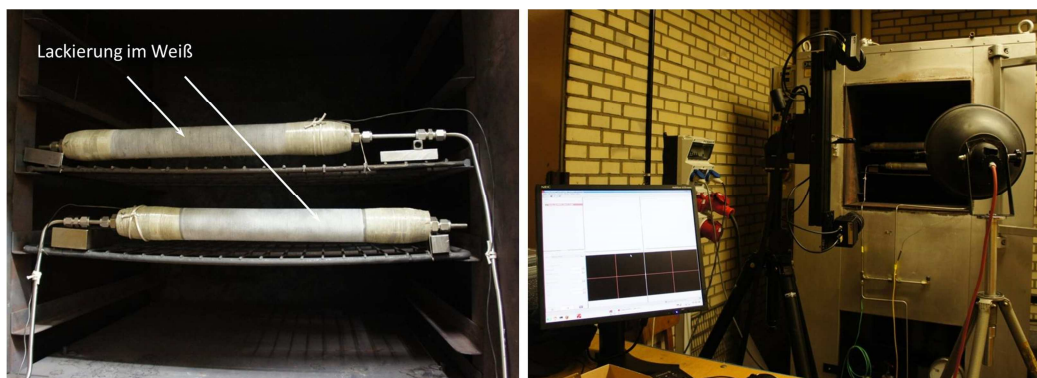


Bild 52: Versuchsaufbau mit Aramis-Messsystem

Vor der Messung wurde auf den Oberflächen der umwickelten Rohrproben eine hochtemperaturbeständige Lackierung aufgebracht und danach das Messsystem kalibriert, Bild 52. Vor und nach einer Belastungsperiode wurden die Oberflächen aufgenommen, wobei die Positionen der Kameras konstant gehalten werden mussten. Da der verwendete Ofen während des Versuchs geschlossen war, konnten die Messungen mittels Aramis nur bei RT durchgeführt werden.

Mit Aramis konnten, wie z.B. Bild 53 zeigt, 3D-Darstellungen der Prüfkörper vor und nach der Kriechbeanspruchung wiedergegeben werden. Aus der Verschiebung der Koordinaten auf dem erfassten Rohrabschnitt lassen sich die Dehnungen in Längs- und Umfangsrichtungen ermitteln.

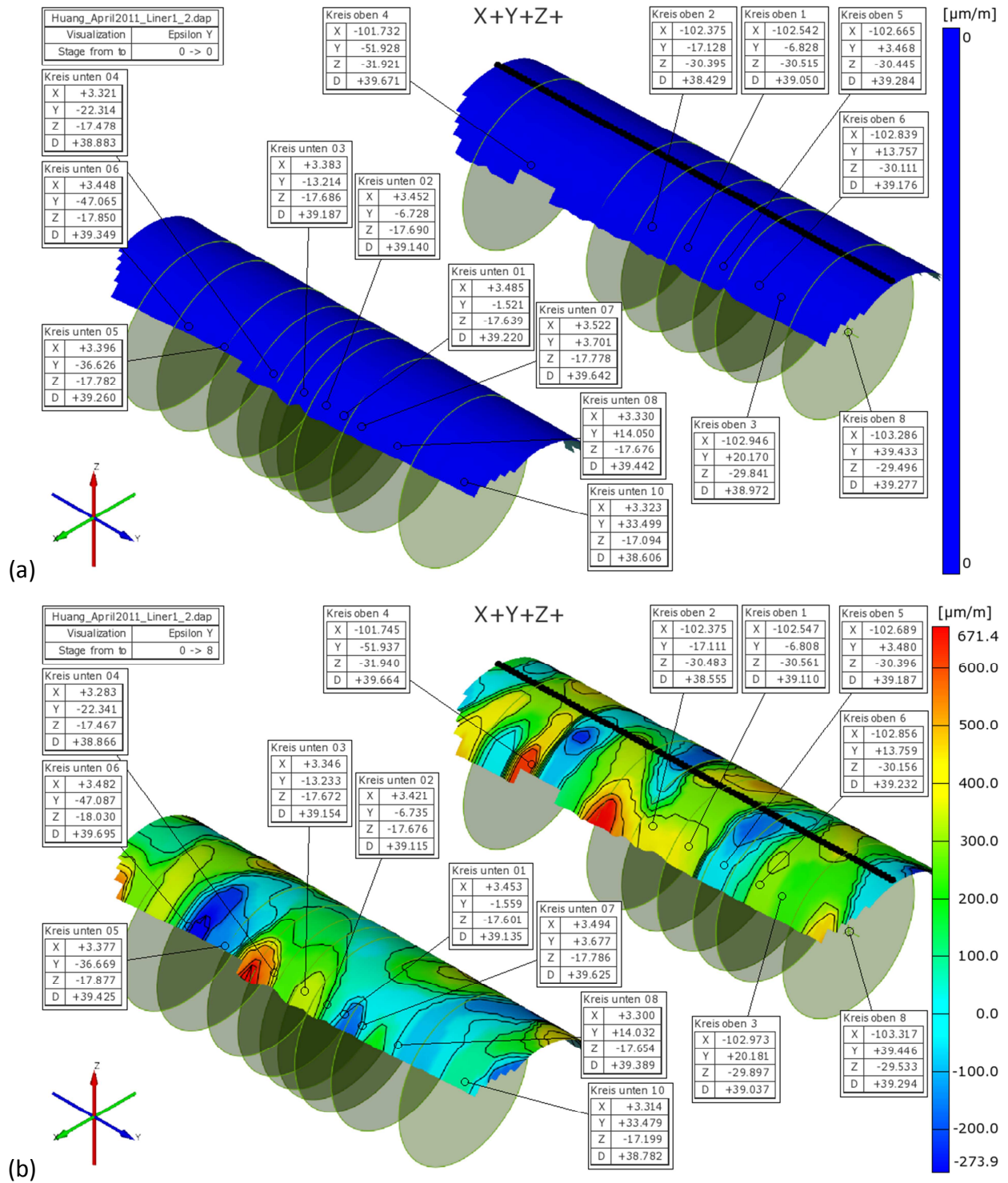


Bild 53: 3D-Ausschnitte der unwickelten Rohre und daraus ermittelte lokale Dehnungen mittels Aramis-Messverfahrens: (a) im Ausgangszustand vor der Verformung und (b) nach der Verformung

Wegen der nicht ideal axialsymmetrischen Wicklungsgeometrie waren die ermittelten Verformungen ortsabhängig unterschiedlich. An mehreren Messstellen wurden Verformungswerte genommen und der Mittelwert daraus berechnet. In Bild 54 sind Ergebnisse mit dieser Messmethode nach verschiedener Laufzeit dargestellt.

	Außen- durchmesser	Direktes Messverfahren		Computer- Tomografie		Aramis Messsystem	
<b>Liner 1 (LM18)</b>	t = 699 h	39.66	≈	39.58	>	39.198	
	t = 913 h	39.65	≈	39.56	>	39.238 38.78	in April 2011 gemessen in Juni 2011 gemessen
	t = 1126 h	39.68	≈	39.70	>	39.19	
<b>Liner 2 (LM19)</b>	t = 699 h	39.51	≈	39.42	>	39.180	
	t = 913 h	39.45	≈	39.44	>	39.164 39.20	in April 2011 gemessen in Juni 2011 gemessen
	t = 1126 h	39.43	<	39.66	>	39.15	

Alle Ergebnisse wurden bei RT und  $P_i = 0$  gemessen

Bild 54: Vergleich der mit Aramis ermittelten Ergebnisse mit Ergebnissen aus anderen Messverfahren

Im Vergleich mit den Messergebnissen aus direktem Messverfahren und Computertomografie sind die mit Aramis ermittelten Außendurchmesser deutlich kleiner und die daraus resultierenden Dehnungen eher ungenau. Aus dem Messprinzip folgt eine Messgenauigkeit für geringe Verformungen, die im Vergleich zu den anderen Messverfahren geringer ist. Hier waren auf Grund der Temperaturänderung und der Aufbaueinschränkungen die Messungen nur begrenzt durchführbar. Eine kleine Bewegung der Proben oder des Gerätes kann zu großer Messungenauigkeit führen. Aus diesem Grund hat sich das Verfahren für die praktische Anwendung in diesem Verformungsbereich als nicht geeignet erwiesen.

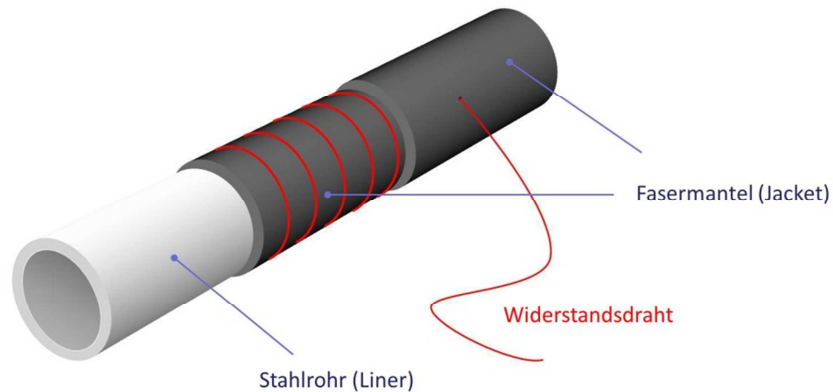


Bild 55: Schematische Darstellung des bereitgestellten Prüfkörpers mit eingewickeltem Draht in der Wicklung

Um die Verformung der Faserumwicklung kontinuierlich bei Versuchstemperatur zu überwachen und die sich einstellende Verformung zu erfassen, wurde ein weiteres Messverfahren entwickelt. Dazu wurden im keramischen Fasermantel einzeln oder paarweise Drähte aus kriechbeständigem Werkstoff mit eingewickelt, Bild 55. Der elektrische Widerstand der Drähte kann dabei z.B. mit einem Datenlogger kontinuierlich mitgeschrieben werden und stellt damit ein aus der Widerstandsänderung berechenbares und kontinuierlich überwachbares Messsignal zur Verfügung.

Wenn sich die Faserumwicklung bei konstanter Temperatur wegen Kriechens des Stahls nach Außen ausdehnt, dehnt sich der Widerstandsdraht wegen der geringeren Festigkeit auch mit aus. Dadurch nimmt der Widerstand des Drahtes zu. Der Draht wirkt hier wie ein integrierter Dehnungsmessstreifen, wobei die entstehende Widerstandsänderung proportional zur Dehnung ist. Die Proportionalität der Widerstandsänderung zur Dehnung wird durch den für den verwendeten Werkstoff bekannten  $k$ -Faktor berechenbar. Mit zunehmender Drahtlänge wird eine höhere Messgenauigkeit erreicht, so dass die verwendeten Drahtlängen optimiert werden können. Im Gegensatz zum üblichen Dehnungsmessstreifen wird hier nicht die Miniaturisierung angestrebt, sondern die Erfassung des gesamten Umfangs, so dass eine zuverlässige Detektion der integralen Manteldehnung erreicht werden und ein Versagen sicher erfasst werden kann.

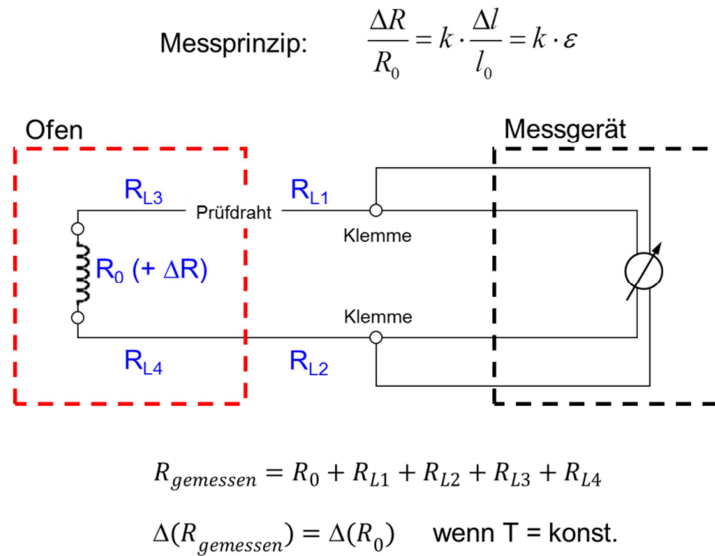


Bild 56: Messprinzip und Versuchsaufbau mit Widerstandsmessverfahren

In den Versuchen wurden Drähte aus 80 % Nickel und 20 % Chrom mit einem Durchmesser von 0,3 mm verwendet. Im Vergleich zu anderen möglichen DMS-Werkstoffen hat der NiCr 80/20 Vorteile bei der Korrosions- und Oxidationsbeständigkeit bei hohen Temperaturen. Der NiCr 80/20 besitzt einen  $k$ -Faktor von 2,2 bei RT und ca. 2 bei 600°C [37]. Die Widerstandsmessung erfolgte mit einem Vielstellenmessgerät Agilent 34972A. Dabei wird die zu messende Spannung quasi direkt am Prüfling gemessen. Damit hat der Leitungswiderstand der Zuleitungen vom Messgerät bis zu den Punkten der Klemmen keinen Einfluss auf das Messergebnis, Bild 56. Gemessen wurde also der gesamte Widerstand, inklusive des Widerstandes des eingewickelten Drahtes  $R_0$  und des Leitungswiderstandes von Leitungen zwischen Probe und Klemmen. Da die Leitungswiderstände bei konstanter Temperatur konstant bleiben, entspricht die Änderung des gemessenen Gesamtwiderstandes der Widerstandsänderung des im Prüfkörper eingewickelten Drahtes. Zusätzlich zu den Widerstandsmessungen wurde mit mehreren Thermoelementen die Temperatur in der Nähe des Prüfdrahtes erfasst.

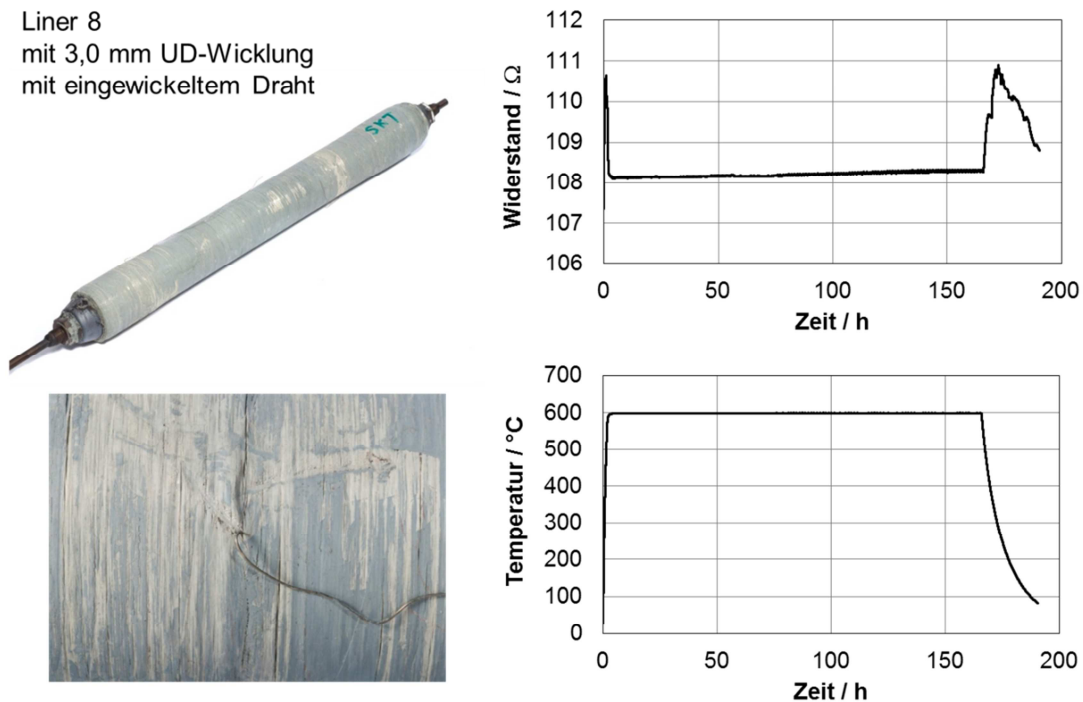


Bild 57: Widerstands- und Temperaturverlauf in einem Beanspruchungszyklus an Liner 8 mit UD-Wicklung und einem eingewickelten Draht aus NiCr 80/20

Während des Zeitstandversuchs an Liner 8, auf dem sich eine UD-Wicklung mit einer Gesamtdicke von 3,0 mm befand und ein Draht aus NiCr 80/20 mit eingewickelt wurde, konnten Widerstandsmessungen durchgeführt werden. Der erste Versuchszyklus, einschließlich der Aufheizung und Abkühlung, dauerte insgesamt ca. 200 h. Die Haltephase bei 600°C war 162 h. Die Verläufe des gemessenen Widerstandes und der Temperatur sind in Bild 57 dargestellt.

Entsprechend den Aufheiz- und Abkühlphasen sind jeweils eine Widerstandszunahme und eine später folgende Abnahme des Widerstandes zu beobachten. In diesen Phasen können mehrere Effekte auftreten, die sich gegenseitig überlagert haben. Dies sind z.B. Temperaturgradienten innerhalb der keramischen Wicklung, bzw. eine Phasenumwandlung des Drahtwerkstoffs bei ca. 500°C, die auch in Betracht kommt und mögliche Anfangs- und Ende-Effekte an den Stellen, an denen der Widerstandsdraht von der festen Einbindung in den mechanisch spannungsfreien Zustand übergeht, indem Drahtspannungen durch Reibungskräfte bzw. Schubspannungen an der Drahtoberfläche übertragen werden.

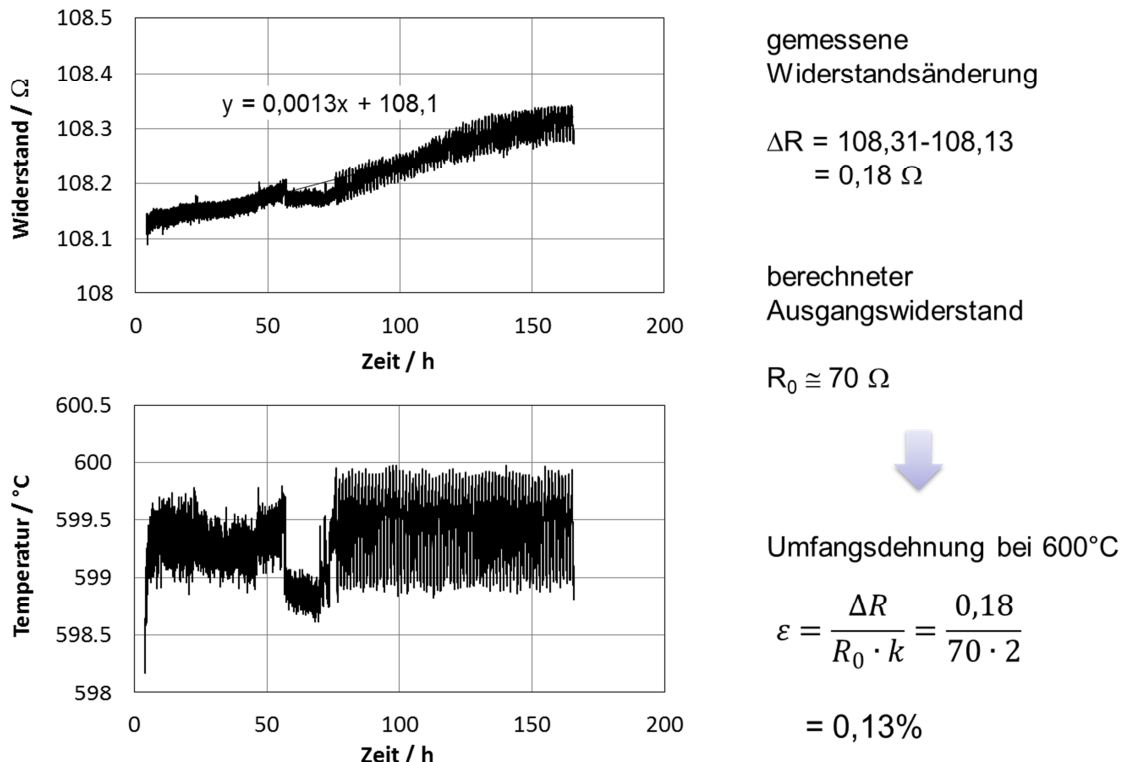


Bild 58: Beispiel für Auswertung der Umfangsdehnung von der Widerstandsänderung

Die Ergebnisse in dem konstanten Temperaturbereich sind für die Erfassung der Verformung von großem Interesse, weil Kriechdehnungen im metallischen Liner vorwiegend in Zeiträumen mit konstanten Temperaturen eintreten. In Bild 58 sind Diagramme mit Messdaten im Bereich einer als konstant gemessenen Temperatur dargestellt. Die Temperatur war in diesem Bereich 599,5 °C mit Temperaturschwankungen von  $\pm 0,5^\circ\text{C}$ . Während der Haltephase tritt also eine gut messbare Widerstandszunahme in der Größenordnung von 180 mΩ auf. Vorausgesetzt, dass die Widerstandsänderung vollständig aus der Dehnung des Drahtes resultiert und dies proportional zur Umfangsdehnung des Rohres ist, konnte daraus eine Umfangsdehnung des Rohres von 0,13 % berechnet werden.

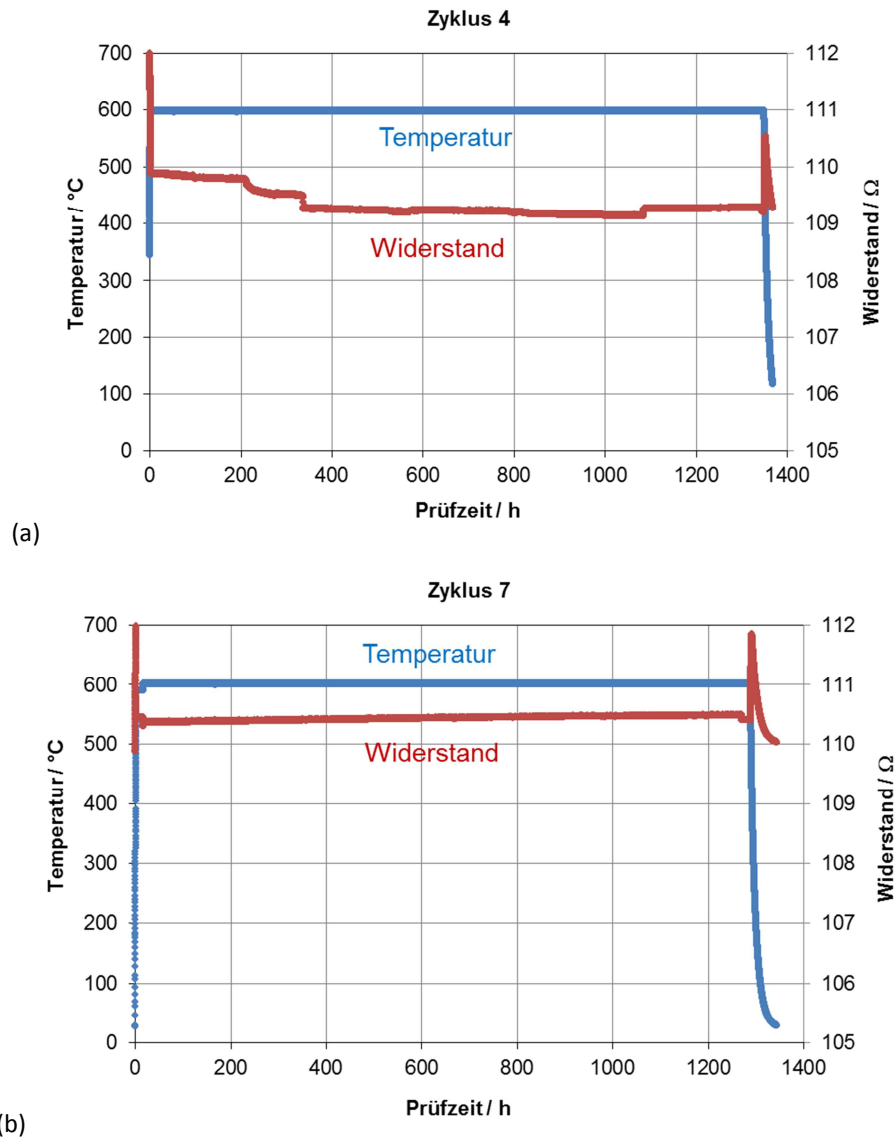


Bild 59: Ergebnisse in anderen Versuchszyklen an Liner 8

In Bild 59 werden Ergebnisse für weitere Versuchszyklen an Liner 8 dargestellt. Die Haltephasen in den zwei Beanspruchungszyklen dauerten jeweils 1343 h (Bild 59a – Zyklus 4) und 1271 h (Bild 59b – Zyklus 7). Im unteren Diagramm ist eine ideal erscheinende sanfte Widerstandszunahme zu sehen, während im oberen Diagramm der Trend der Widerstandsänderung mit mehrmaligen Sprüngen eintritt. Hierbei handelt es sich vermutlich um Artefakte, die darauf zurückzuführen sind, dass durch die Aufdehnung des Jackets Risse in der Matrix entstehen bzw. aufgeweitet werden, in die der lose aufgewickelte Draht „rutscht“, so dass der Draht selbst nicht verlängert wird und kein entsprechendes Signal anzeigt. Erst wenn wieder eine ausreichende Haftreibung vorliegt, wird die Durchmesserergrößerung wieder angezeigt, wie z.B. nach rd. 1100 h in Bild 59a.

Eines der wesentlichsten Ergebnisse ist, dass diese Messmethode besonders für große Abmessungen bzw. große Widerstandsdrahtlängen geeignet ist, da hier Anfangs- und Endeffekte vollends vernachlässigbar erscheinen. Bei der Einwicklung des Widerstandsdrahtes muss möglichst auch auf eine reproduzierbare Vorspannung geachtet werden.

Bei Drahtbruch steigt der gemessene Widerstand plötzlich steil in die Richtung Unendlich an. Wie Bild 60 zeigt kann ein Drahtbruch leicht detektiert werden. Der Drahtbruch ist im Versuch am Liner 5 früher als das Versagen des Liners aufgetreten, also rechtzeitig vor dem Versagen des metallischen Liners.

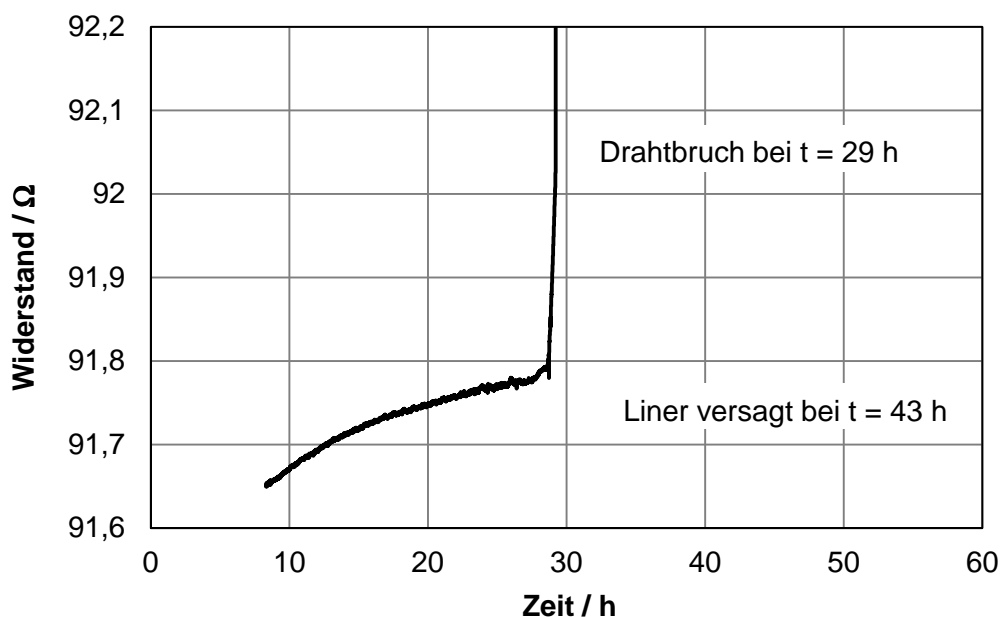


Bild 60: Bruch des Widerstandsdrahtes in Liner 5

Zusammengefasst haben die Laborversuche mit Widerstandsmessungen gezeigt, dass eine hochempfindliche Widerstandsmessung mit dem eingewickelten Draht in umwickelten Prüfkörpern möglich ist und zu messbaren Ergebnissen führen kann. Der gemessene elektrische Widerstand kann auch als ein Überwachungssignal zur Vorhersage des Wicklungsbruchs verstanden werden. Die Verwendung der Widerstandsdrähte als Sensor zur Erfassung der Verformungen, im Sinne eines „Freidraht-DMS“ funktioniert für eine ausreichende mechanische Ankopplung des Drahtes an den Verformungsgegenstand. Diese Messmethode konnte nach diesen Ergebnissen auch im Feldversuch angewendet werden und ist bis heute bzw. bis zum voraussichtlichen Abbau, intakt.

## 6.3 Mikrostrukturuntersuchungen

### 6.3.1 Mikrostrukturen der umwickelten Proben

Mikroskopische Untersuchungen mittels XRD, REM und EDS wurden im Interfacebereich der umwickelten Verbundproben, des T24-Stahls sowie des Faser-Matrixwerkstoffs durchgeführt. Ein großer Teil dieser Untersuchungen erfolgte bei Technion in Haifa Israel [38]. Als repräsentative Testproben wurden Liner 7 mit einer von SKT gewickelten UD-Wicklung (Wicklungsdicke: 2,9 mm) und Liner 12 mit einer von HTL-ISC gewickelten Gewebe-Wicklung (Gewebedicke: 2,2 mm) ausgewählt, die unter der Beanspruchung von 350 bar Innendruck bei 600°C jeweils nach einer gesamten Prüfzeit von 5187 h und 1343 h versagt haben.

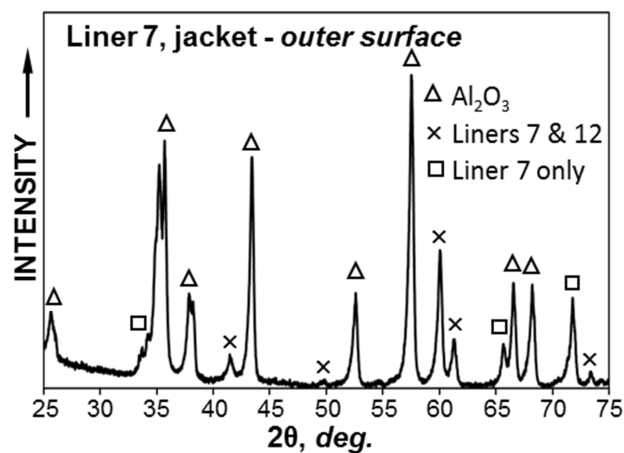


Bild 61: Diffraktogramm der Jacket-Außenoberfläche mit chemischer Analyse für Probe 7 und 12 [38]

Die ausgewerteten Diffraktogramme, Bild 61, können für die jeweiligen Außenoberflächen der Jackets der Proben 7 und 12 überlagert und gegenübergestellt werden. Beide Wicklungen haben gemeinsame Peaks mit dem Symbol ×. Bei Liner 7 werden auf der Außenoberfläche keine Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-Peaks detektiert. Bei Liner 7 treten einige Peaks auf, die bei Liner 12 nicht erscheinen (Symbol □). Der Grund dafür ist, dass die zwei Wicklungen aus unterschiedlicher Herstellung mit verschiedenen Matrixwerkstoffen stammen und sich deswegen im Versuch auch unterschiedlich verhalten.

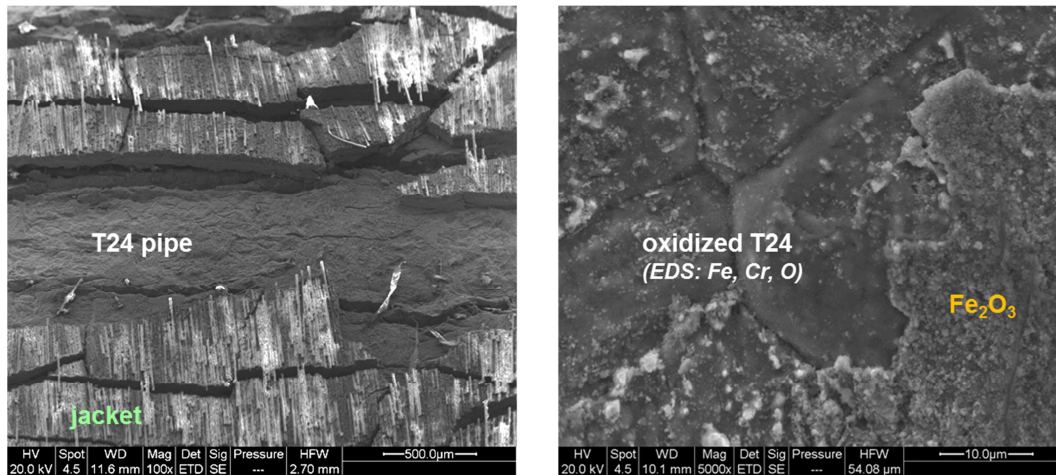


Bild 62: REM-Aufnahmen der Außenoberfläche des Stahl liners in Probe 7 nach 5187 h bei 600°C, 350 bar [38]

Die REM-Aufnahmen und EDS-Analysen auf der Außenoberfläche des T24-Rohres in Probe 7 stellen die während des Zeitstandversuchs gewachsene Oxidschicht aus Eisenoxiden dar, Bild 62.

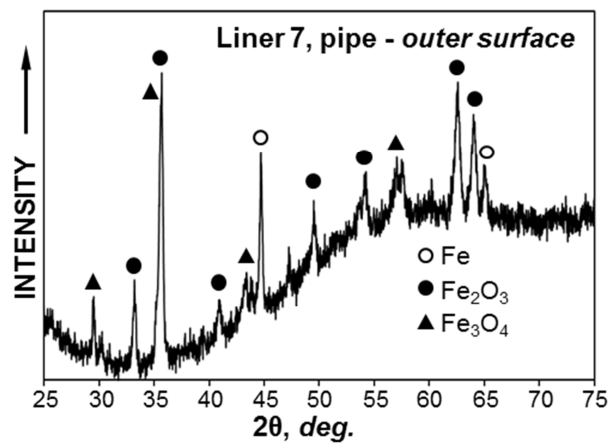


Bild 63: Diffraktogramm der Außenoberfläche des Stahl liners in Probe 7 [38]

Die XRD-Messergebnisse in Bild 63 zeigen auch, dass die Stahloberfläche des Liners 7 unter dem Faser-Matrix-Jacket oxidiert wird und die Oxidschicht aus  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  und  $\text{Fe}_3\text{O}_4$  besteht.

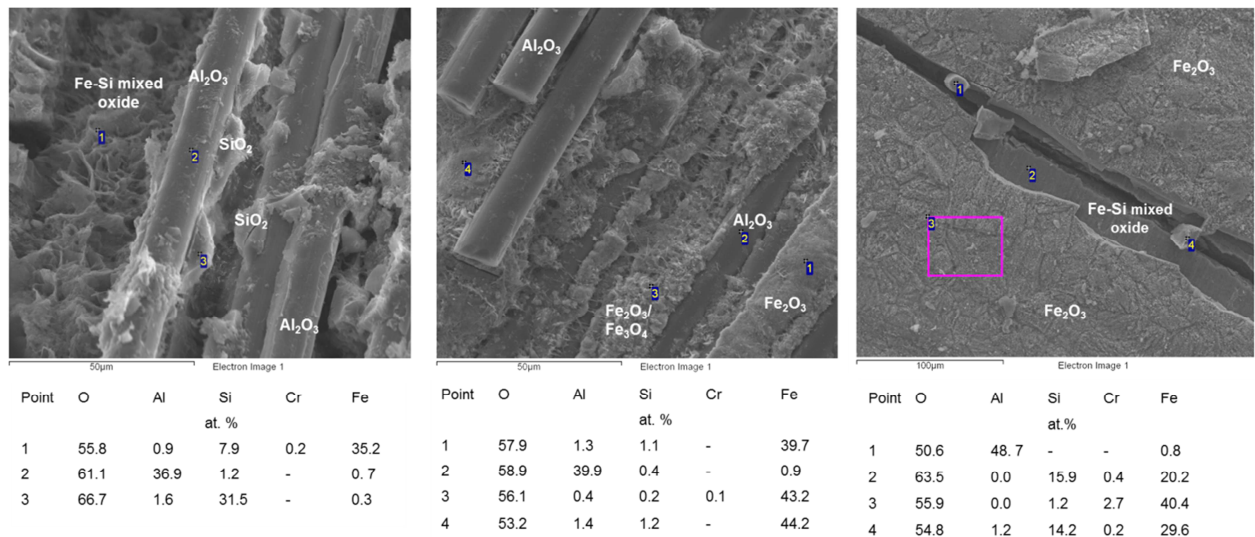


Bild 64: REM-Aufnahmen und EDS-Analysen im Interfacebereich (Bereich der Anhaftung) in Probe 7 [38]

Die mikroskopischen Untersuchungen im Interfacebereich wurden an mehreren Stellen durchgeführt. Die REM-Aufnahmen in Bild 64 zeigen z.B. Anhaftungen der  $Al_2O_3$ -Fasern mit Matrixwerkstoff  $SiO_2$ , Eisenoxiden und Fe-Si-Mischoxiden nach der gesamten Prüfzeit sowie Ablätzungen in Oxidschichten im Bereich des Interfaces zwischen T24-Rohr und der keramischen Wicklung. Im Allgemeinen sind die Eisenoxidschichten spröder als der Substratwerkstoff. Dort wo Risse oder Ablätzungen in der Oxidschicht entstanden sind, wächst wieder eine neue Oxidschicht während des Versuchs auf.

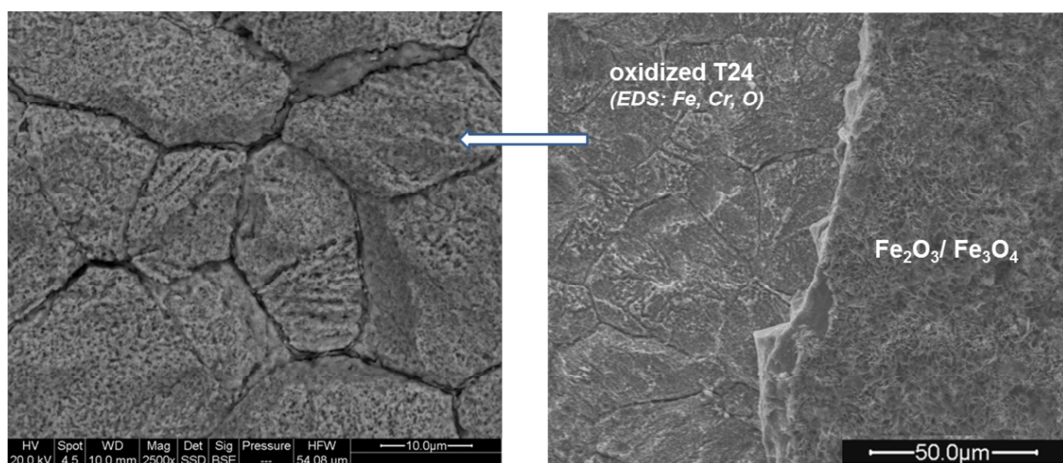


Bild 65: REM-Aufnahmen und EDS-Analysen der Innenoberfläche des Stahlliners in Probe 7 [38]

Bild 65 stellt die Innenoberfläche des Stahlliners dar. Erkennbar ist eine festhaftende Oxidschicht (links), die sich unter einer losen Oxidationsschicht befindet. Der übliche

Oxidationsangriff an den Korngrenzen ist in der linken Aufnahme sichtbar. Allerdings ist anzumerken, dass diese vergleichende Darstellung für den Betriebsfall nicht repräsentativ ist, da im Praxisfall eine Dampfatmosphäre mit geringerem Sauerstoffgehalt vorliegt.

Die mikroskopischen Untersuchungen wurden auch für Liner 12 nach der gesamten Prüfzeit durchgeführt, die mit den Ergebnissen vom Liner 7 vergleichbar sind. Auch beim Liner 12 nach 1343 h im Kurzzeitstandversuch bestätigen die XRD-Messergebnisse und Diffraktogramme die Oxidation des T24-Stahls sowohl auf der Außenoberfläche unter dem Jacket als auch auf der Innenoberfläche. Im Interfacebereich wurden abgeplatzte Schichten im Querschliff mittels REM und EDS untersucht, Bild 66.

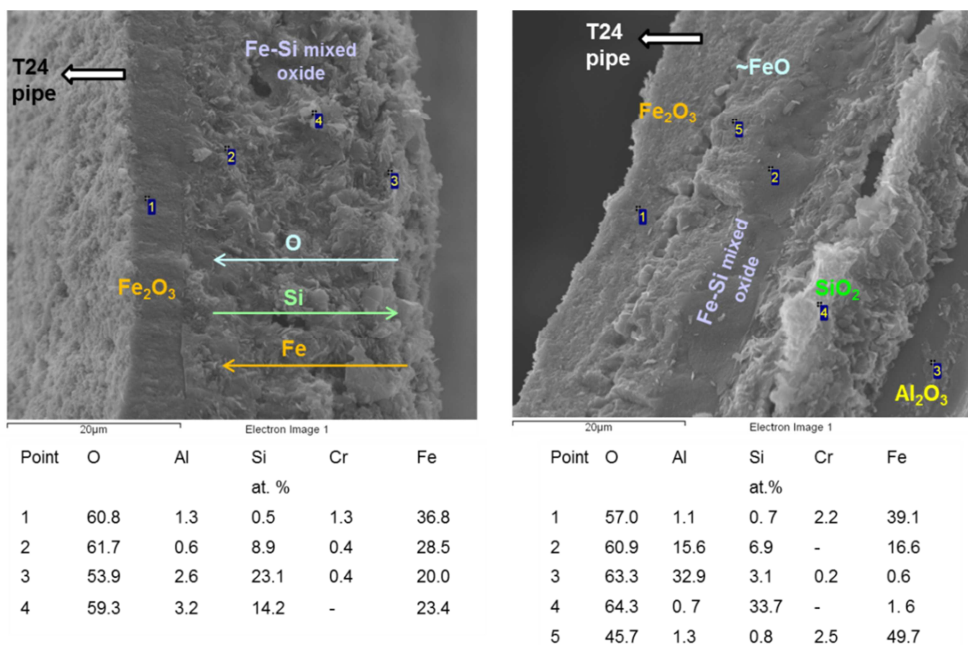


Bild 66: REM-Aufnahmen und EDS-Analysen im Querschliff der delaminierten Schichten im Interfacebereich (Bereich der Anhaftung) in Probe 12 [38]

Die Schichten sind aus verschiedenen Eisenoxiden,  $\text{Al}_2\text{O}_3$  aus den Fasern,  $\text{SiO}_2$  aus der Matrix und Fe-Si-Mischoxiden zusammengesetzt. Die Oxidschicht direkt auf dem Stahlrohr aus reinem  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  hat nach der Prüfzeit von 1343 h eine Dicke von ca. 8  $\mu\text{m}$  erreicht.

Auf der Innenoberfläche des Jackets können auch Eisenoxide detektiert werden. D.h. Eisenoxide der Außenoberfläche des Stahls haften an der Innenoberfläche des Jackets an. Bei der Oxidation der Stahloberflächen findet naturgemäß eine Bindung von Sauerstoff in Form von Magnetit- und Hämatitschichten statt, so dass der aus der Umgebungsluft stammende und bis zur Stahloberfläche diffundierbare Sauerstoff zu einer messbaren Durchmesserergrößerung

führt. Dies findet im Interfacebereich zwischen Innenrohr (Liner) und Faserumwicklung (Jacket) statt, so dass allein durch Oxidation bereits eine Innendruckbeanspruchung des Jackets und eine Außendruckbelastung des Liners hervorgerufen wird. Die Zusammensetzung und die Dicke der Oxidschicht sind von dem Stahlmaterial, der Zeit, der Temperatur und zusätzlich der Umgebung (Luft bzw. Vakuum) abhängig. Da das Wachstum der Oxidschicht zwischen Liner und Jacket zu einer zusätzlichen Dehnung im Jacket führen kann, muss bei der Auslegung und Anwendung solcher Compoundrohren die Oxidation des Stahls unbedingt berücksichtigt werden. Zur Verbesserung der Oxidationsbeständigkeit des Interfaces sind insbesondere für Temperaturen über 650°C weitere Maßnahmen für die Außenoberfläche des Liners notwendig bzw. der Liner selbst sollte über einen entsprechenden Oxidationswiderstand verfügen.

### **6.3.2 Stahloberflächenmodifikation durch PIRAC-Beschichtung**

Bei der Oxidation des Interfacebereichs zwischen Liner und Jacket hat die aufwachsende Oxidschicht Einfluss auf den Gesamtspannungszustand. Durch Oberflächenmodifikation kann dieser Einfluss wiederum vermindert werden. Die Oberflächenmodifikationen des verwendeten Stahls wurden von Technion mittels PIRAC-Verfahrens durchgeführt [38]. Das PIRAC-Verfahren (Powder Immersion Reaction Assisted Coating) ist ein CVD-Verfahren, wobei die hohe Affinität von Übergangsmetallen (Cr, Ti, V, Nb, Mg, usw.) für die Elemente wie z.B. C, N oder Si zur Oberflächenbeschichtung von Legierungen oder nicht-oxidischen Keramikmaterialien verwendet wird [39-41]. Die Beschichtung des Rohrwerkstoffs T24-Stahl soll dazu führen, dass die Oxidationsbeständigkeit der Stahloberfläche im Hochtemperaturbereich erhöht werden kann.

In Bild 67 sind zwei lichtmikroskopische Aufnahmen des Schliffs aus einer PIRAC-beschichteten Oberfläche einer T24-Probe einschließlich des Kerngefüges des T24-Stahls im Innenbereich und Mikrostrukturen der homogenen Beschichtung dargestellt. Die XRD-Messergebnisse zeigen, dass die Beschichtungen hauptsächlich aus  $\text{Cr}_{23}\text{C}_6$  und Cr bestehen. In REM-Aufnahmen sind auf der Oberfläche festhaftenden Cr-Teilchen auch sichtbar.

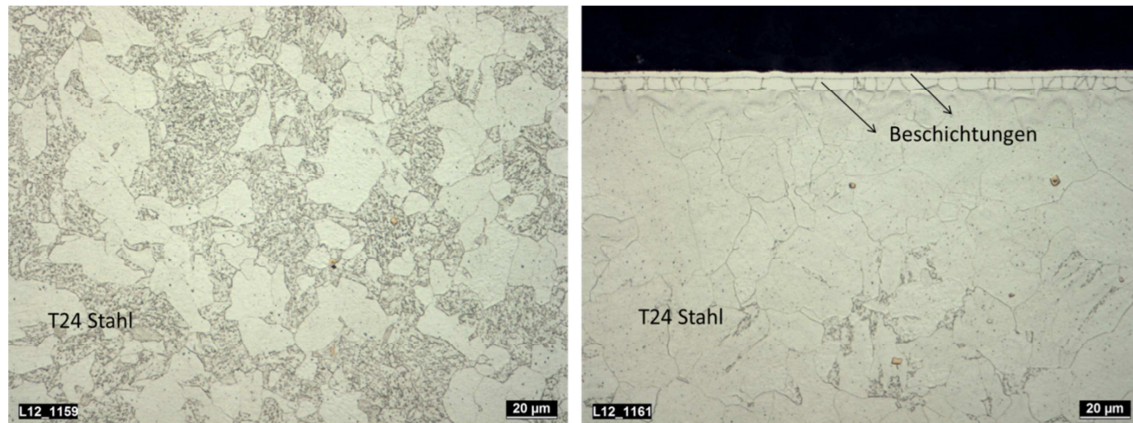


Bild 67: Lichtmikroskopische Aufnahmen des Schiffs einer mit PIRAC-Verfahren bei 900°C, 4 h beschichteten T24-Probe: links, Kerngefüge des T24-Stahls; rechts, Außenoberfläche der Probe mit PIRAC-Beschichtungen

Die Mikrostruktur und Schichtdicke der PIRAC-Beschichtung sind von der Temperatur und der Haltezeit abhängig. In Technion wurden die Proben bei variierten Temperaturen zwischen 800°C und 1050°C mit unterschiedlichen Haltezeiten beschichtet. Die XRD Messergebnisse zeigen, dass nach den PIRAC-Behandlungen bei 1050°C für 2 h bzw. bei 900°C für 4 h, außer Chrom nur Chromcarbide mit niedrigem Kohlenstoffgehalt,  $\text{Cr}_{23}\text{C}_6$ , detektiert werden. Nach anderen Behandlungen bei niedrigeren Temperaturen oder mit kürzerer Haltezeit sind zusätzlich Chromcarbide mit höherem Kohlenstoffgehalt,  $\text{Cr}_7\text{C}_3$  und  $\text{Cr}_3\text{C}_2$ , detektierbar. Je niedriger die Behandlungstemperatur ist, desto höher sind die Peaks entsprechend  $\text{Cr}_7\text{C}_3$  und  $\text{Cr}_3\text{C}_2$ .

Diese unterschiedlich beschichteten Proben sowie eine nicht beschichtete Probe werden bei 750°C in Luft geglüht und deren Oxidationsverhalten verglichen. Im Vergleich mit der nicht beschichteten Referenzprobe zeigen alle PIRAC-beschichteten Stahlproben nach gleicher oder längerer Oxidationszeit deutlich geringere Gewichtsänderungen. Die bei 800°C und bei 900°C jeweils für 4 h beschichteten Proben zeigen die besten Oxidationsbeständigkeit mit den geringsten Gewichtsänderungen. Die REM-Untersuchungen zeigen nach der gleichen Oxidationszeit von 4 h eine dickere Oxidschicht mit ca. 20 µm Dicke auf der Oberfläche der nicht behandelten Stahlprobe und eine dünnere Oxidschicht mit einer Dicke von 2-3 µm auf der PIRAC-behandelten Probe. Für die bei 900°C für 4 h behandelte T24-Probe wurde eine ausgezeichnete Oxidationsbeständigkeit bei 750°C festgestellt.

Jedoch besteht durch die Behandlung bei dieser überhöhten Temperatur die Gefahr, dass sich das erwünschte Gefüge des Stahls ändert und die erforderlichen Eigenschaften nicht mehr erreicht werden können, da die Grenzen der stahlspezifischen Wärmebehandlung überschritten

werden. In Tabelle 17 ist z.B. die Steigerung der Mikrohärtigkeit durch die Wärmebehandlungen bei 900°C deutlich beobachtbar. Die Härtewerte lassen sich durch weitere Wärmebehandlungen bei 750°C wieder absenken, sind aber immer noch höher als die Werte im Ausgangszustand.

Tabelle 17: Untersuchung der Mikrohärtigkeitänderung des T24-Stahls nach unterschiedlichen Wärmebehandlungen

	Wärmebehandlungen	Mikrohärtigkeit VHN [kg/mm <sup>2</sup> ]
1	im Lieferzustand	230
2	nach Glühen bei 900°C, 4h	510
3	nach Glühen bei 900°C, 4h + 750°C, 2h	265
4	nach PIRAC-Beschichtung bei 900°C, 4h	430
5	nach PIRAC-Beschichtung bei 900°C, 4h + Glühen bei 750°C, 2h	310

Der negative Einfluss der 900°C Glühung zur Durchführung der PIRAC Beschichtung auf das Kriechverhalten des Liners kann aus den nachfolgenden Untersuchungen abgeleitet werden. Die Oberfläche des Stahlliners in Probe 5 wird mittels PIRAC-Verfahrens bei 900°C für 4 h beschichtet. Vergleichend wird der Stahlliner in Probe 10 ohne PIRAC-Behandlung im Ofen bei 900°C für 4 h geglüht. Nach den Wärmebehandlungen werden beide Liner von SKT mit UD-Wicklungen versehen. Die Wicklungsdicken sind 3,0 mm bei Liner 5 und 3,1 mm beim Liner 10. In den Kurzzeitstandversuchen haben Liner 5 und 10 unter 350 bar Innendruck bei 600°C jeweils nach 43 h und 1766 h versagt. Im Vergleich zeigt der Liner 8 mit einer stahlspezifischen Wärmebehandlung, der auch von SKT mit einer UD-Wicklung von 3,0 mm Dicke umwickelt wird, mit 5744 h eine wesentlich höhere Versagenszeit. Dies bedeutet, dass die Kriechlebensdauer der zwei Linern mit einer 900°C Wärmeverbehandlung extrem kurz war. Die Mikrostrukturuntersuchungen der Außenoberfläche des Stahls zeigen, dass zahlreiche Anrisse in der Oxidschicht bzw. Pirac-Schicht vorhanden sind. An den Rissstellen, an denen die Oberfläche nicht mehr durch die PIRAC-Beschichtung geschützt werden kann, wird die Oberfläche oxidiert (Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> in EDS-Analyse). Im Bereich ohne Risse ist die Oberfläche durch die unbeschädigte PIRAC-Beschichtung noch gut geschützt und nicht oxidiert. Die Ursache für die anormale Lebensdauer der Proben 5 und 10 ist, dass sich die Mikrostruktur des Stahls durch die hohe Glüh Temperatur, die über der zulässigen Anlasstemperatur bzw. oberhalb des A<sub>c1</sub> Punktes für Phasenumwandlung liegt, nachteilig verändert und den Kriechwiderstand deutlich herabsetzt,

so dass verstärkte Kriechverformungen auch bei geringeren Umfangsspannungen auftreten. Aus diesem Grund ist die hier geprüfte PIRAC-Behandlung bei 900°C nicht geeignet für die Oberflächenmodifikation im Interfacebereich für die Stahlklasse T24, obwohl die unbeschädigte beschichtete Oberfläche dadurch effektiv oxidationsbeständiger wird.

Eine mögliche Lösung, um dieses Problem zu vermeiden, ist es, bei den PIRAC-Behandlungen die Temperatur von 900°C auf eine zulässige Glühtemperatur zu verringern und entsprechend die Haltezeit zu verlängern. Somit erfolgt eine Behandlung bei 750°C mit einer Haltezeit von 240 h in der Technion [38]. Die Messergebnisse der Röntgendiffraktometrie auf der Probeoberfläche zeigen, dass die Beschichtung aus Chromcarbonitriden und wenig  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  besteht. Aus den REM- und EDS-Untersuchungen am Querschnitt der beschichteten Probe ist ersichtlich, dass die Beschichtungen eine gesamte Dicke von ca. 40  $\mu\text{m}$  erreicht haben, die aus  $\text{Cr}_3\text{C}_2$  und einer Mischung von verschiedenen Chromcarbonitriden bestehen. In dem Oxidationsversuch ist nach einer Oxidationszeit von 120 h bei 750°C immer noch kein Eisen oder Eisenoxid auf der Oberfläche oder in der Beschichtung in Querschnittsaufnahme detektierbar. Auf dem Stahl bleibt die PIRAC-Beschichtung mit der Unterschicht aus  $\text{Cr}_3\text{C}_2$  haften, die effektiv gegen Oxidation und Korrosion wirken kann.

## **7 Auslegungskonzepte**

### **7.1 Voraussetzungen**

Aus den gewonnenen Ergebnissen lassen sich die wesentlichen Wickelparameter in Hinblick auf Designrichtlinien für die Gestaltung der Armierung bzw. des Fasermantels ableiten. Wie in Tabelle 16 und Bild 43 dargestellt, ist die Bruchdehnung in Umfangsrichtung kleiner als 1%. Die dabei erreichte Spannung sollte unter Berücksichtigung der Faserverbundfestigkeit begrenzt bleiben.

Die Umwicklungsdicke ist von den Eigenschaften, insbesondere der Zugfestigkeit des Faserverbundwerkstoffs abhängig. Eine radiale Verschiebung der Fasern aufgrund der Längsdehnungen erscheint wegen der keramischen Matrix als unwahrscheinlich, sofern eine ausreichende Faser-Matrix Haftung vorliegt. D.h. es wird unterstellt, dass das Versagen des Faserverbundes durch Faserbruch und nicht durch Faser-Pull-out bzw. Delamination erfolgt. Ferner wird unterstellt, dass eine weitgehend homogene Struktur im Faserverbund vorliegt, d.h. es werden keine fertigungsbedingte Fehler, wie z.B.

- nicht vollständige Keramisierung,
- Fehler im Fasergewebe,
- Rissbildungen in Matrix und Fasern,

die eine örtliche Schwächung zur Folge haben, berücksichtigt.

### **7.2 Berechnungen einer geraden Rohrleitung**

Die durchgeführten numerischen Berechnungen für die zylindrischen Laborprüfkörper mit kleinen Rohrgeometrien können auf reale Rohrleitungsdimensionen übertragen werden. Eine derartige Rohrleitung des Großkraftwerks Mannheim wurde im Rahmen eines Feldversuchs mit einem Faserverbund umwickelt. Ziel der nachfolgenden Darstellungen ist die rechnerische Simulation des Verhaltens der fasermantelten Rohrleitung, wobei die Eigenschaften des Fasermantels an die der Laborproben angeglichen wurde.

Tabelle 18: Betriebsdaten der A-Leitung in GKM Block 7 [42]

<b>System / Leitung / Teil</b>	A-Leitung (HHD-Frischdampf) Bogen B12
<b>Betriebsdruck</b> <b>(Berechnungsdruck)</b>	255 bar (275 bar)
<b>Betriebstemperatur</b> <b>(Berechnungstemperatur)</b>	530°C (537°C)
<b>Abmessung</b> <b>/ Mind. wand</b> <b>/ Radius</b>	li. $\varnothing$ 200 × 32,0 mm (DN 200) Wanddicke gemessen ~ 35 mm $R = 1300$ mm (90° Bogen)
<b>Werkstoff</b>	1.4922
<b>Betriebsstunden</b>	222.541 h (Juli 2011)
<b>Anfahrten</b>	534

Die Betriebsdaten der im Feldversuch zu umwickelnden Leitung in GKM Block 7 sind in Tabelle 18 dargestellt. Wird der gerade Teil der A-Leitung unter dem angegebenen Betriebsinnendruck von 255 bar beansprucht, beträgt die nach der Kesselformel für dickwandige Hohlzylinder berechnete von Mises Spannung 104 MPa, die bei elastischer Beanspruchung am Rohrrinnenrand den höchsten Wert zeigt. Entsprechend ist die Hauptspannung in Umfangsrichtung dominierend und beträgt 94 MPa. Aufgrund der bei der Betriebstemperatur auftretenden belastungsabhängigen Kriechverformung findet eine ausgeprägte Spannungsumlagerung statt, sodass die maximale Spannung an der Außenoberfläche auftritt.

Anhand der vorgegebenen Rohrgeometrie wurden Finite-Elemente Berechnungen durchgeführt. Das in Kapitel 5.1 beschriebene vereinfachte kontinuumsmechanische Modell wurde auch hier verwendet, mit dem die mechanischen Eigenschaften der Werkstoffe für Liner und Jacket als isotrop betrachtet werden. Für die Kenndaten der Gewebe-Wicklung wurden vom HTL-ISC der Elastizitätsmodul mit 50 GPa und der thermische Ausdehnungskoeffizient von  $7,8 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$  ermittelt und für die Berechnungen der nachfolgend dargestellten Parametervariation verwendet. Die Wanddicke des Grundrohres aus dem Werkstoff X20 beträgt 32 mm. Die Schichtdicke der Umwicklung wird für die Parametervariation jeweils mit 8 mm, 16 mm oder 32 mm angenommen. Die Beanspruchung wurde mit einer Temperaturerhöhung von Raumtemperatur auf die Betriebstemperatur 530°C und einer anschließenden Innendruckbeaufschlagung mit dem Betriebsdruck 255 bar angenommen. Die resultierenden

Spannungsverteilungen in Bezug auf die Umfangsspannungen in Liner und Jacket sind im Bild 68 dargestellt.

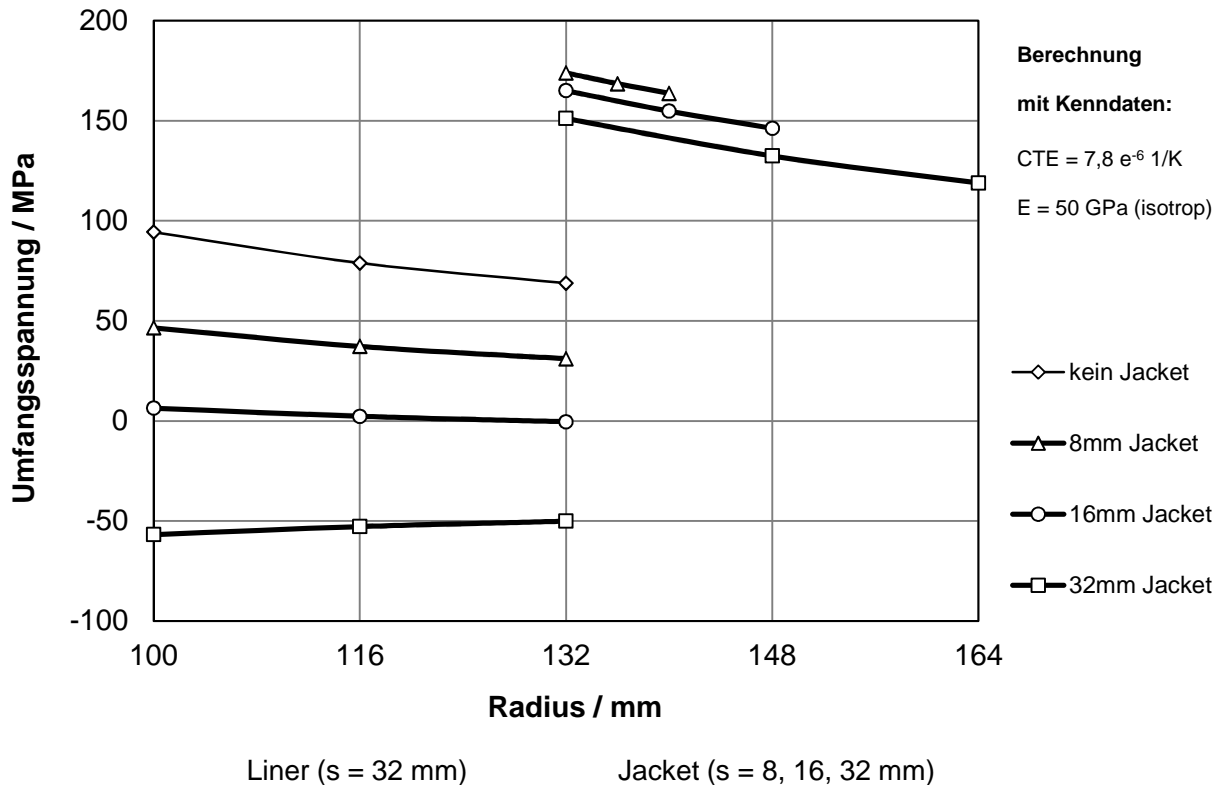


Bild 68: Spannungssituationen mit variierten Wicklungsdicken

Aus den Ergebnissen der Spannungsberechnungen ist zu erkennen, dass durch die keramische Umwicklung die Spannungen im Liner (X20-Rohr) besonders stark reduziert werden können. Eine Umwicklung mit der Dicke von 8 mm ist z.B. in der Lage, die maximale Umfangsspannung im Liner von ca. 100 MPa auf ca. 50 MPa zu reduzieren. In diesem Fall ist eine Zugfestigkeit von ca. 180 MPa für die Wicklung in der Umfangsrichtung erforderlich. Bei nicht ausreichender Zugfestigkeit des Faserverbundes muss die Wicklungsdicke erhöht werden, damit die Spannungen im Jacket zu niedrigerer Beanspruchung umgelagert werden können.

Die Auswirkung und Bedeutung der Spannungsabsenkung im metallischen Grundrohr sind im nachfolgenden Bild 69 quantitativ dargestellt.

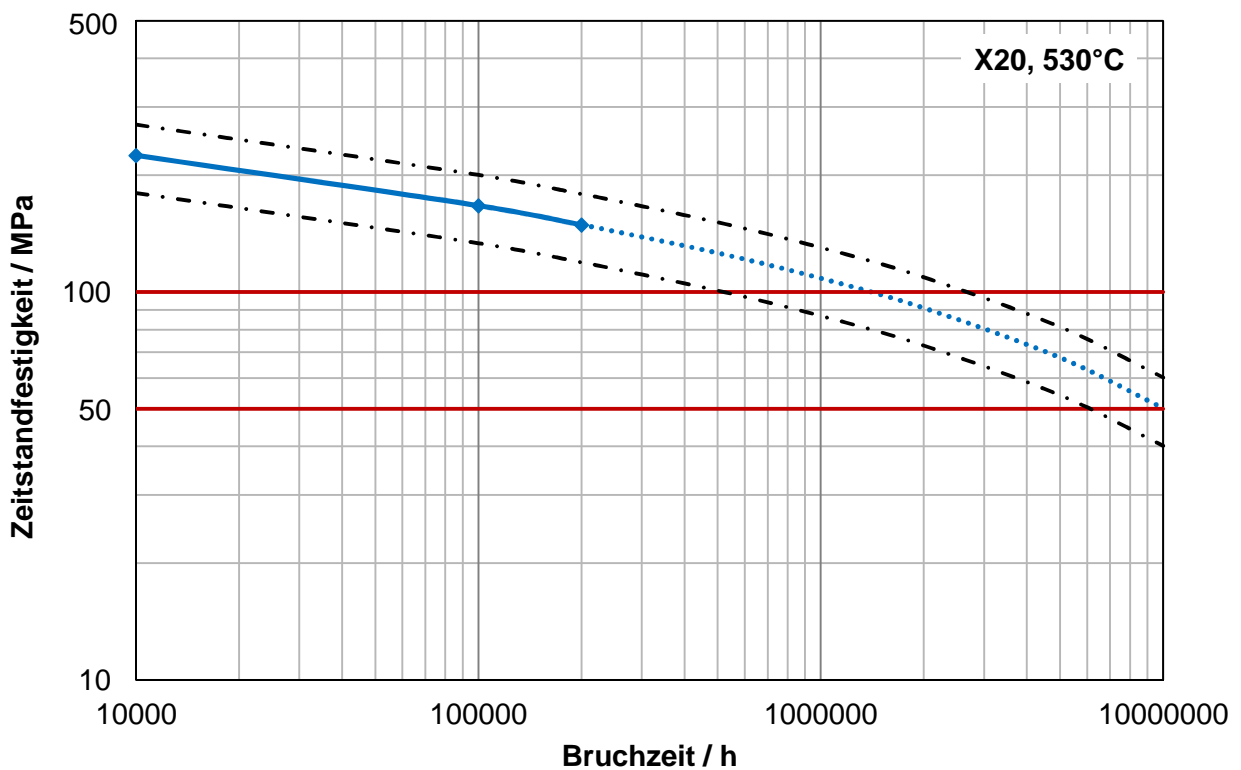


Bild 69: Zeitstandkurve der Stahlklasse X20 bei 530°C und Versagenszeiten für Rohrleitung (ohne Wicklung – mit Wicklung)

Die auf der Basis der Kriechdaten in [43] dargestellte bzw. extrapolierte Zeitstandbruchkurve für den X20 zeigt, dass eine Spannungsreduzierung von 100 MPa bis auf 50 MPa zu einer mehrfachen Verlängerung der Betriebsdauer führt.

### 7.3 Berechnungen für 90°-Rohrbogen

Neben den geraden Rohrleitungen sind komplexe Strukturen wie ein 90°-Rohrbogen ebenfalls Gegenstand der numerischen Studie. Rohrbogen in Rohrleitungen sind oft den überlagerten Innendruckbeanspruchungen und zusätzlichen Biegebeanspruchungen ausgesetzt. In folgenden Berechnungen werden die Beanspruchungen aus Innendruck und thermisch induzierten Beanspruchungen simuliert, zusätzliche Belastungen wie z.B. Biegemomente werden nicht berücksichtigt.

### 7.3.1 Rohrbogen ohne Umwicklung

In den FE Berechnungen wird ein 3D 90°-Rohrbogen mit angeschlossenen geraden Rohren modelliert. Angenommen wird, dass der Außendurchmesser des Rohres überall in dem System 246 mm beträgt. Wie in Bild 70 dargestellt, sind die Wanddicken auf der Bogeninnenseite (Intrados) größer und die Wanddicken auf der Bogenaußenseite (Extrados) kleiner als die in dem geraden Teil (23 mm), dies entspricht auch dem Wanddickenverhältnis in der Realität.

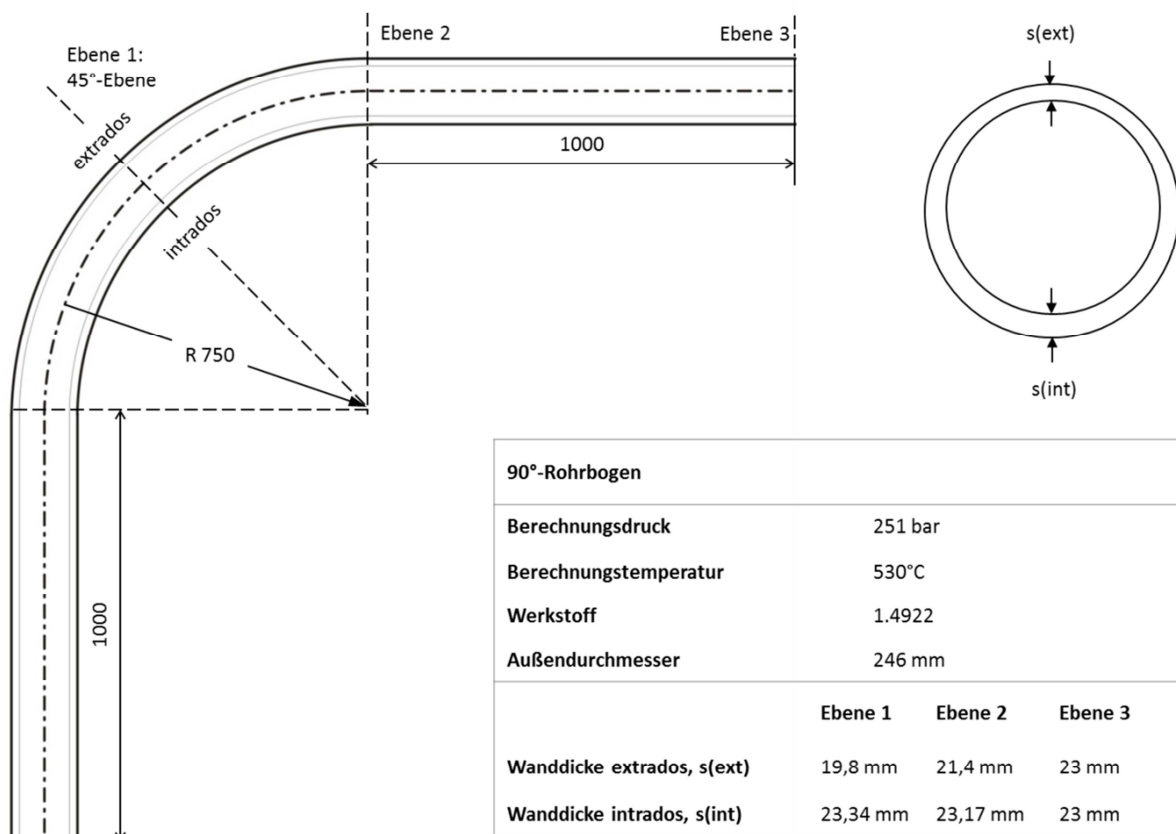


Bild 70: Geometrie des berechneten Stahlrohrbogens, modifiziert aus den Rohrdaten aus [44]

Unter Berücksichtigung der Symmetrie wird ein halbes 3D-Modell erstellt, Bild 71. Insgesamt wurden 10240 C3D20R Solid-Elemente und 51113 Knoten verwendet. Für den Stahlwerkstoff werden die in Kapitel 3.1 beschriebenen Kenndaten sowie die spezifischen Kriechdaten verwendet. Als zusätzliche Randbedingungen wurde definiert, dass sich die Knoten auf einer Endebene (Ebene 4 in Bild 71) in x-Richtung und die auf der Ebene 3 in y-Richtung nicht verschieben dürfen.

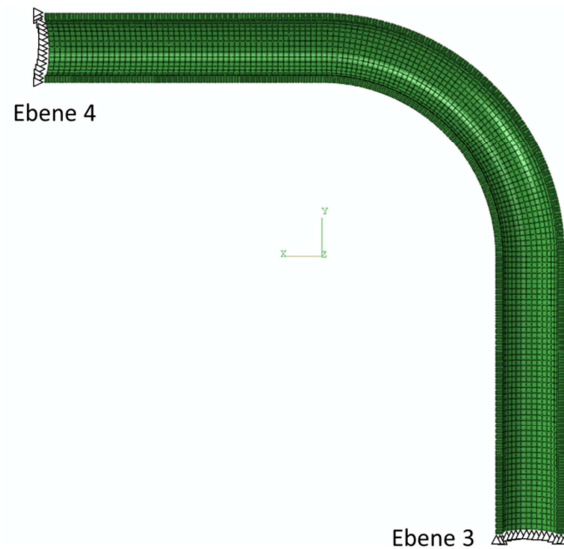


Bild 71: FE-Netz für den Stahlrohrbogen (10240 Elemente, 51113 Knoten)

Wie in den anderen Fällen werden drei Belastungssituationen simuliert: Step 1 – Beanspruchung durch Innendruck von 251 bar, Step 2 – Temperaturerhöhung des ganzen Systems von RT auf 530°C und Step 3 – Kriechphase von Stahl für 10 000 h. Die Änderung der Spannungsverteilung, insbesondere in dem Bogenbereich nach jedem Belastungsfall ist in Bild 72 dargestellt. Daraus erkennt man, dass die Temperaturänderung keinen Einfluss auf die Spannungsverteilung in dem rein metallischen Rohrbogen hat.

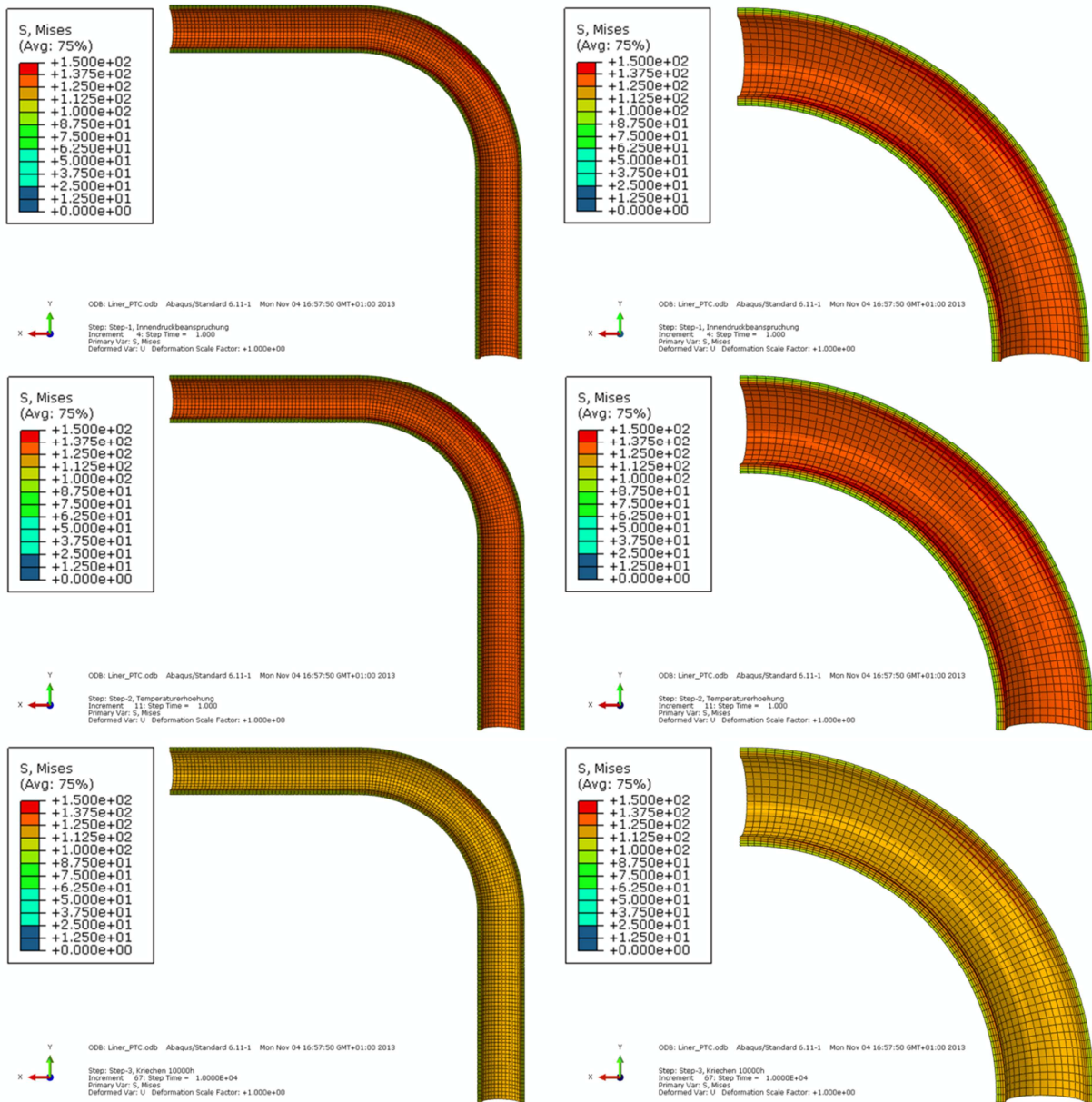


Bild 72: Spannungszustände im rein metallischen Rohrbogen jeweils nach reiner Innendruckbeaufschlagung (Step 1, 251 bar; oben), nach anschließender Temperaturerhöhung (Step 2, 530°C; mittig) und nachfolgender Kriechphase (Step 3, 10 000 h Kriechen; unten)

Es ist deutlich zu erkennen, dass die Spannungen an der Bogenaußenseite und –innenseite immer am höchstens sind. Die radialen Spannungsverläufe entlang der Außen- und Innenwanddicke in der Mittenebene des Bogens (45°-Ebene in Bild 70) sind in folgendem Bild 73 gezeigt.

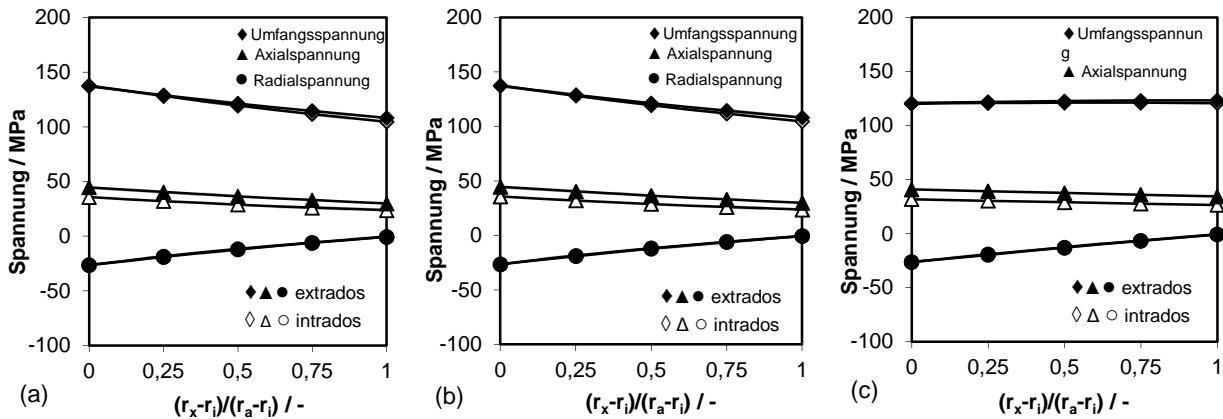


Bild 73: Spannungsverläufe entlang der Außen- (Extrados) und Innenwanddicke (Intrados) in der Mittenebene des Bogens nach (a) Innendruckbeanspruchung (step 1, 251 bar), (b) anschließender Temperaturerhöhung (step 2, 530°C) und (c) nachfolgender Kriechphase (step 3, 10 000 h Kriechen)

Wie in Kapitel 2.1 erwähnt, sind die Umfangsspannungen an dem Innenbogen (Intrados) höher als die an dem Außenbogen (Extrados), wenn die Außen- und Innenwanddicken gleich sind. In der Realität sind die Umfangsspannungen an dem Außenbogen aufgrund der im Vergleich mit der Innenwanddicke kleineren Außenwanddicke, höher als die Spannungen an dem Innenbogen, Bild 73.

### 7.3.2 Rohrbogen mit Umwicklung

Für die Berechnung des armierten Rohrbogens wird das nachfolgend geschilderte Konzept vorgeschlagen, das den Einfluss der Variation der Wicklungsdicken berücksichtigt. Die Innenaußendurchmesser der Umwicklung werden in dem System als konstant mit 246 mm idealisiert. Wie in der schematischen Skizze in Bild 74 dargestellt, sind die Wicklungsdicken auf der Außenseite des Rohrsystems konstant und betragen die Hälfte der Wanddicke im geraden Teil des metallischen Rohres (11,5 mm). Aufgrund des gleichen Wicklungsvolumens auf der Innen- und Außenseite können die Wanddicken der Armierung auf der Innenseite berechnet werden. Die Wicklungsdicken auf der Innenseite sind unterschiedlich: die Wicklungsdicke auf der 45°-Ebene des Rohrbogens (Ebene 1) ist die größte mit 16,3 mm, die Dicke auf der Verbindungsebene (Ebene 2) beträgt 13,9 mm und die Wicklungsdicke am Ende auf der Ebene 3 ist am geringsten mit 11,5 mm, gleich wie die Wicklungsdicke auf der Außenseite.

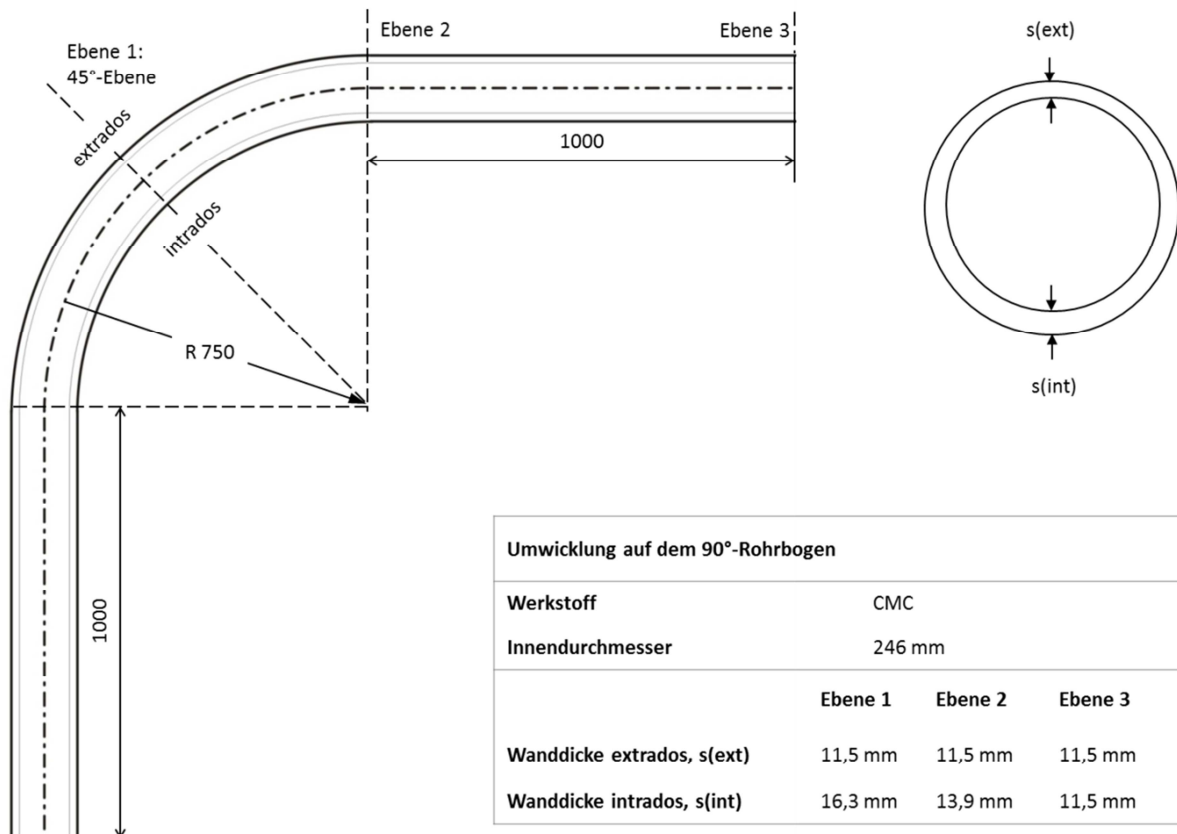


Bild 74: Geometrie der berechneten Umwicklung auf dem Stahlrohrbogen

Für das gesamte umwickelte Rohrsystem wird ein 3D-Modell mit gleichen Randbedingungen wie im Rohrbogen ohne Umwicklung erstellt, Bild 75. Für die Kenndaten der keramischen Umwicklung werden der Elastizitätsmodul mit 50 GPa und der thermische Ausdehnungskoeffizient von  $9 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$  für die Berechnungen verwendet. Zwischen der Umwicklung und dem Grundrohr wird ebenfalls wie in der 2D-Modellierung des geraden Rohres eine „surface-to-surface contact“ definiert.

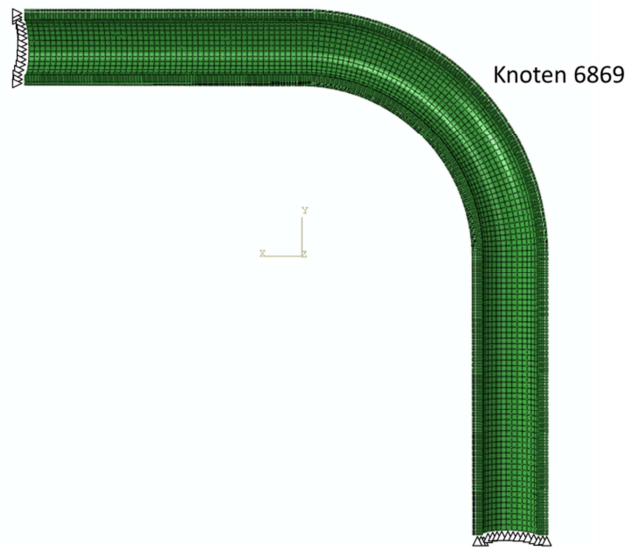


Bild 75: FE-Netz für den umwickelten Stahlrohrbogen (20480 Elemente, 102226 Knoten)

Die gleichen Belastungssituationen werden simuliert: Step 1 – Innendruckbeanspruchung mit 251 bar, Step 2 – Temperaturerhöhung des gesamten umwickelten Systems von RT auf 530°C und Step 3 – Kriechphase für 10 000 h. Die Verteilung der Vergleichsspannung in dem System sowie in dem Bogenbereich nach jedem Belastungsfall ist in Bild 76 dargestellt.

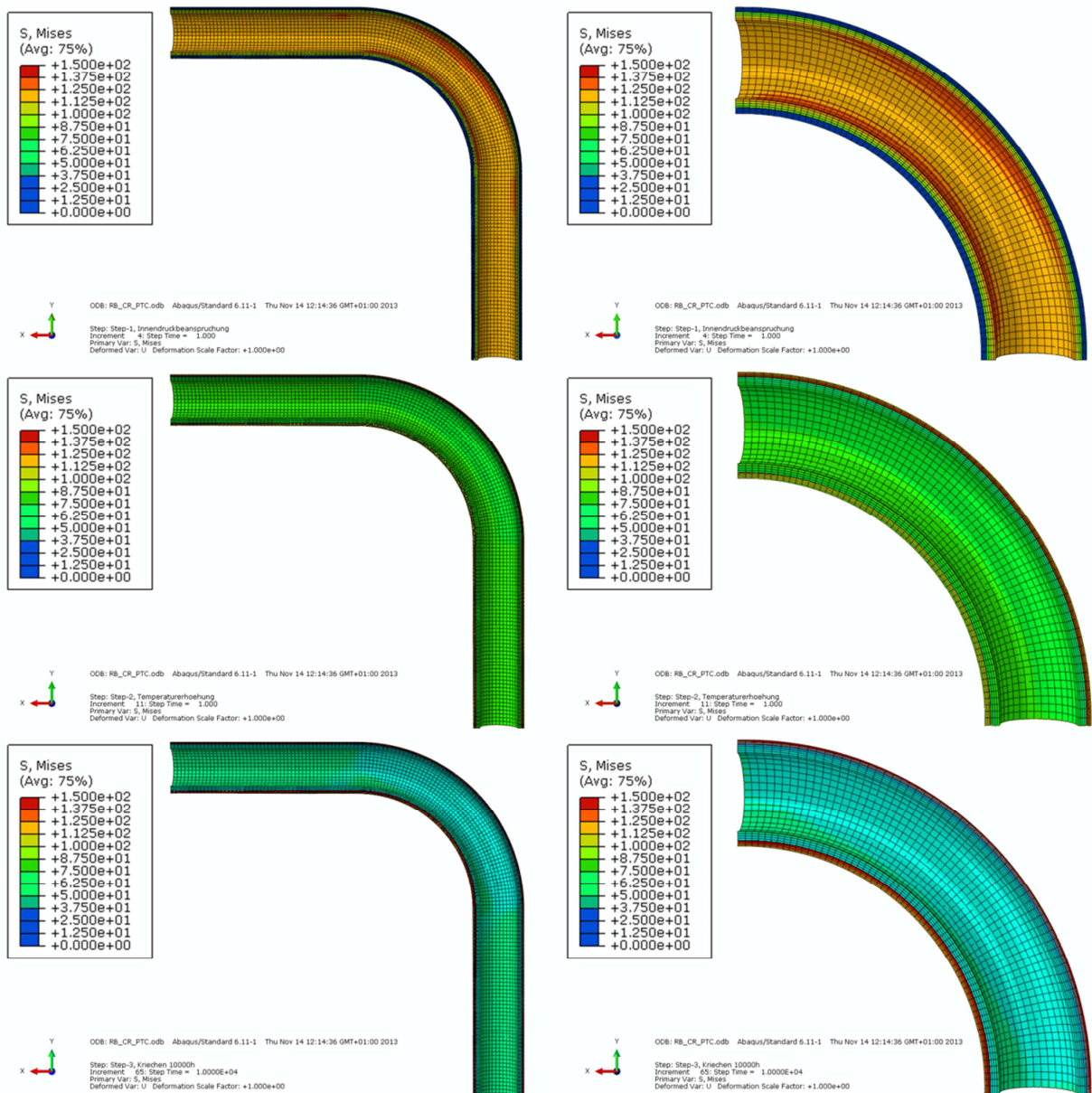


Bild 76: Spannungszustände im umwickelten Rohrbogen jeweils nach reiner Innendruckbeaufschlagung (Step 1, 251 bar; oben), nach anschließender Temperaturerhöhung (Step 2, 530°C; mittig) und nachfolgender Kriechphase (Step 3, 10 000 h Kriechen; unten)

Im Vergleich mit den Spannungssituationen in dem nicht umwickelten Rohrbogen in Bild 72, sind die Spannungen in dem Rohrbogen mit Umwicklung deutlich kleiner geworden. Außerdem wird die Spannungsverteilung in der Verbundstruktur durch die Temperaturänderung erheblich beeinflusst. In folgenden Bildern 77 bis 79 sind die detaillierten radialen Spannungsverläufe entlang der Außenwanddicke in der Mittenebene des Bogens für das umwickelte und nicht bewickelte Rohrsystem gegenübergestellt.

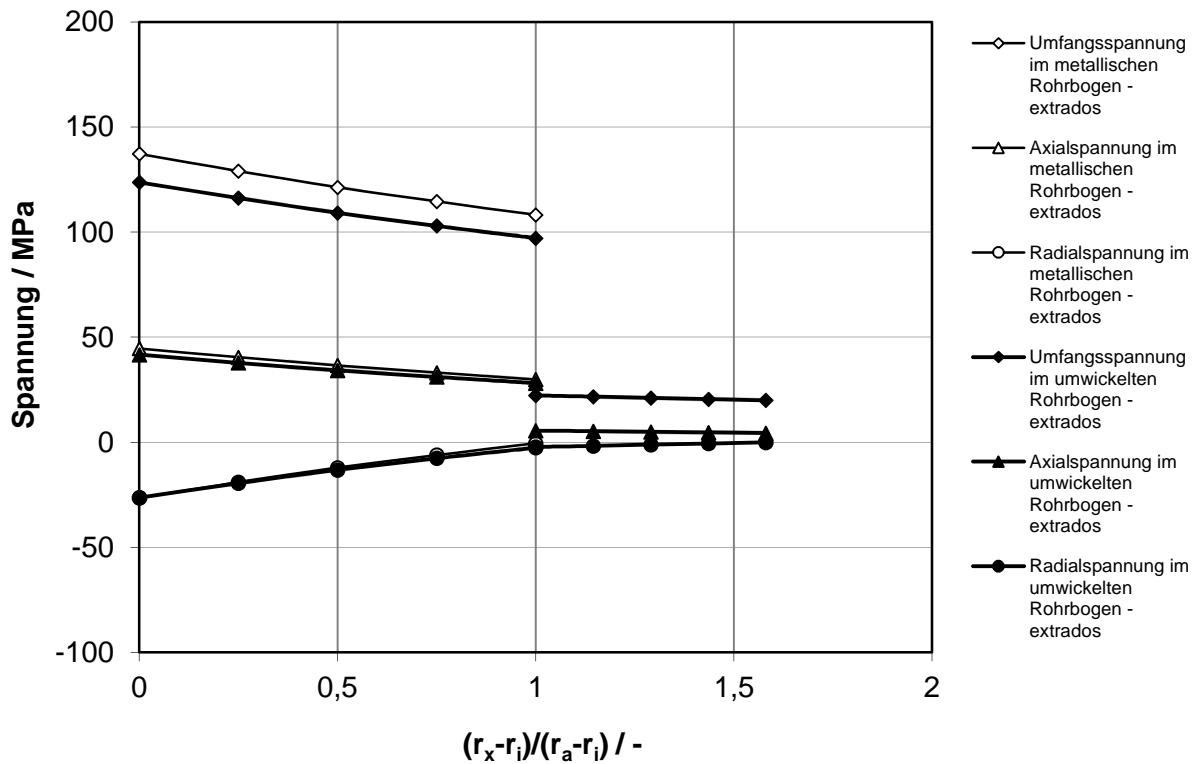


Bild 77: Spannungsverläufe entlang der Außenwanddicke auf der 45°-Ebene im Rohrbogen nach Step 1 – 251 bar

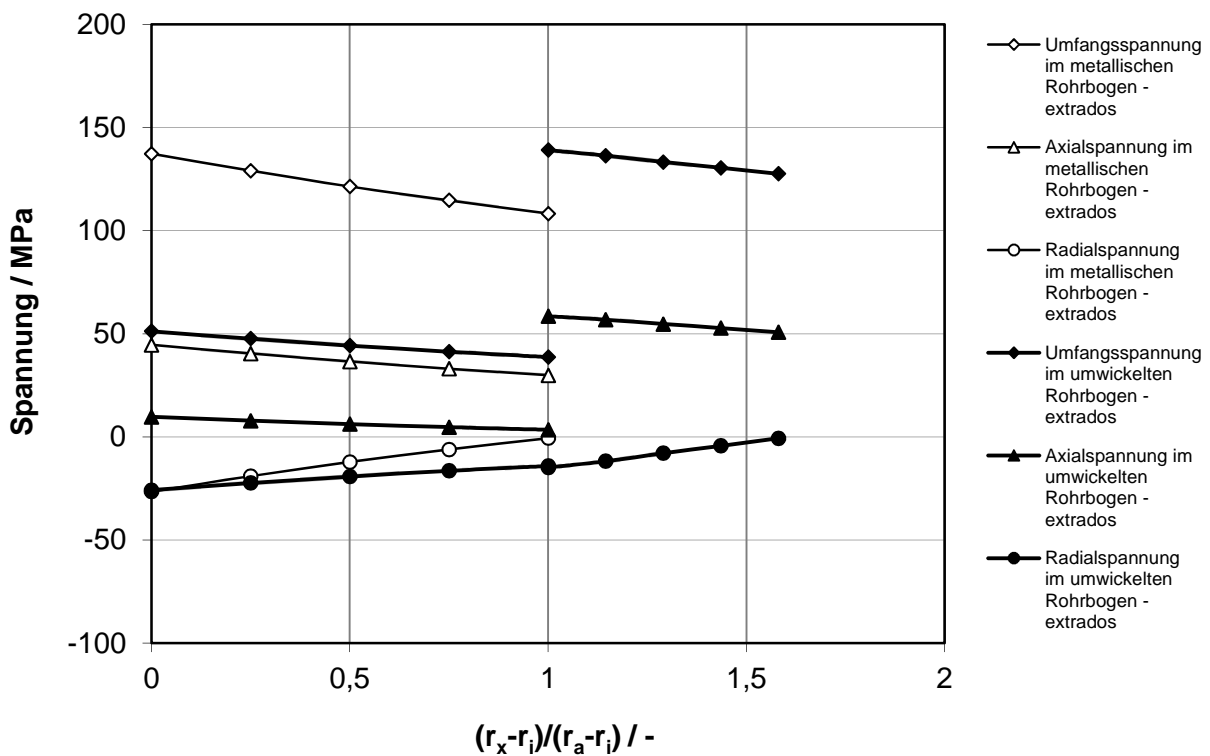


Bild 78: Spannungsverläufe entlang der Außenwanddicke auf der 45°-Ebene im Rohrbogen nach Step 2 – 530°C

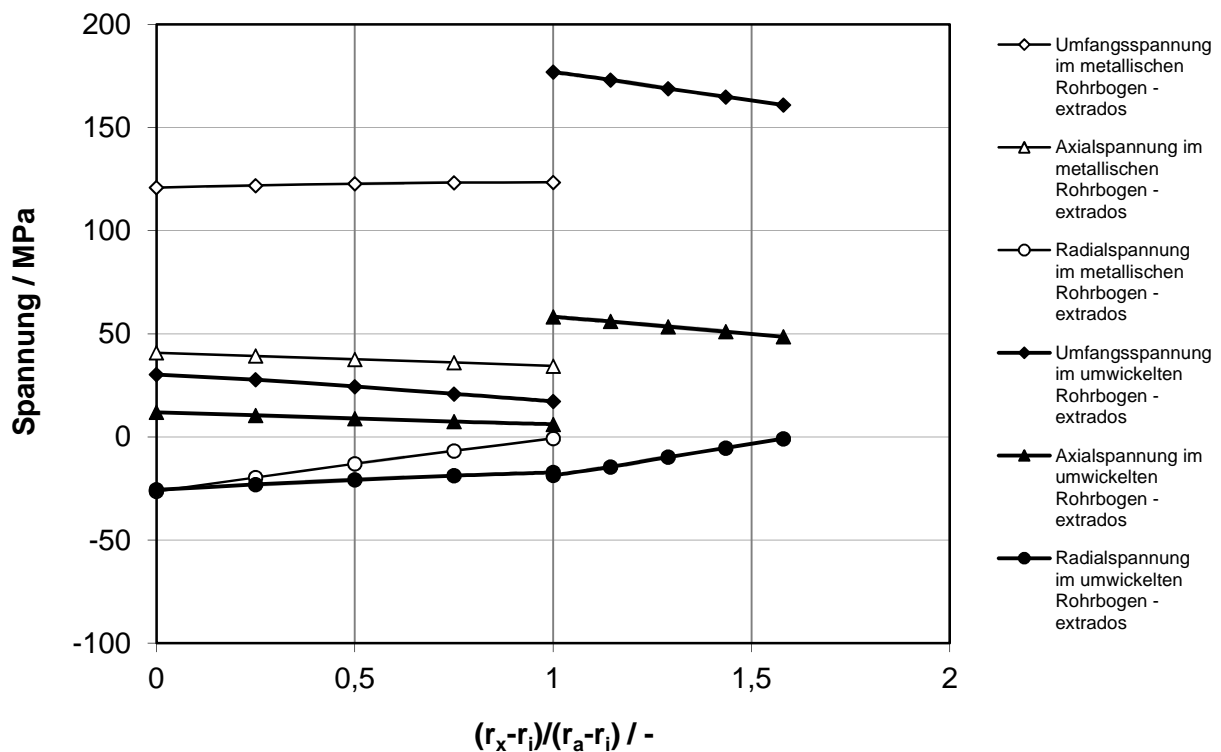


Bild 79: Spannungsverläufe entlang der Außenwanddicke auf der 45°-Ebene im Rohrbogen nach Step 3 – 10 000 h Kriechen

Wie dargestellt, ist das Dickenverhältnis zwischen Jacket und Liner in der Mitte der Bogenaußenseite ca. 0,6. Entsprechend den Ergebnissen der Berechnungen für gerade Rohre, wird ein kleiner Teil der Innendruckbelastungen im Stahlrohrbogen von der äußeren Wicklung getragen. Nach der Temperaturerhöhung wird aufgrund der Differenz in der thermischen Dehnung ein großer Teil der Gesamtbelastungen auf die Wicklung übertragen. Die höchste Spannung in dem Compoundrohr liegt auf dem Innenrand der Wicklung. Die Spannungen in der Wicklung werden nach der Kriechphase weiter ansteigen, während die Spannungen in Stahlrohr abnehmen. Die Spannungsverläufe entlang der Innenwanddicke des Bogens zeigen ähnliche Ergebnisse. Verglichen werden in folgendem Bild 80 die zeitlichen Verläufe der äquivalenten Kriechdehnungen in beiden Fällen an dem Knoten 6869, der sich an dem Innenrand auf der Bogenaußenseite befindet (Stelle des Knotens siehe Bild 75).

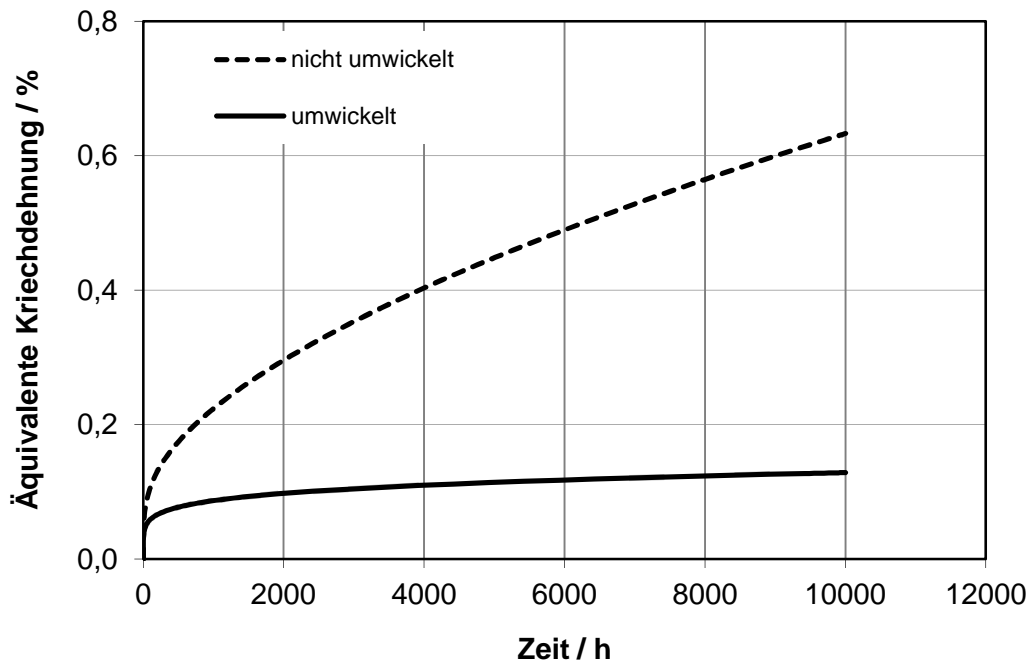


Bild 80: Zeitliche Verläufe der Vergleichskriechdehnung an der Knote 6869

In dem umwickelten Rohrbogen sind die Kriechdehnungen im Stahl sowie die Dehnraten deutlich geringer. Aus den Ergebnissen der FE Berechnungen sieht man, dass das Kriechverhalten des Stahlrohrbogens durch die aufbrachten keramischen Wicklungen unterdrückt werden kann. Damit wurde gezeigt, dass das Konzept der Metall-Keramik-Verbundstruktur sowohl in einer geraden Rohrleitung als auch in 90°-Rohrbogensystem funktioniert.

## 8 Feldversuch im Kraftwerk

### 8.1 Umwicklung der Leitung und Anbringung der Sensorik

Die prinzipielle Anwendbarkeit und die Tragfähigkeit der Compoundrohre bei hoher Temperatur und Innendruckbeanspruchung wurde mit den Laborprüfkörpern nachgewiesen. Hierbei wurde auf eingeführte maschinelle Wickeltechniken im Labor zurückgegriffen. Das Ziel des Feldversuchs war es, die grundlegende Machbarkeit mit einer Vor-Ort-Wicklungstechnik an einem realen Bauteil zu demonstrieren. Dies erfolgte durch die Firma Schunk Kohlenstofftechnik (SKT) bzw. das Fraunhofer-Institut für Silicatforschung, Zentrum HTL in Bayreuth (HTL-ISC).

Dieser Feldversuch an einem ungeschwächten metallischen Grundkörper war nicht mit einem Festigkeitsnachweis bzw. Nachweis der Tragfähigkeit der Umwicklung bezüglich einer kriechdehnungsreduzierenden Wirkung verbunden. Ziel war darzustellen, dass unter Kraftwerksbedingungen eine Ummantelung eines Rohres technisch umsetzbar ist. Für die Beurteilung, in welchem Umfang die Ummantelung des Rohres das Kriechen unterdrückt, hätte das Grundrohr im tragenden Querschnitt geschwächt werden müssen, was aus Sicherheitsgründen nicht möglich war, da der Verbund mit der Vor-Ort Wickeltechnik festigkeitstechnisch nicht abgesichert ist. Dennoch wurde eine Instrumentierung des reinen Grundrohres mit kapazitiven Dehnungsmessstreifen vorgenommen. Sie hat das Ziel, zusammen mit den in dem Fasermantel eingebrachten Widerstandsdrähten,

- zum einen Änderungen im betrieblichen Verformungsverhalten zu ermitteln, die allerdings – wegen der geringen betrieblichen Belastung – nur qualitative Informationen liefern werden,
- zum anderen, ob die im Labormaßstab erfolgreich entwickelten Techniken zur Überwachung auch bei realen Bauteilen zusammen mit der neuen Vor-Ort Wickeltechnik einsetzbar sind.

Die Instrumentierung mit HT-DMS fand in Juni 2011 während eines Revisionszeitraums statt.



Bild 81: Stand der A-Leitung vor der Instrumentierung

Vor der Instrumentierung wurde die Rohroberfläche durch Sandstrahlen gereinigt, nachdem die Isolierung beseitigt wurde, Bild 81.

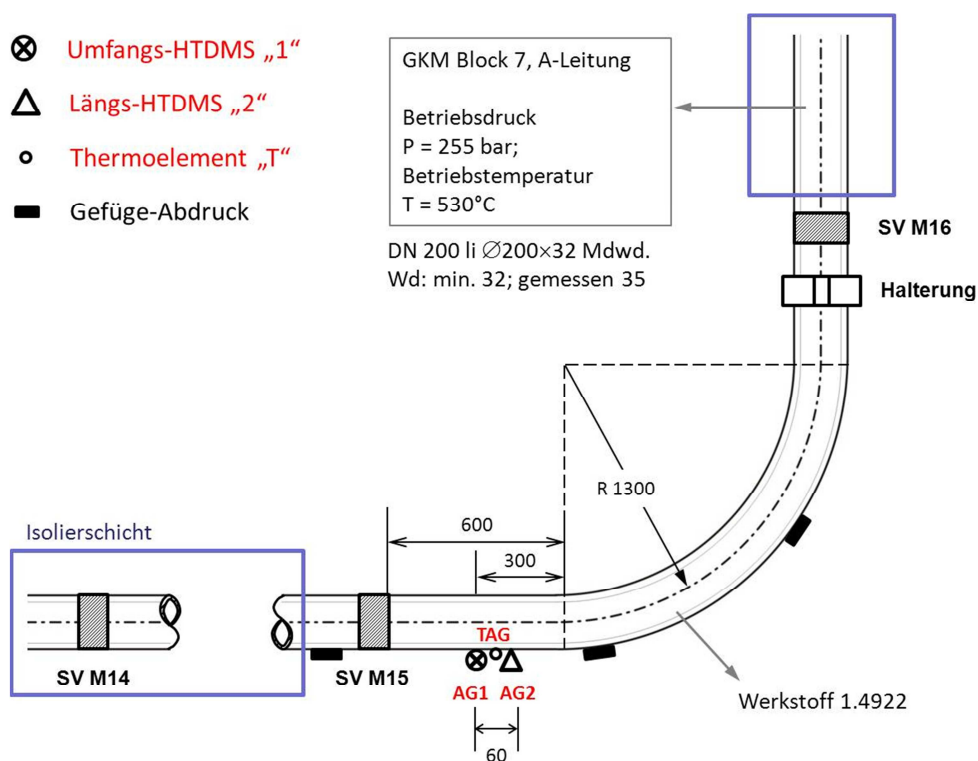


Bild 82: Positionen der instrumentierten HT-DMS (AG1, AG2) und des Thermoelements (TAG) auf dem geraden Teil der A-Leitung

Nach der Oberflächenbearbeitung wurde der Rohrbogen am geraden Schenkel mit zwei vorkalibrierten kapazitiven HT-DMS (AG1 und AG2 in Bild 82) jeweils in Umfangsrichtung und in

Axialrichtung instrumentiert. Ein korrespondierendes Thermoelement (TAG) wurde in der Nähe der Messstellen angebracht. Ein denkbarer Verzug der Rohrleitung aufgrund des Feldversuchs wäre mit dieser Messtechnik sofort erkennbar gewesen.

Bei der Instrumentierung der Dehnungsmessstreifen wurden die jeweiligen Schweißpunkt-abstände und die Anfangskapazität gemessen. Aus der Änderung der Kapazität konnten Dehnungen in den Umfangs- und Axialrichtungen ermittelt werden. Die zeitlichen Verläufe der aus den Rohdaten ausgewerteten Umfangsdehnung und der synchron dazu auf der Rohroberfläche gemessenen Temperatur sind in Bild 83 dargestellt.

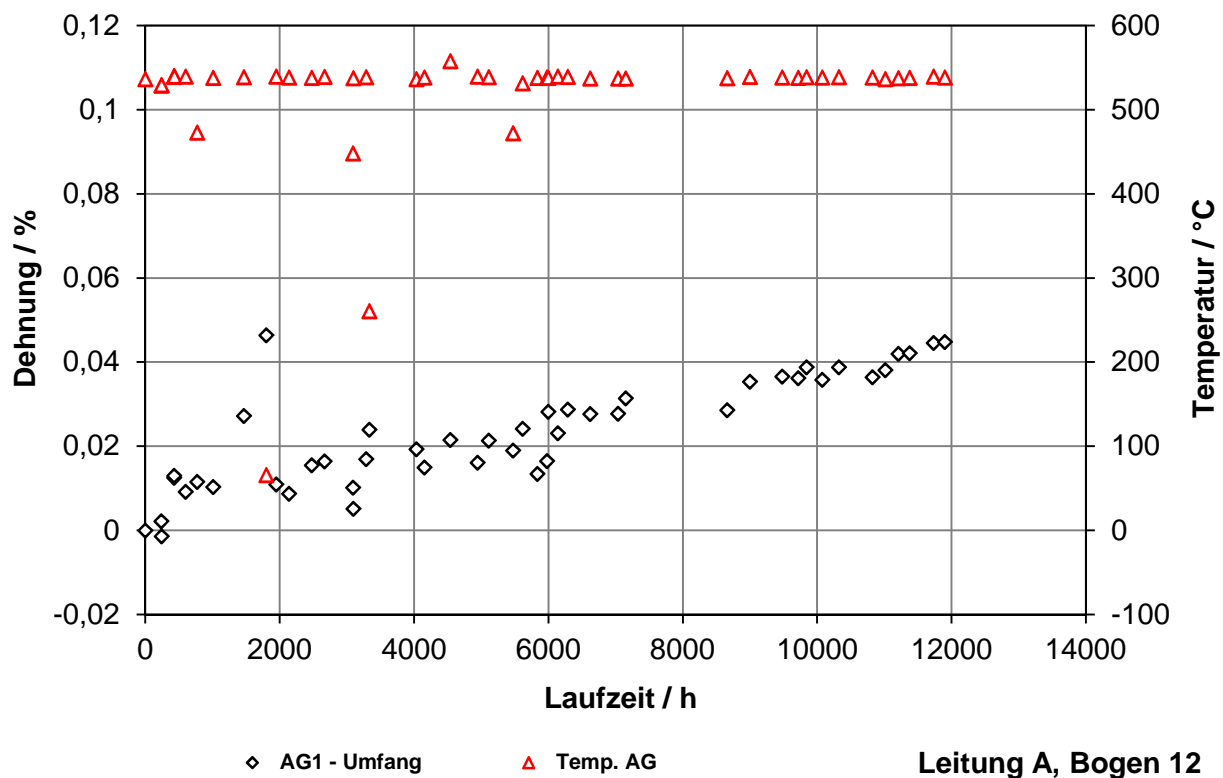


Bild 83: Ausgewertete Umfangsdehnung und die Messtemperatur in Abhängigkeit der Laufzeit (aus Messdaten vom 05.08.2011 bis 13.12.2012)

In dem gesamten Messzeitraum waren die Temperaturen außer kurzzeitlicher Temperaturschwankungen annähernd konstant bei ca. 530°C. Die ermittelte Dehnung entspricht also der isothermen Kriechdehnung. Nach einer Laufzeit von ca. 12 000 h hatte die Kriechdehnung in der Umfangsrichtung den Wert 0,045 % erreicht.

Die Umwicklung der Rohrleitung im GKM fand in der Zeit der Revision des Kraftwerksblocks, im Zeitraum vom 16.06.2012 bis zum 07.07.2012 statt. Vor der Umwicklung wurden

Thermoelemente direkt auf der Rohroberfläche positioniert, damit konnten während der Wärmebehandlung zur Keramisierung der Wicklungen, die Oberflächentemperaturen der Stahlleitungen überwacht werden.

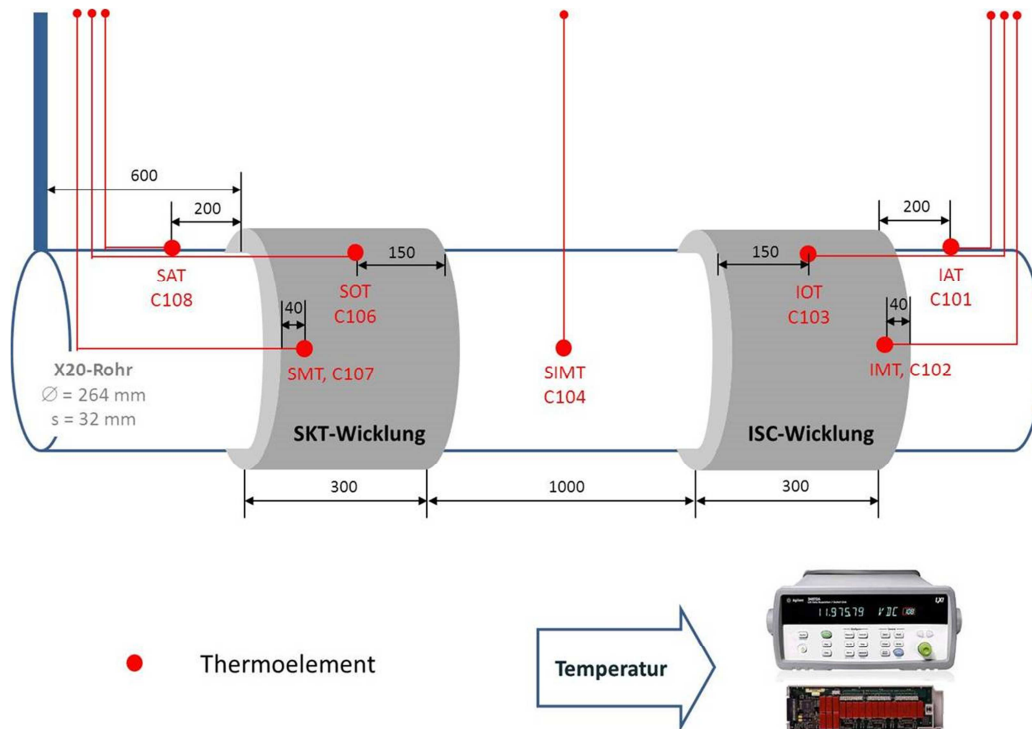


Bild 84: Skizze der Positionen für die SKT- und ISC-Wicklungen und die instrumentierten Thermoelemente

Es wurden für jede Wicklung jeweils ein Thermoelement oben mittig auf dem Rohr (Positionen SOT, IOT in Bild 84), ein Thermoelement seitlich des Rohres (SMT, IMT), ein Thermoelement unter den Stützmatte (SAT, IAT) und zusätzlich ein Thermoelement zwischen den zwei Wicklungen (SIMT) angebracht. Während der Handwicklung wurden Drähte aus NiCr 80/20 zwischen Prepreg und Faserbändern miteingewickelt. Aus deren laufend aufgezeichneten Messsignalen im nachfolgenden Betrieb konnten die Verformungsinformationen der Umwicklungen detektiert werden. Damit stehen also nicht nur Informationen darüber zur Verfügung, ob die gesamten Wicklungen intakt sind, sondern auch ein online überwachbares Signal der Verformungsentwicklung.

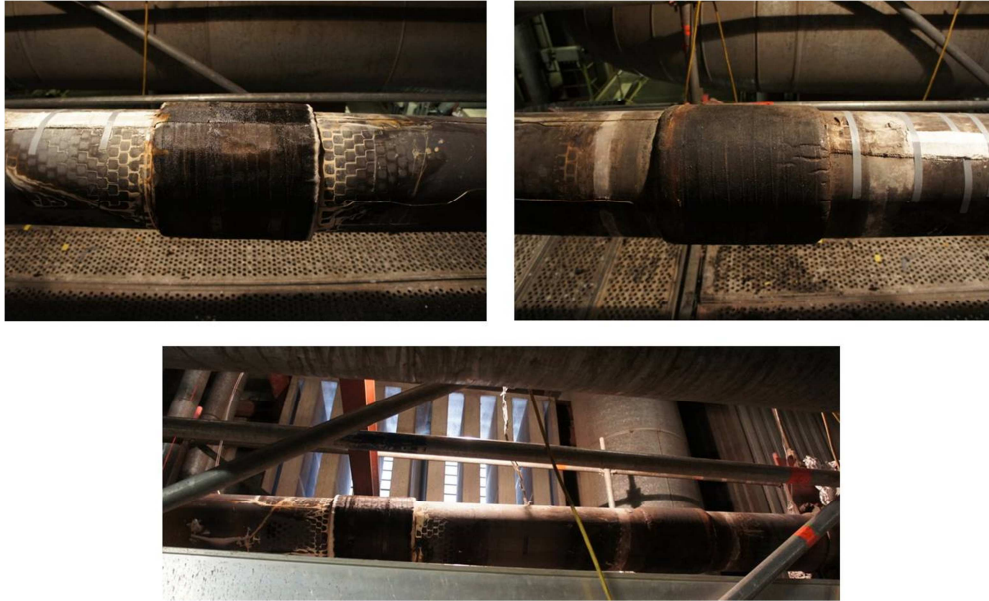


Bild 85: Gefertigte Wicklungen von HTL-ISC mit einer Gesamtdicke von 16 mm (links) und von SKT mit einer Gesamtdicke von 12 mm (rechts)

Die Vorgehensweise beim Aufbringen und Wärmebehandeln der Wicklungen ist in [33] und [45] ausführlich dargestellt. Bei den Wärmebehandlungen wurde darauf geachtet, dass die Rohrleitung selbst thermisch nicht negativ beeinflusst wurde, d.h. dass die Temperaturen an der Stahlrohroberfläche unterhalb der zulässigen Anlasstemperatur geblieben sind. Die von SKT und HTL-ISC angefertigten Wicklungen sind in Bild 85 dargestellt.

## 8.2 Erfassung der Messdaten während des Betriebs der Leitung

Nach der Revision wurde die A-Leitung einschließlich der umwickelten Bereiche wieder in Betrieb genommen. Die Messdaten der elektrischen Signale der vier miteingewickelten Widerstandsdrähte aus NiCr 80/20 (2 Drähte unter jeder Wicklung) wurden während des Kraftwerkbetriebs mit Hilfe eines Datenloggers (Agilent-Messgerät), der Vor-Ort mit den Drähten verbunden ist, erfasst. Zusätzlich zu den Widerstandsmessungen wurden mit diesem Gerät auch die Informationen der Temperaturmessungen an den erwähnten Messstellen aufgezeichnet.

Aufgrund eines Stromausfalls sind teilweise Messdaten des Feldversuchs im begrenzten Zeitraum zwischen Juli und September 2012 verloren gegangen. Seit Anfang Oktober 2012 wurden die Messdaten wieder erfolgreich erfasst. Die kontinuierlichen zeitlichen Temperatur-

und Widerstandsverläufe zwischen dem Zeitraum von 08.10.2012 16:29 bis 11.01.2013 16:39 sind in Bild 86 dargestellt.

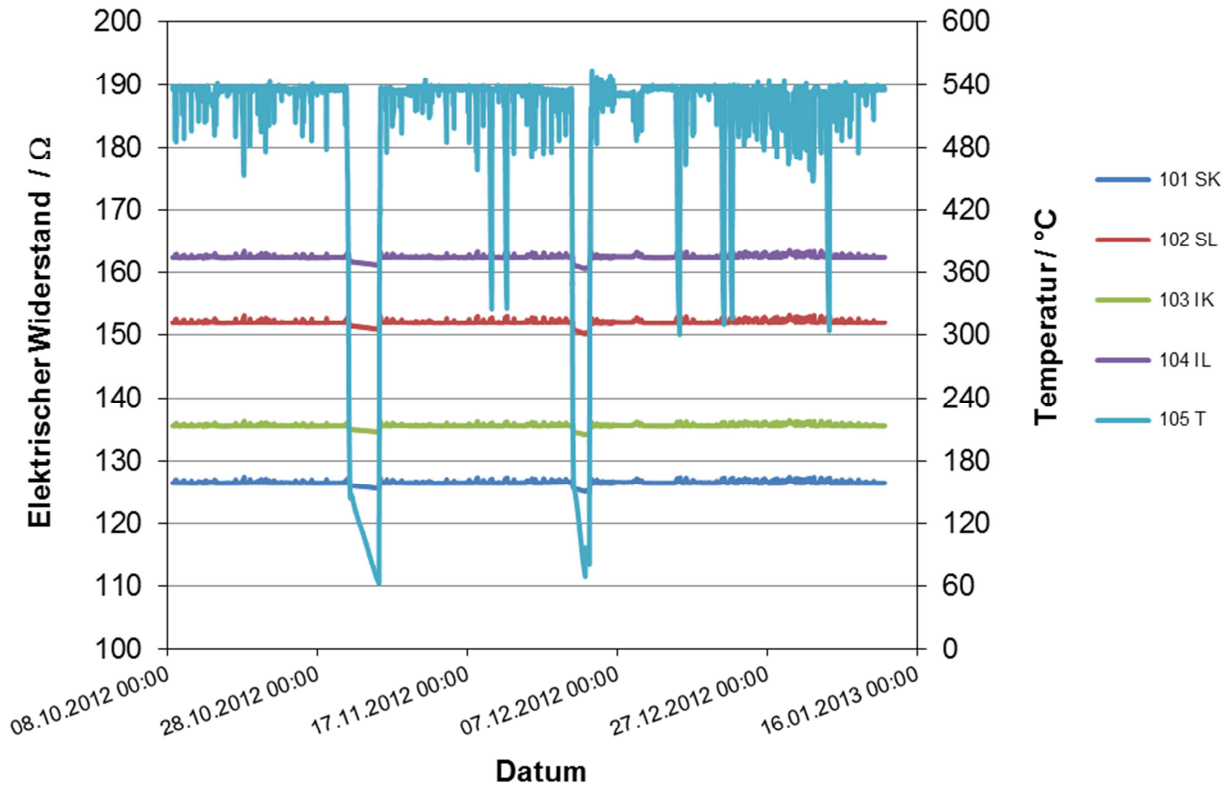


Bild 86: Temperaturverlauf im umwickelten Leitungsbereich (Channel 105) und Widerstandsverläufe an allen vier Messstellen (Channel 101 bis 104)

Die gesamte erfasste Laufzeit war 2280 Stunden, wobei die Dampftemperaturen entsprechend dem Kraftwerksbetrieb Werte zwischen 60°C und 550°C annahmen. Somit änderten sich die gemessenen elektrischen Widerstände der Drähte aus NiCr 80/20. Die proportionale Beziehung zwischen der Widerstandsänderung und der Dehnung ist mit der Formel

$$\frac{\Delta R}{R_0} = k \cdot \frac{\Delta l}{l_0} = k \cdot \varepsilon \quad (4)$$

gegeben, die für isotherme Bedingungen gültig ist. Zur Auswertung wurden Daten für den Temperaturbereich zwischen 530°C und 540°C ausgefiltert und dabei die Temperatur als nahezu konstant betrachtet. Die Betriebsdauer in diesem Temperaturbereich war insgesamt 1591 Stunden, Bild 87.

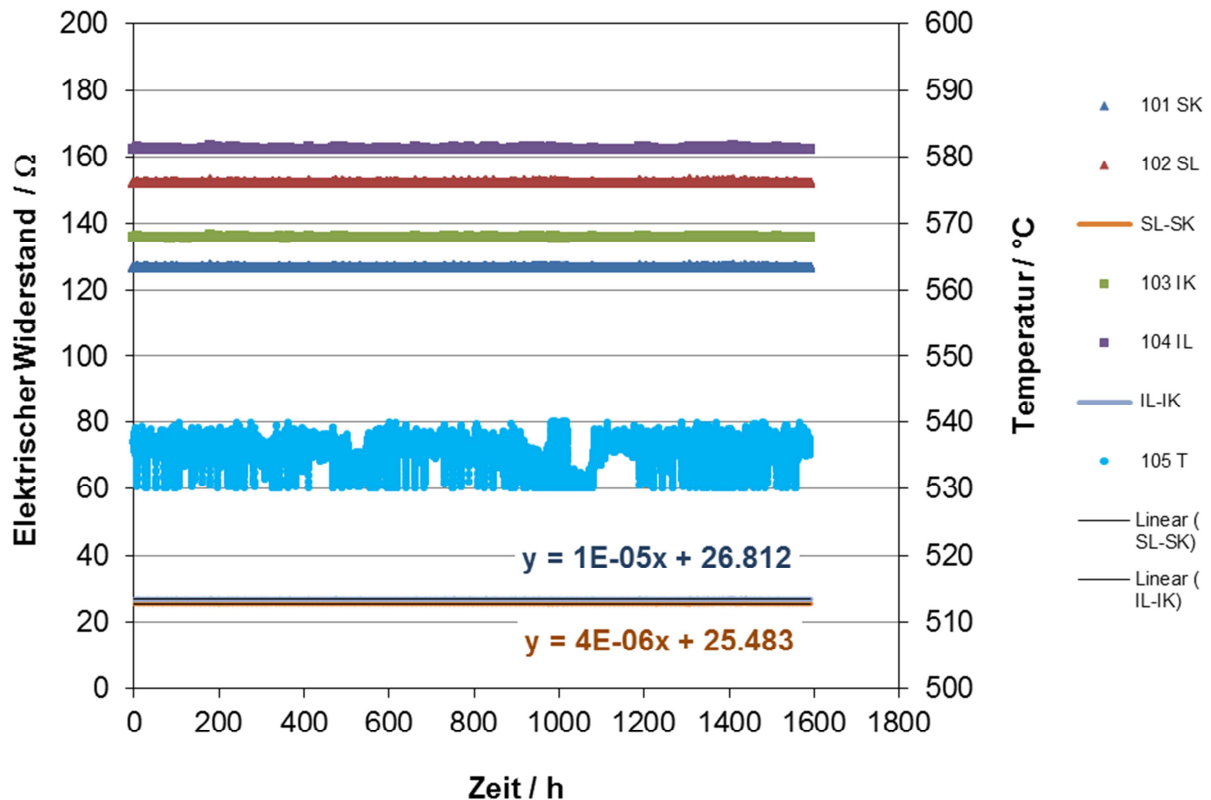


Bild 87: Messdaten im begrenzten Temperaturbereich zwischen 530°C und 540°C im Feldversuch

Bei allen vier Drähten (SK und SL in der SKT-Wicklung und IK und IL in der ISC-Wicklung) sind die bisher ermittelten Messsignale im Betrieb der Leitung näherungsweise konstant. Da für jede Wicklung zwei Drähte mit unterschiedlichen Längen auf gleicher Ebene eingewickelt wurden, wurde die Differenz der elektrischen Widerstände von diesen zwei Drähten berechnet, um eine höhere Messgenauigkeit zu erreichen. Die auf diese Weise erhaltenen Ergebnisse (SL-SK, IL-IK in Bild 87) zeigen beide lineare Verläufe. Die Steigung der Linien entspricht dem Wert von  $\Delta R / R_0$  in der Gleichung. Daraus ergeben sich Dehnungen in Umfangsrichtung mit den Werten von  $5 \cdot 10^{-6}$  für die ISC-Wicklung und  $2 \cdot 10^{-6}$  für die SKT-Wicklung. Als Vergleich kann die Messung des HT-DMS am metallischen Grundrohr herangezogen werden, siehe Kapitel 8.1.

Die aus diesen Messdaten ermittelten Dehnungen können jedoch noch nicht direkt als Absolutgrößen einer Kriechdehnung verstanden werden. Die zeitlichen Änderungen können allerdings für den Vergleich mit den Resultaten aus FE-Rechnungen verwendet werden.

Um diese Methode als Dehnungsmessverfahren zu verwenden, müssen kalibrierende Laborversuche oder Feldversuche mit freien belasteten und unbelasteten Drähten bei konstant hohen Temperaturen vorliegen. Insbesondere sollten Anfangs- und Endeffekte vermieden werden, die durch die mechanische Anspannung der Widerstandsdrähte im Bereich des

Eintretens der Drähte in die Umwicklung entstehen können. Im Vergleich zu den durchgeführten Laborversuchen mit Widerstandsmessung ist diese Methode besonders für große Rohrdimensionen und Gewebewicklung geeignet.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die damit neu entwickelte Widerstandsmessmethode für die Überwachung des Betriebs von mit keramischen Jackets verstärkten Leitungen geeignet ist. Der im Jacket miteingewickelte Draht funktioniert im Prinzip wie ein großer „Dehnungsaufnehmer“. Der dafür ausgewählte, von der Forschungseinrichtung Technion empfohlene Werkstoff NiCr 80/20 hat sich für diesen Zweck und die betroffene Betriebstemperatur als geeignet gezeigt. Der bisherige Feldversuch mit Widerstandsmessungen hat gezeigt, dass die Messung für die umwickelten Leitungsbereiche funktioniert und genaue Messdaten erhalten werden können. Die Methode ist zudem einfach, kostengünstig und insbesondere großflächig wirkend. Nach weiterer Optimierung kann dieses Verfahren im Hochtemperaturbereich vermutlich eine weitere Verbreitung finden.

### 8.3 Abgleich der Messdaten

Im Feldversuch wurden Verformungen bzw. Dehnungen im Bereich der metallischen Leitung ohne Wicklung und in dem umwickelten Bereich jeweils mittels kapazitiver Dehnungsverfahren und durch die neu entwickelte Widerstandsmessung ermittelt. Beide Messergebnisse lassen sich nun gegenüberstellend vergleichen. Die Leitung ohne Wicklung hatte unter normaler Betriebsbeanspruchung mit dem Innendruck von 255 bar bei 530°C nach einer Laufzeit von ca. 12000 h die Dehnung in Umfangsrichtung von 0,045 % erreicht, Bild 83. Daraus lässt sich eine Dehnrates von  $(4-5) \cdot 10^{-8}$  1/h berechnen.

In dem Leitungsbereich mit den beiden Wicklungen wurden nach einer Laufzeit von 2280 h aus den gemessenen Widerstandsänderungen, Dehnungen in Umfangsrichtung mit den Werten von  $5 \cdot 10^{-6}$  für die ISC-Wicklung und  $2 \cdot 10^{-6}$  für die SKT-Wicklung ermittelt. Die ausgewerteten Dehnrates lagen im Bereich von  $(1-3) \cdot 10^{-9}$  1/h.

Aus den Ergebnissen kann man schließen, dass sich die maßgebliche Dehnrates in der Umfangsrichtung des Rohres nach der Verstärkung mit dem keramischen Jacket um den Faktor 10 verringert hat. Damit hat der durchgeführte Feldversuch nicht nur die technische Machbarkeit der Wicklungstechnik, sondern auch das Potenzial einer kriechdehnungs-

reduzierenden Wirkung solcher Compoundrohr-Wicklung nachgewiesen, ohne allerdings die Vor-Ort Technik selbst zu qualifizieren.

## 9 Zusammenfassung und Fazit

In dieser Arbeit wurde ein neuartiges Konzept von Compoundrohren für den Anwendungsfall im Hochtemperaturbereich untersucht. Unter dem Begriff „Compoundrohr“ wird eine Kombination aus einem innenliegenden Stahlrohr – Liner – und einer Umwicklung aus keramischem Faserverbundwerkstoff – Jacket – verstanden. Ziel dieses neuen Konzeptes ist es, die Lebensdauer von im Hochtemperaturbereich eingesetzten innendruckbeanspruchten Rohrleitungen durch das Unterdrücken des Kriechverhaltens von Stählen zu erhöhen.

Die durchgeführten numerischen und experimentellen Untersuchungen an Laborprüfkörpern haben die Wirksamkeit des Konzeptes – nämlich die Unterdrückung der Kriechdehnung im metallischen Partner - nachgewiesen. Der Nachweis erfolgte auf der Basis von 10 unterschiedlich umwickelten Laborprüfkörper, die vergleichend mit zwei nicht umwickelten Referenzproben unter kraftwerkstypischer Innendruckbeanspruchung bei 600°C unter 350 bar Innendruck geprüft wurden. Die Laborprüfkörper wurden bei den Forschungspartnern SKT und HTL-ISC umwickelt. Ein wesentliches Ergebnis war die Erkenntnis, dass die Art und Ausführung der Faserummantelung einen signifikanten Einfluss auf die Belastungssituation in dem metallischen Liner hat und damit die Kriechverformung im Liner unterbinden kann. Ummantelte Rohrproben mit einer unidirektionalen Faserwicklung mit der gleichen Wandstärke wie das Grundrohr können im Vergleich zu den nicht ummantelten Referenzproben eine vielfach längere Versagenszeit erreichen. Umwicklungen aus Gewebestruktur mit bevorzugten Faserorientierungen zeigten eine alternative Möglichkeit der keramischen Ummantelung. Die mit Gewebe ummantelte Probe zeigte ebenfalls eine erhöhte Versagenszeit verglichen mit der nicht ummantelten Referenzprobe. Aufgrund der reduzierten Fasermenge in der Umfangsrichtung versagt diese Probe sichtbar früher als die unidirektional gewickelten Compound-Proben. Die entwickelten Modellierungen für die numerische Simulation der Spannungen und Dehnungen im Verbund zeigten eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Befunden. Die numerische Simulation scheint damit ein geeignetes Werkzeug zum Nachweis der Festigkeit von Bauteilen zu sein. Die ersten Berechnungen an realen Bauteilen in Verbindung mit den neu eingesetzten Verfahren zur Ermittlung des Dehnungsverhaltens im Jacket haben die Effektivität der Berechnung mit den verwendeten Vereinfachungen und Annahmen demonstriert.

Kriterien zum Ausschluss eines möglichen Versagens wurden über die Festlegung kritischer Verformungs- bzw. Dehngrenzen vorgeschlagen. Bei diesen ist die Nachprüfung der Übertragbarkeit auf große Bauteile offen.

Eine weitere wesentliche Erkenntnis war, dass die in Laborversuchen entwickelten Methoden über eingewickelte Drähte auf der Grundlage der Widerstandsmessung zur Lebensdauerüberwachung dieses Verbundwerkstoffes auch an realen Bauteilen verwendet werden konnten.

## 10 Literaturverzeichnis

- [1] DIN 2413-1: Berechnung der Wanddicke von Stahlrohren gegen Innendruck. 1993
- [2] S.H. Crandall, N.C. Dahl, T.J. Lardner: An introduction to the mechanics of solids. 2<sup>nd</sup> ed. McGraw-Hill International Editions, 1978
- [3] I.W. Goodall: Lower bound limit analysis of curved tubes loaded by combined internal pressure and in-plane bending moment. CEGB Report RD/B/N4360, Central Electricity Generating Board, Berkeley, UK, 1978
- [4] TRD 301 Anlage 2: Berechnung von Rohrbögen. 10.1976
- [5] S.P. Hong, J.H. An, Y.J. Kim, K. Nikbin, P.J. Budden: Approximate elastic stress estimates for elbows under internal pressure. International Journal of Mechanical Sciences 53 (2011). 526-535
- [6] S. Schwaigerer: Festigkeitsberechnung im Dampfkessel-, Behälter- und Rohrleitungsbau, 4. Auflage. Springer Verlag, 1990
- [7] Patentschrift AT 228566. 07.1963
- [8] Patentschrift AT 405 321 B. 07.1999
- [9] Patent EP 0 987 485 A2. 03.2000
- [10] Patent DE 102 22 258 A1. 10.2003
- [11] Patent EP 0 499 153 A1. 08.1992
- [12] Nachrichten. 3R international (44), Heft 1-2/2005, 11-12
- [13] U. Napierski: GFK-Wickelrohre im Kraftwerksbau – oberirdische Rohrverlegung. 3R international (49), Sonderausgabe Heft 1/2010, 50-53
- [14] V. Strubel: Hydrogen storage systems for automotive application. Final report of european project No. 502667, 2008
- [15] E. Roos, K. Maile: Werkstoffkunde für Ingenieure. Springer Verlag, 2005
- [16] K. Maile: Fortgeschrittene Verfahren zur Beschreibung des Verformungs- und Schädigungsverhaltens von Hochtemperaturbauteilen im Kraftwerksbau. Habilitationsschrift Universität Stuttgart. Shaker Verlag, 1999
- [17] J. Rösler, H. Harders, M. Bäker: Mechanisches Verhalten der Werkstoffe. Teubner Verlag, 2. Auflage, 2006

- 
- [18] M. Rauch, K. Maile, P. Seliger, A. Reuter: Charakterisierung der Schädigungsentwicklung zur Lebensdauerbewertung von Rohrleitungskomponenten aus den neuen 9%-Chromstählen. MPA Universität Stuttgart Abschlussbericht des Forschungsvorhabens AVIF Nr. A152, 2003
- [19] S. Sheng: Anwendungen von Festigkeitshypothesen im Kriechbereich bei mehrachsigen Spannungs-Formänderungszuständen. Dissertation, Universität Stuttgart, 1992
- [20] H. Clausmeyer, K. Kussmaul, E. Roos: Influence of stress state on the failure behavior of cracked components made of steel. Appl. Mech. Rev. Vol. 44, 2, 1991, ASME
- [21] E. Roos, K. Maile: Lebensdauermanagementsystem für Rohrleitungen in fossil befeuerten Kraftwerken. 38. Kraftwerkstechnisches Kolloquium „Kraftwerksbetrieb unter künftigen Rahmenbedingungen“, 24. und 25. Oktober 2006, Dresden. V6.2, 1-8
- [22] B. Hahn, R.U. Husemann, A. Klenk, J. Ladeur, K. Maile: Vorschläge zur Lebensdauerüberwachung und Restlebensdauerermittlung an Druckteilkomponenten aus neuen Werkstoffen. 32. MPA-Seminar „Werkstoff- & Bauteilverhalten in der Energie- & Anlagentechnik“, 5. und 6. Oktober 2006, Stuttgart, 20.1-20.19
- [23] O. Stelling, K. Schmidt, A. Klenk: Werkstoffmodelldatenbank - Bereitstellung und Vergleich komplexer Stoffgesetze zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens bei wechselnder und stationärer Beanspruchung und Temperaturen bis zum Kriechbereich. MPA Universität Stuttgart Abschlussbericht des Forschungsvorhabens AVIF Nr. A201, 2006
- [24] J. Schemmel: Beschreibung des Verformungs-, Festigkeits- und Versagensverhaltens von Komponenten im Kriechbereich unter instationärer Beanspruchung mit einem elastisch-viskoplastischen Werkstoffmodell. Dissertation, Universität Stuttgart, 2003
- [25] H. Danielsen, J. Hald: Z-Phase in 9-12 % Cr steels. 4th EPRI International Conference on Advanced Materials Technology for Fossil Power Plants“, Hilton Oceanfront Resort, Hilton Head Island, SC, USA, October 25-28, 2004. 273-283
- [26] A. Graham, K.F.A. Wallis: Relationships between long- and short-time creep and tensile properties of a commercial alloy. Journal of the Iron and Steel Institute, Vol. 179, 1955. 104-121
- [27] W. Krenkel: Ceramic Matrix Composites, Fiber Reinforced Ceramics and their Applications. Wiley-VCH Verlag, 2008
- [28] M. Kuntz: Teil I Das Lehrbuch im Jahrbuch – Technische Keramik (15) – Keramische Faserverbundwerkstoffe. CFI-Ceramic Forum International 2001. 54-71
- [29] VdTÜV-Werkstoffblatt, Stahl 7CrMoVTiB10-10. WB 533/2, 09.2011
- [30] Abnahmeprüfzeugnis des gelieferten Rohrmaterials, 2009

- [31] VdTÜV-Werkstoffblatt, Stahl X20CrMoV11-1. WB 110, 06.2005
- [32] D.M. Wilson: Statistical tensile strength of Nextel™ 610 and Nextel™ 720 fibres. Journal of Materials Science 32 (1997). 2535-2542
- [33] R. Weiss: Ressourceneffiziente fasermantelnde Stahlrohre für Höchsttemperaturdampfanwendungen. Abschlussbericht zum BMBF-Forschungsvorhaben 03X3529A, 2013
- [34] W. Krenkel, N. Langhof: Ressourceneffiziente fasermantelnde Stahlrohre für Höchsttemperaturdampfanwendungen. Abschlussbericht zum BMBF-Forschungsvorhaben 03X3529C, Universität Bayreuth, 2013
- [35] Abaqus/CAE User's Manual, Version 6.11. Dassault Systemes, 2011
- [36] E. Siebel, S. Schwaigerer: Die Beanspruchungsverhältnisse gewickelter Behälter. Chem.-Ing.-Technik Nr. 4, 24. Jahrg. 1952. 199-203
- [37] K. Eberle, J. Wagner: Versuchstechnik, Kapitel 6: DMS-Technik. Vorlesungsunterlagen, Institut für Statik und Dynamik der Luft- und Raumfahrtkonstruktionen, 2010
- [38] M. Huang, K. Berreth, K. Maile: Ressourceneffiziente fasermantelnde Stahlrohre für Höchsttemperaturdampfanwendungen. Abschlussbericht zum BMBF-Forschungsvorhaben 03X3529B, MPA Universität Stuttgart, 2013
- [39] I. Gotman, E.Y. Gutmanas: Microstructure and thermal stability of coated Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> and SiC. Acta Metall. Mater. Vol. 40, 1992. 121-131
- [40] E.Y. Gutmanas, I. Gotman, W. Kaysser: Coating of non-oxide ceramics by interaction with metal powders. Mater. Sci. Eng. A. Vol. 157, 2, 1992. 233-241
- [41] I. Gotman, E.Y. Gutmanas, P. Mogilevsky: Interaction between SiC and Ti powder. J. Mater. Res. Vol. 8, 10, 1993. 2725-2733
- [42] GKM Interne Mitteilung, 2011
- [43] ECCC data sheet of steel X20CrMoNiV11-1, 2004
- [44] Rohrdaten aus GKM, 2002
- [45] J. Schmidt, C. Eckardt: Ressourceneffiziente fasermantelnde Stahlrohre für Höchsttemperaturdampfanwendungen. Abschlussbericht zum BMBF-Forschungsvorhaben 03X3529D, Fraunhofer-Institut für Silicatforschung ISC-HTL, 2013

# Lebenslauf

## Persönliche Daten

Name	Min Huang
Geschlecht	weiblich
Geburtsdatum, -ort	12. September 1983, Hubei China
Nationalität	Chinesisch
Familienstand	verheiratet

## Schulbildung

September 1989 – Juli 1995	Grundschule Wuxue China
September 1995 – Juli 1998	Mittelschule Wuxue China
September 1998 – Juli 2001	Gymnasium Wuhan China

## Studium

September 2001 – Dezember 2002	Bachelorstudiengang Werkstoffphysik, University of Wuhan, Wuhan China, Abschluss als Bachelor in Juni 2006
Oktober 2003 – Juni 2009	Diplomstudiengang Werkstoffwissenschaft, Universität Stuttgart, Abschluss als Diplom-Ingenieurin

## Berufstätigkeit

August 2009 – September 2009	Geprüfte wissenschaftliche Hilfskräfte am Max-Planck-Institut für Metallforschung, Stuttgart
Oktober 2009 bis jetzt	Wissenschaftliche Mitarbeiterin an der Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart

Stuttgart, März 2015