

BMU-Vorhaben 3610R01385

**Schädigungsmechanische Modellierung des
Resttragvermögens von geschädigten
Dampferzeugerheizrohren**

Abschlussbericht

MPA-Auftrags-Nr. 8418 000 000

Juli 2013

Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart

Anmerkungen:

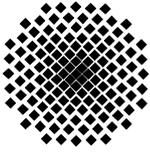
Dieser Bericht ist von der MPA Universität Stuttgart im Auftrag des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit (BMU) im Rahmen des Vorhabens 3610R01385 erstellt worden. Die Verantwortung für den Inhalt liegt jedoch allein beim Auftragnehmer.



**Bundesministerium
für Umwelt, Naturschutz
und Reaktorsicherheit**

Dieser Bericht gibt die Meinung und Auffassung des Auftragnehmers wieder und muss nicht mit der Meinung des auftraggebenden BMU übereinstimmen.

Die MPA Universität Stuttgart und die Autoren übernehmen keine Haftung für Schäden, die aufgrund von weiterführenden oder fehlerhaften Anwendungen der in diesem Bericht dargestellten Ergebnisse entstehen.



BMU-Vorhaben 3610R01385

Schädigungsmechanische Modellierung des Resttragvermögens von geschädigten Dampferzeugerheizrohren

durchgeführt im Auftrag des Bundesministeriums
für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit

Abschlussbericht

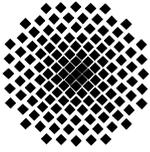
MPA-Auftrags-Nr. 8418 000 000

Projektleiter: Dipl.-Ing. Xaver Schuler

Verfasser: Dipl.-Ing. Sarah Gehrlicher
Dr.-Ing. Michael Seidenfuß

Stuttgart, Juli 2013

Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart



BMU-Vorhaben 3610R01385

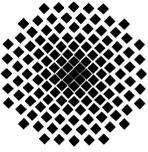
K u r z f a s s u n g

Problemstellung und Zielsetzung

DE-Heizrohre bilden die Verbindung zwischen dem radioaktiven Primärkreislauf und dem nicht-radioaktiven Sekundärkreislauf. Die DE-Heizrohre geben hierbei die Wärme des im Reaktorkern erhitzten Wassers an den Wasser-Dampf-Kreislauf des Sekundärkreislaufes ab. Da die radioaktive Kontamination des Sekundärkreislaufes vermieden werden muss, ist bei Auftreten von Schädigungen (rissartige oder flächige Wanddickenschwächungen) nachzuweisen, dass Leckagen der DE-Heizrohre mit der geforderten Sicherheit ausgeschlossen sind. Kann dieser Nachweis nicht geführt werden oder wird die Zulässigkeitsgrenze erreicht, müssen die betroffenen DE-Heizrohre verschlossen werden, woraus eine Verschlechterung der Wärmeübertragung aus dem Primär- in den Sekundärkreislauf resultiert. Darüber hinaus muss sichergestellt sein, dass unter abdeckenden Störfallbelastungen maximal eine Leckfläche, die dem 2-fachen Rohrquerschnitt eines DE-Heizrohres entspricht auftreten kann.

Vor diesem Hintergrund sind Berechnungsmethoden erforderlich, die eine zuverlässige Quantifizierung von Sicherheitsabständen in Bezug auf das Resttragvermögen geschädigter DE-Heizrohre ermöglichen. Insbesondere bei rissartigen Schädigungen sind die häufig angewandten Verfahren zur Ermittlung einer plastischen Grenztragfähigkeit nicht oder nur eingeschränkt anwendbar. Auch sind diese Verfahren nicht geeignet neben dem Innendruck zusätzlich Lasten z.B. infolge von Zwangsbedingungen in adäquater Weise zu berücksichtigen. Bruchmechanische Berechnungsverfahren sind hier ebenfalls nur sehr eingeschränkt anwendbar. Insbesondere ist aufgrund der geringen Wanddicken die Ermittlung der hierfür erforderlichen bruchmechanischen Werkstoffkennwerte kaum möglich.

Eine Alternative, sowohl zu den plastischen Grenzlastverfahren als auch zur Bruchmechanik, bietet die Schädigungsmechanik als allgemein anwendbares Berechnungsverfahren. Einschränkungen wie z.B. in Form von geringen Wanddicken oder aufgrund komplexer Beanspruchungen oder Risskonfigurationen sind nicht vorhanden. Erforderliche Werkstoffeigenschaften und Schädigungsparameter können anhand relativ einfacher Versuche bestimmt werden, wie beispielsweise durch Zugversuche an glatten und gekerbten Proben.



Der in deutschen Kernkraftwerken für Dampferzeuger-Heizrohre (DE-Heizrohre) eingesetzte Werkstoff ist erfahrungsgemäß nicht anfällig für Spannungsrisskorrosion. In letzter Zeit wurden jedoch vereinzelt auch durch Spannungsrisskorrosion verursachte Rissbildungen gefunden.

Vor diesem Hintergrund sollte das Resttragvermögen geschädigter DE-Heizrohre näher untersucht und ein schädigungsmechanisches Berechnungsmodell angepasst werden, das sowohl zur Bewertung rissartiger Fehler als auch von flächigen Wanddickenschwächungen wie z.B. durch Flächenkorrosion anwendbar ist.

Die Einzelzielsetzungen des Vorhabens waren:

- Metallographische Charakterisierung des Werkstoffs der DE-Heizrohre.
- Entwicklung geeigneter Probengeometrien und Einspannvorrichtungen zur Realisierung einer möglichst realen Belastungssituation.
- Ermittlung der Fließkurven bei 20 °C und 300 °C.
- Experimentelle und numerische Ermittlung der schädigungsmechanischen Parameter bei 20 °C.
- Schädigungsmechanische Berechnung eines realitätsnahen Fehlerbildes bei 20 °C und 300 °C sowie experimentelle Verifikation.

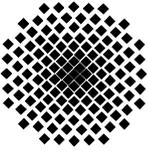
Ergebnisse

Die Untersuchungen wurden an originalen DE-Heizrohren, die den Anforderungen des kerntechnischen Regelwerks entsprechen durchgeführt. Für die schädigungsmechanischen Berechnungen wurde das Rousselier-Modell verwendet.

Metallographische und fraktographische Untersuchungen geben Aufschluss über die Werkstoffbeschaffenheit des Rohres sowie die Vorgänge beim Bruch. Mit Hilfe von Rohrstreifenproben in Rohrlängsrichtung sowie Ringzugproben in Rohrumfangsrichtung wurde das Werkstoffverhalten der DE-Heizrohre bei 20 °C und 300 °C untersucht.

Bei beiden untersuchten Temperaturen war ein ausgeprägtes duktils Verformungsverhalten zu beobachten. Die duktile Wabenstruktur der Bruchfläche ist bei einer Belastung in Rohrlängsrichtung besonders stark ausgeprägt. Die Waben sind hier auffallend tief und langgezogen. Die Bruchflächen der Ringzugproben aus Rohrumfangsrichtung zeigen hingegen sehr flache Waben. Metallographisch konnte im Material der DE-Heizrohre eine herstellungsbedingte Textur der Einschlüsse in Rohrlängsrichtung festgestellt werden.

Die Fließkurven wurden anhand von Rohrstreifenproben bestimmt. Zusätzlich erfolgte zur Bestimmung der schädigungsmechanischen Parameter die numerische und experimentelle Untersuchung von gekerbten Rohrstreifenproben mit unterschiedlichen Kerbradien ($\rho = 0,75$ mm, $\rho = 1,50$ mm und $\rho = 3,00$ mm). Vergleiche zwischen dem experimentellen und numerischen

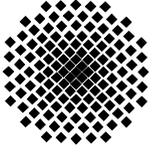


Kerbeinschnürverhalten aller gekerbten Rohrstreifenproben bei 20 °C zeigten eine sehr gute Übereinstimmung. Mit Hilfe der schädigungsmechanischen Berechnungen mit dem Rousselier Modell konnte der Versagenspunkt aller gekerbten Rohrstreifenproben sowie der Ringzugproben sehr gut berechnet werden. Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen bei 300 °C weisen gegenüber den Raumtemperaturversuchen größere Streuungen auf. Hier wurden die schädigungsmechanischen Parameter so angepasst, dass die numerisch berechneten Ergebnisse die Mittelwerte der experimentellen Ergebnisse abbilden.

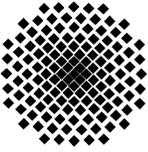
Zur Validierung des schädigungsmechanischen Berechnungsmodells erfolgten Innendruckversuche mit vordefinierten Fehlern bei 20 °C und 300 °C. Hierzu wurde ein Versuchstand konzipiert und mit Hilfe von Vorversuchen erprobt. Untersucht wurden Innendruckproben mit Umfangskerbe und Längskerbe mit jeweils einer Kerbtiefe von etwa zweidrittel der Wandstärke. Gemessen wurden der Druck sowie die Rohraufweitung unter Verwendung induktiver Wegaufnehmer. Zudem konnte mit der optischen Messung das Verschiebungsfeld im Kerbbereich über die Versuchsdauer aufgezeichnet werden. Das optisch ermittelte Kerbaufweitungsverhalten der Innendruckproben zeigte eine sehr gute Übereinstimmung mit den Berechnungsergebnissen. Die mit dem schädigungsmechanischen Berechnungsmodell ermittelten Berstdrücke stimmen mit den experimentell ermittelten Werten sehr gut überein. Das experimentelle Versuchsprogramm umfasste insgesamt 44 Zugproben und 12 Innendruckproben.

Das in diesem Forschungsvorhaben entwickelte schädigungsmechanische Berechnungsmodell wurde dann beispielhaft auf zwei scharfe Risse (Axialrisse unter Innendruckbelastung) angewandt, die bei früheren Analysen unter Verwendung von Grenzlastberechnungen als kritisch bezüglich Leck-vor-Bruch Verhalten bewertet wurden. Es konnte gezeigt werden, dass das schädigungsmechanische Berechnungsmodell auf derartige rissartige Befunde anwendbar ist. Die berechneten Versagensdrücke sind vergleichbar mit den Ergebnissen der analytischen Grenzlastberechnung. Bei diesem Beispiel liefert die Grenzlastberechnung etwas niedrigere Versagensdrücke als die schädigungsmechanische Simulation.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass das Verformungs- und Versagensverhalten der untersuchten Dampferzeugerrohre durch die schädigungsmechanische Simulation mit guter Genauigkeit beschrieben werden kann. Somit steht mit dem hier entwickelten schädigungsmechanischen Modell ein allgemein anwendbares Berechnungswerkzeug zur Bewertung des Tragvermögens geschädigter DE-Heizrohre zur Verfügung.



MPA **MPA STUTTGART**
Otto-Graf-Institut
Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart



BMU Project 3610R01385

S u m m a r y

General aim

Steam generator (SG) tubes are an important part of the pressure retaining boundary of the primary circuit. They are an important barrier between the primary circuit and the non-radioactive secondary circuit. Steam generator tubes transfer the heat from the reactor core to the water-steam cycle of the secondary circuit. Impurities of the secondary circuit have to be prevented. Leakage of the steam generator tubes have to be avoided by sufficient safety margins. Steam generator tubes with insufficient safety margins have to be identified and must be plugged. In addition, it must be ensured that under all specified emergency and accidental loads a leakage area not larger than 2 times of the pipe cross-section of a SG tube can occur.

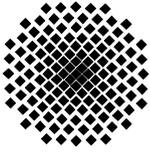
Against this background, calculation methods are required that allow a reliable quantification of safety margins for the load bearing behavior of degraded SG tubes. Especially for crack-like defects, commonly used plastic limit load solutions are not or only partially applicable. In addition, these methods are also not applicable if additional loads, e.g. as a result of constraints to be considered in an adequate manner. Also the application of fracture mechanics calculation methods is very limited. In particular, the determination of the necessary fracture mechanics material properties is normally not possible due to the small wall thicknesses.

As an alternative to both, plastic limit load as well as for fracture mechanics methods, damage mechanics models represent a generally applicable calculation method. There are no restrictions, e.g. due to small wall thicknesses or due to complex stress states or crack configurations. Required material properties and damage parameters can be determined using relatively simple material tests, such as tensile tests on smooth and notched specimens.

Normally the material used for German steam generator tubes is not susceptible to stress corrosion cracking. But in recent times some defects caused by stress corrosion cracking were found. This was the motivation to develop a general calculation model for crack-like defects as well as local wall thinning under general loading conditions.

The general aims of this research project are:

- Metallographic characterization of the material of the steam generator tubes
- Development of sample geometries and clamping for a real load situation



- Determining of the flow curves for 20 °C and 300 °C
- Experimental and numerical determination of the damage mechanics parameters for 20 °C
- Damage mechanics calculations of a real failure geometry in steam generator tubes at 20 °C and 300 °C and experimental verification

Results

The tests were performed using original SG tubes manufactured acc. to the design specifications of the nuclear safety standard. The damage mechanics calculations were based on the Rousse-lier model.

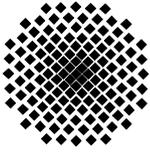
Metallographic and fractographic investigations provide information about the material behavior of the tubes and the failure process. The material behavior of the steam generator tubes at 20 °C and 300 °C was investigated with flat tensile and hoop tensile specimens

A very ductile deformation behavior was observed at both investigated temperatures. Especially in longitudinal direction the ductile honeycomb structure of the fracture area is very pronounced. The voids are very deep and sustained in this loading direction. In contrast the voids at the rupture surfaces of the hoop tensile specimens are very flat. The metallographic investigations of the tube showed that the inclusions were orientated longitudinally due to manufacturing process. Therefore, the deformation behavior of the tubes shows some anisotropic effects.

The stress-strain curves were determined by tube strip test specimens. For the determination of the damage mechanics parameters numerical and experimental investigations were performed, using notched tube strip test specimens with notch radii $\rho = 0.75$ mm, $\rho = 1.50$ mm and $\rho = 3.00$ mm. The experimentally and numerically calculated values for the reduction of area of all notched tube strip tests at 20 °C agree very well. With the damage mechanics calculations the point of failure for the notched tube strip tests and the hoop tensile tests could be predicted very well.

The experimental investigations at 300 °C showed a larger scattering in comparison to the tests at room temperature. Therefore, the damage mechanical parameters were adjusted to the mean values of the experimental results.

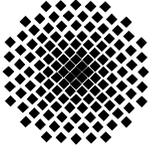
For further validation of the damage model, burst tests using tubular specimens with longitudinal and circumferential notches were performed. The test temperatures were 20 °C and 300 °C. For this purpose, a new testing device was designed and tested with the help of preliminary experiments. The internal pressure and the tube expansion were measured continually. The tube expansion was measured by means of inductive displacement transducers and the displacement field in the notched area was measured using an optical device.



The notch expansion behavior observed in the experiments agrees very well with the results of the damage mechanics calculations. The burst pressures determined with the mechanical damage calculation model are in good agreement with the experimentally determined values. The testing program include a total number of 44 tensile tests and 12 burst tests.

The damage mechanical calculation model developed within this research project was then applied exemplarily on two crack configurations (sharp axial cracks with different length under internal pressure loading). In former analyses using limit load calculations, these crack configurations were evaluated as critical with respect to the leak-before-break behavior. It could be shown that the damage mechanical model is applicable to such crack-like findings. The calculated burst pressures are comparable to the results of the analytical limit load calculations. In these examples, the damage mechanical simulation yields slightly higher burst pressures than the limit load calculation.

In summary it can be stated that the deformation and failure behavior of the investigated steam generator tubes can be well predicted by the damage mechanics simulation. Thus, based on the damage mechanical model developed within this research project, a generally applicable calculation tools is available for the assessment of the load bearing behavior of degraded SG tubes.



MPA **MPA STUTTGART**
Otto-Graf-Institut
Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart

Inhaltsverzeichnis

1	Stand der Wissenschaft und Technik.....	1
1.1	Aufgabe und Funktion der Dampferzeuger-Heizrohre im DWR	1
1.2	Schädigungsmechanismen bei Dampferzeuger-Heizrohre	2
1.3	Grundlagen der schädigungsmechanischen Beschreibung	3
1.4	Schädigungsmechanische Beschreibung des Wabenbruchs.....	4
2	Metallographische Charakterisierung des Rohrwerkstoffs.....	7
2.1	Einleitung	7
2.2	Herstellungsprozess.....	7
2.3	Werkstoffcharakterisierung.....	8
2.3.1	Chemische Zusammensetzung	8
2.3.2	Gefügecharakterisierung	8
2.3.3	Härte nach Vickers	10
2.4	Fraktographische Untersuchungen	10
2.4.1	Fraktographische Untersuchungen in Längsrichtung der DE-Heizrohre	11
2.4.2	Fraktographische Untersuchungen in Umfangsrichtung der DE-Heizrohre	13
2.4.3	Form und Orientierung der Einschlüsse und Hohlräume	14
2.5	Fazit.....	17
3	Entwicklung der Probengeometrien und Versuchseinrichtungen.....	19
3.1	Einleitung	19
3.2	Werkstoffprüfverfahren für metallische Rohre aus Literatur und Regelwerk	19
3.3	Entwicklung geeigneter Probengeometrien	20
3.3.1	Rohrstreifenprobe.....	21
3.3.2	Ringzugprobe.....	31
3.3.3	Innendruckprobe	35
3.4	Übersicht über die durchgeführten Versuche	44
3.5	Fazit.....	45
4	Ermittlung von Fließkurven und Schädigungsparametern	47
4.1	Einleitung	47
4.2	Untersuchungen bei 20 °C	47
4.2.1	Bestimmung der wahren Fließkurve	48

4.2.2	Bestimmung der schädigungsmechanischen Parameter	49
4.3	Untersuchungen bei 300 °C (Betriebstemperatur).....	57
4.3.1	Bestimmung der wahren Fließkurve	58
4.3.2	Bestimmung der schädigungsmechanischen Parameter	58
4.4	Fazit.....	62
5	Bauteilversuche zur Validierung des Berechnungsmodells	63
5.1	Einleitung	63
5.2	Untersuchungen an Innendruckproben mit Längskerbe	63
5.2.1	Experimentelle Untersuchungen.....	63
5.2.2	Schädigungsmechanische Berechnungen.....	67
5.3	Untersuchungen an Innendruckproben mit Umfangskerbe.....	71
5.3.1	Experimentelle Untersuchungen.....	71
5.3.2	Schädigungsmechanische Berechnungen.....	72
5.4	Fazit.....	75
6	Anwendung des Berechnungsmodells	77
6.1	Einleitung	77
6.2	Schädigungsmechanische Berechnung	78
6.3	Fazit.....	79
7	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen.....	81
8	Literaturverzeichnis.....	85
9	Anhang	A 1
9.1	Anhang zu Kapitel 3.....	A 1
9.2	Anhang zu Kapitel 4.....	A 16

Nomenklatur

Abkürzungen

ASME	American Society of Mechanical Engineers
ASTM	American Society of Testing and Materials
DE	Dampferzeuger
DIN	Deutsches Institut für Normung
DWR	Druckwasserreaktor
EDX	energy dispersive X-ray spectroscopy (energiedispersive Röntgenspektroskopie)
FEM	Finite Elemente Methode
KTA	Kerntechnischer Ausschuss
LIMI	Lichtmikroskop
MPA	Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart
REM	Rasterelektronenmikroskop
SpRK	Spannungsrissskorrosion
WEZ	Wärmeeinflusszone

Formelzeichen

ε_g	[%]	Gleichmaßdehnung
D	[-]	Materialkonstante Rousselier Modell
D_i	[mm]	Innendurchmesser Rohr
D_a	[mm]	Außendurchmesser Rohr
E_{stat}	[MPa]	E-Modul
f	[-]	aktuelles Hohlraumvolumen
f_0	[-]	Anfangshohlraumvolumen
f_c	[-]	kritisches Hohlraumvolumen
F	[kN]	Kraft
l	[mm]	Probenlänge
l_0	[mm]	Messlänge
l_c	[mm]	charakteristische Elementgröße Rousselier Modell

Δl	[mm]	Verlängerung
$R_{p0,2}$	[MPa]	Streckgrenze
R_m	[MPa]	Zugfestigkeit
s	[mm]	Wanddicke Rohr
ε	[%]	Dehnung
Φ	[MPa]	Fließfunktion nach Rousselier
σ_v	[MPa]	Vergleichsspannung nach von Mises
σ_m	[MPa]	hydrostatische Spannung
σ_y	[MPa]	Fließspannung
σ_k	[MPa]	Materialkonstante Rousselier Modell
σ_w	[MPa]	wahre Spannung
ρ	[mm]	Kerbradius
φ	[%]	Formänderung
ν	[-]	Querkontraktionszahl

1 Stand der Wissenschaft und Technik

1.1 Aufgabe und Funktion der Dampferzeuger-Heizrohre im DWR

Dampferzeuger-Heizrohre (DE) in Druckwasserreaktoren (DWR) erfüllen im Wesentlichen zwei Aufgaben. Zum einen regeln diese den Wärmetausch zwischen Primär – und Sekundärkreislauf und zum anderen erfolgt eine Abtrennung beider Kreisläufe zueinander, um den Sekundärkreislauf vor radioaktiven Stoffen zu schützen.

Es werden zwei Ausführungen hinsichtlich der Anordnung des DE-Heizrohrbündels unterschieden, der Geradrohr-DE und der DE mit U-Rohren. Im Folgenden wird der DE mit U-Rohren näher erläutert, da dieser in Deutschland vorwiegend eingesetzt wird [1]. Bei dieser Bauart ist das Rohrbündel stehend auf dem Rohrboden angeordnet und fest damit verbunden. Primärkammer, Rohrboden und das DE-Heizrohrbündel sind Komponenten des Primärkreislaufes und haben die Aufgabe, den Austritt radioaktiver Stoffe zu verhindern und den Wärmeaustausch mit dem Sekundärkreislauf herzustellen. Abbildung 1 zeigt schematisch das Funktionsprinzip eines DE mit U-Rohrbündel.

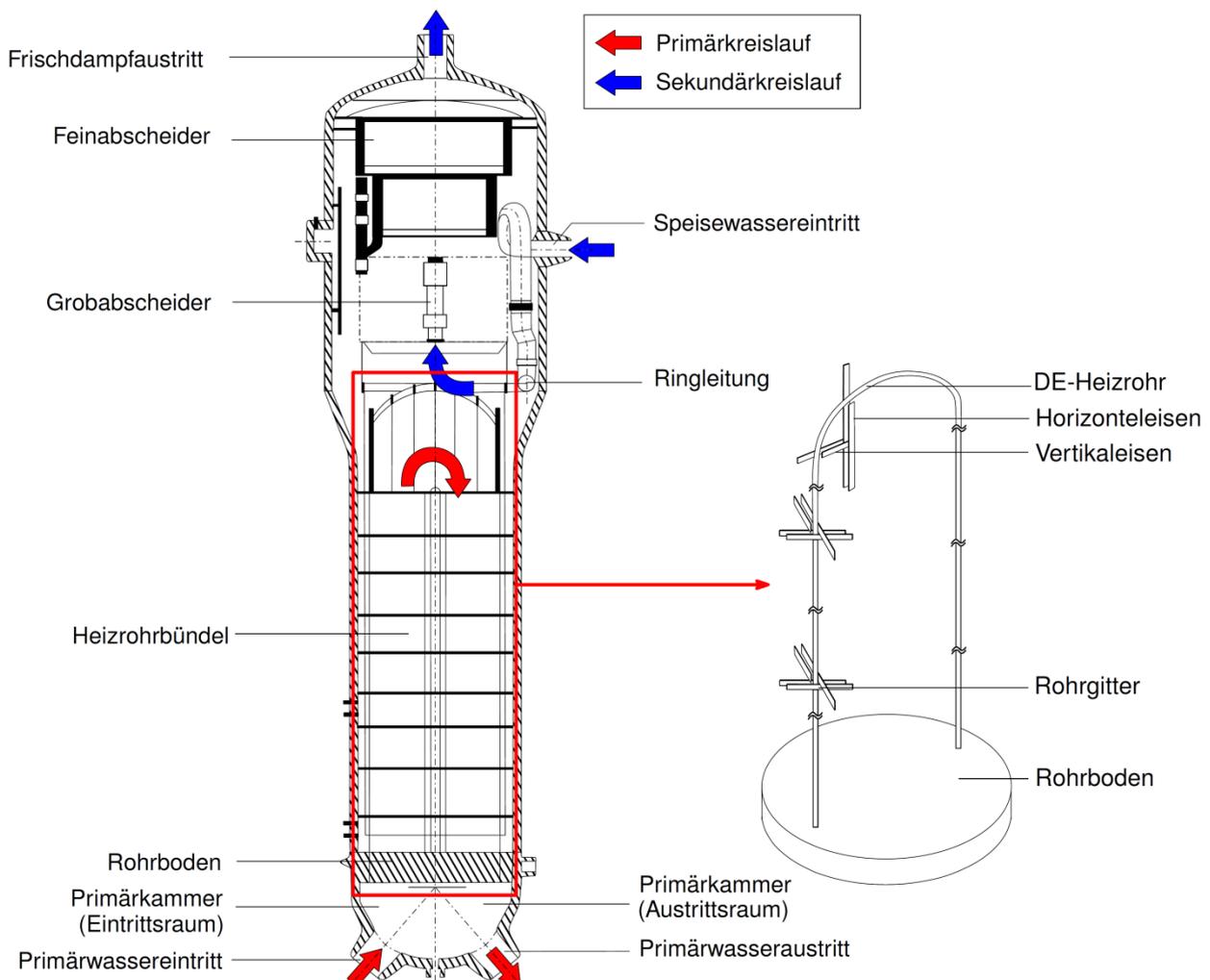


Abbildung 1: Schematische Darstellung eines DE mit U-Rohrbogen

Auf der Primärseite fließt das Kühlmittel des Reaktordruckbehälters in den Eintrittsraum der Primärkammer und gelangt durch die Heizrohre bis zum Austrittsraum der Primärkammer. Von dort gelangt es zurück zum Reaktordruckbehälter. Das Speisewasser des Sekundärkreislaufs fließt über die Turbine, den Kondensator und den Speisewasserbehälter in den Sekundärteil des Dampferzeugers. Über die Ringleitung gelangt das Speisewasser in den unteren Bereich des DE-Heizrohrbündels. Dort wird ein Wasser-Dampf-Gemisch erzeugt. Durch den Feinabscheider gelangt der Dampf zur Turbine.

1.2 Schädigungsmechanismen bei Dampferzeuger-Heizrohre

Schäden an DE-Heizrohren können durch mechanische, thermische, korrosive oder tribologische Belastungen hervorgerufen werden. Abbildung 2 zeigt eine Übersicht zu typischen Schädigungsmechanismen die während der Betriebszeit an DE-Heizrohren vorkommen können.

	Schadensmechanismus	Ereignis	Ursache	Maßnahmen	Umsetzung in S-KWU-Anlagen
	<ul style="list-style-type: none"> Spannungsrisskorrosion 	Weltweit außer S-KWU-Anlagen	<ul style="list-style-type: none"> Hohe Zugeigenspannungen Ni-Basislegierung Inconel 600 	<ul style="list-style-type: none"> Werkstoffauswahl Glasperlenstrahlen Spannungsarmglühung 	Ja alle , insbesondere Incoloy 800 mod.
	<ul style="list-style-type: none"> Fretting infolge strömungsinduzierter Schwingungsanregung Fretting-Angriffe Abstandshalter, U-Bogen und Gitterplatte 	Weltweit	<ul style="list-style-type: none"> Ungünstige Rohrschwingungsanregung der Heizrohre 	<ul style="list-style-type: none"> Verbessertes Design, insbesondere optimierte Gittersteckverbindungen u. Rohrbogenhalterungen 	Ja alle
	<ul style="list-style-type: none"> Denting Interkristalline (Spannungsriss)-Korrosion 	Weltweit außer S-KWU-Anlagen	<ul style="list-style-type: none"> Gebohre Gitterplatten Ferritischer Gitterplattenwerkstoff Korrosive Umgebungsbedingungen 	<ul style="list-style-type: none"> Verbesserung des Designs Korrosionsbeständiger Halterungswerkstoff Optimierte Gittersteckverbindungen 	Ja alle , insbesondere Einführung Hoch-AVT-Fahrweise
	<ul style="list-style-type: none"> Flächiger Materialabtrag Pitting 	Weltweit	<ul style="list-style-type: none"> Bereiche mit niedriger Strömungsgeschwindigkeit Ansammlung nicht löslicher Korrosionsprodukte bzw. Verunreinigungen 	<ul style="list-style-type: none"> Umstellung PO₂-Fahrweise auf AVT-Fahrweise oder Einführung Hoch AVT-Fahrweise von Beginn 	Ja alle
	<ul style="list-style-type: none"> Spannungsrisskorrosion Interkristalline Korrosion 	Weltweit außer S-KWU-Anlagen Ausnahme: Einzelbefund Biblis B	<ul style="list-style-type: none"> Spaltbedingungen in Verbindung mit korrosionsförderlichen Anreicherungen 	<ul style="list-style-type: none"> Optimierte Sekundärwasserchemie Vermeidung von ungünstigen Spaltbedingungen im Rohrbodenbereich 	Ja alle , insbesondere Maßnahmen im Zuge der Herstellung sowie Einführung Hoch-AVT-Fahrweise
<ul style="list-style-type: none"> Primärwassergestützte Spannungsrisskorrosion 	Weltweit außer S-KWU-Anlagen Ausnahme: Altdampferzeuger KWO	<ul style="list-style-type: none"> Anfalligkeit Nickelbasislegierung Inconel 600 	<ul style="list-style-type: none"> Einsatz Incoloy 800 mod. 	Ja alle	

Quelle: Dr. Hartmut Ruckriegel, RWE; Dr. Ulf Ilg, EnBW; Dr. Michael Bolz, EnBW; Dr. Günter König, EnBW; H. Wolfgang Schwarz, EnBW et. al.: Qualitätsstatus von Dampferzeuger-Heizrohren in deutschen DWR-Anlagen. Vortrag des VGB PowerTech im RSK-Ausschuss „Druckführende Komponenten und Werkstoffe“ 30./31.03.2009.

Abbildung 2: Typische Schädigungsmechanismen bei DE-Heizrohren

Die Beanspruchung der DE-Heizrohre resultiert im Wesentlichen aus dem Innendruck infolge der Druckdifferenz zwischen dem Primär- und Sekundärkreislauf. Neben tribologischen Schäden z. B. durch die strömungsinduzierte Schwingungsanregung im Bereich von Abstandshaltern (Fretting) können auch korrosive Schäden z.B. in Form von Spannungsrisskorrosion (SpRK) auftreten. Durch ein Zusammenwirken von mechanischer Belastung oder Eigenspannungen und lokalen Korrosionsbedingungen kann SpRK oft plötzlich und unvorhergesehen auftreten. Durch SpRK verursachte Risse sind meist sehr fein und verästelt und überwiegend axial orientiert. Im Bereich knapp über dem Rohrboden oder im Bereich der Einwölbungen wurden aber auch

schon SpRK Risse in Rohrumfangsrichtung beobachtet. Nähere Informationen hierüber sind auch [2] zu entnehmen.

1.3 Grundlagen der schädigungsmechanischen Beschreibung

Zur Bruchentstehung zählen die Bildung und Ausbreitung von Rissen in submikroskopischen, mikroskopischen und makroskopischen Größenordnungen [3]. Für die folgenden Untersuchungen werden die mikroskopischen sowie makroskopischen Bruchvorgänge betrachtet.

Mikroskopisch wird zwischen einem Spalt und einem Wabenbruch unterschieden. Makroskopisch treten entweder Spröd- oder duktile Brüche auf [4]. Die Vorgänge auf mikroskopischer und makroskopischer Ebene müssen dabei nicht zwangsläufig miteinander gekoppelt sein [5]. Im Folgenden soll besonders der Wabenbruch der bei duktilen Werkstoffen, wie dem hier untersuchten austenitischen Stahl, auftritt im Fokus der Betrachtung stehen. Untersucht werden die mikroskopischen Vorgänge beim Bruch.

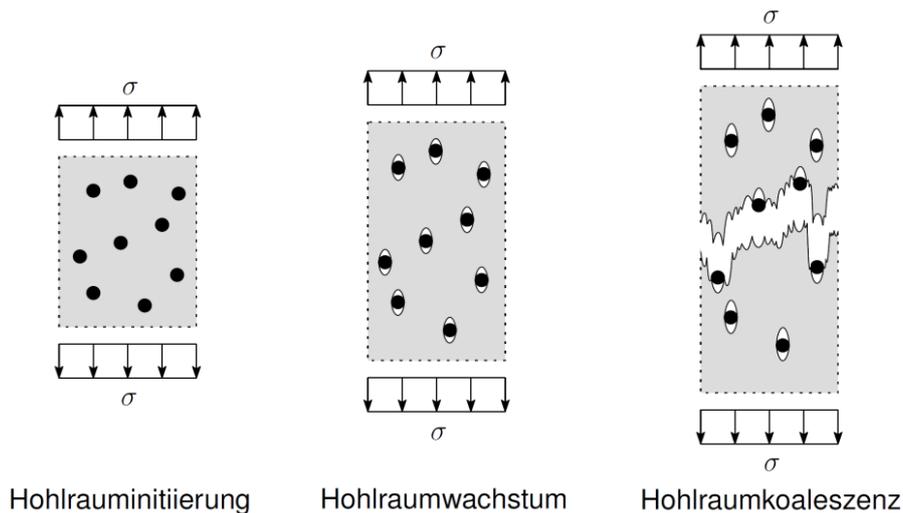


Abbildung 3: Mikroskopische Phasen des duktilen Bruchs, nach (Seidenfuß, 1992, p. 45)

Der Wabenbruch ist durch große lokale plastische Verformungen während des Risswachstums gekennzeichnet. Dies führt zu der für den Wabenbruch charakteristischen wabenartigen Bruchfläche [3], (s. a. Abbildung 10 in Kapitel 2.4.1). Der mikroskopische Versagensablauf beim Wabenbruch kann in die drei Phasen Hohlräuminitiiierung, Hohlräumwachstum und Hohlräumkoaleszenz eingeteilt werden [6], Abbildung 3. Entscheidend bei der Entstehung des Wabenbruchs sind Partikel einer zweiten Phase. Die Initiierung von Hohlräumen findet in der Regel an diesen Partikeln statt. Eine Steigerung der Belastung führt, abhängig vom mehrachsigen Spannungszustand, zum Anwachsen der Hohlräume [6]. Bedingt durch eine Dehnungslokalisation zwischen den einzelnen Hohlräumen kommt es zu einem Aufreißen der zwischen den Hohlräumen verbliebenen Werkstoffbrücken und damit zur Hohlräumkoaleszenz [7], [8], [9].

Makroskopisch ist der Zähbruch mit einer sichtbaren plastischen Verformung in der Umgebung der Bruchstelle verbunden [10]. In diesem Bereich laufen die mikroskopischen Schädigungspro-

zesse wie im vorherigen Abschnitt beschrieben ab. Die aufgenommene Energie ist wesentlich höher als beim Spaltbruch.

1.4 Schädigungsmechanische Beschreibung des Wabenbruchs

Durch die klassische Festigkeitsberechnung kann das Versagensverhalten von Bauteilen und Komponenten oft nur in begrenztem Umfang abgebildet werden. Zur vollständigen Beschreibung des Verformungs- und Versagensverhaltens sollen hier die mikroskopischen Versagensabläufe berücksichtigt werden.

Die Schädigungsmechanik versucht den Einfluss des mikroskopischen Versagensablaufes auf das makroskopische Verformungs- und Versagensverhalten geometrieunabhängig abzubilden. Mögliche Modelle zur Beschreibung des Hohlraumwachstums sind das Rousselier Modell [11] oder das Gurson Modell [12], [13]. Das Hohlraumwachstum wird in diesem Forschungsvorhaben mit Hilfe der Fließfunktion nach Rousselier beschrieben. Der komplette Vorgang der duktilen Schädigung wird wie folgt diskretisiert:

- Hohlrauminitiierung bei Erreichen der Fließgrenze R_e
- Hohlraumwachstum nach der Rousselier Fließfunktion Φ
- Hohlraumkoaleszenz bei Erreichen eines kritischen Hohlraumvolumens f_c

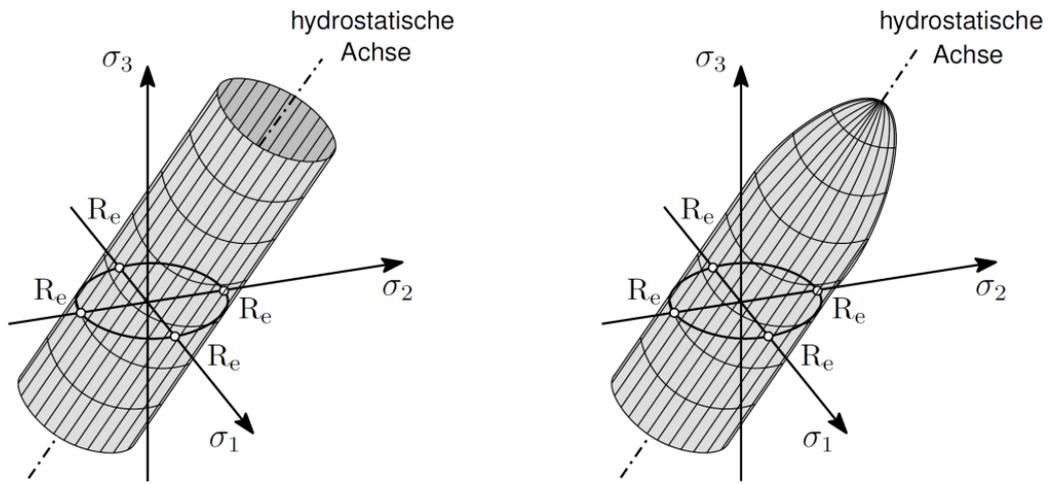
Rousselier leitet ein Hohlraumwachstumsmodell her, welches von einem allgemein formulierten, thermomechanischen Ansatz für einen kontinuumsmechanisch zu beschreibenden Werkstoff ausgeht. Es wird isotropes Materialverhalten vorausgesetzt. Die erweiterte von Mises Fließfunktion lautet:

$$\Phi = \frac{\sigma_v}{1-f} \cdot \sigma_k \cdot D \cdot f \cdot \exp\left[\frac{\sigma_m}{(1-f) \cdot \sigma_k}\right] - \sigma_y = 0 \quad (1)$$

Die Fließfunktion Φ berechnet sich aus der von Mises Spannung σ_v , der hydrostatische Spannung σ_m , der aktuelle Fließspannung σ_y , den Materialkonstanten σ_k und D und dem Hohlraumvolumenanteil f . Durch die Abhängigkeit des Fließverhaltens von der hydrostatischen Spannung ergibt sich die Fließgrenzfläche nach Rousselier wie in [Abbildung 4](#) gezeigt.

Als zu bestimmende werkstoffabhängigen Parameter verbleiben f_0 , f_c , σ_k und D . Das Anfangshohlraumvolumen f_0 sowie das kritische Hohlraumvolumen f_c besitzen hierbei eine Abhängigkeit von der Mikrostruktur.

Das Rousselier Modell wurde in diesem Vorhaben aufgrund der geringen Anzahl werkstoffabhängiger Parameter und des direkten Bezugs zur Mikrostruktur gewählt. Eine Vielzahl an Untersuchungen an der MPA Universität Stuttgart bestätigen den Einsatz des Rousselier Modells zur Simulation des duktilen Versagensverhaltens [14], [15], [16], [17], [18], [19], [20].



Fließgrenzfläche nach von Mises

Fließgrenzfläche nach Rousselier

Abbildung 4: Fließfunktion nach von Mises und nach Rousselier

2 Metallographische Charakterisierung des Rohrwerkstoffs

2.1 Einleitung

Die experimentellen Untersuchungen in diesem Vorhaben erfolgen mit Proben aus einem DE-Heizrohr des Werkstoffs X2NiCrAlTi32-20 (Werkstoffnummer 1.4558) nach Abbildung 5. Alle Proben wurden hierbei aus einem 3,30 m langen, geraden zertifizierten DE-Heizrohrstück entnommen.

2.2 Herstellungsprozess

Zur Herstellung der DE-Heizrohre wird der Werkstoff aus Blöcken zu Stangen gewalzt und durch Strangpressen zu Geradrohren umgeformt. Durch anschließendes Kaltziehen werden die endgültigen Abmessungen erreicht. Im weiteren Fertigungsprozess werden die geraden Rohre mittels einer Kaltumformung zu U-förmigen Rohren geformt. Eine abschließende Strahlbehandlung mittels Glasperlen erzeugt leichte Druckeigenspannungen im Bereich der Oberfläche der DE-Heizrohre [1].

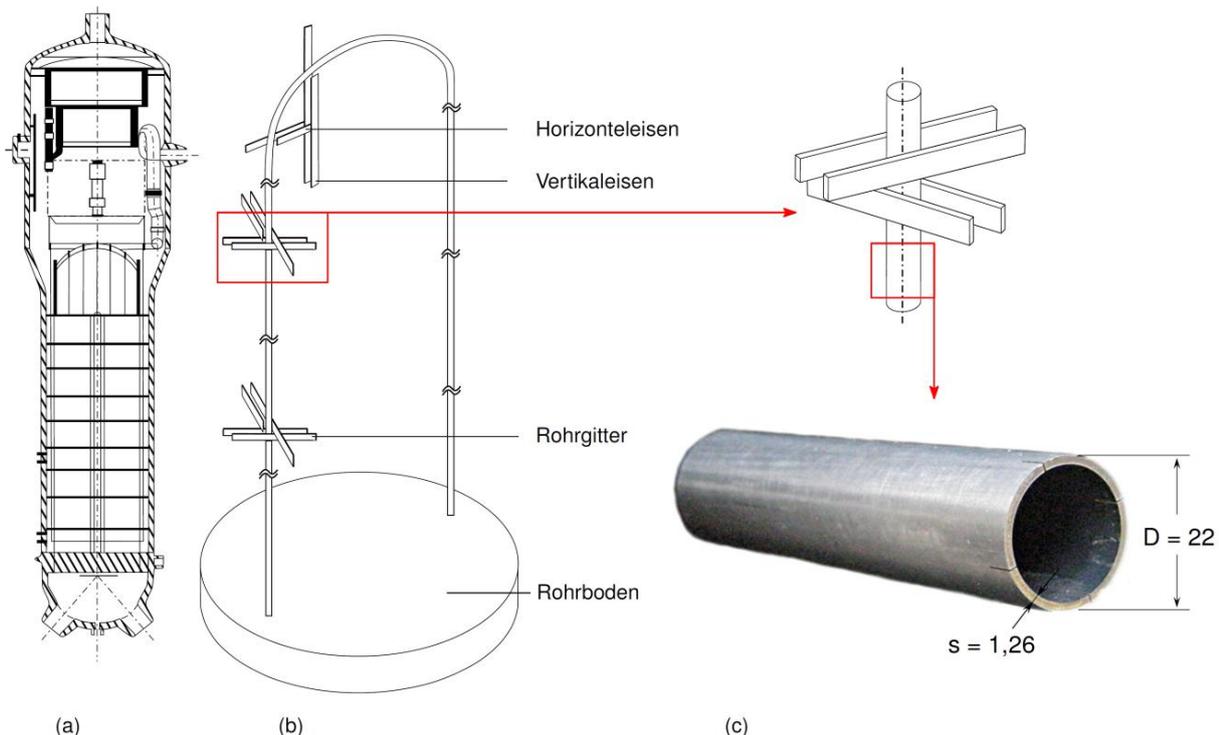


Abbildung 5: Schematische Darstellung (a) des Dampferzeugers im RDB, (b) eines DE-Heizrohres und (c) des Rohrgitters zur Fixierung der DE-Heizrohre, nach (Azodi, et al., 1985), sowie das Teilstück zur Probenentnahme

Die Form der DE-Heizrohre ist in Abbildung 5 dargestellt. Der Außendurchmesser beträgt $D_a = 22$ mm und die mittlere Wanddicke $s = 1,26$ mm. Die genauen Wandstärken der entnommenen Proben sind Tabelle A. 6 zu entnehmen. Das Verhältnis Außen- zu Innendurchmesser

wird zu $D_a / D_i = 1,12 < 1,2$ ermittelt. Nach [21] handelt es sich hierbei um dünnwandige Rohre. Die DE-Heizrohre verfügen nach ASTM E8 [22] über einen kleinen Außendurchmesser mit $D_a \leq 25$ mm.

2.3 Werkstoffcharakterisierung

2.3.1 Chemische Zusammensetzung

Die chemische Zusammensetzung der DE-Heizrohre aus dem Werkstoff X2NiCrAlTi32-20 ist in Tabelle 1 dargestellt.

Tabelle 1: Chemische Zusammensetzung in Gew-%, Werkstoff X2NiCrAlTi32-20

Element		C	Si	Mn	P	S	Al	Cu	Cr
KTA ¹⁾	Min	-	0,30	0,40	-	-	0,15		20,00
	Max	0,030	0,70	1,00	0,020	0,015	0,45	0,75	23,00
Schmelze		0,018	0,44	0,46	0,014	0,006	0,24	0,04	21,13
Stück		0,016	0,37	0,47	0,010	0,006	0,15	0,03	21,36

Element		Ni	Co	Ti	Ti/C	Ti/C+N	N+P	N ₂	Fe
KTA ¹⁾	Min	32,00	-	-	-	-	-	-	-
	Max	35,00	0,100	0,60	-	-	-	0,030	Rest
Schmelze		32,52	0,069	0,48	26,7	13,0	0,033	0,019	Rest
Stück		32,77	0,056	0,47	29,4	18,1	0,020	0,010	Rest

1) KTA 3201.1, 1988

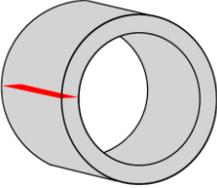
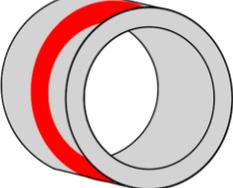
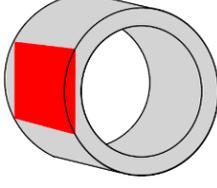
Es handelt sich um einen austenitischen Stahl mit den Hauptlegierungselementen Nickel und Chrom. Der Werkstoff weist eine sehr gute Korrosionsbeständigkeit in Flüssigkeiten bis 500 °C und gegen Spannungsrisskorrosion auf. Neben den Vorgabewerten nach KTA 3201.1 [23] sind in Tabelle 1 auch die Schmelzanalyse sowie eine Stückanalyse des Abnahmeprüfzeugnisses der Firma AREVA dargestellt.

Die chemische Zusammensetzung des untersuchten Werkstoffs entspricht den Anforderungen nach KTA 3201.1 [23]. Aufgrund des Verhältnisses $Ti / C > 12$ wird die Beständigkeit des Werkstoffs gegenüber interkristalliner Korrosion sichergestellt [1].

2.3.2 Gefügecharakterisierung

Im Rahmen der Werkstoffcharakterisierung wurden Schlitze in drei unterschiedlichen Ebenen der DE-Heizrohre hergestellt und unter dem Lichtmikroskop (LIMI) untersucht, Tabelle 2.

Tabelle 2: Übersicht der mit dem Lichtmikroskop (LIMI) untersuchten Schliffebenen (in Rot)

		
Längsschliff	Querschliff	Tangentialschliff

Die lichtmikroskopischen Aufnahmen der Längs-, Quer- und Tangentialschliffe sind in [Abbildung 6](#) bis [Abbildung 8](#) dargestellt. Hierbei zeigt sich ein gleichmäßiges austenitisches Gefüge ohne herstellungsbedingte Verformungstexturen.

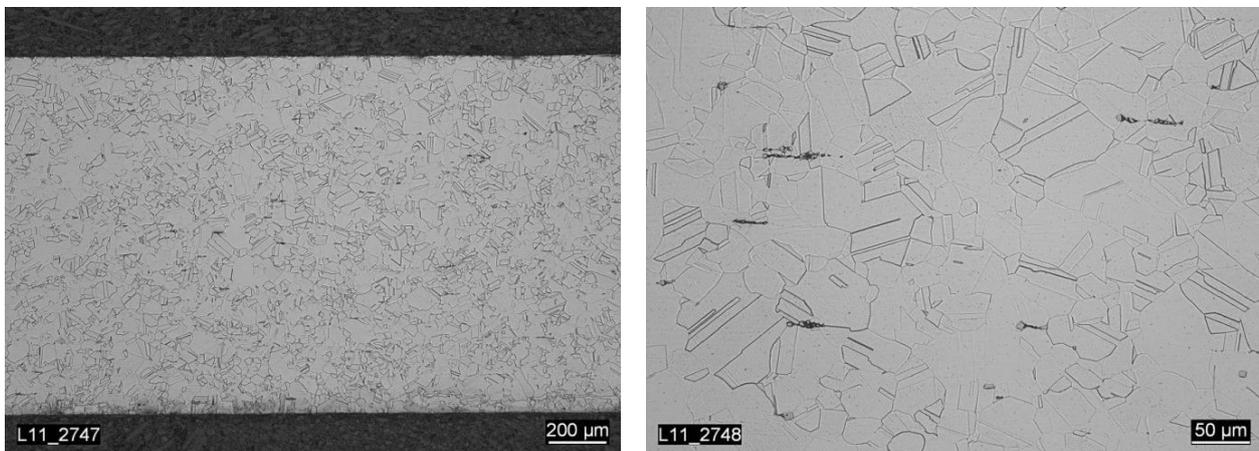


Abbildung 6: Längsschliff durch das DE-Heizrohr, LIMI, Werkstoff X2NiCrAlTi32-20

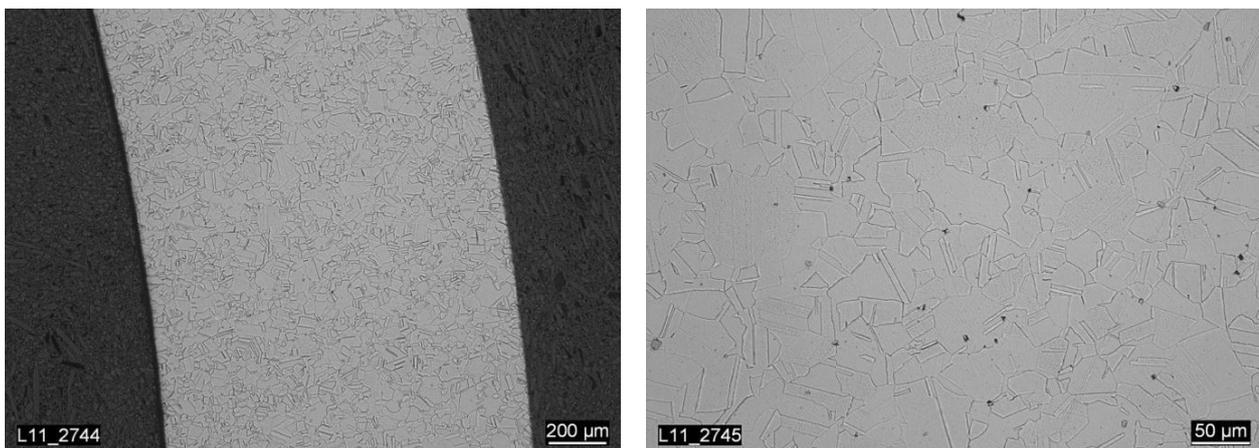


Abbildung 7: Querschliff durch das DE-Heizrohr, LIMI, Werkstoff X2NiCrAlTi32-20

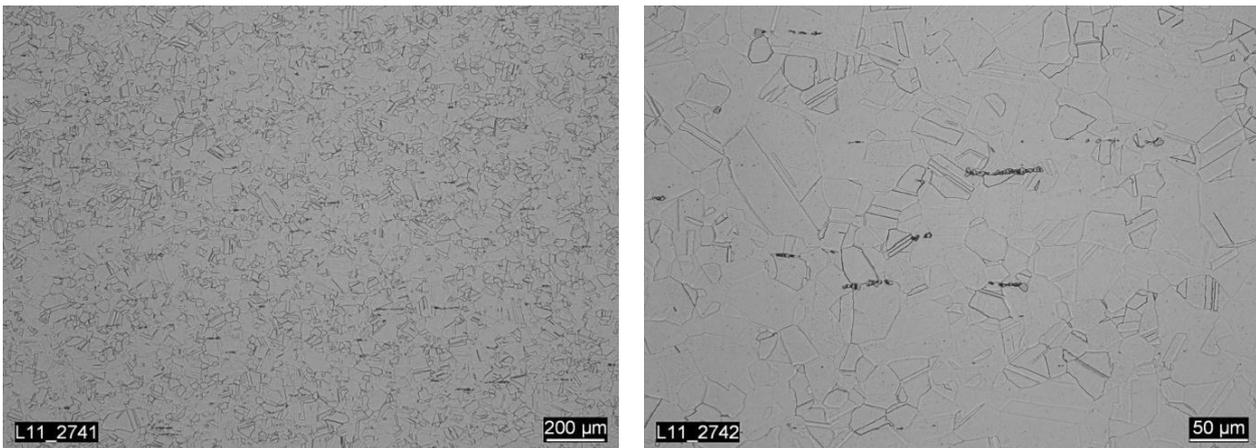


Abbildung 8: Tangentialschliff durch das DE-Heizrohr, LIM1, Werkstoff X2NiCrAlTi32-20

2.3.3 Härte nach Vickers

Zur Beurteilung der Werkstoffeigenschaften wurde eine Vickers HV10 Härteprüfung nach DIN EN ISO 6507-1 [24] durchgeführt.

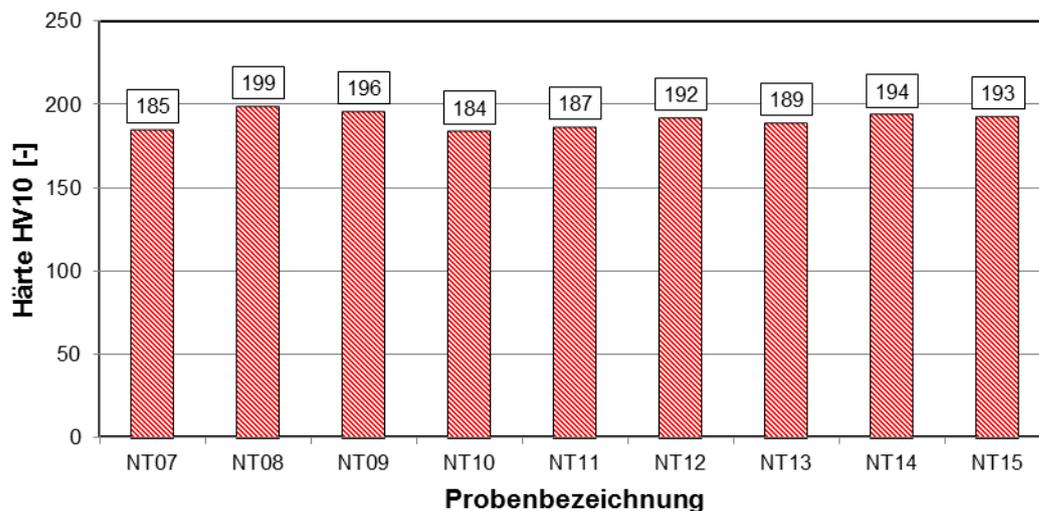


Abbildung 9: Härtewerte HV10 der Proben aus Versuchsreihe 2 nach DIN EN ISO 6507-1 [24]

Abbildung 9 zeigt die Härtewerte aller in Versuchsreihe 2 (siehe Kapitel 4 Tabelle 9) untersuchten gekerbten Flachzugproben. Die Härtewerte können als ausreichend homogen angesehen werden. Es stellt sich ein Mittelwert von 191 HV10 ein.

2.4 Fraktographische Untersuchungen

Fraktographische Untersuchungen sollen Aufschluss über die Vorgänge beim Bruch geben. Besonders die duktile Rissinitiierung ist im Hinblick auf die numerische Beschreibung des Versagensverhaltens von Interesse. In diesem Abschnitt wird auf die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen aus den nachfolgenden Kapiteln vorgegriffen. Proben aus Längs- und Umfangsrichtung der DE-Heizrohre wurden nach dem Bruch mit dem Rasterelektronenmikroskop (REM) untersucht. Es erfolgte die Begutachtung der Bruchflächen und von Längs, Quer- und

Tangentialschliffen nach Tabelle 3. Im Folgenden Kapitel wird das Bruchverhalten von Proben bei 20 °C und 300 °C verglichen.

2.4.1 Fraktographische Untersuchungen in Längsrichtung der DE-Heizrohre

Abbildung 10 und Abbildung 11 zeigen die REM Aufnahmen der Bruchflächen von Proben mit einer Prüftemperatur von 20 °C und 300 °C, die Längs aus dem DE-Heizrohr entnommen wurden. Die Probe aus Abbildung 10 hat durch reinen Scherbruch, beginnend von der Innenseite des DE-Heizrohres, versagt. Dies zeigt sich durch die Orientierung der verzerrten Waben auf der Bruchfläche, Abbildung 10 Ausschnitt 2. Im Randbereich, Abbildung 10 Ausschnitt 1, wurden ein Teil der Waben ohne Scherverformung aufgezogen. Die Bruchfläche zeigt sehr große, tiefe Hohlräume, die durch Einschlüsse entstanden sind, umgeben von sehr feinen Sekundärhohlräumen. Die Hohlräume zeigen hierbei in der untersuchten Ebene eine nahezu kreisförmige Form. Das Bruchverhalten kann eindeutig als Wabenbruch identifiziert werden, welcher durch die typischen duktilen Waben gekennzeichnet ist.

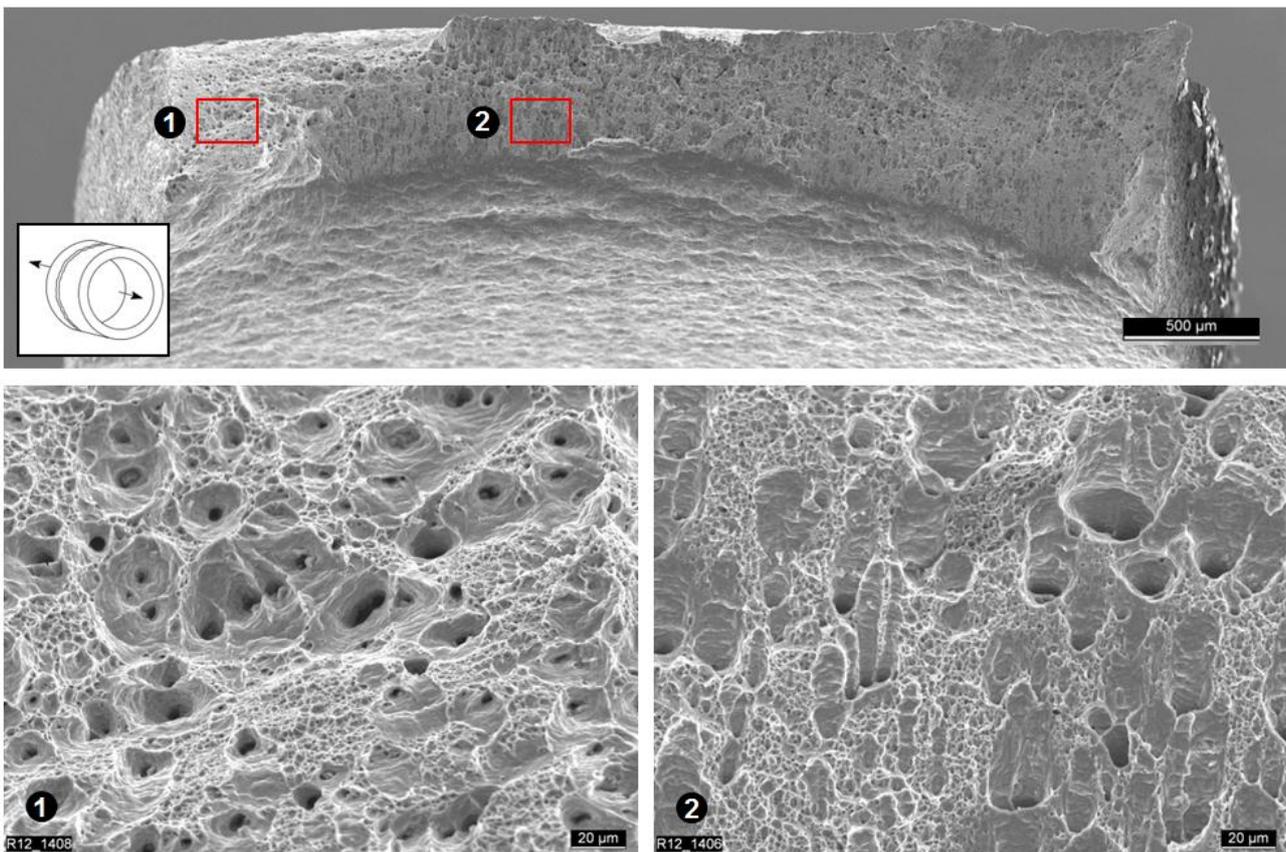


Abbildung 10: Bruchfläche einer Zugprobe in Rohrlängsrichtung (Probe 1FT1), 20 °C, einseitiger Scherbruch, REM, Werkstoff X2NiCrAlTi32-20

Zum Vergleich ist in Abbildung 11 die Bruchfläche einer Probe, die bei 300 °C geprüft wurde, dargestellt. Im Unterschied zu der Probe aus Abbildung 10 begann bei dieser Probe der Scherbruch von der Rohrlinnen- und Rohraußenseite. Insgesamt sind bei 300 °C die Waben auf der Bruchfläche weniger duktil ausgebildet. Es zeigen sich weniger Sekundärhohlräume und flachere Waben. Der Bruch kann jedoch auch eindeutig als Wabenbruch identifiziert werden.

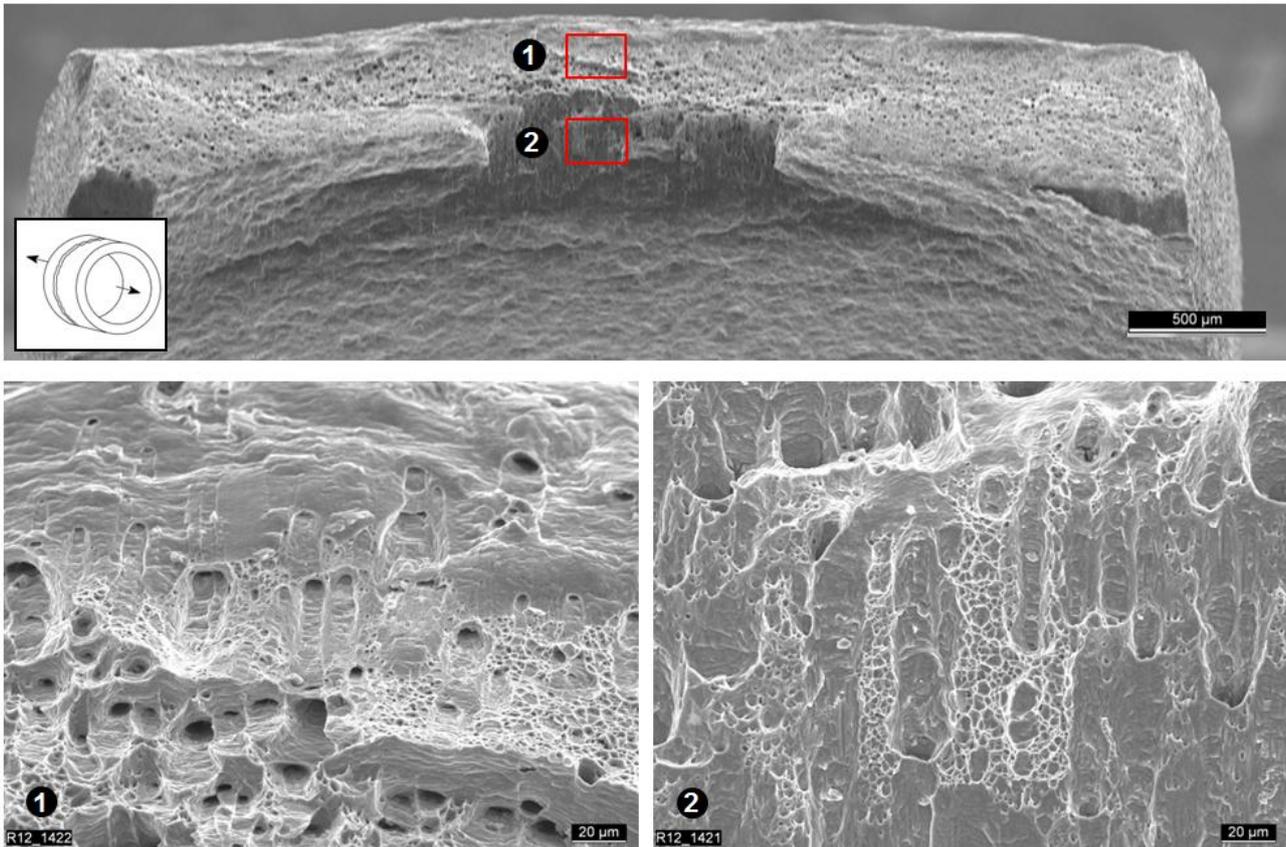


Abbildung 11: Bruchfläche einer Zugprobe aus Rohrlängsrichtung (Probe 4FT4), 300 °C, beidseitiger Scherbruch, REM, Werkstoff X2NiCrAlTi32-20

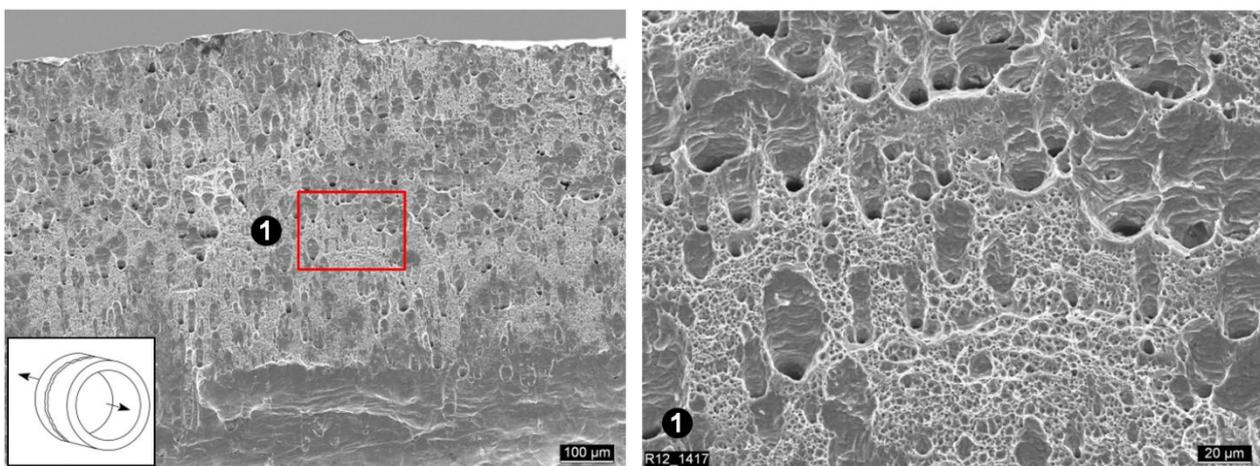


Abbildung 12: Bruchfläche einer gekerbten Zugprobe aus Rohrlängsrichtung (Probe 3NT4) bei 20 °C, einseitiger Scherbruch, REM, Werkstoff X2NiCrAlTi32-20

Abbildung 12 und Abbildung 13 zeigen die Bruchflächen von gekerbten, ebenfalls in Längsrichtung der DE-Heizrohre, entnommenen Proben in der Übersicht und im Detail. Die Proben versagten beide durch einen einseitig initiierten Scherbruch. Auch hier zeigen sich die großen, nahezu kreisförmigen Hohlräume mit dazwischen angeordneten sehr feinen Sekundärhohlräumen. Die duktile Wabenstruktur ist für die Probe bei 20 °C, Abbildung 12, stärker ausgeprägt als für die Probe bei 300 °C, Abbildung 13. Die Untersuchungen bei 300 °C zeigten bei einer Probe eine Ansammlung von Hohlräumen in der Mitte der Bruchfläche, Abbildung 14. Dies ist eventuell auf einen Werkstofffehler zurückzuführen.

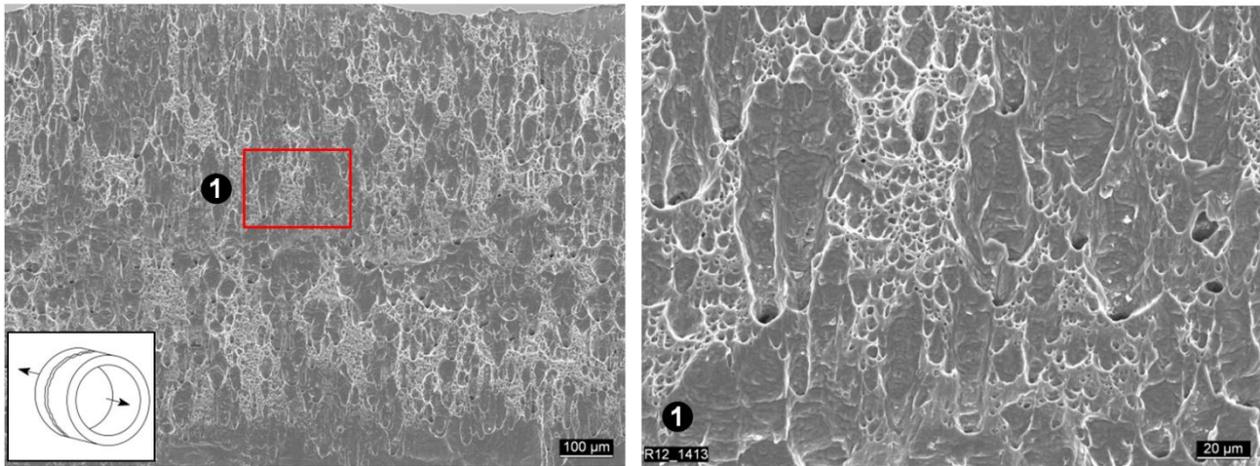


Abbildung 13: Bruchfläche einer gekerbten Zugprobe aus Rohrlängsrichtung (Probe 2NT3) bei 300 °C, einseitiger Scherbruch, REM, Werkstoff X2NiCrAlTi32-20

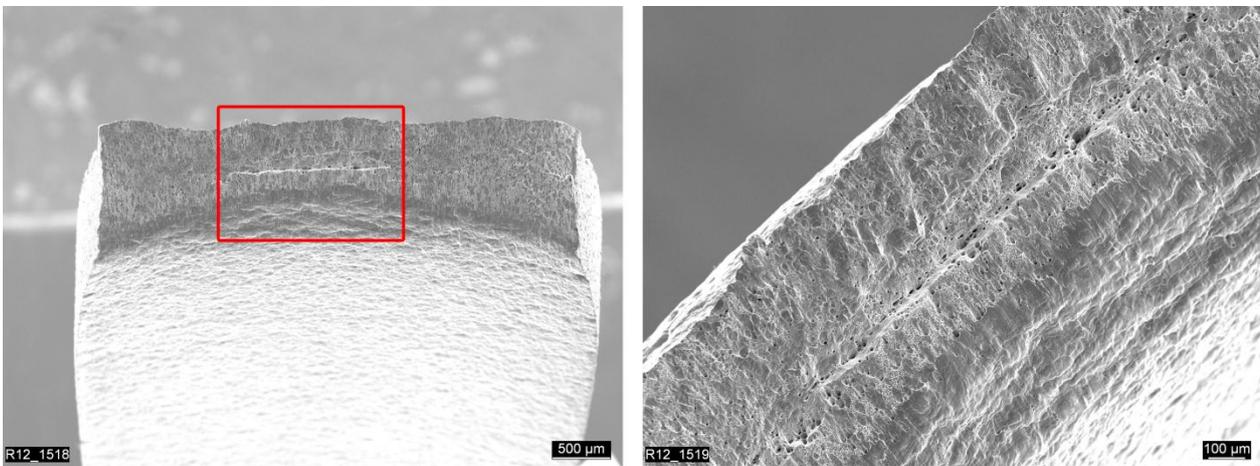


Abbildung 14: Bruchfläche der Probe 2FT2 mit Vergrößerung, 300 °C

2.4.2 Fraktographische Untersuchungen in Umfangsrichtung der DE-Heizrohre

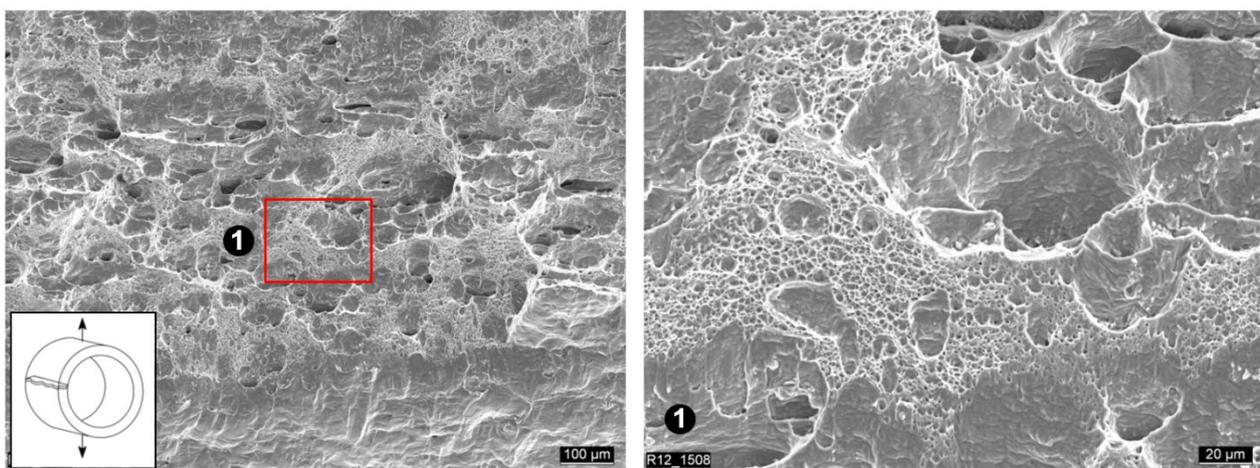


Abbildung 15: Bruchfläche einer Zugprobe aus Rohrumfangsrichtung (Probe 1RT) bei 20 °C, einseitiger Scherbruch, REM, Werkstoff X2NiCrAlTi32-20

Im Gegensatz zu den Proben in Längsrichtung zeigt eine aus der Umfangsrichtung entnommene Probe langgestreckte Hohlräume in der Bruchebene. Auffällig ist hierbei, dass neben sehr großen Hohlräumen eine sehr feine Wabenstruktur aufzufinden ist, Abbildung 15. Auch hier ist die

Wabenstruktur der Probe bei 20 °C, Abbildung 15, stärker ausgeprägt als die Wabenstruktur der Probe bei 300 °C, Abbildung 16. Beide Proben versagten durch duktilen Wabenbruch.

Zur Identifizierung der Einschlüsse und zur Klärung der Form der Hohlräume wurden zusätzlich Schliffe in Längs-, Quer- und Tangentialrichtung der geprüften Proben hergestellt. Hierbei kann zusätzlich die Form der aufgezogenen Hohlräume im Bereich der Bruchfläche identifiziert werden.

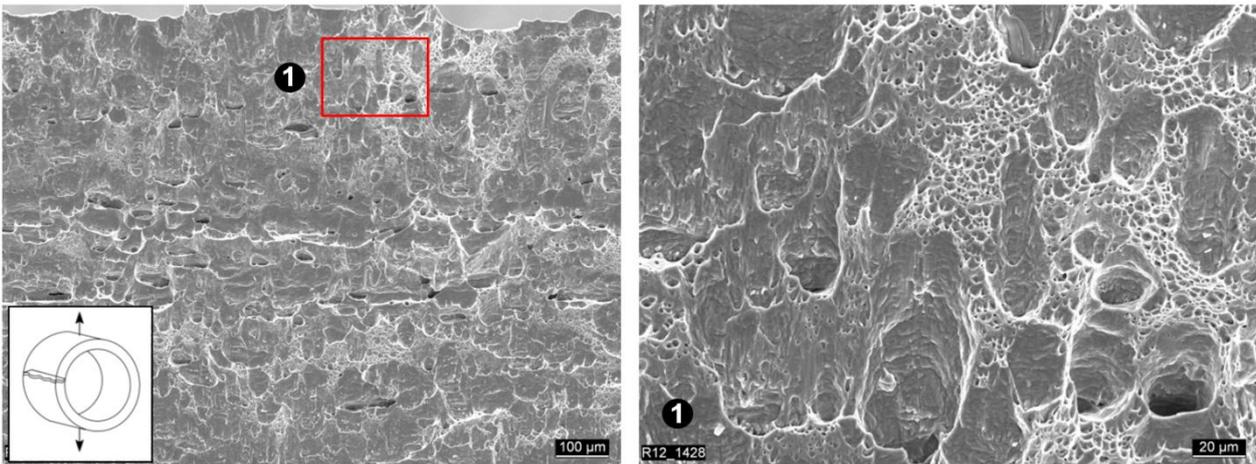


Abbildung 16: Bruchfläche einer Zugprobe aus Rohrfumfangsrichtung (Probe 2RT) bei 300 °C, einseitiger Scherbruch, REM, Werkstoff X 2 NiCrAlTi 32

2.4.3 Form und Orientierung der Einschlüsse und Hohlräume

Einschlüsse im Gefüge werden anhand von rasterelektronenmikroskopischen (REM) Aufnahmen und EDX-Analysen identifiziert. Die gefundenen Einschlüsse bestehen meist aus relativ großen Titankarbiden und vereinzelt auch aus Verbindungen mit Nickel und Chrom. Hierbei weisen die Einschlüsse eine Orientierung in Längsrichtung des DE-Heizrohres auf. Diese Orientierung der Einschlüsse entspricht der Walzrichtung bei der Rohrherstellung.

Tabelle 3: Übersicht der untersuchten Schliffrichtungen (in Rot) an unterschiedlich orientierten Bruchflächen; schematische Darstellung

Probe in Längsrichtung	Probe in Umfangsrichtung	
Längsschliff	Querschliff	Tangentialschliff

Tabelle 3 zeigt eine Übersicht der untersuchten Schliifrichtungen an unterschiedlich orientierten Bruchflächen. Die jeweilige Lage der Schliiffläche ist als rote Fläche in der Schemazeichnung mit der zugehörigen Bruchfläche und Belastungsrichtung dargestellt.

Abbildung 17 zeigt den Längsschliff an der Bruchfläche einer Zugprobe. Hierbei ist die langgestreckte Form der Hohlräume in Zugrichtung der Probe zu erkennen. Die Entstehung der Hohlräume erfolgte entweder durch den Bruch der Partikel, Abbildung 17 Ausschnitt 1, oder durch das Zusammenwachsen mehrerer kleiner Hohlräume in Belastungsrichtung, Abbildung 17 (Ausschnitt links unten).

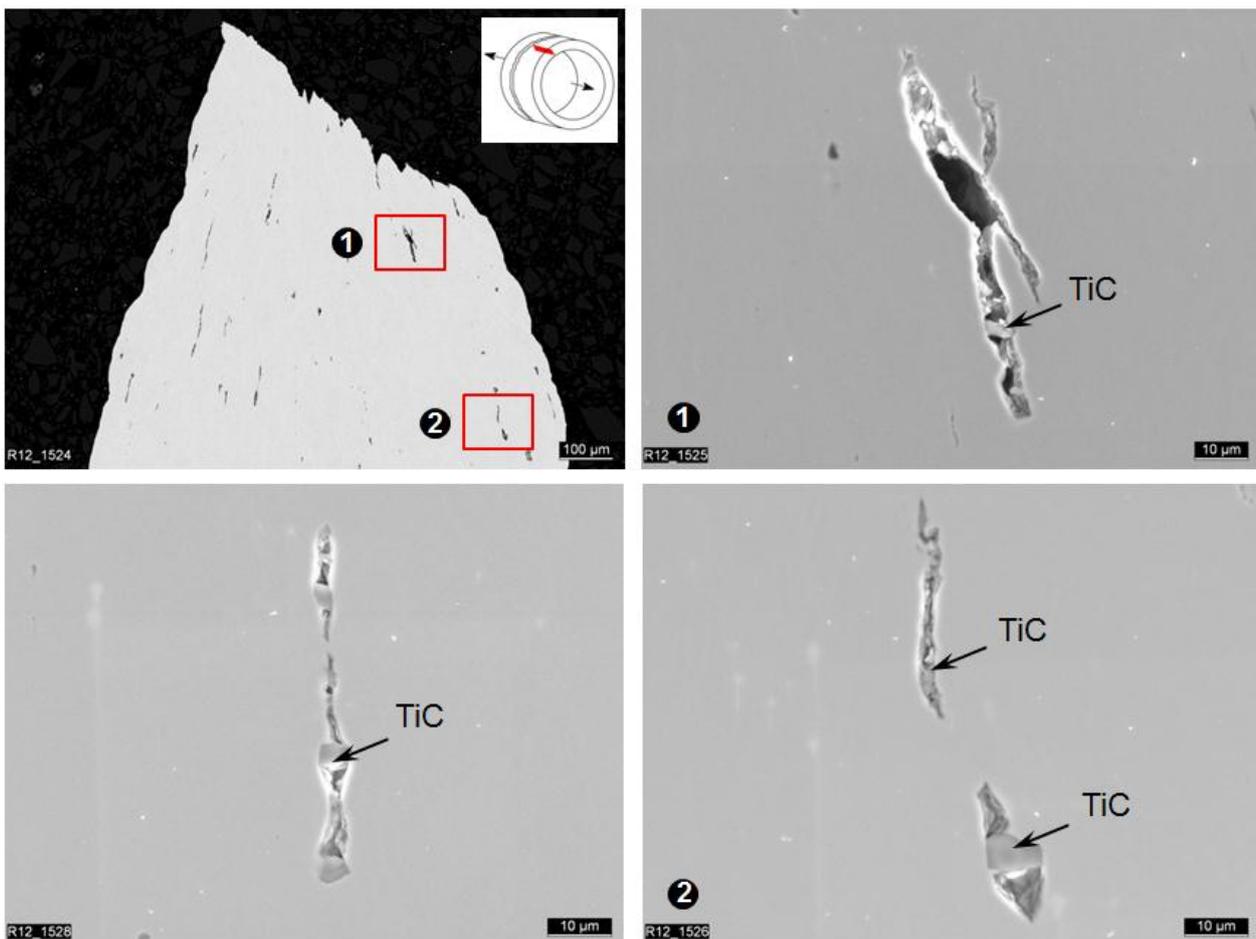


Abbildung 17: Längsschliff einer gekerbten Zugprobe aus Rohrlängsrichtung (Probe 3NT4) bei 20 °C, langgestreckte Hohlräume in Zugrichtung der Probe und Walzrichtung des Rohres

Im Gegensatz dazu zeigt der Querschliff durch die Bruchfläche einer in Umfangsrichtung entnommene Probe, Abbildung 18, in Zugrichtung kaum verformte Hohlräume. Die Detailaufnahme zeigt hier nur ein geringes Hohlraumwachstum und sogar noch völlig in der Matrix eingebundene Einschlüsse nahe der Bruchfläche. Abbildung 19 zeigt die Anordnung und Form der Einschlüsse in weiterer Entfernung von der Risssspitze. Diese sind gleichmäßig verteilt und überwiegend kreisförmig ausgebildet.

Ein Schliff parallel zur Wanddicke (Tangentialschliff) der Probe zeigt ebenfalls, dass diese Hohlräume meist eine langgestreckte Ausrichtung in axialer Richtung aufweisen, Abbildung 20.

Durch die Orientierung der Einschlüsse wachsen die Hohlräume bei einer Zugbelastung in Umfangsrichtung weniger stark an als bei einer Zugbelastung in Längsrichtung. Auch in rissferneren Bereichen, Abbildung 20, zeigt sich die linienförmige Anordnung der Hohlräume in Walzrichtung des Rohres.

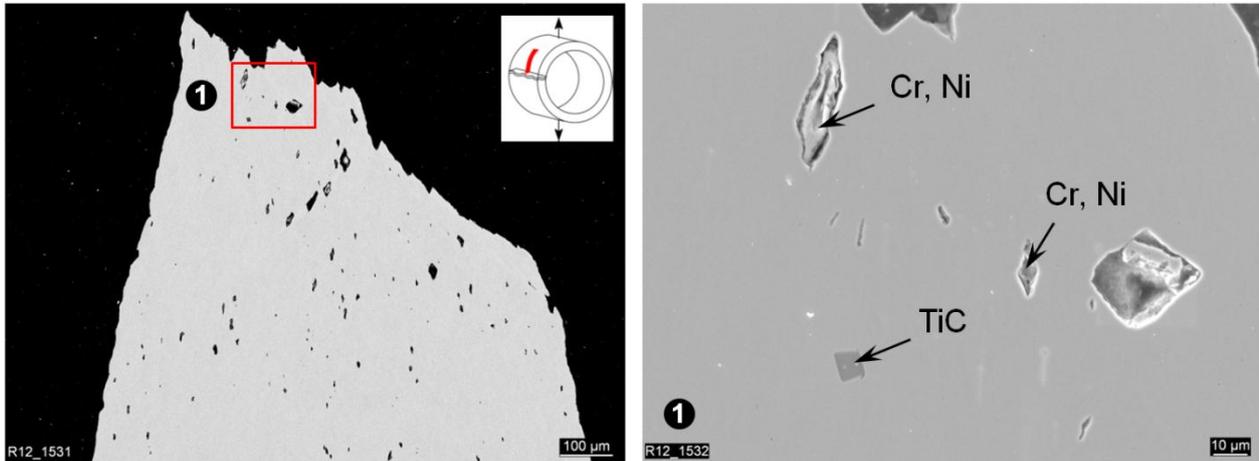


Abbildung 18: Querschliffe einer Zugprobe aus Rohrumfangsrichtung (Probe 1RT) bei 20 °C, nahezu runde, wenig verformte Hohlräume in Querrichtung des Rohres

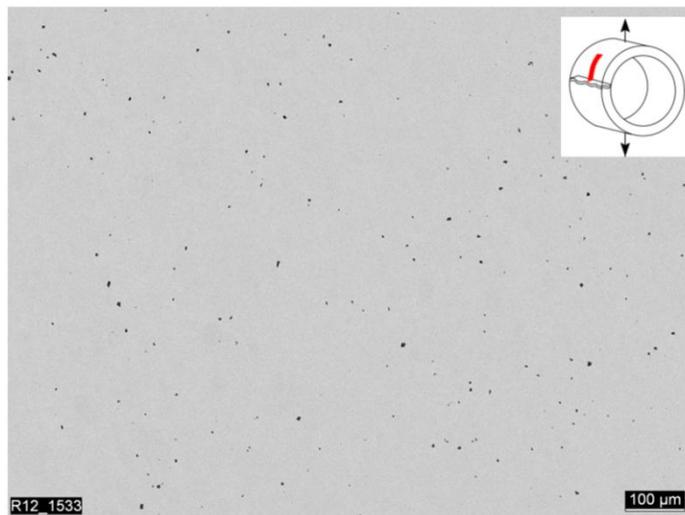


Abbildung 19: Querschliffe einer Zugprobe aus Rohrumfangsrichtung (Probe 1RT) bei 20 °C, runde Hohlräume im Grundmaterial in größerer Entfernung von der Risspitze

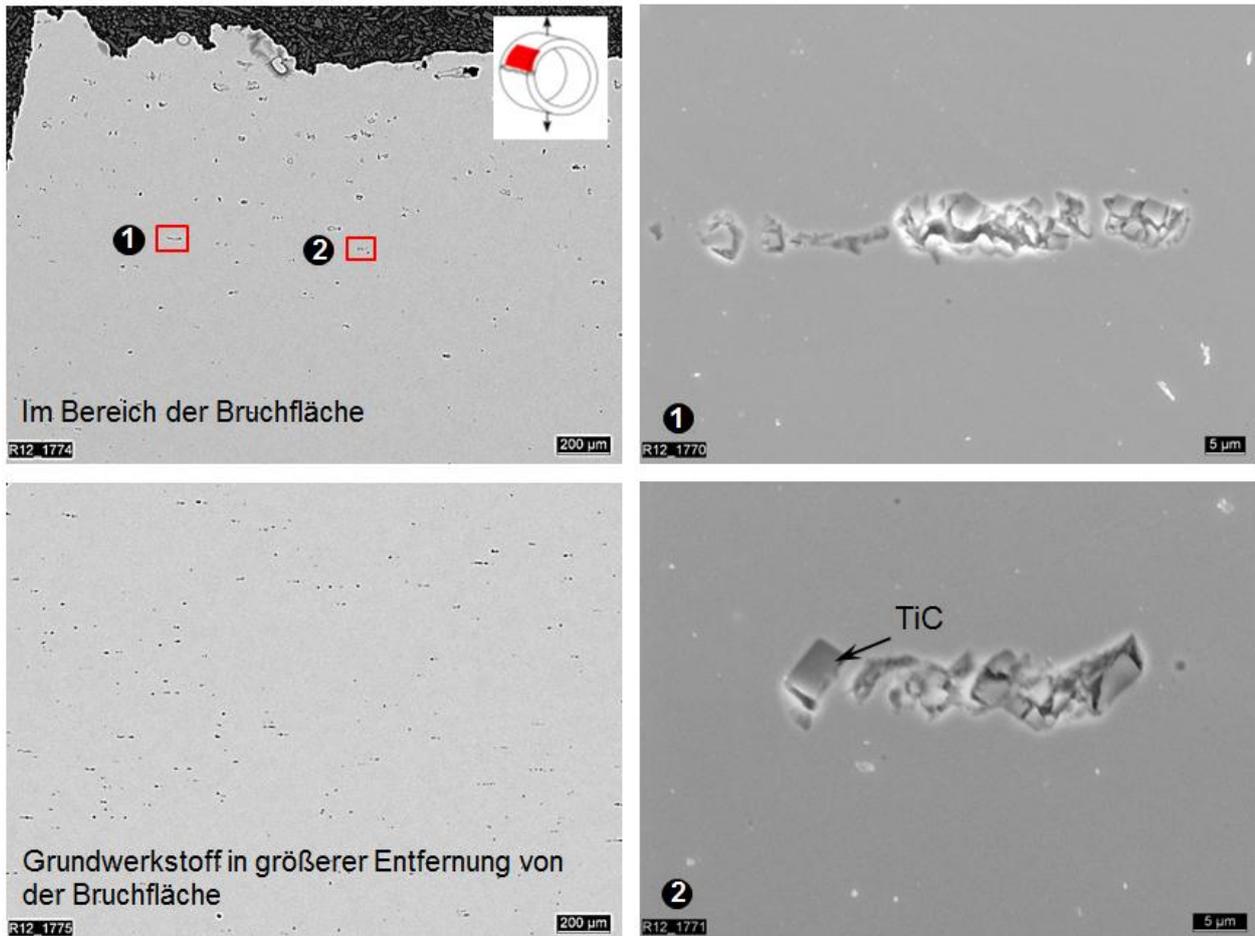


Abbildung 20: Tangentialschliffe einer Zugprobe in Umfangsrichtung (Probe 1RT) bei 20 °C, linienförmige Anordnung der Hohlräume in Längsrichtung des Rohres

2.5 Fazit

Die chemische Zusammensetzung des Werkstoffs X2NiCrAlTi32-20 entspricht den Anforderungen nach KTA 3201.1 [23]. Der Werkstoff zeigt ein gleichmäßiges austenitisches Gefüge und eine homogene Härte. Die Einschlüsse sind in Längsrichtung des Rohres orientiert. Das Hohlraumwachstum bei Zugbelastung in Längs- oder Umfangsrichtung ist sehr unterschiedlich ausgeprägt. Die Hohlräume wachsen in Längsrichtung sehr stark an und vereinigen sich zu sehr schlanken, langgezogenen Hohlräumen. Dagegen wachsen die Hohlräume bei einer Zugbelastung in Umfangsrichtung selbst im Bereich der Bruchfläche nur gering.

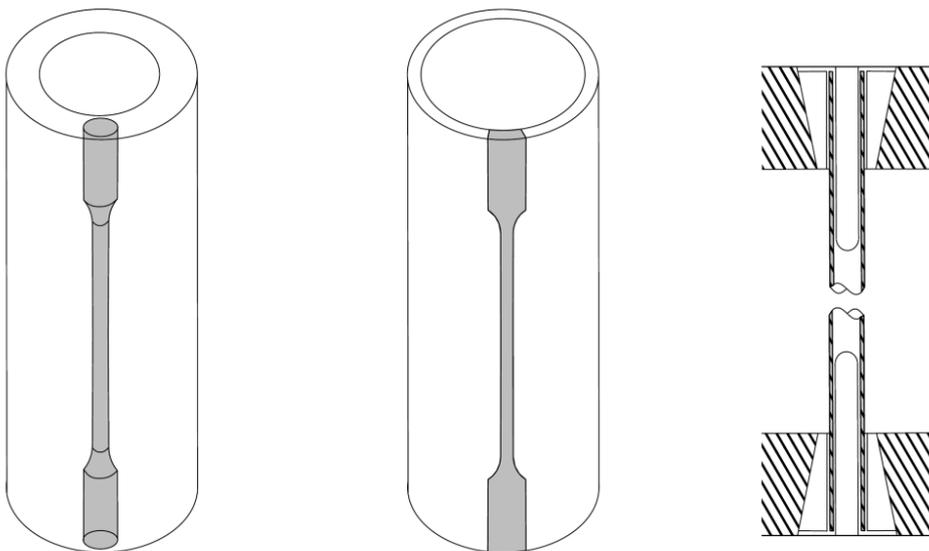
3 Entwicklung der Probengeometrien und Versuchseinrichtungen

3.1 Einleitung

Für die schädigungsmechanischen Berechnungen der unterschiedlichen Fehlerlagen sind Werkstofffließkurven und schädigungsmechanische Parameter erforderlich. Zur Charakterisierung der Werkstoffeigenschaften in Längs und Umfangsrichtung werden Zugversuche in Längs- sowie in Umfangsrichtung durchgeführt. Zur Verifizierung des schädigungsmechanischen Ansatzes werden Innendruckversuche mit Rohren mit unterschiedlichen, künstlich eingebrachten Fehlern durchgeführt. Hierfür ist ein spezieller Versuchsaufbau mit Einspannvorrichtungen und Dichtsystemen erforderlich, welcher im Rahmen dieses Arbeitspunktes entwickelt und erprobt wurde. Aufgrund des nur sehr begrenzt zur Verfügung stehenden Originalwerkstoffs, wurden die Versuchsaufbauten und Einspannvorrichtungen an einem Vergleichswerkstoff überprüft. Für die Entwicklung der Versuche kann auf bekannten Prüfvorschriften wie DIN und ASTM sowie auf die Erfahrung an der MPA Universität Stuttgart zurückgegriffen werden. Für die numerischen Berechnungen wurden die FE-Programme ADINA sowie ABAQUS verwendet.

3.2 Werkstoffprüfverfahren für metallische Rohre aus Literatur und Regelwerk

In europäischen sowie internationalen Normen existiert eine Vielzahl an Vorschlägen für die Prüfung von metallischen Rohren. Im Folgenden werden einige Prüfverfahren vorgestellt, die aufgrund der Möglichkeit, das Last-Verformungsverhalten zu ermitteln, hier näher untersucht werden.



(a) Rundzugprobe

(b) Streifenzugprobe

(c) Rohrzugprobe

Abbildung 21: Mögliche Probenformen für Zugversuche an einem Rohr nach ASTM E8 [22] und DIN EN ISO 6892-1 [25]

Die geringen Abmessungen von Durchmesser und Wanddicke der DE-Heizrohre müssen dabei besonders berücksichtigt werden. Aufgrund des begrenzten Bestandes an Rohrmaterial sollen

die Proben möglichst geringe Abmessungen besitzen. Eine Aufstellung der möglichen Prüfverfahren zeigt Tabelle A. 1.

Die Bestimmung der Fließkurven soll mit Zugversuchen erfolgen. Mögliche Probenformen sind nach ASTM E8 [22] und DIN EN ISO 6892-1 [25] Rundzug-, Längsstreifenzug- oder Rohrzugproben, Abbildung 21. Die kreisförmige Rundzugprobe wird aus der Wand entnommen und kann aber aufgrund der zu geringen Wanddicke der DE-Heizrohre nicht hergestellt werden. Die Längsstreifenzugprobe sollte nach DIN EN ISO 6892-1 nur für Erzeugnisdicken $> 0,5$ mm angewandt werden. Beim Rohrzugversuch können nach DIN EN ISO 6892-1 an beiden Enden Stopfen in die Einspannungen eingebracht werden, um das Rohr nicht zu verformen. Der Einspannbereich mit diesen Stopfen muss jedoch ausreichend weit vom Messbereich entfernt liegen. Der Materialaufwand für diesen Versuch ist demnach sehr hoch. Auch ASTM E8 empfiehlt für Rohre mit Außendurchmesser $D_a \leq 25$ mm die Anwendung des Rohrzugversuches. Aufgrund des eben beschriebenen hohen Materialaufwandes wird jedoch für die Bestimmung der Fließkurven die Längsstreifenzugprobe gewählt. Diese wird im Folgenden als Rohrstreifenprobe bezeichnet. Die Abmessungen sind in Kapitel 3.3.1.1 gegeben.

Um den Werkstoff auf Anisotropie zu überprüfen, sollen ebenfalls Zugversuche in Umfangsrichtung durchgeführt werden. Dies erfolgt mit Hilfe von Ringzugversuchen, die aus einem kompletten Rohrabschnitt bestehen und durch eine Belastung in Querrichtung des Rohres beansprucht werden, Abbildung 42.

3.3 Entwicklung geeigneter Probengeometrien

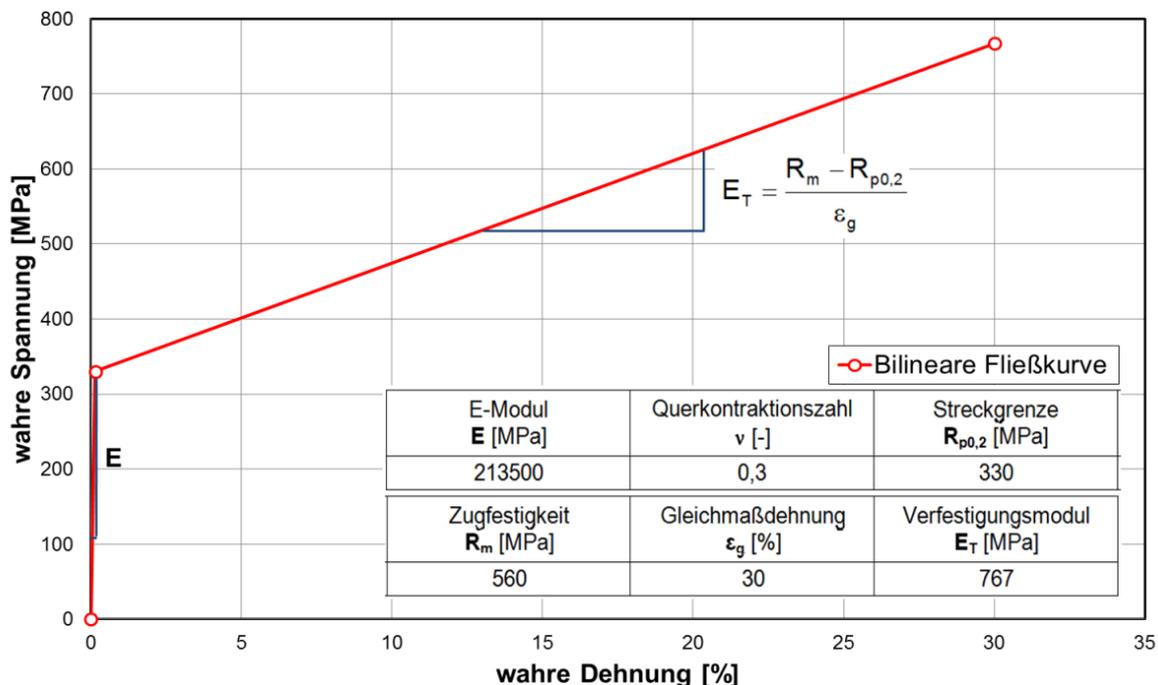


Abbildung 22: Bilineare Fließkurve zur Ermittlung der optimalen Probenformen

Im Folgenden werden geeignete Probengeometrien abgeleitet. Hierbei werden Proben für die Bestimmung der Fließkurven sowie Proben zur Bestimmung der schädigungsmechanischen Parameter des Werkstoffs benötigt.

Da für den Werkstoff X2NiCrAlTi32-20 keine Fließkurven vorlagen, erfolgt die numerische Entwicklung der Probengeometrien mit einem bilinearen Werkstoffmodell nach [Abbildung 22](#). Hierbei entspricht der E-Modul E und die Streckgrenze $R_{p0,2}$ den realen Werkstoffdaten. Die Querkontraktionszahl ν sowie die Gleichmaßdehnung ϵ_g wurden realitätsnah angenommen. Die Steigung im plastischen Bereich, E_T , wird aus der Streckgrenze, der Zugfestigkeit und der Gleichmaßdehnung abgeleitet.

Dieses bilineare Werkstoffmodell kann das wahre Werkstoffverhalten besonders im plastischen Bereich durch den linearen Verlauf nur annähernd wiedergeben. Da in das bilineare Modell jedoch wahre Materialkennwerte mit einfließen, kann es zur Ermittlung geeigneter Probengeometrien verwendet werden. Die so ermittelten Kraft-Verlängerungs-Verläufe können jedoch deutlich vom realen Werkstoffverhalten abweichen. Eine Bestimmung der wahren Fließkurve erfolgt im Anschluss anhand der so ermittelten Probengeometrien.

3.3.1 Rohrstreifenprobe

3.3.1.1 Geometrie der Probe

In Umfangsrichtung des DE-Heizrohres sollen pro Rohrabschnitt jeweils vier Zugproben gefertigt werden, sodass sich eine Probenkopfbreite von maximal einem viertel Rohrumfang zu 17,5 mm ergibt. Für die weitere Probendimensionierung wurden zunächst die Vorgaben aus DIN EN ISO 6892-1 [25] herangezogen, siehe [Tabelle A. 2](#). Die Breite b_0 wurde zu 12 mm gesetzt. Hieraus ergibt sich eine Versuchslänge von $L_c = 75$ mm und eine Anfangsmesslänge von $L_0 = 50$ mm. Die Probendicke folgt aus der Wandstärke der Probe zu $s = 1,26$ mm. Die Gesamtlänge L_t der Probe beträgt 152 mm. Die Bemaßungsgrößen der Rohrstreifenprobe nach DIN EN ISO 6892-1:2009 zeigt [Abbildung 23](#).

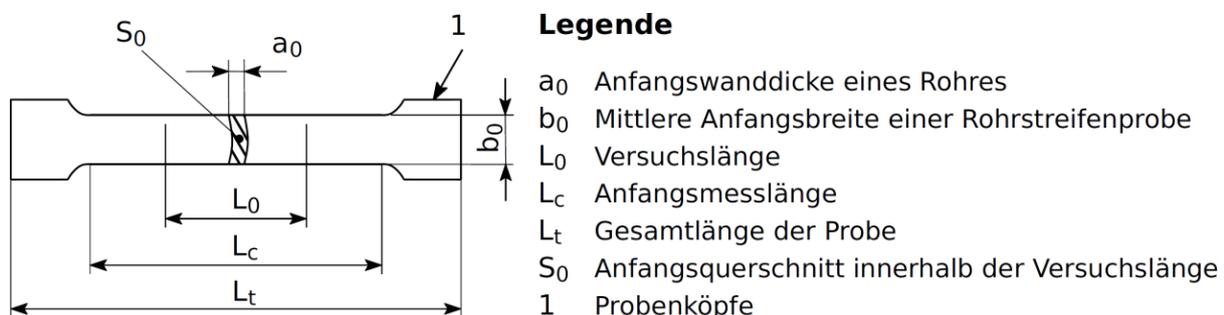


Abbildung 23: Rohrstreifenprobe nach DIN EN ISO 6892-1 [25]

Zum Ausrichten der Probe in der Prüfmaschine für eine momentenfreie Kraftübertragung werden Bolzen durch die Probenköpfe geführt. Die Probenköpfe werden zunächst flach gedrückt und mit Bohrlöchern versehen. Der Schaft behält die gekrümmte Form des DE-Heizrohres und darf

durch die Probenköpfe nicht beeinflusst werden. Abbildung 24 zeigt das prinzipielle Vorgehen bei der Modellierung der Probe in einem FE-Programm. Zur Vereinfachung wird der Schaft zunächst komplett flach modelliert. Die Zugbolzen werden als Kontaktflächen ohne Reibung ausgeführt. Aus Symmetriegründen wird lediglich ein Achtel der Probe berechnet.

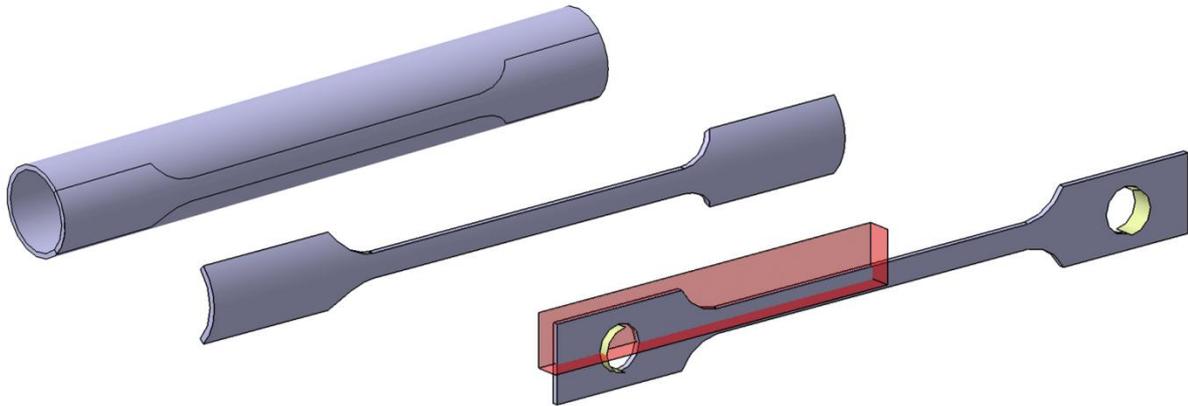


Abbildung 24: Modellierung der Rohrstreifenprobe mit Idealisierung durch Vernachlässigung der Krümmung

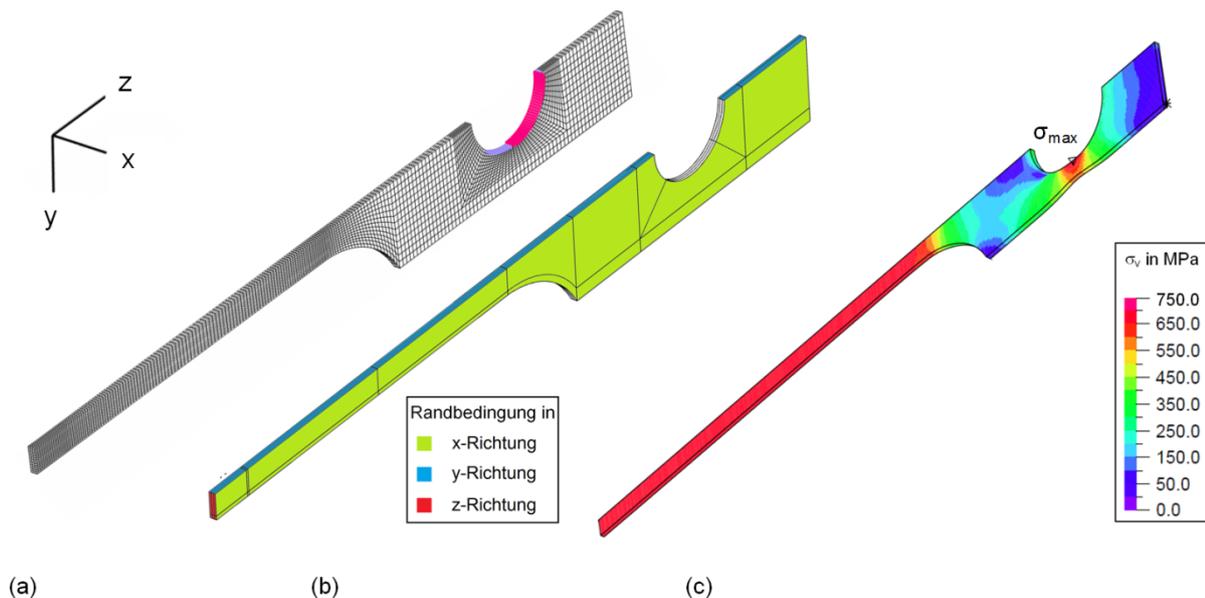


Abbildung 25: Modellierung der Achtel Rohrstreifenprobe: (a) Vernetztes Modell, (b) Symmetriestandbedingungen und (c) Vergleichsspannung

Abbildung 25 zeigt die Modellierung einer Rohrstreifenprobe (Achtel Modell). Es werden 20-knotige Hexaederelemente mit 8 Integrationspunkten verwendet. Im Bereich stärkerer Beanspruchung erfolgt die Diskretisierung mit Elementen der Kantenlänge 0,2 mm. In der Simulation nach Abbildung 25 (c) zeigt sich, dass die Vergleichsspannung σ_v im Probenkopf überelastisch wird und eventuell zu einem vorzeitigen Ausreißen der Bohrung führen kann. Dies liegt am ungeeigneten Verhältnis der Schaftbreite zu Bolzendurchmesser.

Da die Probenkopfbreite auf $\frac{1}{4}$ des Rohrumfangs begrenzt ist, erfolgt die Optimierung durch Verringerung des Bolzendurchmessers sowie der Schaftbreite. Versagen in Probenmitte und eine unkritische Spannungsverteilung im Probenkopf stellt sich bei einer Schaftbreite $b_0 = 5$ mm

und einem Bolzendurchmesser von $D_B = 9,0$ mm ein. Zusätzlich wird der Einfluss von Reibung auf der Kontaktfläche zwischen Bolzen und Probe untersucht. Abbildung A. 1 zeigt, dass bei einer Reibzahl von $\mu = 0,3$ keinerlei Abweichungen in den Kraft-Verlängerungs-Verläufen zu erkennen sind und die Reibung deshalb vernachlässigt werden kann.

Die genauen Abmessungen der Rohrstreifenproben zeigt Abbildung A. 2. Abbildung 26 zeigt deutlich, dass es mit der entwickelten Probengeometrie möglich ist, das Last-Verformungsverhalten unter annähernd einachsiger Belastung aufzunehmen.

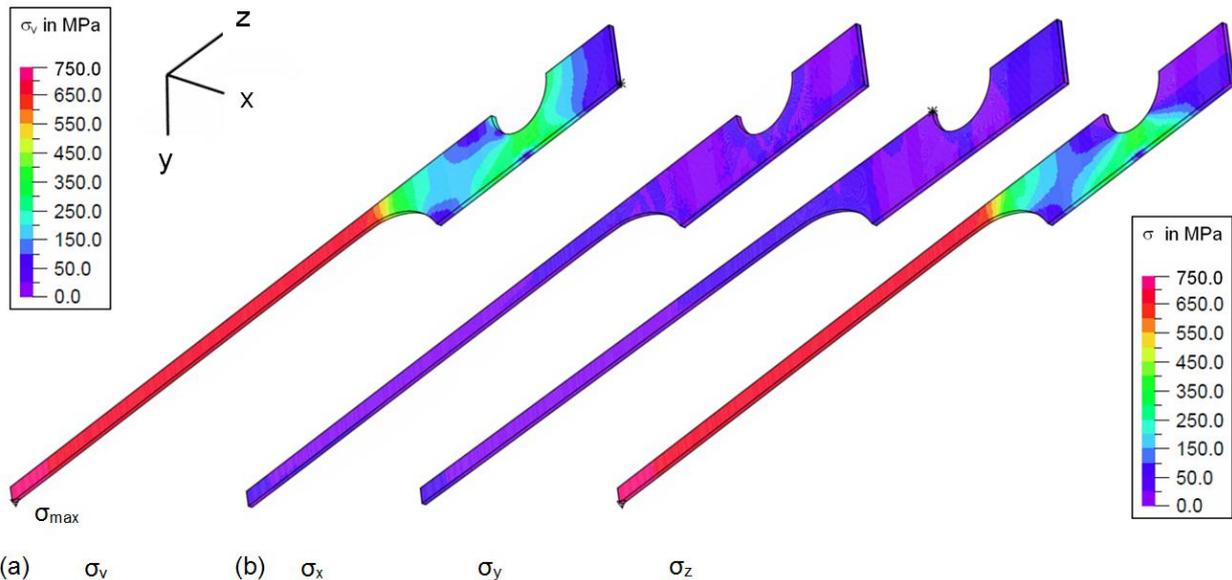


Abbildung 26: Optimierte Rohrstreifenprobe: (a) Vergleichsspannung σ_v und (b) Spannungsverteilungen σ_x , σ_y und σ_z der drei Hauptachsenrichtungen

Tabelle 4: Simulierte Kerbradien der Rohrstreifenproben

Breite im Kerbgrund b [mm]	Kerbradius ρ_1 [mm]	Kerbradius ρ_2 [mm]	Kerbradius ρ_3 [mm]
3 ($b/B=0,6$)	0,75 ($\alpha_{K,1}=1,94$)	1,5 ($\alpha_{K,2}=1,52$)	3,0 ($\alpha_{K,3}=1,25$)
Vernetzung im Bereich der Kerbe (Ausschnitt einer Viertel Probe)			

Für die Bestimmung der schädigungsmechanischen Parameter werden gekerbte Rohrstreifenproben verwendet. Hierzu werden Proben mit den Kerbradien nach Tabelle 4 modelliert.

Alle Proben besitzen eine Ligamentbreite von $b = 3 \text{ mm}$. Im Unterschied zu der ungekerbten Rohrstreifenprobe, lokalisieren die Spannungen bei gekerbten Proben im Bereich der Kerbe. Abbildung 27 zeigt dies beispielhaft für die Kerbe mit Kerbradius $\rho = 3,0 \text{ mm}$. Für die beiden anderen Kerbgeometrien gilt dies analog. Eine Verlängerung der Probe tritt somit, anders als bei der ungekerbten Probe, maßgeblich im Bereich der Kerbe auf. Die Messlänge kann demzufolge auf diesen Bereich beschränkt werden. Abbildung 27 zeigt das Kraft-Verlängerungsverhalten der gekerbten Rohrstreifenproben. Eine schärfere Kerbe, d.h. ein kleinerer Radius, führt zu einer höheren Maximalkraft.

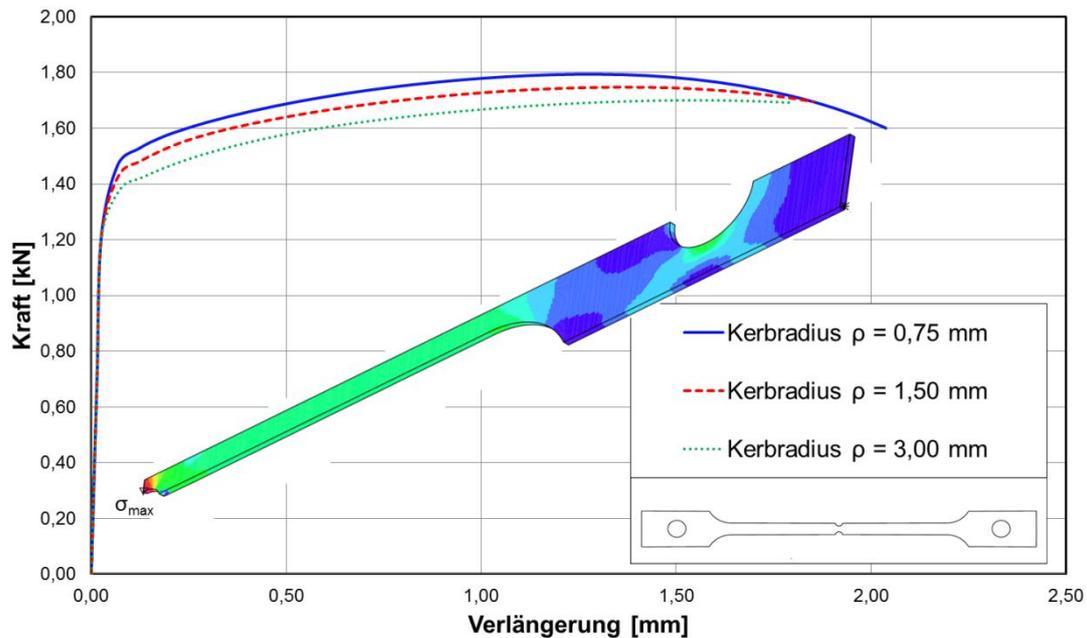


Abbildung 27: Berechnetes Kraft-Verlängerungs-Diagramm aller gekerbten Rohrstreifenproben und modellierte Achtel Probe mit Vergleichsspannungsverteilung

3.3.1.2 Entwicklung geeigneter Einspannvorrichtungen

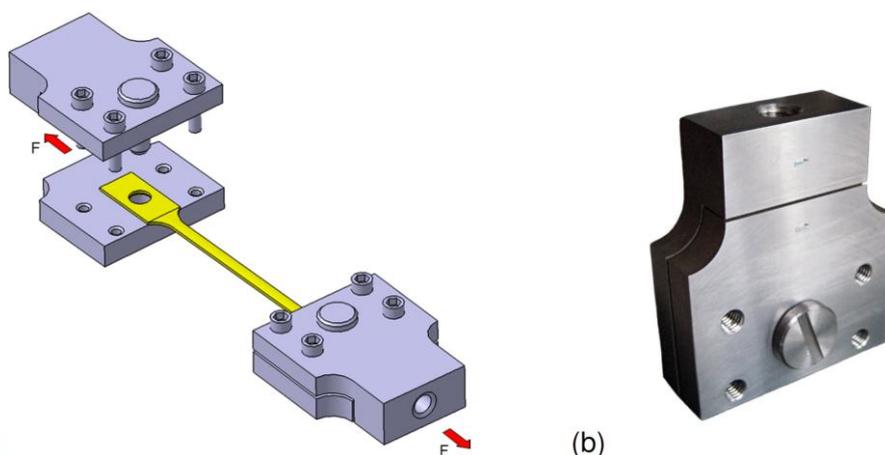


Abbildung 28: Einspannvorrichtungen für die Rohrstreifenproben: (a) Modell und (b) reale Einspannung

Zur Versuchsdurchführung werden kraftschlüssige Einspannvorrichtungen zum Einspannen der Probenköpfe benötigt. Ein Bolzen dient der Zentrierung der Probe in der Einspannvorrichtung

und verhindert ein Herausrutschen der Probe. Die Simulationen in Kapitel 3.3.1.1 ergaben einen Bolzendurchmesser von $D_B = 9,0$ mm. Die weiteren Abmessungen der Einspannvorrichtungen sind [Abbildung A. 3](#) zu entnehmen.

Die Einspannungen bestehen aus dem Werkstoff P92. Die Materialkennwerte zeigt Tabelle 5. Der Werkstoff P92 besitzt eine höhere Festigkeit als der Prüfwerkstoff und ist zudem ausreichend warmfest um die Prüftemperatur von 300 °C zu ertragen.

Tabelle 5: Materialkennwerte des Werkstoffs P92 [27]

Temperatur T [°C]	E-Modul E [MPa]	Streckgrenze $R_{p0,2}$ [MPa]	Zugfestigkeit R_m [MPa]	Bruchdehnung A_5 [%]
20	200000	min. 440	min. 657	min. 13

3.3.1.3 Experimentelle Validierung

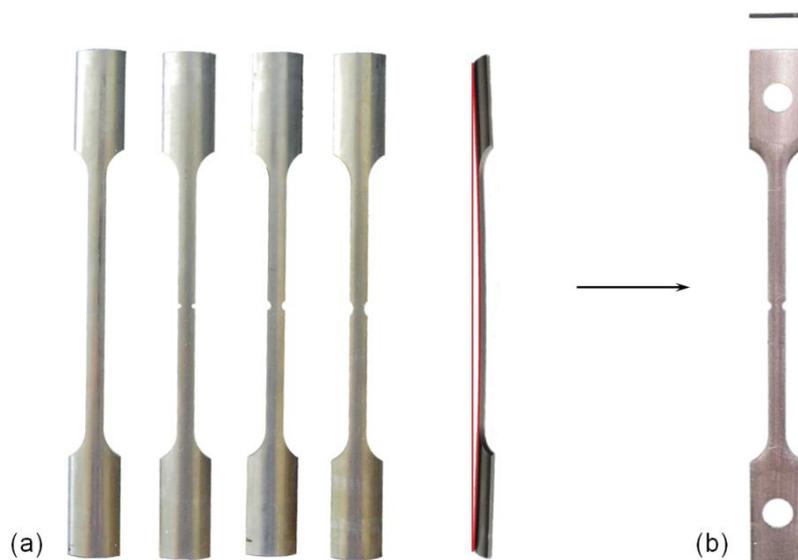


Abbildung 29: Rohrstreifenproben für die Vorversuche an einem Vergleichswerkstoff: (a) Rohlinge und (b) Beispiel einer fertigen Probe mit flach gedrückten Probenköpfen und Bolzenlöchern (Kerbradius $\rho = 1,5$ mm)

Zur Herstellung der Proben aus dem Vergleichswerkstoff werden die Rohlinge aus dem DE-Heizrohr erodiert. Danach wurde eine Verformung aller Rohlinge in Längsrichtung beobachtet, [Abbildung 29 \(a\)](#). Vermutlich resultiert die Krümmung aus Eigenspannungen, die während des Erodierens aus dem DE-Heizrohr gelöst wurden. Die genauen Abmessungen der Längskrümmung über die Probenlänge zeigt [Tabelle A. 3](#).

Im anschließenden Fertigungsverfahren werden die Probenköpfe flach gedrückt und mit einem Loch für die Einspannung versehen, [Abbildung 29 \(b\)](#). Der Schaft behält hierbei in Umfangsrichtung die gekrümmte Form. Für jede Geometrie werden zwei Proben gefertigt, wobei von jeder Geometrie eine Probe bei 20 °C und eine Probe bei 300 °C geprüft wird.

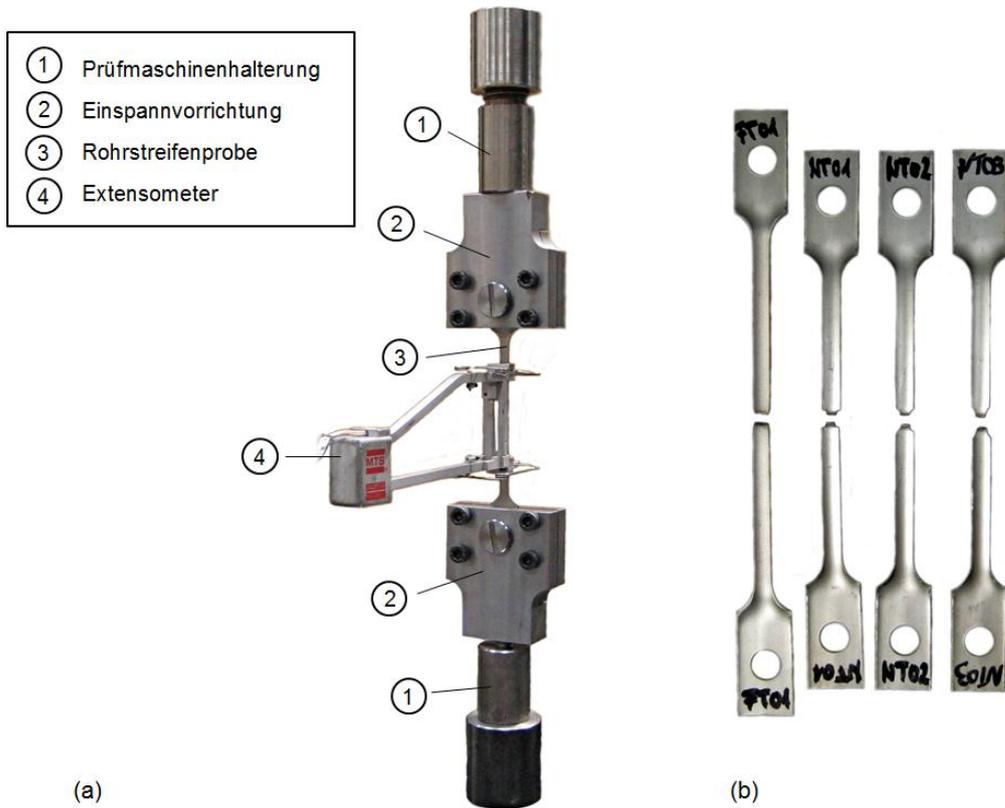


Abbildung 30: Prüfung der Rohrstreifenproben bei RT: (a) Versuchsaufbau (b) geprüfte Rohrstreifenproben nach dem Bruch

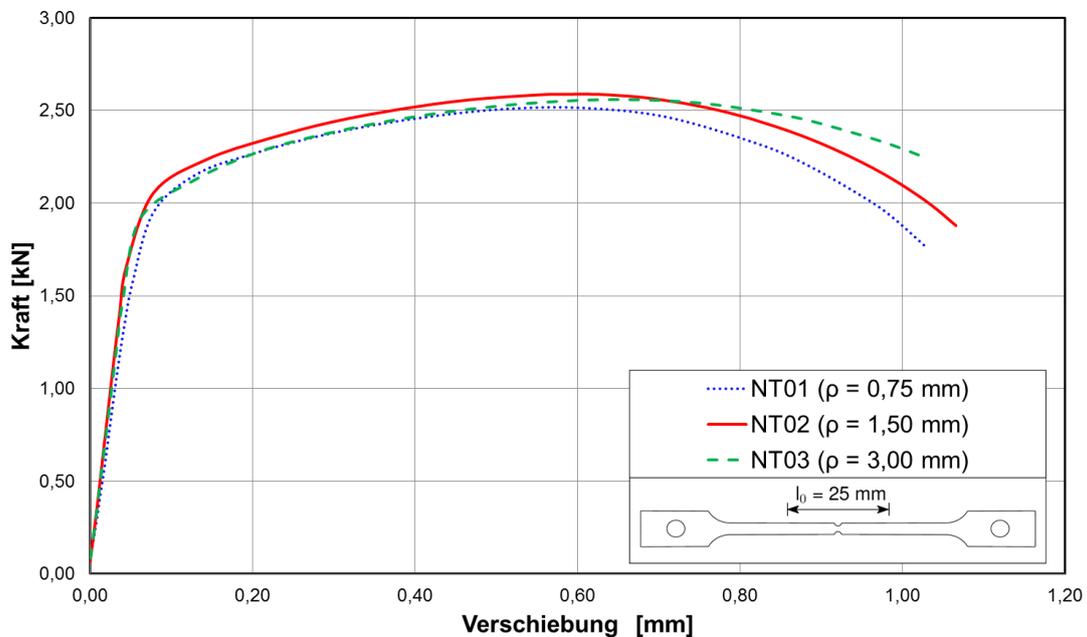


Abbildung 31: Kraft-Verlängerungs-Diagramm aller gekerbten Rohrstreifenproben der Vorversuche bei RT

Eine im Versuchsstand eingebaute Probe bei 20 °C zeigt [Abbildung 30 \(a\)](#). Die Längenänderung wird mittels Extensometer aufgenommen. Die Messlänge l_0 beträgt bei den ungekerbten Rohrstreifenproben 50 mm und bei den gekerbten Rohrstreifenproben 25 mm. In [Abbildung 30 \(b\)](#)

sind alle bei 20 °C geprüften Proben abgebildet. Diese wurden mit einer Dehnrage von 0,0002 (mm/mm)/s bis zum Bruch belastet. Hierbei wurde keine Verformung des Bolzenloches oder des Probenkopfes festgestellt. Die ermittelten Materialkennwerte des Werkstoffs X2NiCrAlTi32-20 sowie die Ergebnisse aller Vorversuche bei 20 °C zeigt Tabelle A. 4.

Das gemessene Kraft-Verlängerungsverhalten der gekerbten Rohrstreifenproben bei 20 °C zeigt Abbildung 31. Mit Hilfe dieser Vorversuche kann gezeigt werden, dass die Simulationen mit dem vereinfachten bilinearen Materialmodell ausreichend waren, geeignete Probengeometrien zu entwickeln und im Hinblick auf die Versagensstelle zu optimieren.

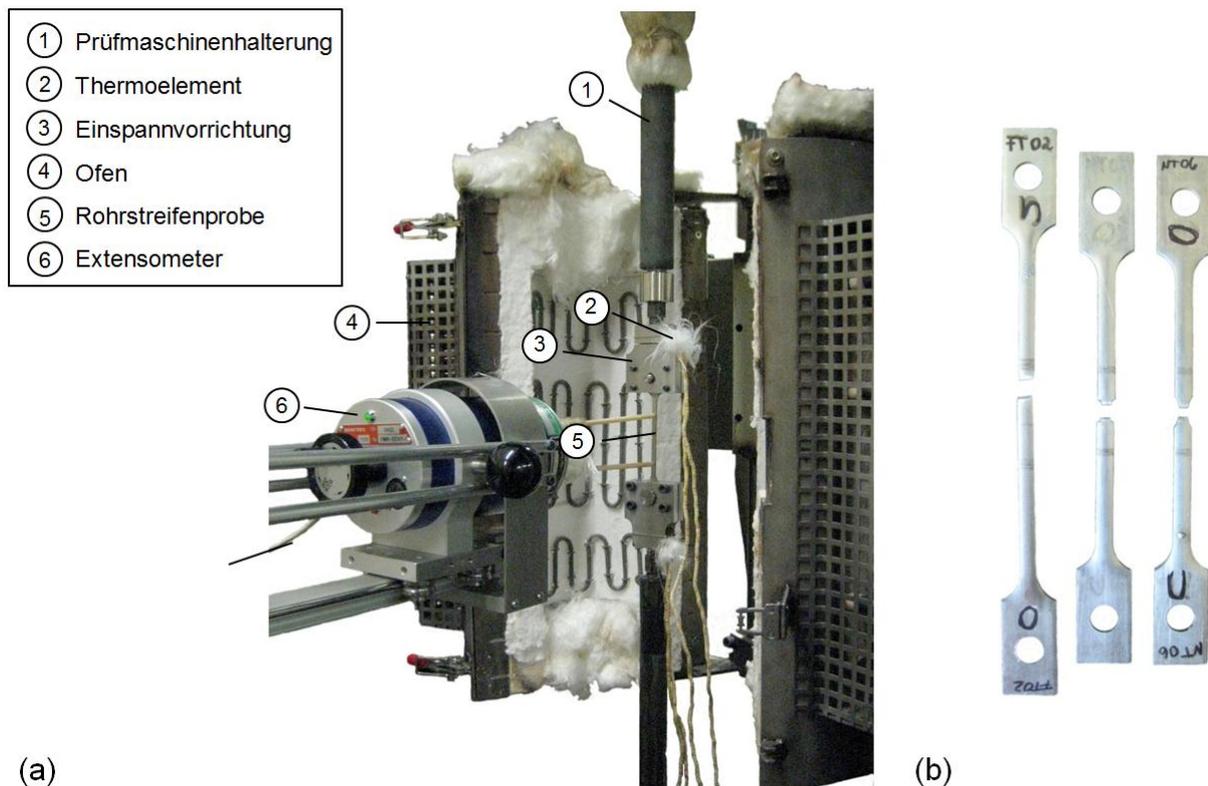


Abbildung 32: Prüfung der Rohrstreifenproben bei 300 °C: (a) Versuchsaufbau (b) geprüfte Rohrstreifenproben nach dem Bruch

Ebenso wie bei 20 °C soll auch die Versuchseinrichtung bei 300 °C getestet werden. Hierzu werden zwei gekerbte Rohrstreifenproben ($\rho = 0,75$ mm und $\rho = 3,00$ mm) und eine ungekerbte Rohrstreifenprobe geprüft. Mit Hilfe eines Ofens wird die Temperatur während der Versuchsdurchführung auf 300 °C gehalten und durch Thermoelemente kontinuierlich überprüft, Abbildung 32 (a). Die Dehnrage wird aus den Versuchen bei 20 °C übernommen. Die Verlängerung der Probe wird über einen Extensometer mit zwei hitzebeständigen Keramikstäben, die im Messabstand $l_0 = 50$ mm (ungekerbte Probe) und $l_0 = 25$ mm (gekerbte Proben) angebracht sind, aufgenommen.

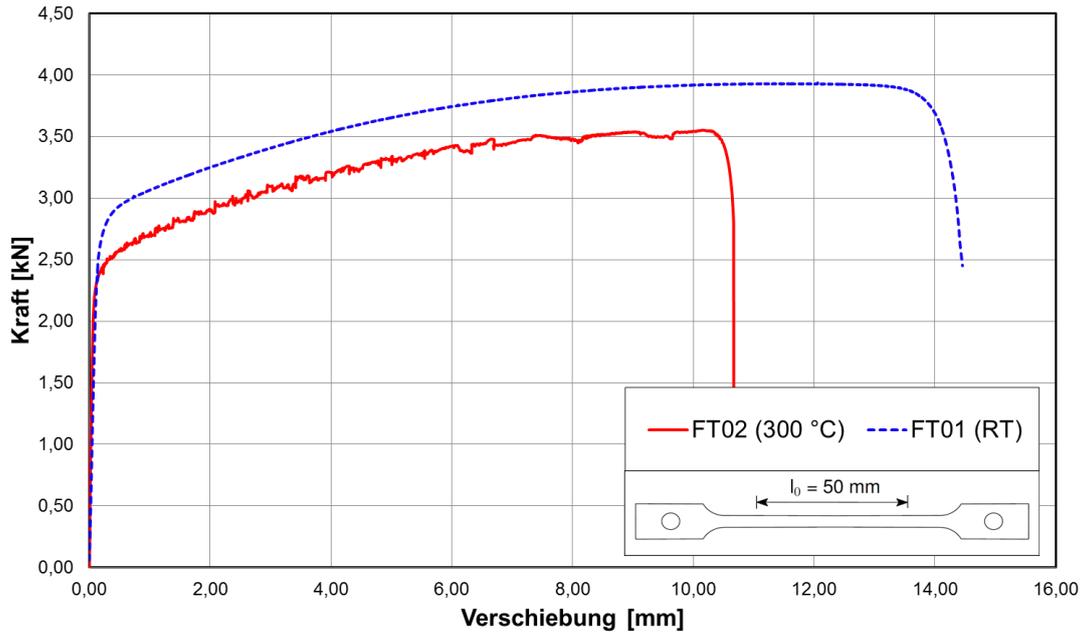


Abbildung 33: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der ungekerbten Rohrstreifenproben der Vorversuche bei 20 °C und 300 °C

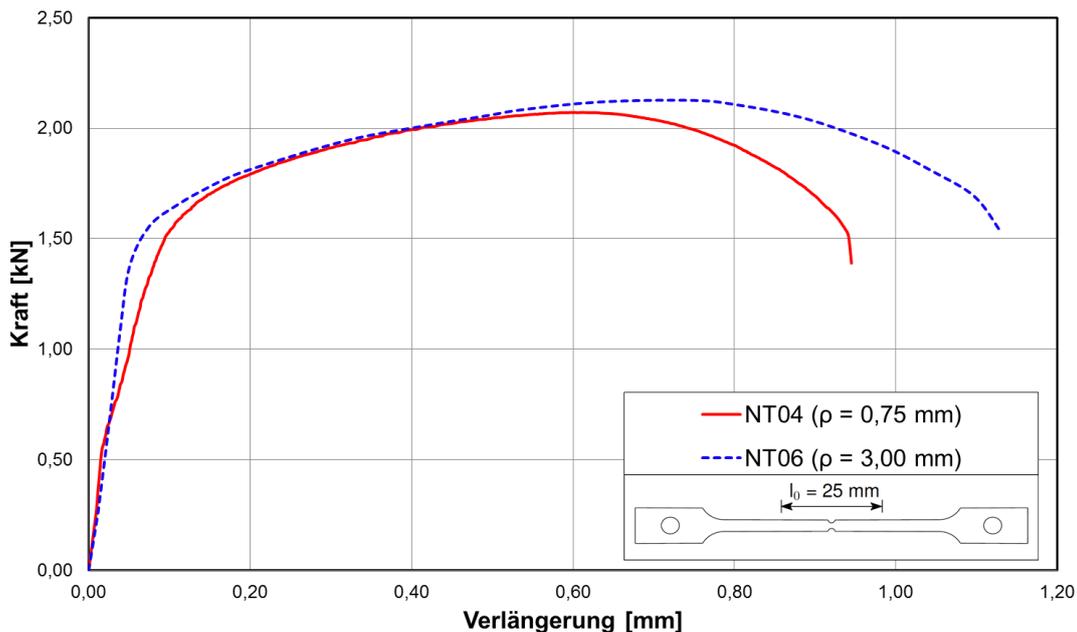


Abbildung 34: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der gekerbten Rohrstreifenproben der Vorversuche bei 300 °C

Die Proben nach dem Bruch sind in [Abbildung 32 \(b\)](#) dargestellt. Alle Proben haben im Bereich der Messlänge versagt. Bei keiner der Proben trat eine Verformung des Probenkopfes oder des Bolzens auf.

Die Materialkennwerte des Werkstoffs X2NiCrAlTi32-20 bei 300 °C und die detaillierten Ergebnisse aller geprüften Proben bei 300 °C sind in [Tabelle A. 5](#) gegeben. Hierbei ist festzustellen, dass die Festigkeitswerte (Streckgrenze und Zugfestigkeit) bei 300 °C gegenüber 20 °C abnehmen. Auch die Verformbarkeit (Gleichmaßdehnung und Bruchdehnung) ist weniger stark ausge-

prägt als bei 20 °C. Dies ist auch deutlich beim Vergleich der Kraft-Verlängerungs-Verläufe der ungekerbten Rohrstreifenproben bei 20 °C und 300 °C zu erkennen, Abbildung 33.

Abbildung 34 zeigt den Vergleich der Kraft-Verlängerungs-Verläufe der gekerbten Rohrstreifenproben bei 300 °C.

3.3.1.4 Bestimmung der wahren Fließkurve des Vergleichswerkstoffs bei 20 °C

Die wahre Fließkurve wird durch ein numerisches Verfahren anhand der Messdaten der experimentellen Versuche bestimmt [28].

Die aus den ungekerbten Rohrstreifenproben bei 20 °C bestimmte technische Fließkurve ist in Abbildung 35 (b) dargestellt. Die technische Spannung ist hierbei ein fiktiver Wert, der die Querschnittsabnahme des Werkstoffs nicht berücksichtigt und die Last F auf den Ausgangsquerschnitt der Probe A_0 bezieht, mit:

$$\sigma = \frac{F}{A_0} \quad [\text{MPa}] \quad \text{und} \quad \varepsilon = \frac{l - l_0}{l_0} = \frac{\Delta l}{l_0} \quad [\%] \quad (2)$$

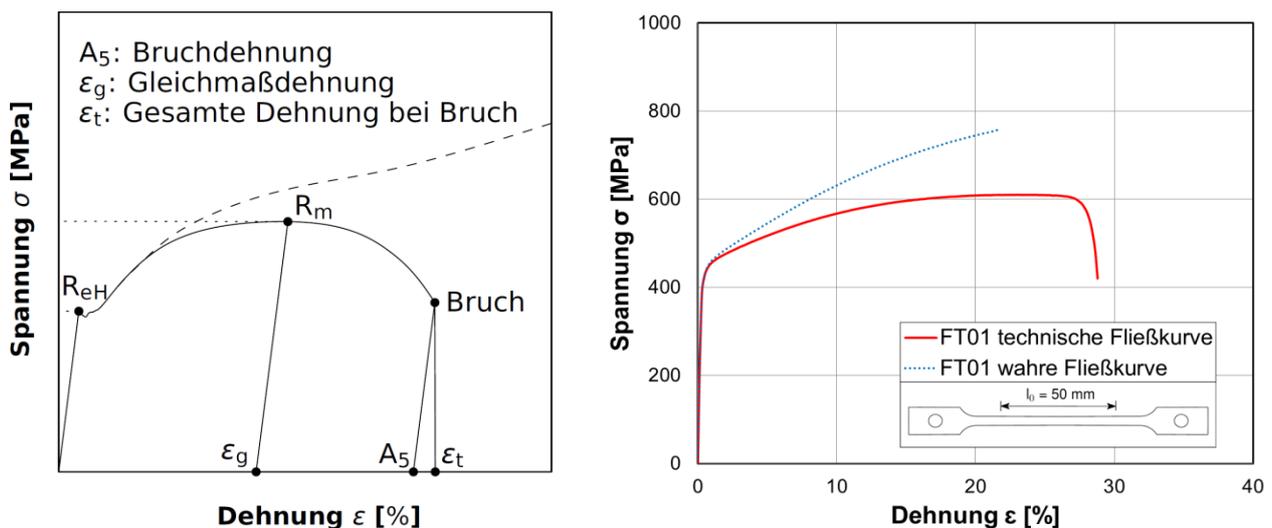


Abbildung 35: Vergleich von technischer und wahrer Fließkurve: (a) Schematische Darstellung und (b) für den Werkstoff X2NiCrAlTi32-20 mit wahrer Fließkurve bis zur Gleichmaßdehnung

Für die Bestimmung des wahren Fließverhaltens aus dem einachsigen Zugversuch wird die wahre Spannung σ_w benötigt, welche auf die aktuelle Querschnittsfläche A bezogen wird. Um den wahren Wert der Dehnung zu berechnen, wird die Verlängerung auf die jeweilige aktuelle Länge l bezogen. Durch Integrieren erhält man die Formänderung φ als logarithmisches Verhältnis der aktuellen Länge l zur Ausgangslänge l_0 .

$$\sigma_w = \frac{F}{A} = \frac{\sigma \cdot A_0}{A} \quad [\text{MPa}] \quad \text{und} \quad \varphi = \ln \frac{l}{l_0} = (1 - \varepsilon) \quad [\%] \quad (3)$$

Diese Beziehungen gelten bis zur Gleichmaßdehnung ε_g . Ab Erreichen der Höchstlast schnürt die Probe ein, was zu einem mehrachsigen Spannungszustand führt. Die wahre Fließkurve kann

daraufhin mit den Gleichungen (2) und (3) nicht mehr ermittelt werden. Deshalb wurde die wahre eindimensionale Fließkurve durch eine numerische Anpassung nach [28]. Bei diesem Verfahren werden die Last, die Geometrie sowie das zu erwartende Last-Verformungs-Verhalten vorgegeben. Als Ergebnis erhält man die wahre Fließkurve des Werkstoffs. Zu Beginn der Berechnung wird eine Fließkurve bis zum Punkt n , Abbildung 36, vorgegeben. Am Punkt $n+1$ wird die berechnete Last F_{num} mit der Last F_{exp} bei gleicher Verformung verglichen. Gilt $F_{\text{num}} = F_{\text{exp}}$, dann wird zum nächsten Belastungsschritt gewechselt. Gilt dies nicht, erfolgt eine Anpassung der Fließkurve bis zum Schritt $n+1$ und eine anschließenden Neuberechnung von F_{num} . Mit Hilfe dieses iterativen Verfahrens kann schrittweise die wahre Fließkurve berechnet werden.

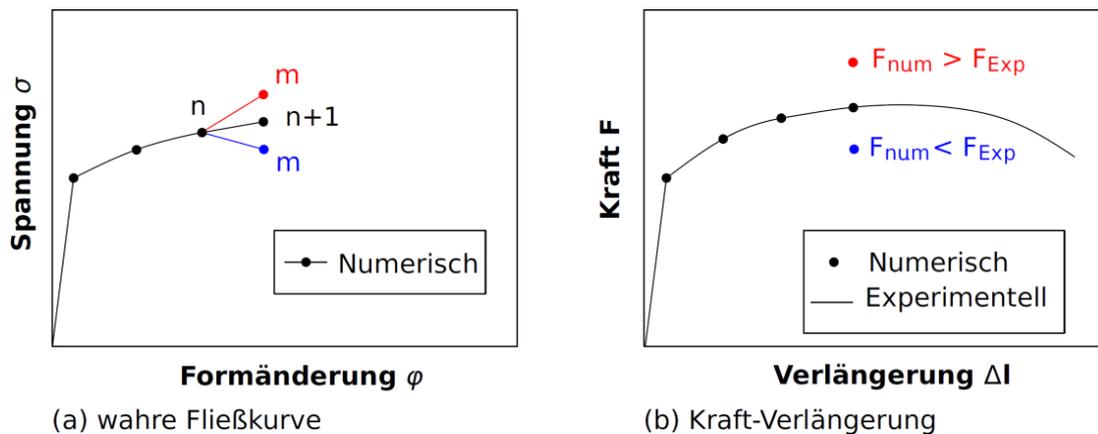


Abbildung 36: Numerisches Anpassungsverfahren zur Bestimmung der wahren Fließkurve

Vorteil des Verfahrens ist, dass Fließkurven auch an Proben mit ungleichmäßigem Spannungszustand (z. B. gekerbte Proben) ermittelt werden können.

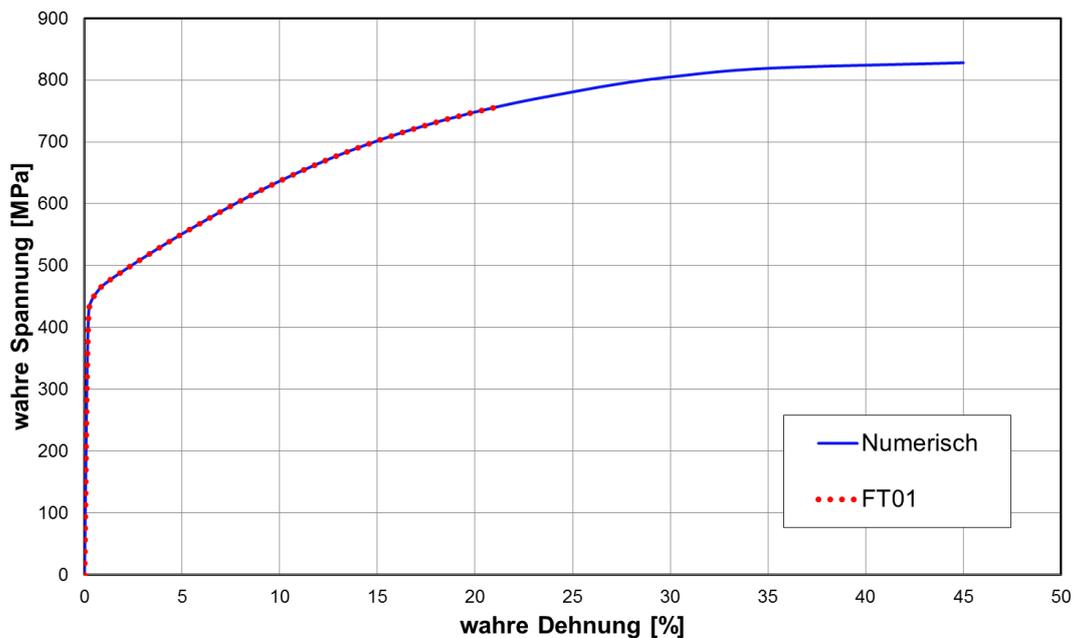


Abbildung 37: Wahre Fließkurve für den Werkstoff X2NiCrAlTi32-20 (Test-Rohr)

Um die Experimente aus dem Vergleichswerkstoff numerisch nachzurechnen, wird für den Vergleichswerkstoff die Fließkurve für 20 °C bestimmt. Im Folgenden wird die gekerbte Rohrstreifenprobe mit Kerbradius $\rho = 1,5 \text{ mm}$ zur Fließkurvenbestimmung herangezogen. Die wahre Fließkurve für den Werkstoff X2NiCrAlTi32-20 durch numerische Anpassung ist in [Abbildung 37](#) dargestellt.

Zur Verifizierung der wahren Fließkurve sind die Berechnungen der Kraft-Verschiebungs-Verläufe für alle Kerbradien in [Abbildung A. 5](#) bis [Abbildung A. 7](#) dargestellt.

3.3.2 Ringzugprobe

3.3.2.1 Geometrie der Ringzugprobe

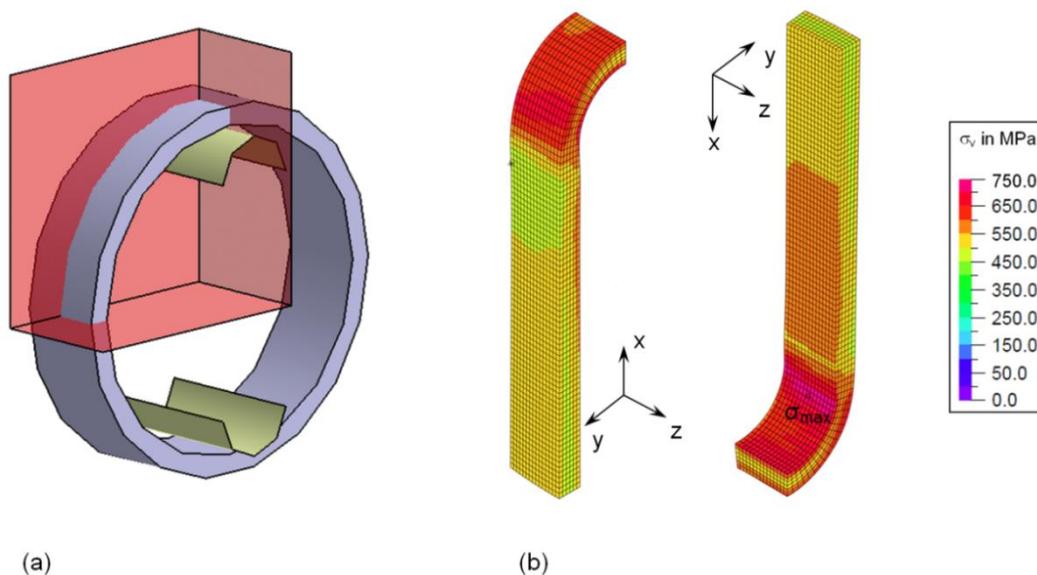


Abbildung 38: Erster Entwurf der Ringzugprobe: (a) Komplettes Modell und (b) Modellierter Achteil Probe mit Vergleichsspannung in zwei Ansichten

Zur Bestimmung des Last-Verformungs-Verhalten in Umfangsrichtung werden Ringzugproben aus dem DE-Heizrohr entnommen. Durch zwei Bolzen soll die Probe in radialer Richtung gezogen werden. Die Bolzen werden durch Kontaktflächen in der FE-Rechnung idealisiert. Aus Symmetriegründen muss nur ein Achteil der Probe modelliert werden. In einem ersten Schritt ist die Probenbreite konstant über den Umfang. Berechnungen ergaben, dass eine solche Probe mit konstanter Breite zu einer verfrühten Plastifizierung im Bereich der Auflager führt, [Abbildung 38](#). Aufgrund dessen wird die Probe im Bereich der Bolzen verbreitert und im Schaftbereich mit zwei Kerben versehen, [Abbildung 39](#). Der Kerbradius ρ ist durch den Innendurchmesser der DE-Heizrohre begrenzt. Durch eine Parameteranpassung erwies sich ein möglichst großer Kerbradius als optimal und wurde zu $\rho = 7,5 \text{ mm}$ gewählt. Die Ligamentbreite beträgt 5 mm bei einer Gesamtbreite der Probe von 20 mm, [Abbildung 39](#). Die genauen Abmessungen können [Abbildung A. 9](#) entnommen werden.

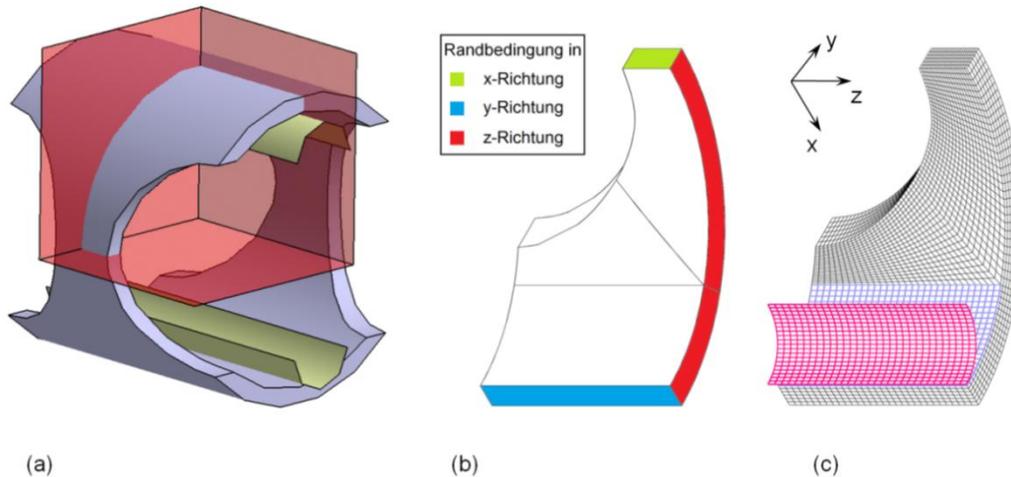


Abbildung 39: Angepasste Geometrie der Ringzugprobe: (a) CAD Modell, (b) Modellierter Achteil Probe mit Symmetrierandbedingungen und (c) Vernetzung und Darstellung der Kontaktelemente

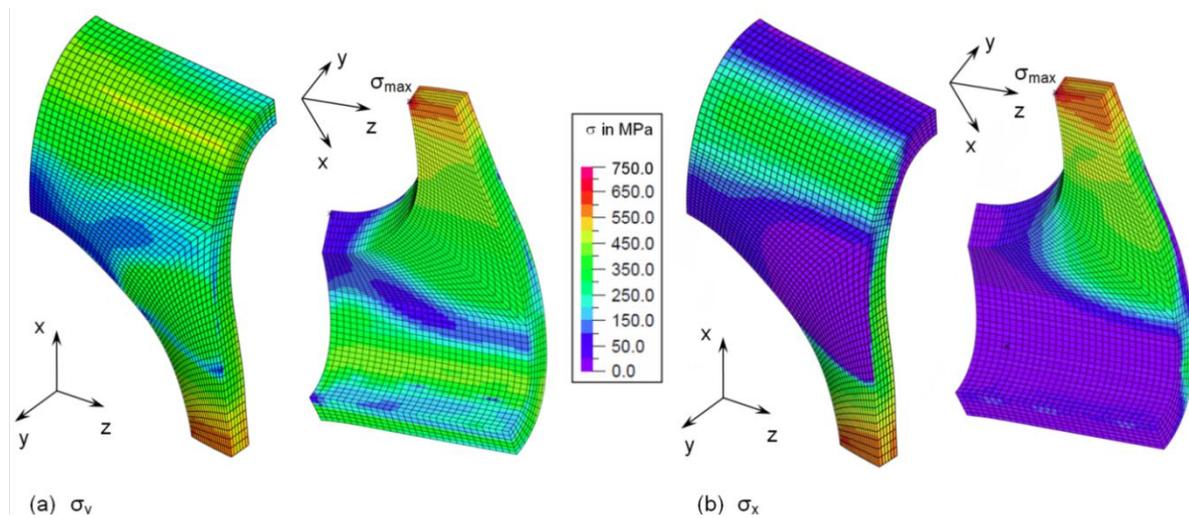


Abbildung 40: Spannungsverteilung der Achteil Ringzugprobe zum Zeitpunkt der Zugphase im Kerbquerschnitt: (a) Vergleichsspannung und (b) Spannung in x-Richtung

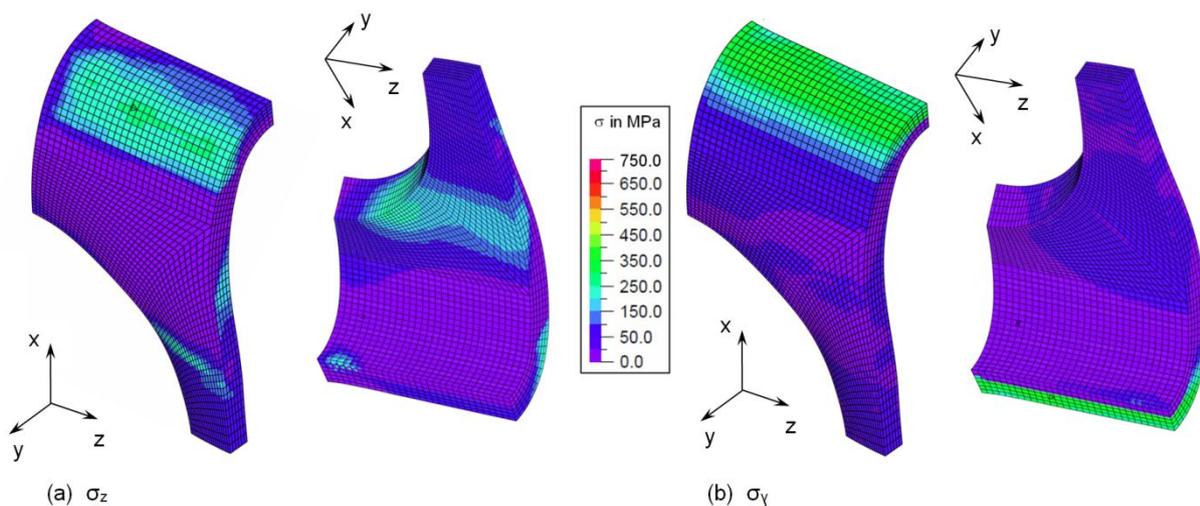


Abbildung 41: Spannungsverteilung der Achteil Ringzugprobe zum Zeitpunkt der Zugphase im Kerbquerschnitt: (a) Spannung in z-Richtung und (b) Spannung in y-Richtung

Die höchstbeanspruchte Stelle der Ringzugproben, Abbildung 39, liegt im Kerbquerschnitt, wie die Vergleichsspannungsverteilung σ_v nach Abbildung 40 (a) zeigt. Beim Vergleich mit der

Spannung σ_x in x-Richtung, [Abbildung 40 \(b\)](#), fällt jedoch auf, dass die beiden Spannungen σ_x und σ_v voneinander abweichen. Dies lässt sich anhand des Kraft-Verlängerungs-Verlaufes erklären. Die Berechnungen zeigen, dass zu Beginn der Belastung die Probe im Bereich der Kerbe aufgebogen wird. Es stellt sich ein mehrachsiger Spannungszustand ein. Im Anschluss an diesem Bereich erfolgt die Verlängerung fast ausschließlich im Bereich der Kerben. In dieser Zugphase bildet sich ein nahezu einachsiger Spannungszustand aus, [Abbildung 41](#). Zwischen Zugphase und Biegung existiert eine Übergangsphase, in der beide Belastungsarten gleichzeitig auftreten.

In [Abbildung A. 8](#) ist der berechnete Kraft-Verlängerungs-Verlauf der Ringzugprobe dargestellt. Hier ist ebenfalls wie bei Berechnung der Rohrstreifenproben zu erkennen, dass die Reibung zwischen Probe und Auflager auf die Ergebnisse keinen entscheidenden Einfluss hat.

3.3.2.2 Entwicklung geeigneter Einspannvorrichtungen

Die Einspannung der Ringzugprobe wurde neu entwickelt und ist in [Abbildung 42](#) abgebildet. An den Stirnseiten befinden sich Innengewinde M10 für die Einschraubungen der Prüfmaschine. Die Belastung wird über zwei Bolzen, welche durch die Probe geführt werden, formschlüssig aufgebracht. Die genauen Abmessungen der Einspannvorrichtung sind in [Abbildung A. 10](#) dargestellt.

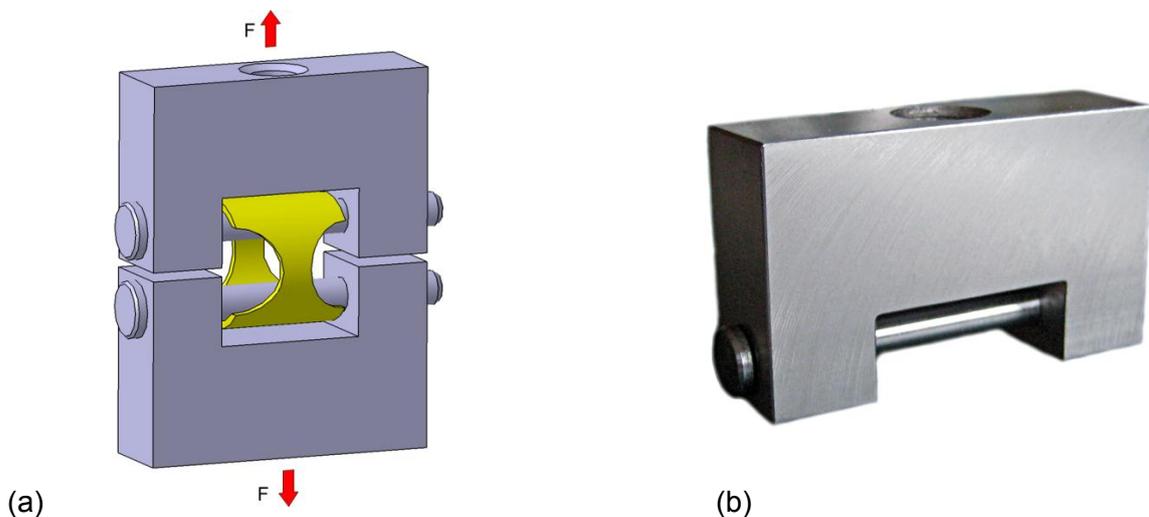


Abbildung 42: Einspannvorrichtungen für die Ringzugproben: (a) Modell und (b) reale Einspannung

3.3.2.3 Experimentelle Validierung

Bei der Herstellung der Proben werden die Proben aus dem DE-Heizrohr erodiert. Der Versuchsaufbau sowie die Geometrie der Probe ist in [Abbildung 43 \(a\)](#) dargestellt. Der Extensometer kann aufgrund der Probengeometrie nicht direkt an der Ringzugprobe befestigt werden und wird stattdessen an der Einspannung angebracht. Die Messlänge l_0 beträgt wie bei den ungekerbten Rohrstreifenproben 50 mm. [Abbildung 43 \(b\)](#) zeigt die Probe vor und nach dem Bruch. Aufgrund von leichten Werkstoffinhomogenitäten oder Abweichungen in der Wandstärke versagt

nur einer der beiden Kerbquerschnitte. Jedoch zeigen beide Kerbquerschnitte deutliche Einschnürungen während der ungekerbte Bereich nahe dem Bolzen keine Wanddickenreduzierung erfährt. Die Verlängerung der Probe erfolgte demnach nach der Phase des Aufbiegens zu einem Oval hauptsächlich im Kerbbereich.

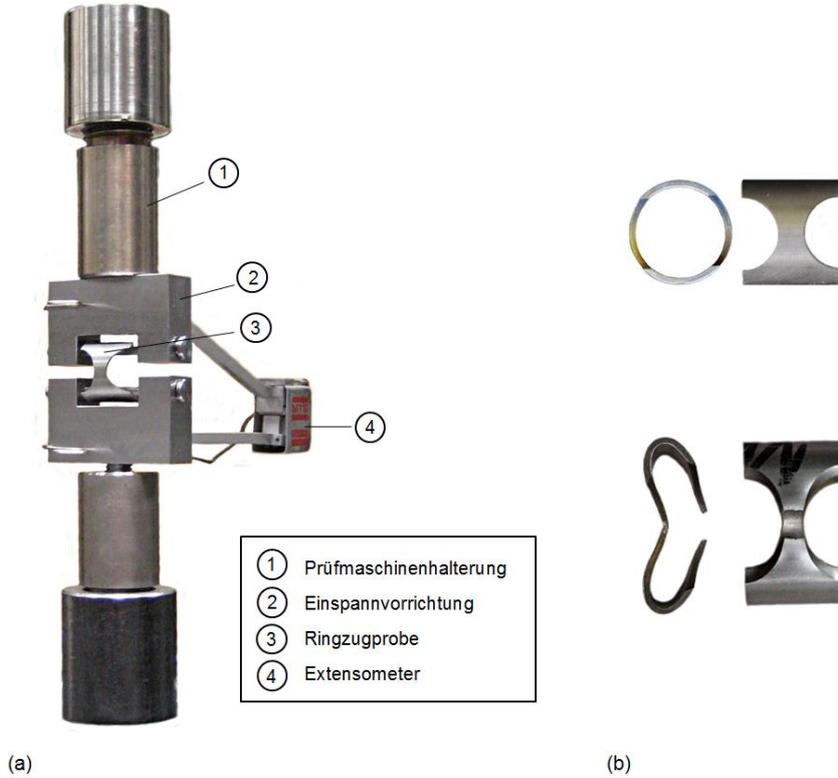


Abbildung 43: Prüfung der Ringzugproben bei 20 °C: (a) Versuchsaufbau und (b) Ringzugproben vor und nach dem Versuch

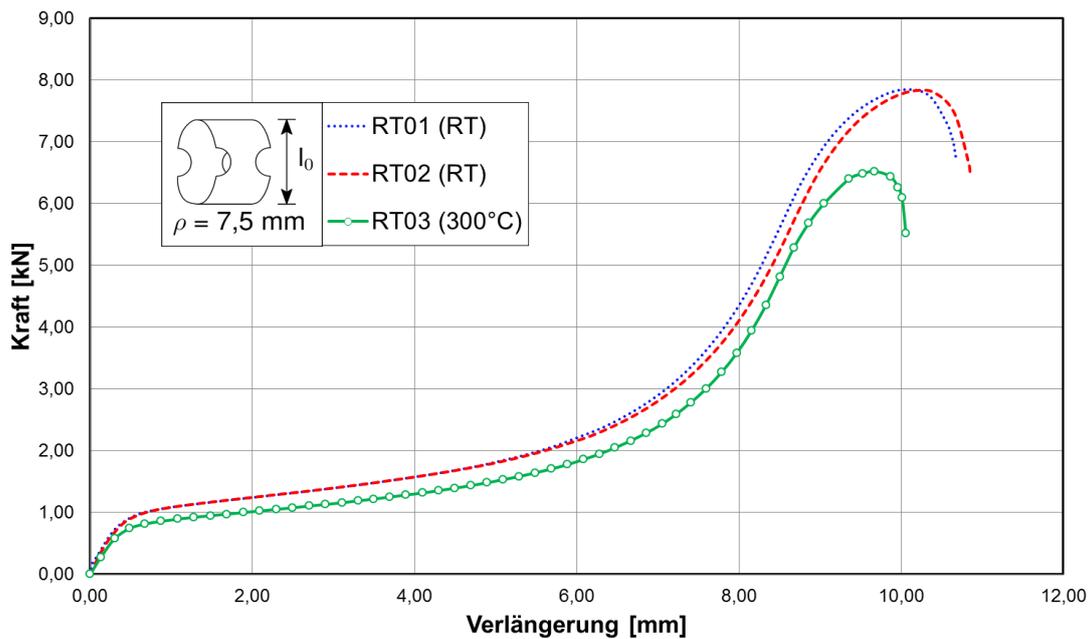


Abbildung 44: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der Ringzugprobe; experimentell ermittelt

Die Kraft-Verlängerungs-Verläufe der Ringzugproben bei 20 °C und 300 °C zeigt Abbildung 44. Der Verlauf der Probe RT03, die bei 300 °C geprüft wurde, liegt erwartungsgemäß unterhalb der Ergebnisse der Proben bei RT.

Allgemein kann wie bei den Rohrstreifenproben gezeigt werden, dass die Simulationen mit dem vereinfachten bilinearen Materialmodell ausreichend waren, geeignete Probengeometrien für die Umfangsrichtung zu entwickeln und im Hinblick auf die Versagensstelle zu optimieren.

3.3.3 Innendruckprobe

3.3.3.1 Geometrie der Probe

Zur Verifikation des Berechnungsmodells wurden Innendruckversuche mit vordefinierten Oberflächenfehlern durchgeführt. Die Fehler wurden in Längs- und Umfangsrichtung künstlich eingebracht. Es wurden folgende Kerbgeometrien untersucht:

- Längskerbe

Kerbe 1: Kerbtiefe $a_1 = 0,93$ mm, Länge $L_1 = 17$ mm und Breite $b = 0,3$ mm

Kerbe 2: Kerbtiefe $a_2 = 0,78$ mm, Länge $L_2 = 8$ mm und Breite $b = 0,3$ mm

- Umfangskerbe

Kerbe 1: Kerbtiefe $a_1 = 0,93$ mm

Kerbe 2: Kerbtiefe $a_2 = 0,78$ mm

Der Kerbradius wird an die fertigungstechnisch herstellbaren Radien angepasst. Die Fehlergeometrien zeigt Abbildung 45. Um den Innendruck aufzubringen, wird an die Probe an beiden Enden je einer Endkappe angeschweißt.

Zur Simulation der Umfangskerbe reicht ein zweidimensionales Modell aus, wohingegen der axiale Fehler dreidimensional modelliert werden muss.

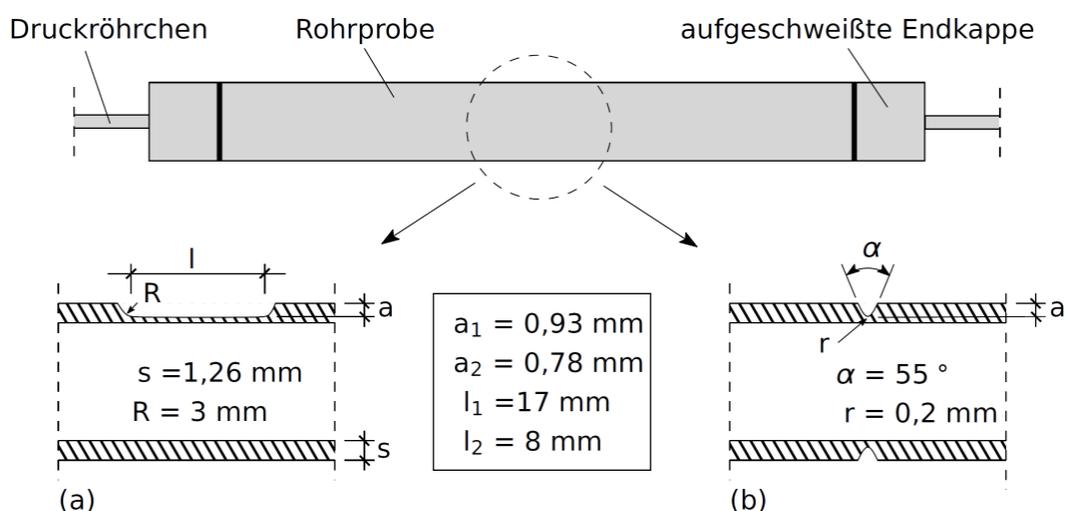


Abbildung 45: Geometrie der künstlich eingebrachten Fehler der Innendruckprobe: (a) axiale Kerbe und (b) Umfangskerbe

Umfangskerbe

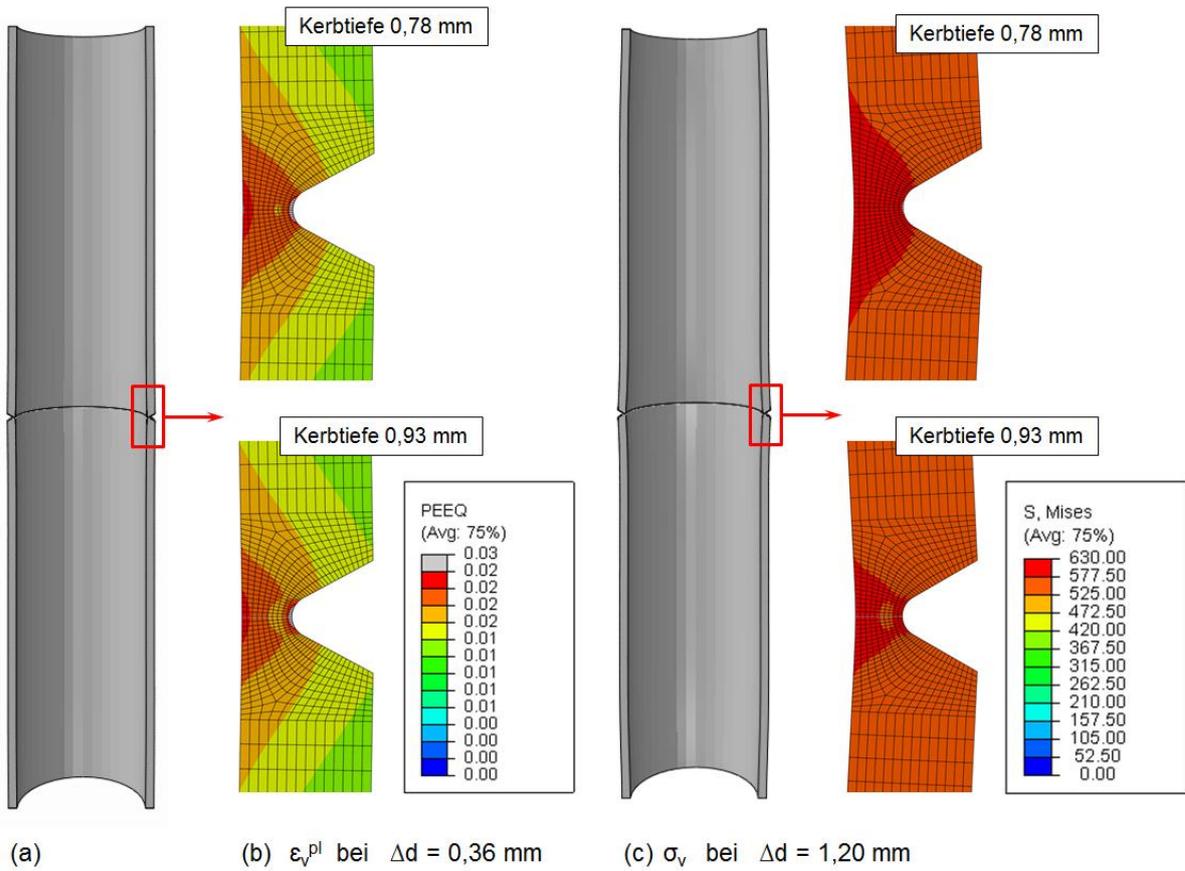


Abbildung 46: Modell der Innendruckprobe mit Umfangskerbe: (a) Ausgangszustand, (b) plastische Vergleichsdehnung ϵ_v^{pl} im Bereich der Kerbe bei $\Delta d = 0,36$ mm und (c) Verformte Probe und Vergleichsspannung σ_v bei $\Delta d = 1,2$ mm

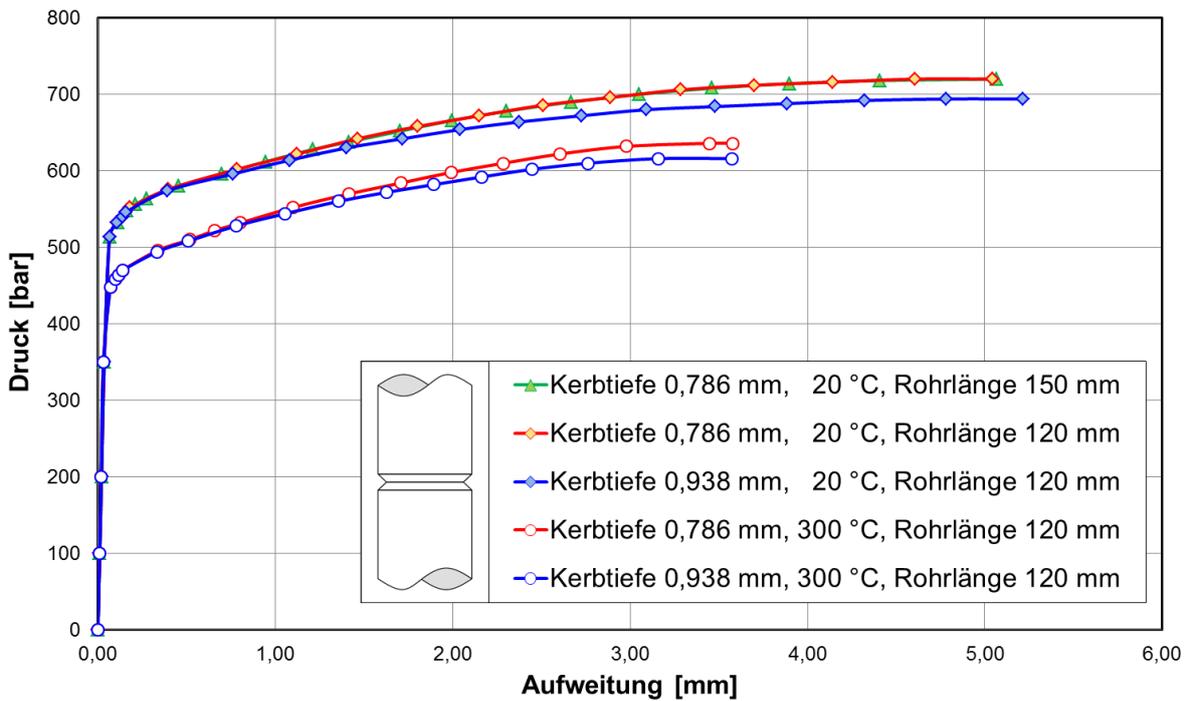


Abbildung 47: Kraft-Aufweigungs-Diagramm der Umfangskerbe mit verschiedenen Kerbtiefen für 20 °C und 300 °C sowie Darstellung der Unabhängigkeit von der Rohrlänge

Das zweidimensionale FE-Modell der Umfangskerbe ist in [Abbildung 46](#) dargestellt. Die Länge der Innendruckprobe wird auf 120 mm festgelegt. Aus Symmetriebedingungen wird die Probe rotationssymmetrisch simuliert. Aufgrund der Endkappen kann sich die Probe an den Enden in Umfangsrichtung nicht verformen und wird zusätzlich mit einer Deckelkraft aus dem Innendruck auf die Endkappen belastet. Eine Verkürzung oder Verlängerung durch den Innendruck der Probe in Probenlängsrichtung ist durch die Randbedingungen weiterhin möglich.

Die Berechnung erfolgt mit 8-knotigen Viereckselementen mit reduzierter Integration. Für eine erste Berechnung wird die Probe ohne Deckel, dafür aber mit einer Ersatzdeckelkraft modelliert. Das Modell und einen Ausschnitt der vernetzten Probe für die Kerbtiefen 0,78 mm zeigt [Abbildung 46](#). [Abbildung 46 \(c\)](#) ist zu entnehmen, dass die höchstbeanspruchte Stelle im Kerbgrund der Innendruckprobe liegt.

Die Kraft-Verlängerungs-Verläufe der Proben mit Umfangskerbe 1 und 2 sind in [Abbildung 47](#) dargestellt.

Längskerbe

Die Modellierung der Längskerbe muss aus geometrischen Gründen dreidimensional erfolgen. Das dreidimensionale Modell kann auf ein Viertel Modell reduziert werden, [Abbildung 48](#).

Die Randbedingungen werden analog zu [Abbildung 48 \(a\)](#) aufgebracht. Die Deckelkraft aus den Endkappen wird mit F bezeichnet. Auch hier ist eine Verkürzung oder Verlängerung der Probe wie im zweidimensionalen Modell durch die Randbedingungen möglich. Die Vernetzung erfolgt mit 20-knotigen Hexaederelementen. Der Verlauf der Vergleichsspannung sowie der plastischen Vergleichsdehnung für zwei verschiedene Rohraufweitungen $\Delta d(x)$ und $\Delta d(y)$ zeigen [Abbildung 49](#) und [Abbildung 50](#).

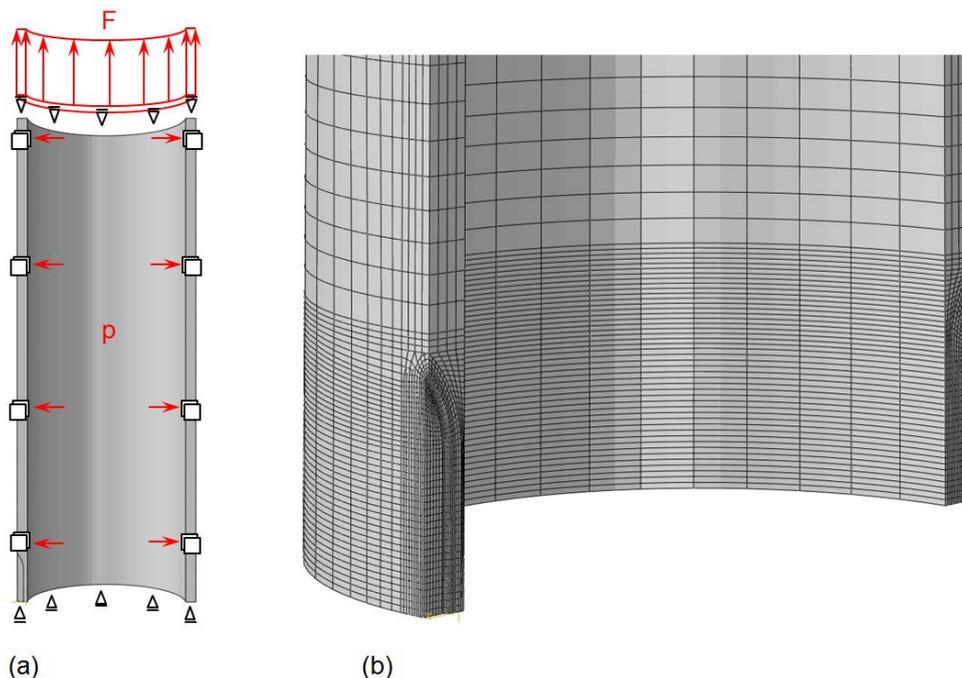


Abbildung 48: (a) Randbedingungen der Viertel Probe und (b) Vernetzung im Kerbbereich

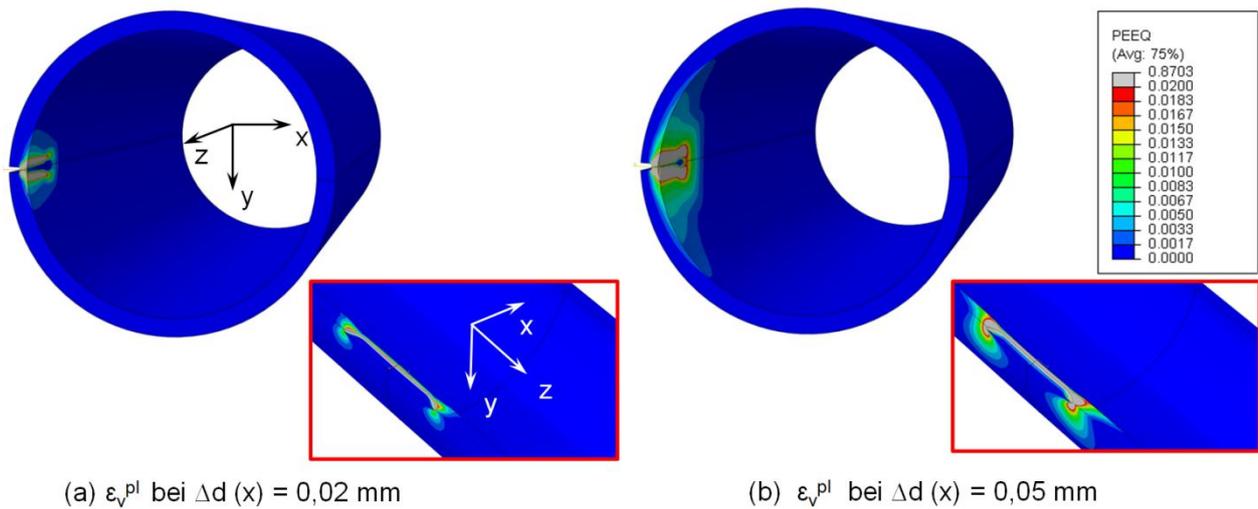


Abbildung 49: Quer- und Längsschnitt am kompletten Rohr mit Darstellung der plastischen Vergleichsdehnung ε_v^{pl} für $\Delta d(x) = 0,02$ mm und $\Delta d(x) = 0,05$ mm

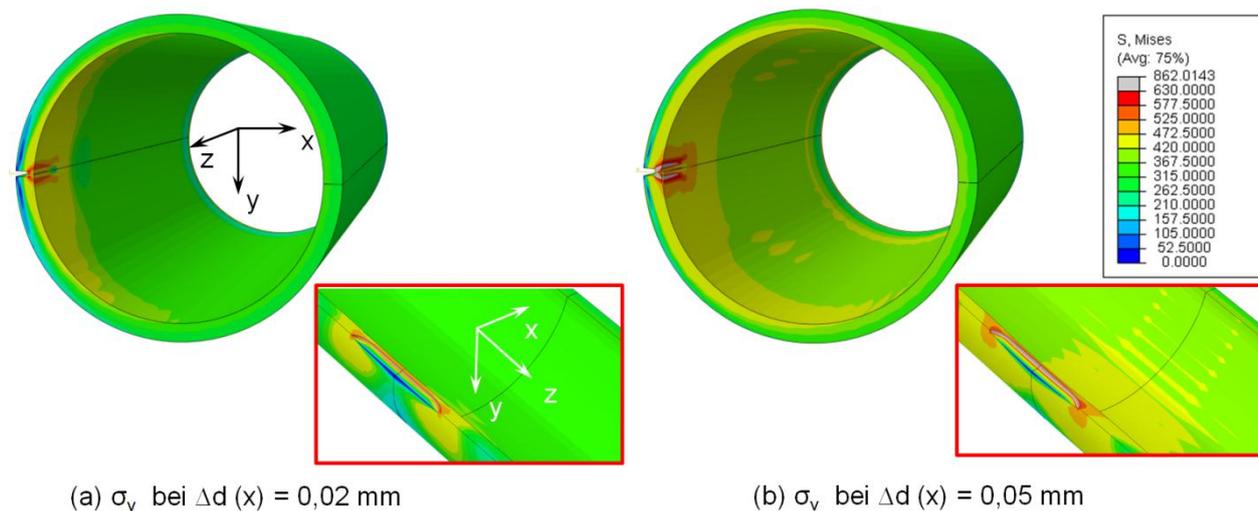


Abbildung 50: Quer- und Längsschnitt am kompletten Rohr mit Darstellung der Vergleichsspannung σ_v für $\Delta d(x) = 0,02$ mm und $\Delta d(x) = 0,05$ mm

Abbildung 51 zeigt die berechneten Kraft-Aufweitungs-Verläufe der Innendruckprobe mit Längskerbe für die $d(y)$ -Richtung mit verschiedenen Kerblängen und -tiefen für 20 °C und 300 °C. Die Aufweitung in $d(x)$ -Richtung ist in Abbildung 52 dargestellt. Mit einem optischen Messsystem werden zudem während des Experiments lokale Dehnungen und die Kerbaufweitung gemessen.

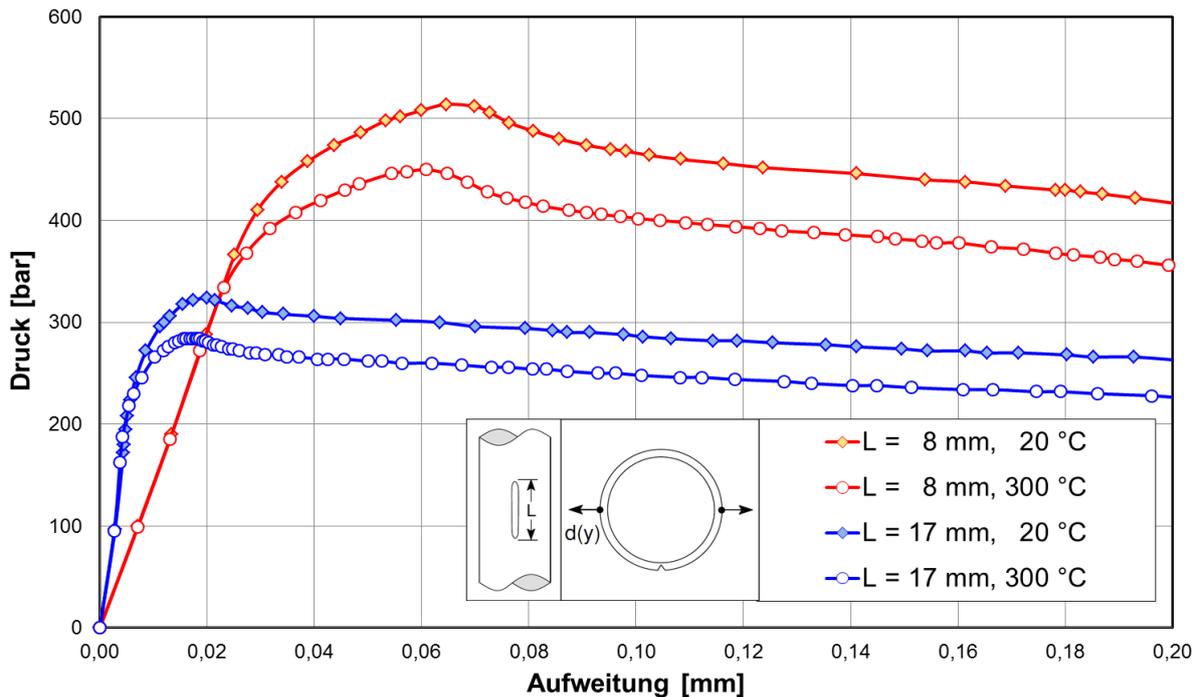


Abbildung 51: Kraft-Aufweitungs-Diagramm für die Aufweitung $\Delta d(y)$ der Längskerbe mit verschiedenen Kerblängen und -tiefen für 20 °C und 300 °C

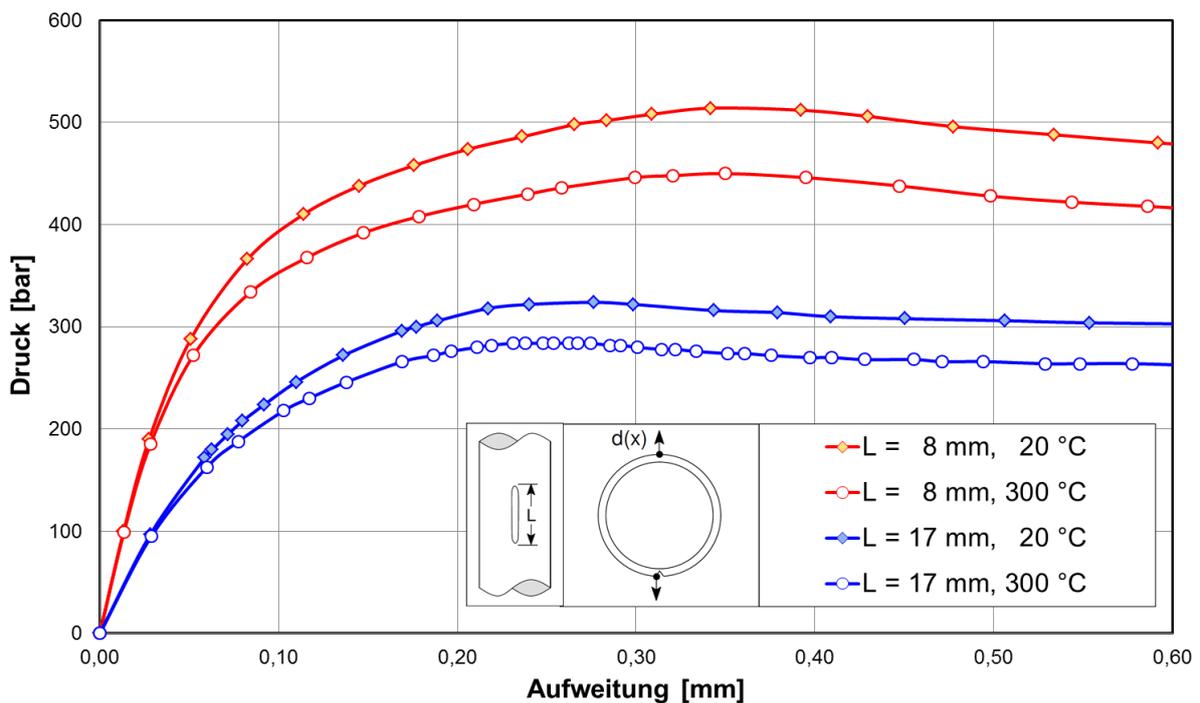


Abbildung 52: Kraft-Aufweitungs-Diagramm für die Aufweitung $\Delta d(x)$ der Längskerbe mit verschiedenen Kerblängen und -tiefen für 20 °C und 300 °C

3.3.3.2 Entwicklung geeigneter Einspannvorrichtungen

Die Innendruckversuche werden bei 20 °C und bei 300 °C durchgeführt. Die Aufheizung erfolgt bei den Innendruckversuchen durch Heizmatten, welche aufgrund der Messvorrichtungen für die Rohraufweitung nicht direkt auf die Probe sondern in gewissem Abstand um ein Hüllrohr gelegt werden. Die offenen Enden des Hüllrohres werden mit Dämmwolle verschlossen. Somit kann

der komplette Bereich innerhalb dieses Hüllrohres auf 300 °C gehalten werden. Die Messung der Rohraufweitung $d(y)$ erfolgt mit induktiven Wegaufnehmern. Die induktiven Wegaufnehmer können laut Hersteller höchstens einer Temperatur von 80 °C ausgesetzt werden. Aufgrund dessen wird der Kontakt zur Innendruckprobe mit Verlängerungsstiften aus austenitischem Stahl hergestellt. Diese sind über Kontakt mit der Messtasterspitze verbunden und werden mit Druckfedern an die Probe gedrückt. Dadurch kann die Aufweitung der Probe gemessen werden. Die Messung der Kerbaufweitung erfolgt mit dem optischen Messsystem ARAMIS [29]. Für diese Messung muss die Sicht auf den Kerbbereich der Probe während des Versuches gewährleistet werden.

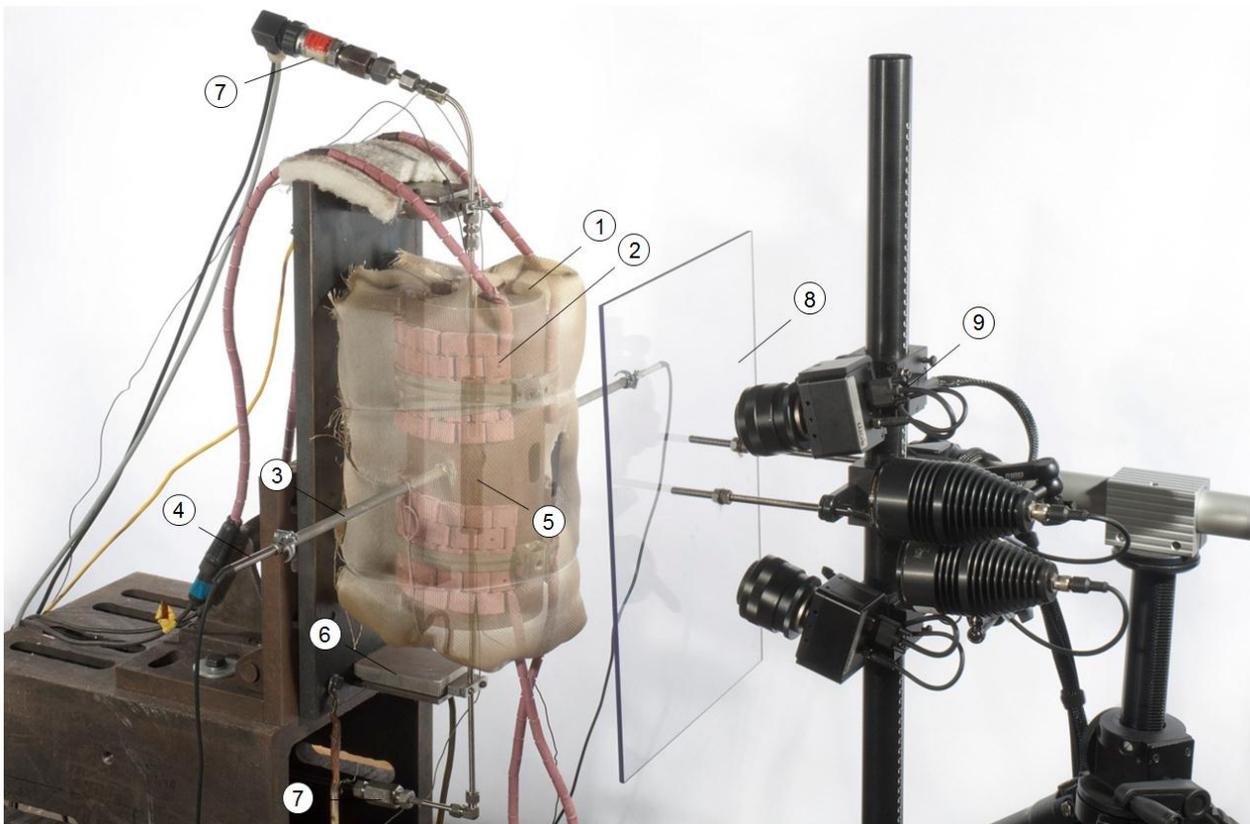


Abbildung 53: Versuchsaufbau der Innendruckprobe mit dem optischen Messsystem ARAMIS für die Versuchsdurchführung bei 300 °C, transparente Darstellung mit innenliegender Probe, Heizmatten und Dämmmaterial; Erläuterungen siehe Tabelle 6

Der komplette Versuchsaufbau mit Einspannvorrichtungen der Innendruckversuche muss zusammenfassend folgende Anforderungen erfüllen:

- Fixierung der Innendruckprobe
- Aufbringung des Innendrucks
- Erwärmung der Probe auf 300 °C
- Messung der Rohraufweitung $d(y)$ mit Hilfe induktiver Wegaufnehmer
- Schutz der induktiven Wegaufnehmer vor der Temperatur von 300 °C
- Messung der Verformung $d(x)$ durch das optische Messsystem ARAMIS
- Schutz des optischen Messsystems ARAMIS
- Fixierung der kompletten Versuchseinrichtung

Unter Berücksichtigung dieser Faktoren ergibt sich der Versuchsaufbau wie in Abbildung 53, Abbildung A. 11 und Abbildung A. 12. Die Erläuterungen der einzelnen Positionen zeigt Tabelle 6. Die Abmessungen einer Innendruckprobe mit angeschweißten Druckröhrchen zeigt Abbildung A. 13.

Tabelle 6: Erläuterungen der Positionen aus Abbildung 53.

1	Hüllrohr
	Dient der Aufbringung der Heizmatten und der Isolierung. Dient außerdem der Fixierung des Führungsrohres (Pos. 3) für die Wegaufnehmer zur Messung der Rohraufweitung $d(y)$ des Versuchsrohres. Durch eine Aussparung kann mit dem optischen Messsystem ARAMIS der Versuch verfolgt werden.
2	Heizmatten
3	Führungsrohr der Wegaufnehmer
	Zur Verankerung der Wegaufnehmer und Führung des Verlängerungsstiftes bis zur Innendruckprobe.
4	Wegaufnehmer
	Zur Messung der Rohraufweitung $d(y)$
5	Probe
6	Auflager des Hüllrohres
7	Druckrohrleitung
8	Schutzscheibe
	Dient dem Schutz der Kameras gegen Ölspritzer
9	Optisches Messsystem ARAMIS
	Zur Erfassung der Verformungszustandes im Kerbbereich auf der Oberfläche der Probe

Der Innendruck wird mittels eines temperaturbeständigen Öls aufgebracht. Beim Bersten der Probe tritt das unter Druck stehende, heiße Öl in Kontakt mit der Luft. Hierbei besteht die Gefahr eines Brandes, der durch das eingebrachte Loch im Hüllrohr nach außen dringen kann. Aufgrund dessen wird zusätzlich eine Löschdecke angebracht, welche nach dem Bersten der Probe das Loch verschließt und somit die weitere Sauerstoffzufuhr unterbindet.

3.3.3.3 Experimentelle Validierung

Zur Validierung der Versuchseinrichtung wurden jeweils drei Proben mit Längs- und mit Umfangskerbe der Kerbtiefe $a = 0,78$ mm getestet. Eine Übersicht der Versuche zeigt Tabelle 7.

Tabelle 7: Übersicht der Innendruckversuche am Vergleichswerkstoff

Proben- geometrie	Längskerbe		Umfangskerbe	
	20 °C	300 °C	20 °C	300 °C
Proben- bezeichnung	Testrohr 5	Testrohr 4 Testrohr 6	-	Testrohr 1 Testrohr 2 Testrohr 3

Abbildung 54 zeigt den experimentellen Kraft-Aufweitungs-Verlauf der Innendruckproben mit Umfangskerbe im Vergleich zur elastisch – plastischen Simulation.

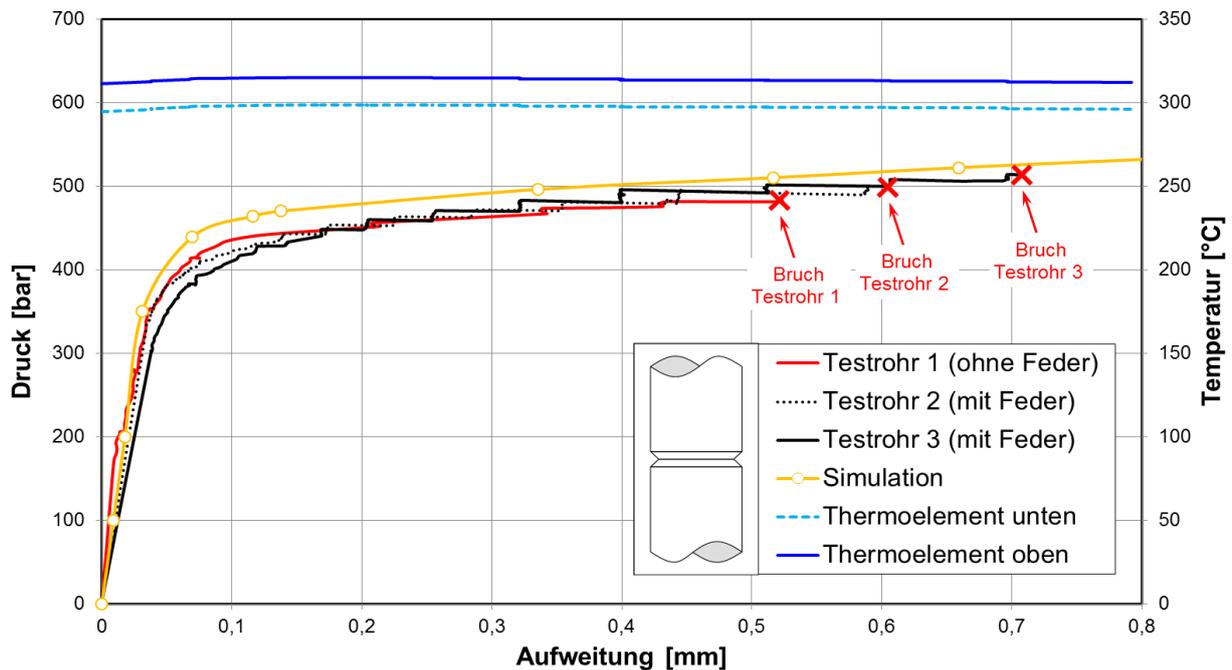


Abbildung 54: Druck-Aufweitungs-Verlauf der Innendruckversuche mit Umfangskerbe im Vergleich mit der elast.-plast. Simulation

Bei Testrohr 2 und Testrohr 3 wurden die Verlängerungstücke der Wegaufnehmer zusätzlich mit Federn an die Probe gedrückt. Die Ergebnisse zeigen jedoch einen stufenartigen Anstieg des gemessenen Weges. Dies resultiert womöglich aus einer Verkeilung der Verlängerungstücke im Hüllrohr bei Messung mit Federn, Abbildung A. 12. Testrohr 1 wurde ohne diese Federn geprüft und zeigt einen kontinuierlicheren Anstieg des Weges. Die weiteren Versuche wurden daher ohne Federn durchgeführt. Abbildung 54 zeigt zusätzlich den Temperaturverlauf der zwei Thermoelemente, die jeweils 3 cm unterhalb bzw. oberhalb der Kerbe an der Probe angebracht wurden. Die Temperaturdifferenz beträgt ca. 10 °C und ist auf den Temperaturstau im oberen Bereich des Hüllrohres zurückzuführen. Durch eine weniger starke Dämmung im oberen Bereich wurde dies noch verbessert. Die Berstdrücke der Testrohre 1 bis 3 liegen bei 484,42 Bar (Testrohr 1), 497,84 Bar (Testrohr 2) und 513,88 Bar (Testrohr 3).

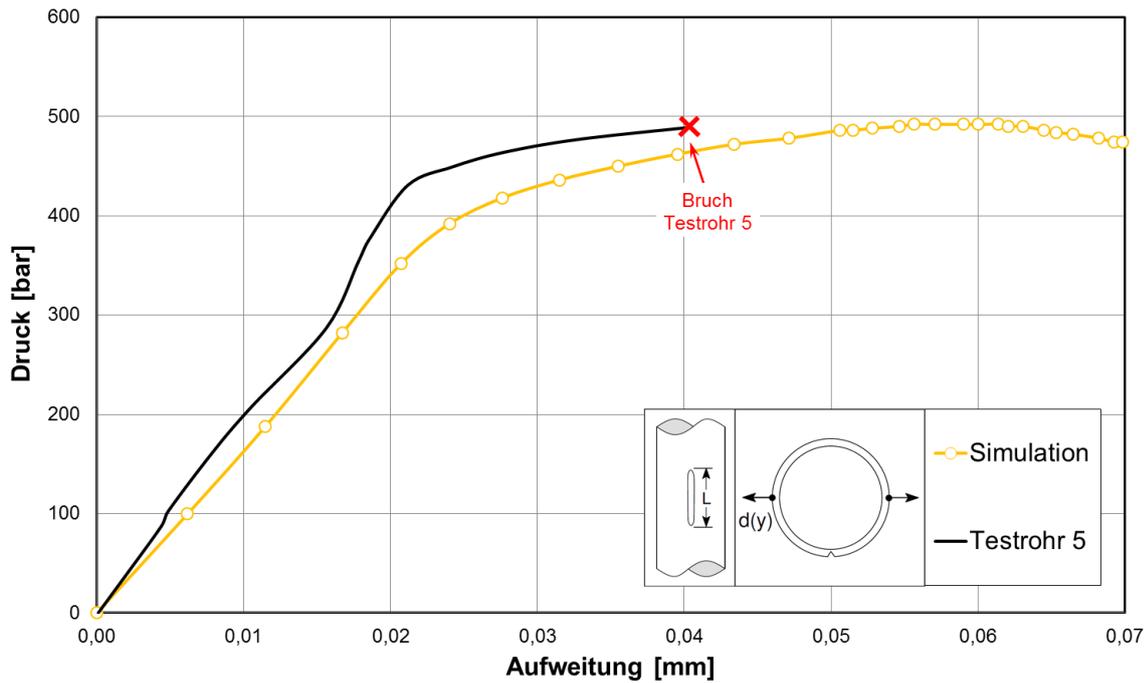


Abbildung 55: Druck-Aufweitung-Verlauf des Innendruckversuchs mit Längskerbe im Vergleich mit der elast.-plast. Simulation bei 20 °C

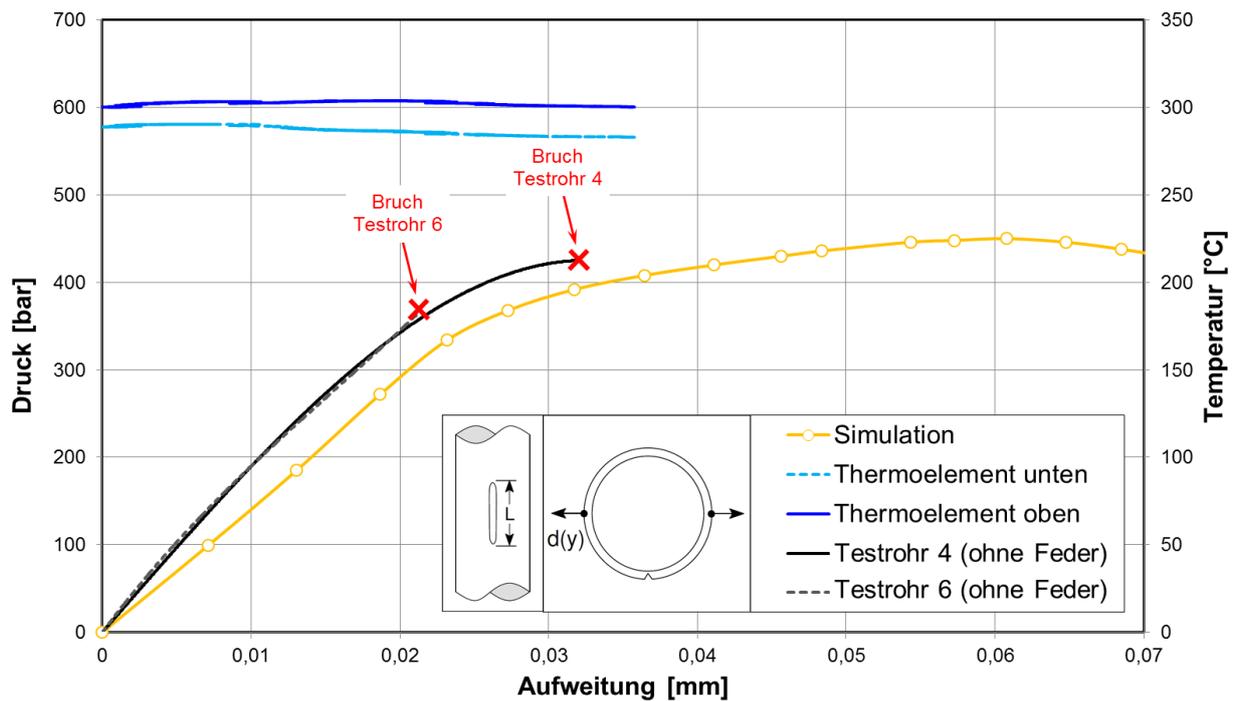


Abbildung 56: Druck-Aufweitung-Verlauf der Innendruckversuche mit Längskerbe im Vergleich mit der elast.-plast. Simulation bei 300 °C

Die Simulationsergebnisse der Probe mit Längskerbe im Vergleich mit den durchgeführten Versuchen sind in [Abbildung 55](#) und [Abbildung 56](#) dargestellt. Es wurden zwei Versuche bei 300 °C und ein Versuch bei 20 °C durchgeführt. Ab 300 bar zeigt Testrohr 5 (Versuch bei 20 °C, [Abbildung 55](#)) einen un stetigen Verlauf und somit ein kurzzeitig steiferes Probenverhalten, was evtl. messtechnisch begründet ist. [Abbildung 57](#) zeigt eine ungeprüfte und die geprüften Innendruckproben mit Längskerbe. Testrohr 4 zeigte nach dem Versuch ein größeres Leck als Testrohr 5

und Testrohr 6. Der Versagensdruck betrug bei Testrohr 4 352 bar (300 °C), von Testrohr 6 423 bar (300 °C) und Testrohr 5 489 bar (20 °C). Abbildung A. 14 zeigt die Berstdrücke im Vergleich mit experimentellen Untersuchungen von Azodi et. al [1].

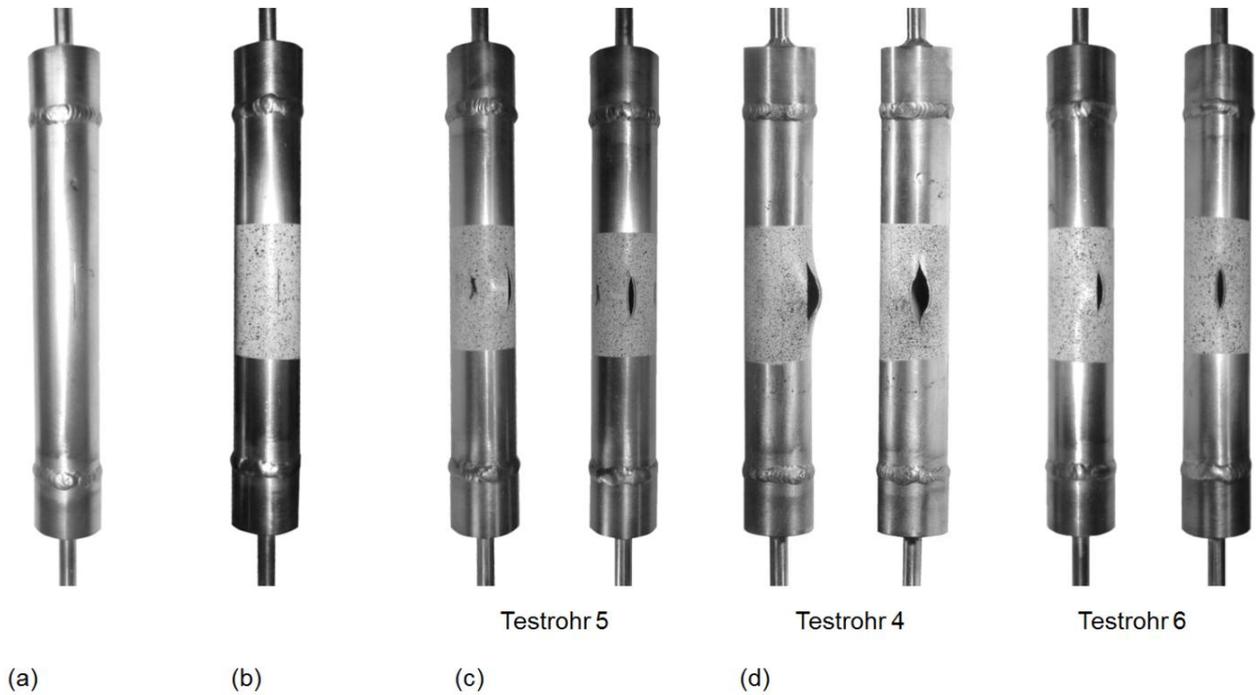


Abbildung 57: Innendruckprobe mit Längskerbe: (a) Rohling, (b) Probe mit ARAMIS Lack, (c) geprüfte Probe bei 20 °C und (d) geprüfte Proben bei 300 °C

3.4 Übersicht über die durchgeführten Versuche

Tabelle 8: Übersichtsmatrix der Versuchsreihen mit Anzahl der Proben

Versuchsreihe	Rohrstreifenproben				Ringzugproben		Innendruckproben	
	ungekerbt		gekerbt					
	20 °C	300 °C	20 °C	300 °C	20 °C	300 °C	20 °C	300 °C
Versuchsreihe 1: Vorversuche an einem Vergleichswerkstoff	1	1	3	2	2	1	1	5
Versuchsreihe 2: Versuche am Original Rohr laut Antragsstellung	3	2	9	6	2	2	3	3
Versuchsreihe 3: Zusätzliche Versuche am Original Rohr zur Überprüfung der Anisotropie	2	2	6	-	-	-	-	-

Versuchsreihe 1 beschreibt die Vorversuche an Proben aus einem DE-Heizrohr ohne Fertigungsdokumentation zur Entwicklung und Validierung der Versuchseinrichtungen und Probengeometrien. Versuchsreihe 2 enthält die Versuche an dem eigentlichen Versuchsrohr mit entsprechender Fertigungsdokumentation (zertifiziertes DE-Heizrohr). Aufgrund der festgestellten Richtungsabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften wurden zusätzliche Versuche durchgeführt, die in Versuchsreihe 3 zusammengefasst sind.

In Tabelle 8 enthält eine Übersicht über alle in diesem Vorhaben durchgeführte Versuche.

3.5 Fazit

Durch die in diesen Vorversuchen entwickelten und erprobten Probengeometrien und Versuchseinrichtungen wurden die Voraussetzungen für die Versuchsreihen 2 und 3 mit Proben aus dem eigentlichen zertifizierten DE-Heizrohr geschaffen.

4 Ermittlung von Fließkurven und Schädigungsparametern

4.1 Einleitung

Im folgenden Kapitel werden die im Rahmen der Versuchsreihe 2 und 3 mit Proben aus dem zertifizierten DE-Heizrohr durchgeführten Zugversuche beschrieben. Aus den experimentellen Daten werden die Fließkurven sowie die schädigungsmechanischen Parameter bestimmt. Alle Versuche erfolgten in Anlehnung an DIN EN ISO 6892 [25] und DIN EN 10002-5 [26]. Mit Ausnahme der Zugversuche an Ringzug- und Rohrstreifenproben bei 300 °C werden bei allen Versuchen die Dehnungen mit dem optischen Messsystem ARAMIS [29] gemessen. Für die numerischen Berechnungen wurden die FE-Programme ADINA sowie ABAQUS verwendet.

Die Dickenmessungen sowie die Bezeichnungen aller entnommenen Proben sind Tabelle A. 6 zu entnehmen.

4.2 Untersuchungen bei 20 °C

Tabelle 9 zeigt die Übersicht der bei 20 °C durchgeführten Versuche. Den Entnahmeplan der Probengeometrien aus dem DE-Heizrohr zeigt Abbildung A. 15. Aufgrund der begrenzten Materialmenge konnten lediglich weitere Rohrstreifenproben und keine Ringzugproben hergestellt werden. Die experimentellen Ergebnisse zeigt Tabelle A. 7 bis Tabelle A. 10.

Tabelle 9: Anzahl und Geometrie der geprüften Proben bei 20 °C

Versuchsreihe	Rohrstreifenproben		Ringzugproben
	ungekerbt	gekerbt	
Versuchsreihe 2	3	9	2
Versuchsreihe 3	2	6	-

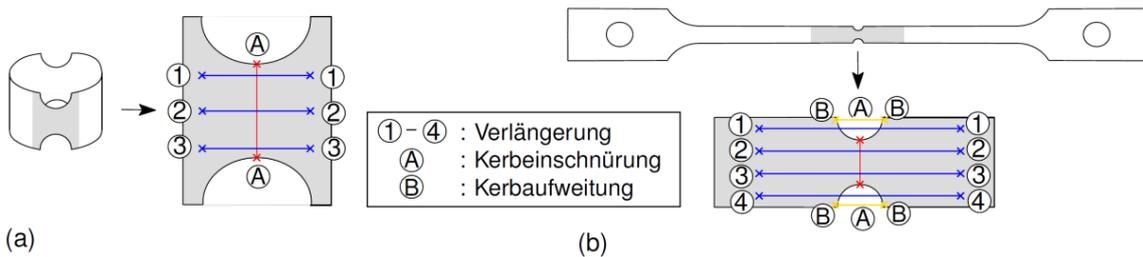


Abbildung 58: Auswertung der ARAMIS Messung für die Verlängerung, Kerbeinschnürung und Kerbaufweitung, (a) Ringzugprobe und (b) Rohrstreifenprobe

Für die ARAMIS Messung werden die Proben im Bereich der Aufnahme zunächst mit einem schwarz-weißen stochastischen Pixelmuster versehen, dargestellt als grauer Bereich in Abbildung 58. Mit den ARAMIS Messungen können die Abstandsänderungen zwischen zwei definierten Punkten während des Versuches bestimmt. Hierbei kann jeder beliebige Punkt gewählt werden. Die Lage der für die folgenden Versuche gesetzten Messpunkte zeigt Abbildung 58. Für die

Verlängerung wird der Mittelwert von vier (Rohrstreifenprobe) bzw. drei (Ringzugprobe) Messungen verwendet. Ein Beispiel einer ARAMIS Aufnahme zeigt Abbildung A. 16.

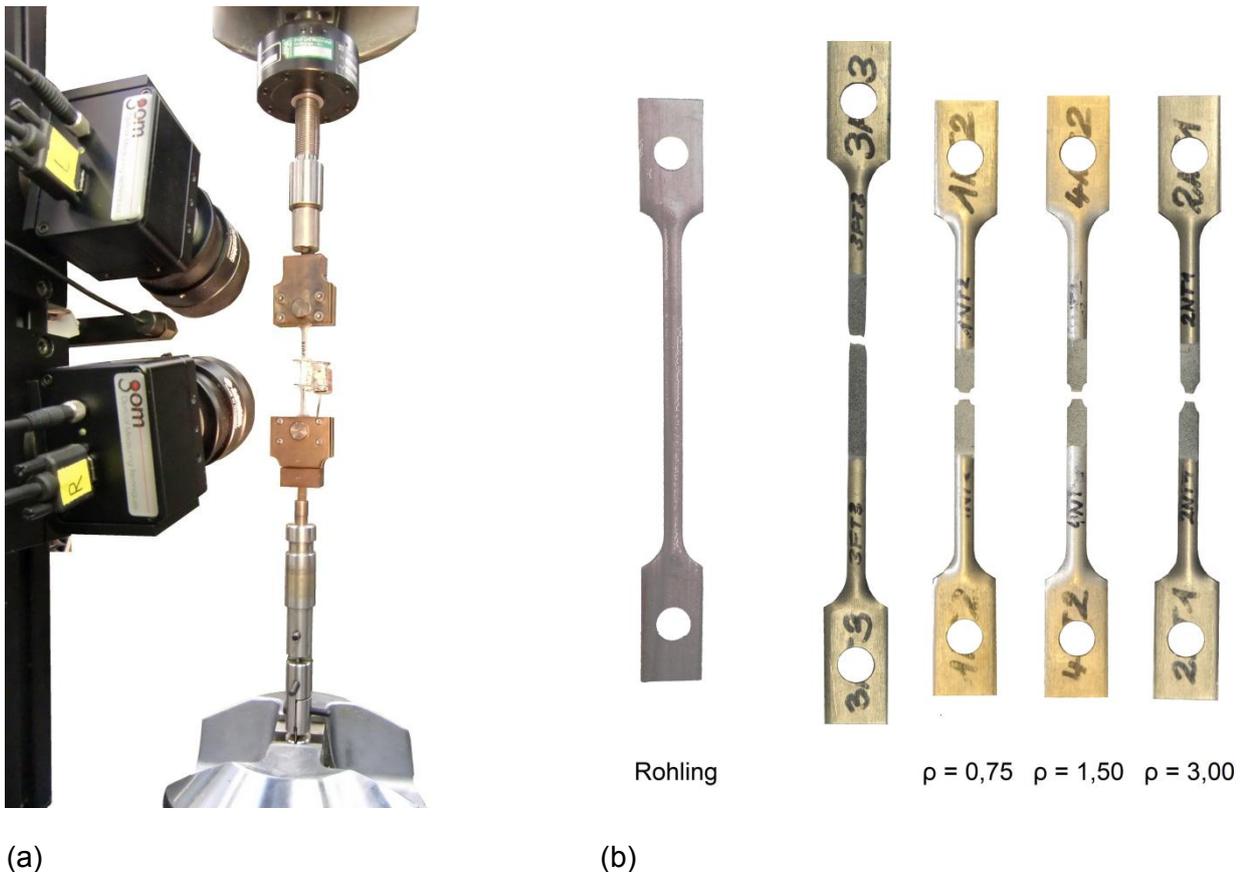


Abbildung 59: Experimentelle Untersuchungen: (a) Versuchsstand und (b) Rohrstreifenproben vor und nach dem Versuch

Der Versuchsaufbau, ein Probenrohling sowie eine geprüfte Probe pro Geometrie ist exemplarisch in Abbildung 59 dargestellt.

4.2.1 Bestimmung der wahren Fließkurve

Zur Bestimmung der Fließkurven wurden zunächst Rohrstreifenproben ohne Kerbe geprüft. In Abbildung 60 sind die experimentellen Kraft-Verlängerungs-Verläufe abgebildet. Diese zeigen nur eine geringe Streuung. Zur numerischen Bestimmung der wahren Fließkurve wurde aber letztlich das Last-Verformungsverhalten der mit $\rho = 1,50$ mm gekerbten Rohrstreifenprobe verwendet, da hier im Gegensatz zur ungekerbten Probe zu jedem Zeitpunkt ein eindeutiger Spannungszustand vorliegt. Die numerisch ermittelte Fließkurve wurde anschließend anhand der Rohrstreifenproben mit $\rho = 0,75$ mm und $\rho = 3,00$ mm verifiziert. Die Ergebnisse sind in Kapitel 4.2.2 dargestellt.

Abbildung 61 zeigt die wahre Fließkurve im Vergleich zu der des Vorversuchswerkstoffes aus Kapitel 3. Die genauen Werte sind in Tabelle A. 14 gegeben.

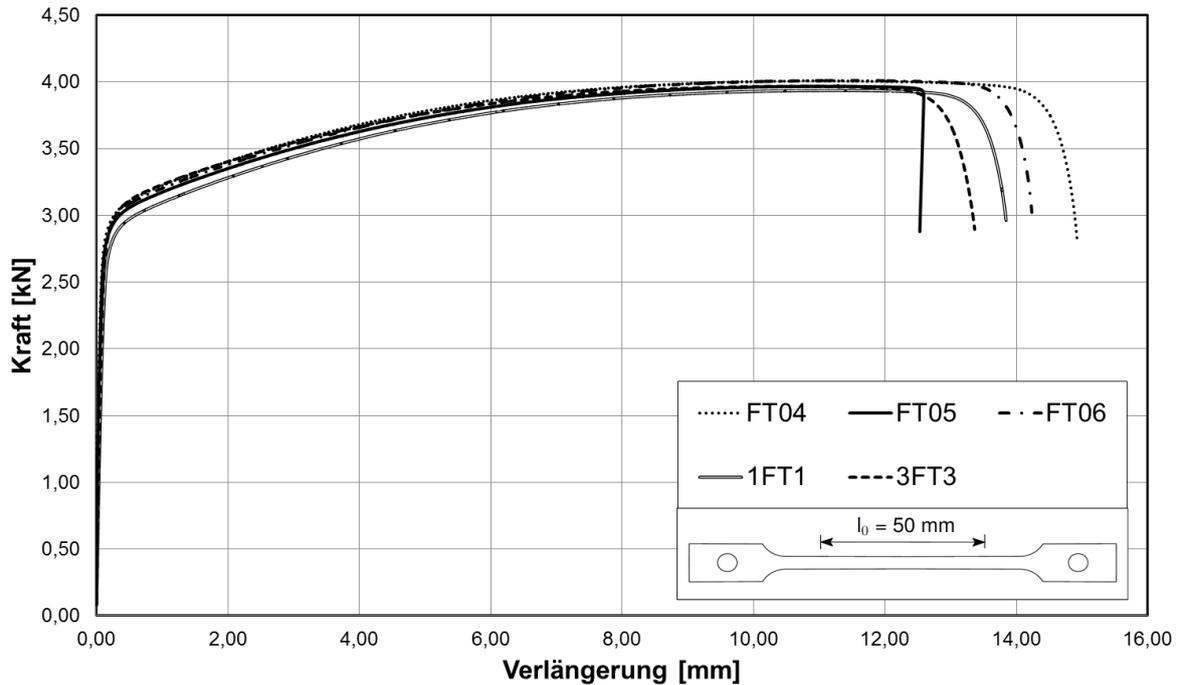


Abbildung 60: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der ungekerbten Rohrstreifenproben bei 20 °C

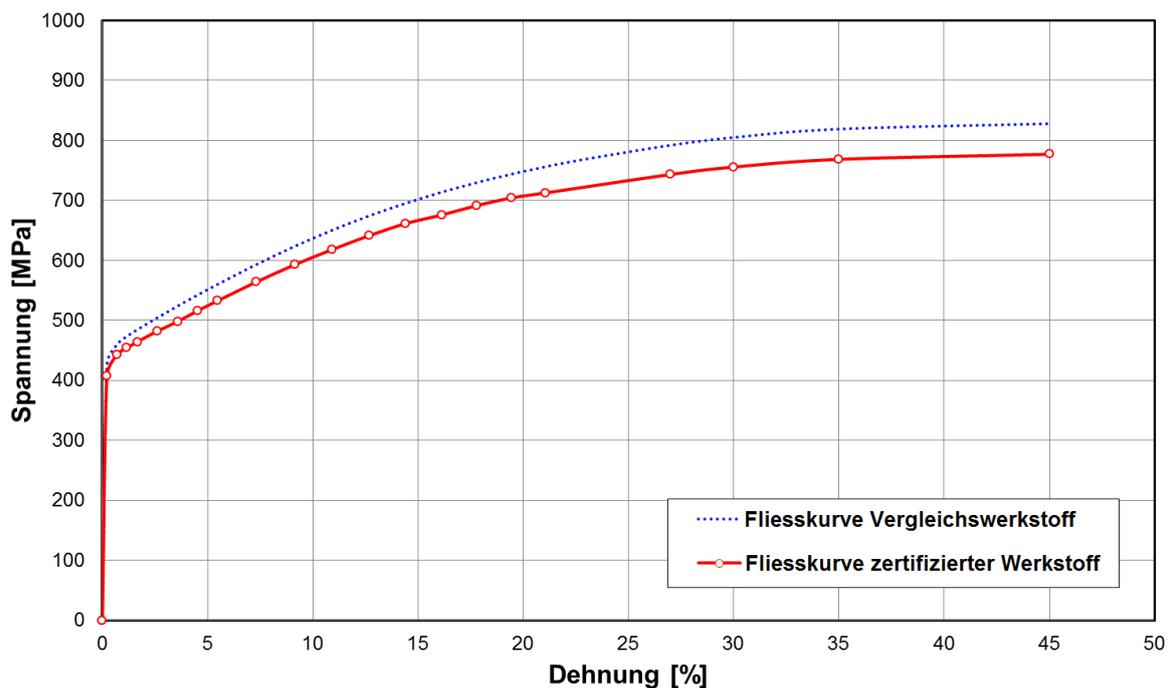


Abbildung 61: Wahre Fließkurve bei 20°C des DE-Heizrohres und des Vorversuchswerkstoffs (s. Kapitel 3)

4.2.2 Bestimmung der schädigungsmechanischen Parameter

Mit Hilfe schädigungsmechanischer Berechnungen kann der Versagenspunkt von Proben oder Bauteilen vorhergesagt werden, siehe Kapitel 1.4. Für die Parameter D , f_c und σ_k aus Gleichung (1) können Erfahrungswerte eingesetzt werden, Tabelle 10. Das Anfangshohlraumvolumen f_0 wird durch eine numerische Anpassung an die experimentellen Ergebnisse aus gekerbten Zugproben bestimmt.

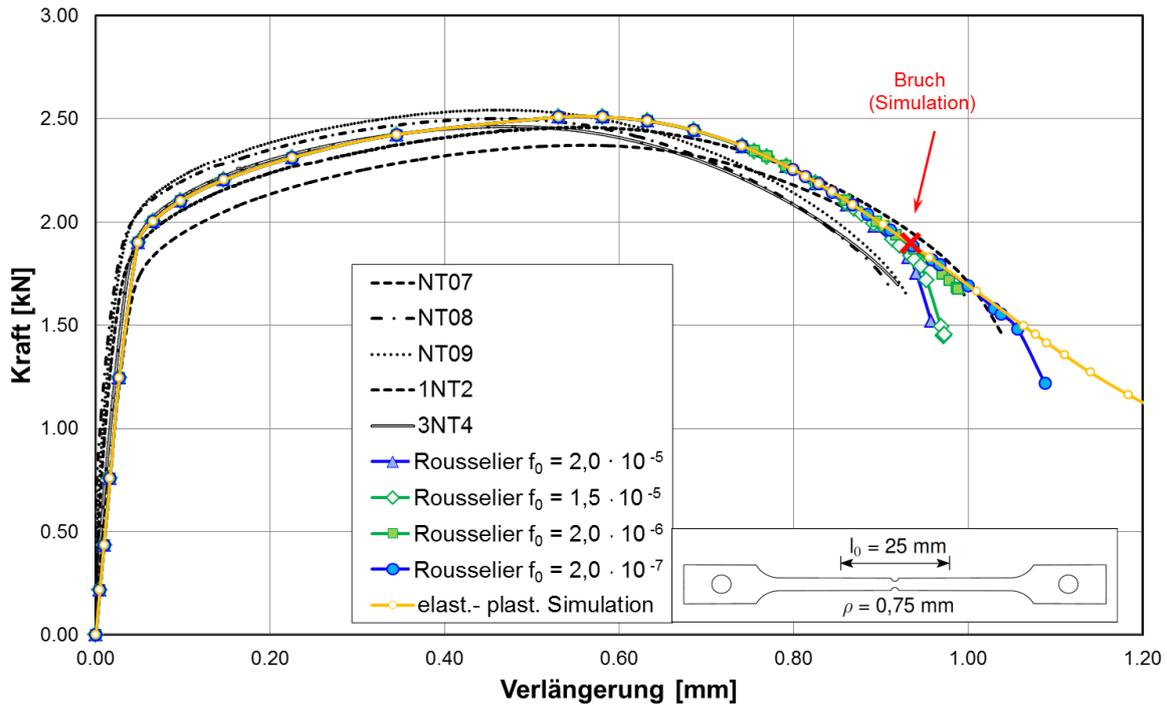


Abbildung 62: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der gekerbten Rohrstreifenproben mit $\rho = 0,75 \text{ mm}$; Vergleich der experimentellen Ergebnisse, der elast.- plast. Simulation und der schädigungsmechanischen Berechnung, 20 °C.

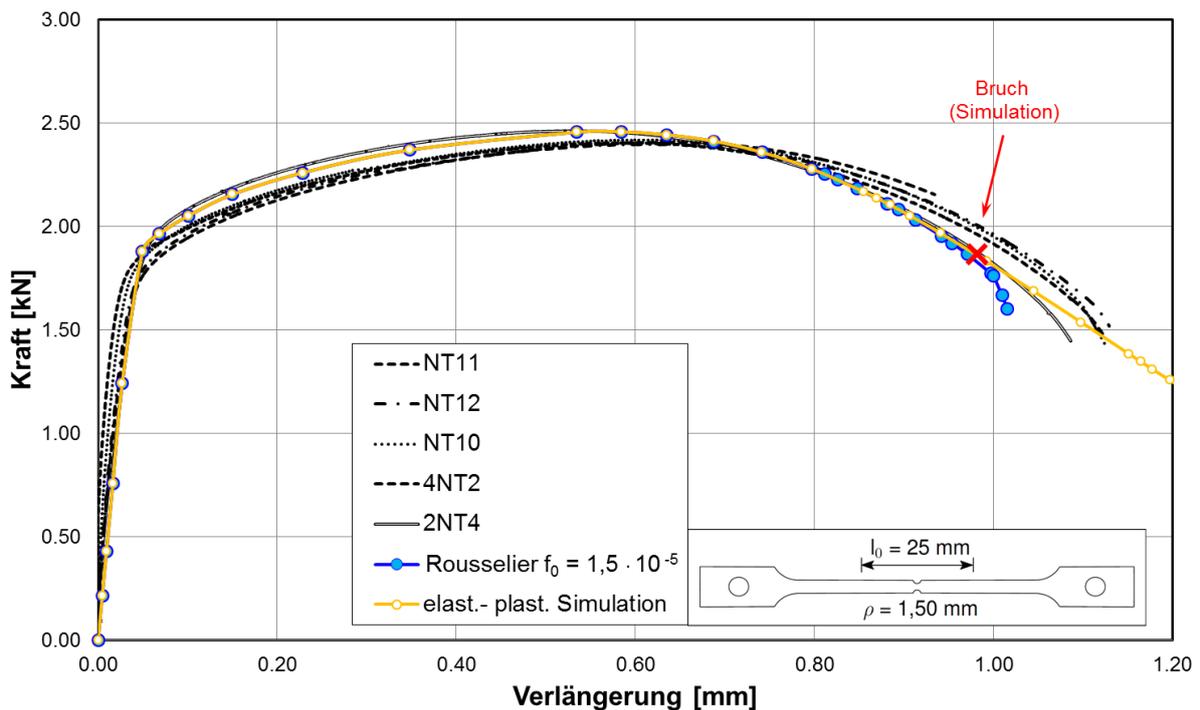


Abbildung 63: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der gekerbten Rohrstreifenproben mit $\rho = 1,50 \text{ mm}$; Vergleich der experimentellen Ergebnisse, der elast.- plast. Simulation und der schädigungsmechanischen Berechnung, 20 °C.

Abbildung 62 zeigt die Ergebnisse der Parameteranpassung für den Parameter f_0 . Der Versagenspunkt wird in der schädigungsmechanischen Simulation durch ein Abknicken der Kurve gekennzeichnet. Mit $f_0 = 1,5 \cdot 10^{-5}$ kann der Versagenspunkt der Experimente für $\rho = 0,75 \text{ mm}$ am besten berechnet werden.

Abbildung 63 und Abbildung 64 zeigen die experimentellen Ergebnisse der gekerbten Rohrstreifenproben mit $\rho = 1,50 \text{ mm}$ und $\rho = 3,00 \text{ mm}$ im Vergleich mit einer elast. – plast. Simulation und der schädigungsmechanischen Berechnung für $f_0 = 1,5 \cdot 10^{-5}$. Auch hier kann der Versagenspunkt gut berechnet werden. Bei der Probe 4NT3 in Abbildung 64 wurde durch einen Defekt des Extensometers nicht der komplette Versuch aufgezeichnet.

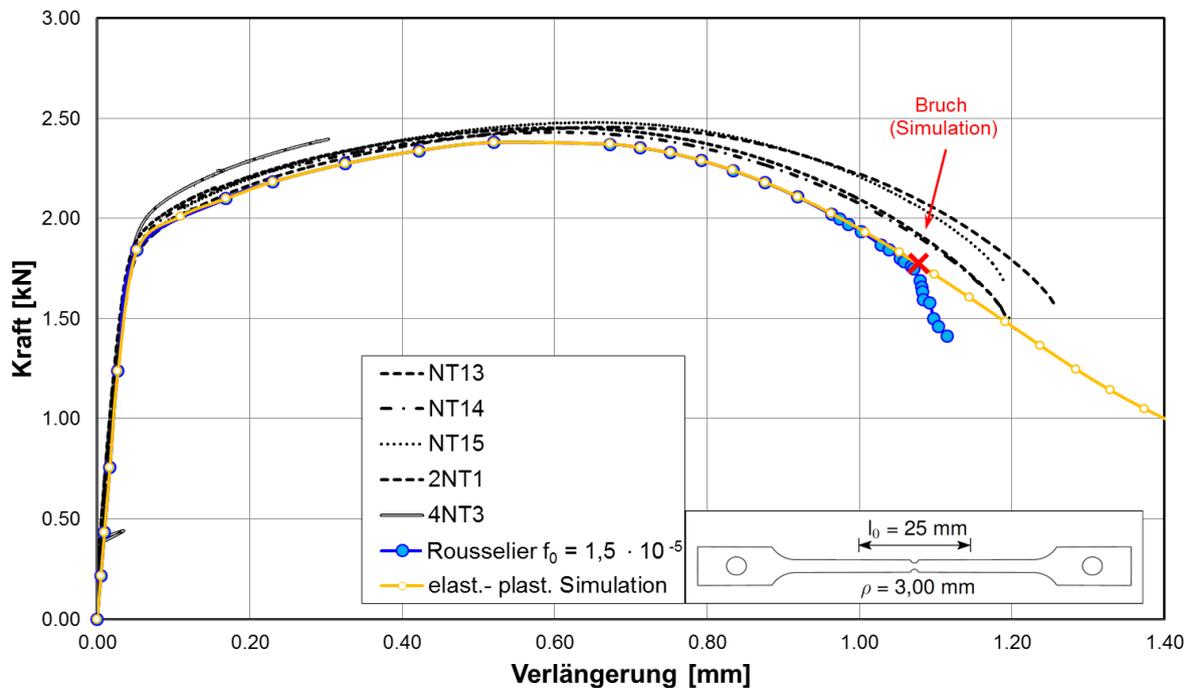


Abbildung 64: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der gekerbten Rohrstreifenproben mit $\rho = 3,00 \text{ mm}$; Vergleich der experimentellen Ergebnisse, der elast.- plast. Simulation und der schädigungsmechanischen Berechnung, $20 \text{ }^\circ\text{C}$.

Eine Gegenüberstellung der experimentellen Kraft-Verlängerungs-Verläufe aller gekerbten Rohrstreifenproben ist in [Abbildung A. 17](#) gegeben.

Tabelle 10: Schädigungsmechanische Parameter für das Rousselier Modell, zertifizierter Werkstoff, $20 \text{ }^\circ\text{C}$

Anfangshohlraumvolumen f_0 [-]	Kritisches Hohlraumvolumen f_c [-]	Integrationskonstante D [-]	Rousselier Spannung σ_k [MPa]
$1,5 \cdot 10^{-5}$	0,05	2	445

Die schädigungsmechanischen Parameter für das Rousselier Modell sind in Tabelle 10 gegeben. Diese gelten für den zertifizierten Werkstoff X2NiCrAlTi32-20 bei $20 \text{ }^\circ\text{C}$. Die Elementkantenlänge wurde zu $0,1 \text{ mm}$ gesetzt.

[Abbildung 65](#) zeigt beispielhaft für die Rohrstreifenprobe mit $\rho = 1,50 \text{ mm}$ den Bereich der geschädigten Zone für verschiedene Verlängerungen. Koaleszenz der Hohlräume findet ab einem kritischen Hohlraumvolumen von $f_c = 0,05$ mm statt (Grau dargestellt). Es zeigt sich, dass die Rissinitiation im Zentrum der Probe beginnt.

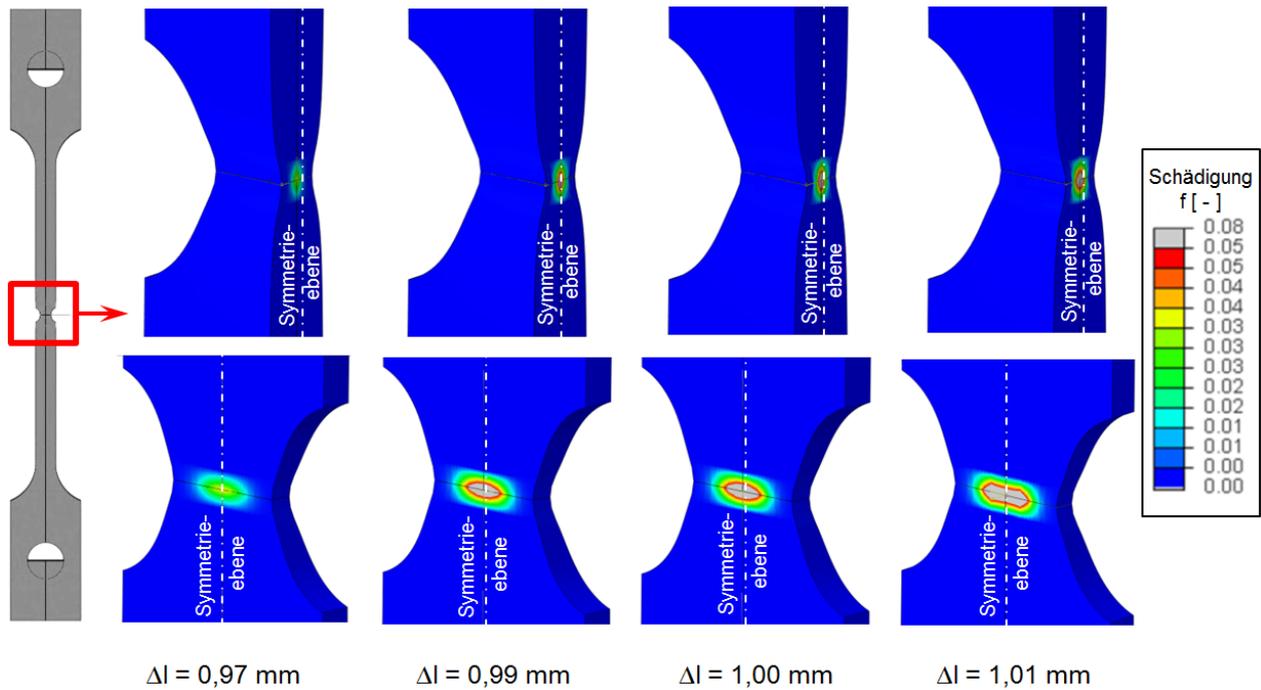


Abbildung 65: Schädigung f im Bereich der Kerbe am Beispiel der Rohrstreifenprobe mit $\rho = 1,50 \text{ mm}$; Darstellung in zwei verschiedenen Schnittebenen für die Verlängerungen $\Delta l = 0,97 \text{ mm}$, $\Delta l = 0,99 \text{ mm}$, $\Delta l = 1,00 \text{ mm}$ und $\Delta l = 1,01 \text{ mm}$, 20 °C

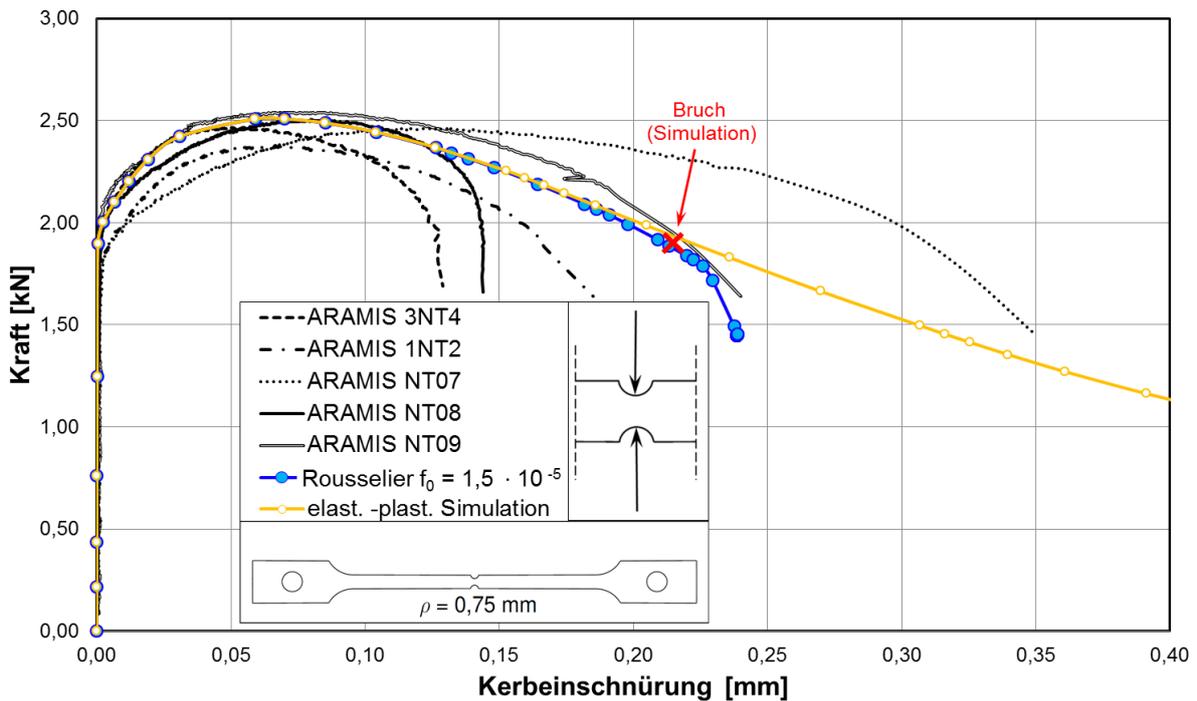


Abbildung 66: Kraft-Kerbeinschnürungs-Diagramm der gekerbten Rohrstreifenproben mit $\rho = 0,75 \text{ mm}$; Vergleich der experimentellen Ergebnisse, der elast.- plast. Simulation und der schädigungsmechanischen Berechnung, 20 °C .

Abbildung 66 bis Abbildung 71 zeigen die mit ARAMIS gemessene Kerbeinschnürung und Kerbaufweitung im Vergleich mit der elast. – plast. und der schädigungsmechanischen Simulation für die Kerbradien $\rho = 0,75 \text{ mm}$, $\rho = 1,50 \text{ mm}$ und $\rho = 3,00 \text{ mm}$. Hierbei zeigt sich ebenfalls eine

ausreichend gute Übereinstimmung zwischen Experimenten und Simulation für alle untersuchten Kerbradien.

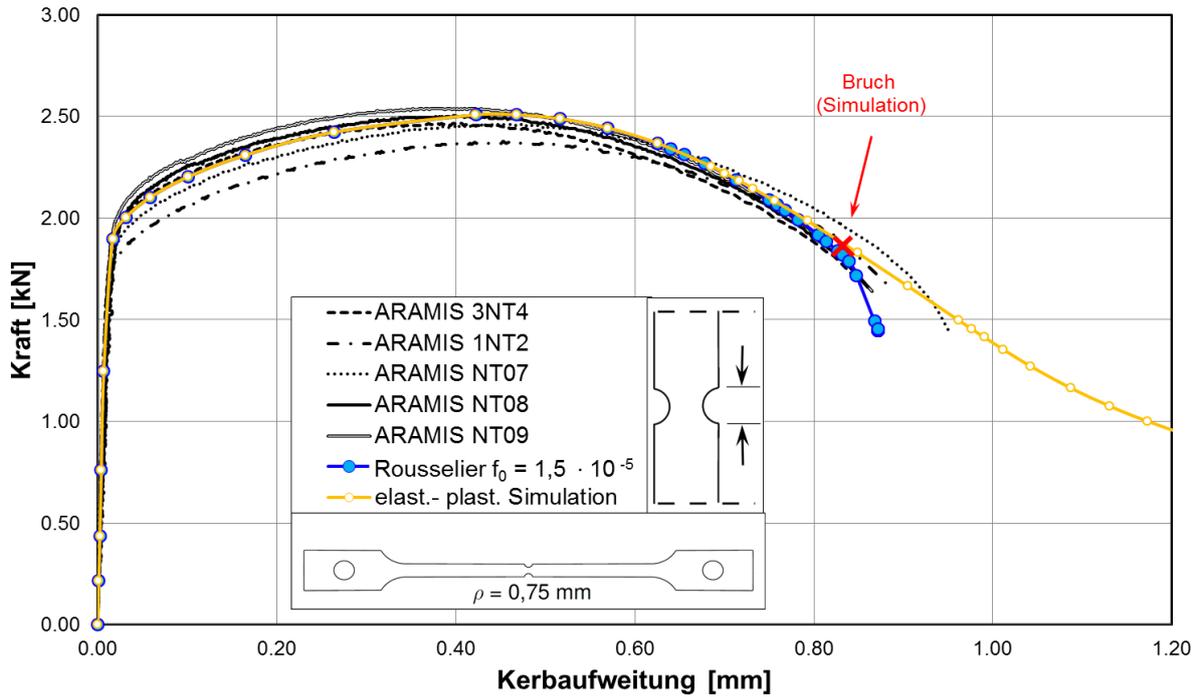


Abbildung 67: Kraft-Kerbaufweitungs-Diagramm der gekerbten Rohrstreifenproben mit $\rho = 0,75 \text{ mm}$; Vergleich der experimentellen Ergebnisse, der elast.- plast. Simulation und der schädigungsmechanischen Berechnung, 20 °C.

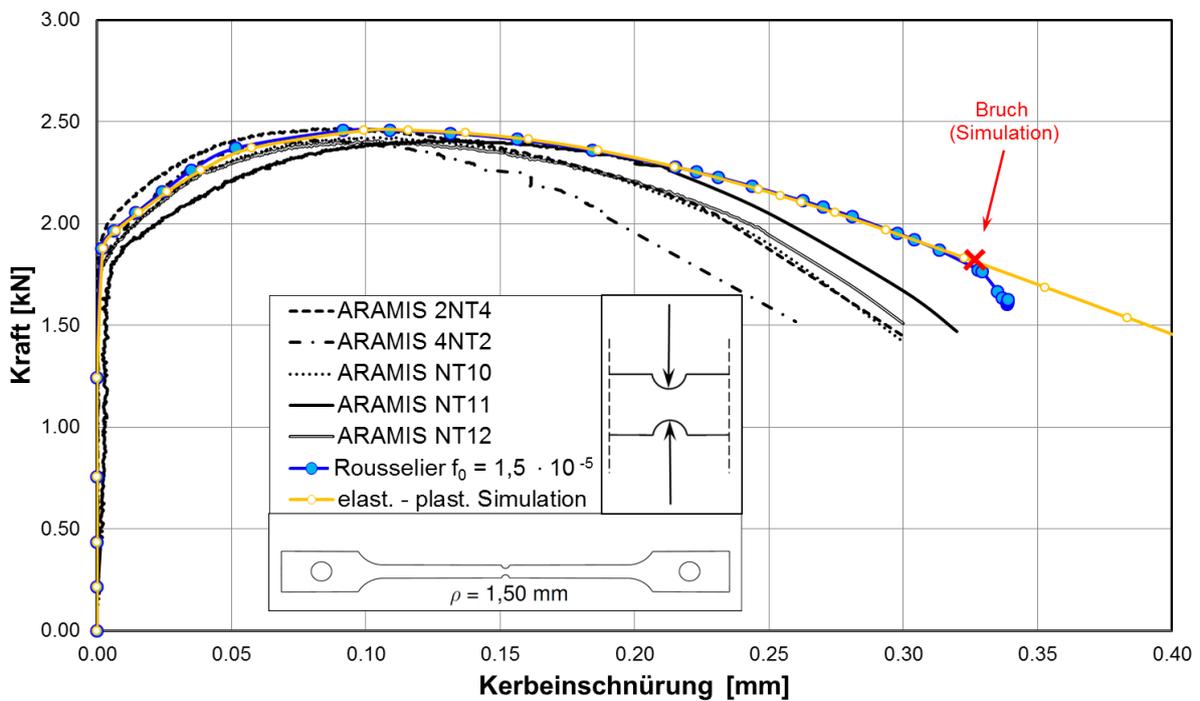


Abbildung 68: Kraft-Kerbeinschnürungs-Diagramm der gekerbten Rohrstreifenproben mit $\rho = 1,50 \text{ mm}$; Vergleich der experimentellen Ergebnisse, der elast.- plast. Simulation und der schädigungsmechanischen Berechnung.

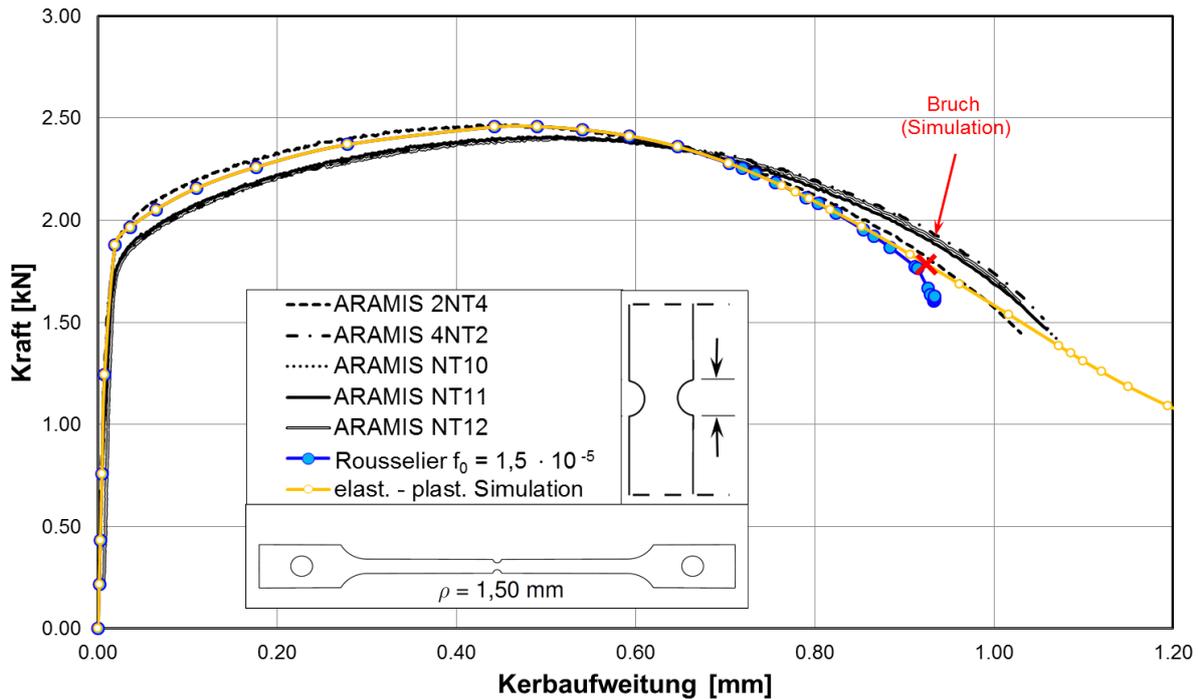


Abbildung 69: Kraft-Kerbaufweitungs-Diagramm der gekerbten Rohrstreifenproben mit $\rho = 1,50 \text{ mm}$; Vergleich der experimentellen Ergebnisse, der elast.- plast. Simulation und der schädigungsmechanischen Berechnung, 20 °C.

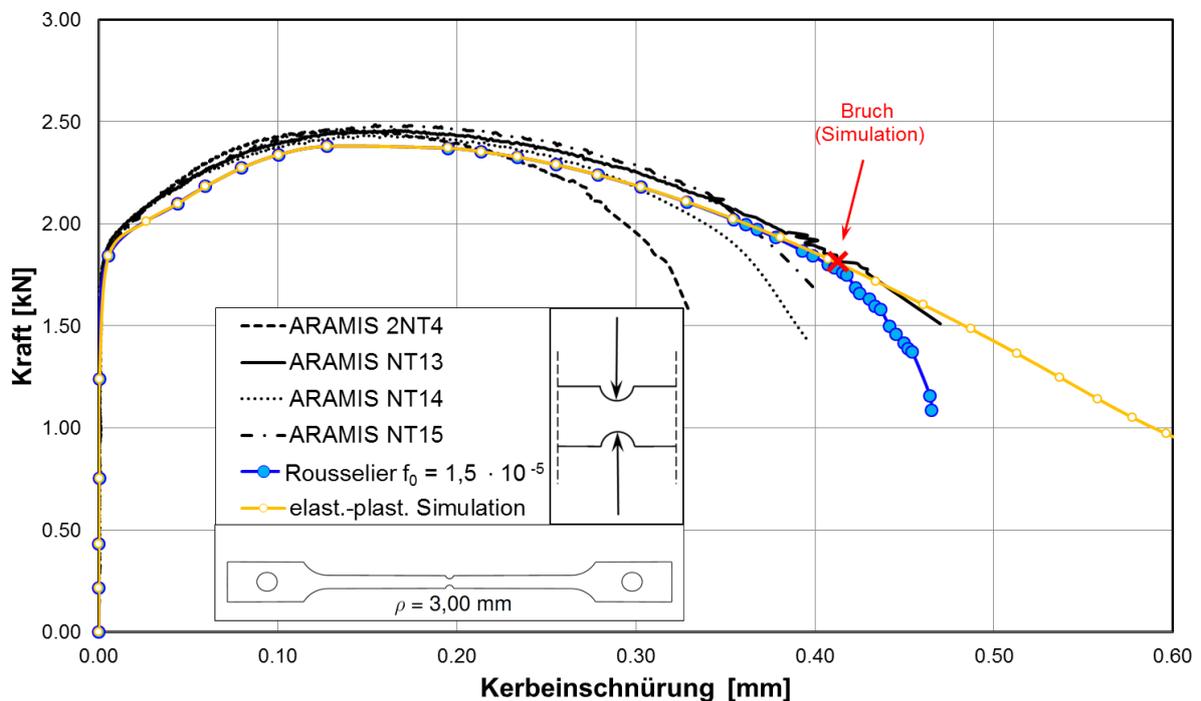


Abbildung 70: Kraft-Kerbeinschnürungs-Diagramm der gekerbten Rohrstreifenproben mit $\rho = 3,00 \text{ mm}$; Vergleich der experimentellen Ergebnisse, der elast.- plast. Simulation und der schädigungsmechanischen Berechnung, 20 °C.

Die mit ARAMIS bestimmten Kerbeinschnürungen für die Proben mit $\rho = 0,75 \text{ mm}$ zeigen im Gegensatz zu allen anderen Kerbgeometrien eine relativ große Streuung. Das Simulationsergebnis für diese Kerbgeometrie liegt mittig im Streubereich der experimentellen Daten.

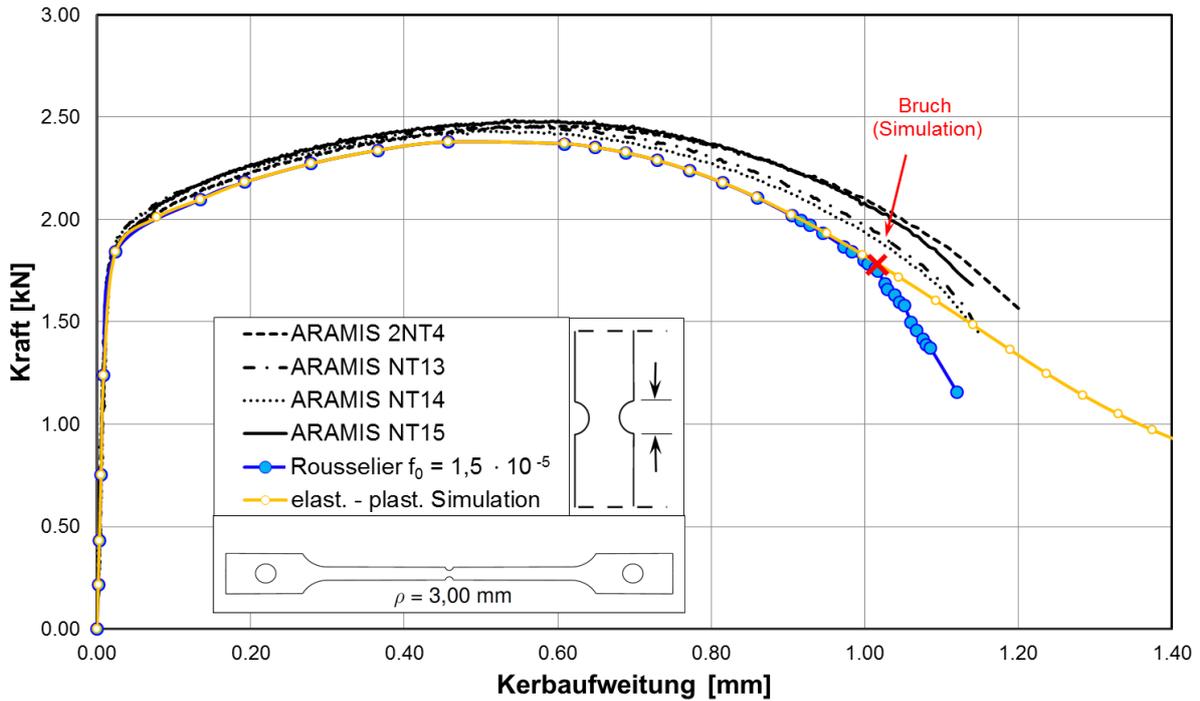


Abbildung 71: Kraft-Kerbaufweitungs-Diagramm der gekerbten Rohrstreifenproben mit $\rho = 3,00 \text{ mm}$; Vergleich der experimentellen Ergebnisse, der elast.- plast. Simulation und der schädigungsmechanischen Berechnung, $20 \text{ }^\circ\text{C}$.

Abweichend von den Berechnungen der Vorversuche wurde die Ringzugprobe mit verlängertem Bolzen simuliert. Die Kraft wurde an den freien Enden des Bolzens aufgebracht. Das Simulationsmodell und die Randbedingungen sind in Abbildung 72 dargestellt. Bei der Extensometermessung wurde der Extensometer mit einer Messlänge von $l_0 = 50 \text{ mm}$ an den Einspannungen der Probe montiert. Die Probe hat im Ausgangszustand jedoch lediglich eine Höhe von 22 mm . Beim Vergleich zwischen Simulation und Experiment werden demnach Daten verschiedener Messlängen verglichen. Die Messlänge des Experiments kann minimale Verschiebungen der Bolzen in der Einspannung beinhalten.

■ Verschiebungsrandbedingung in z-Richtung

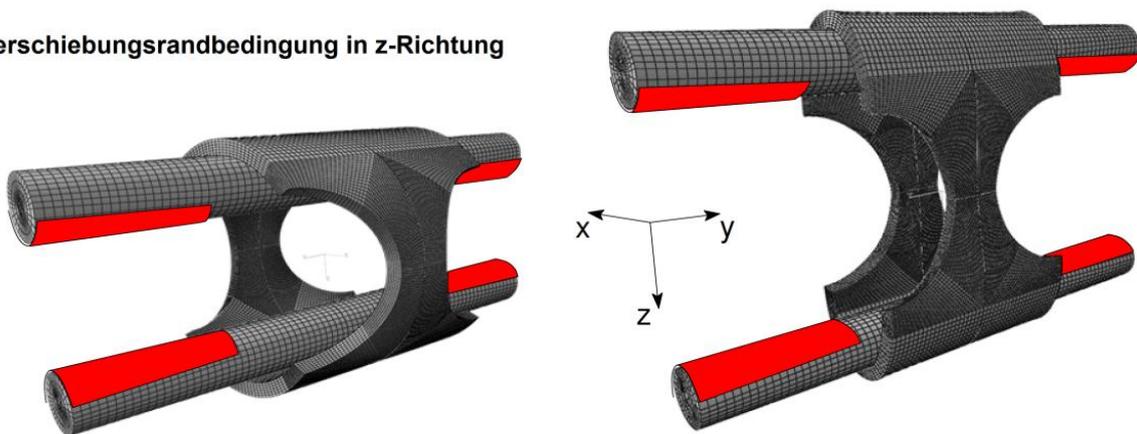


Abbildung 72: Modell der Ringzugprobe mit Bolzen und Randbedingungen, Ausgangszustand und deformierter Zustand kurz vor dem Bruch

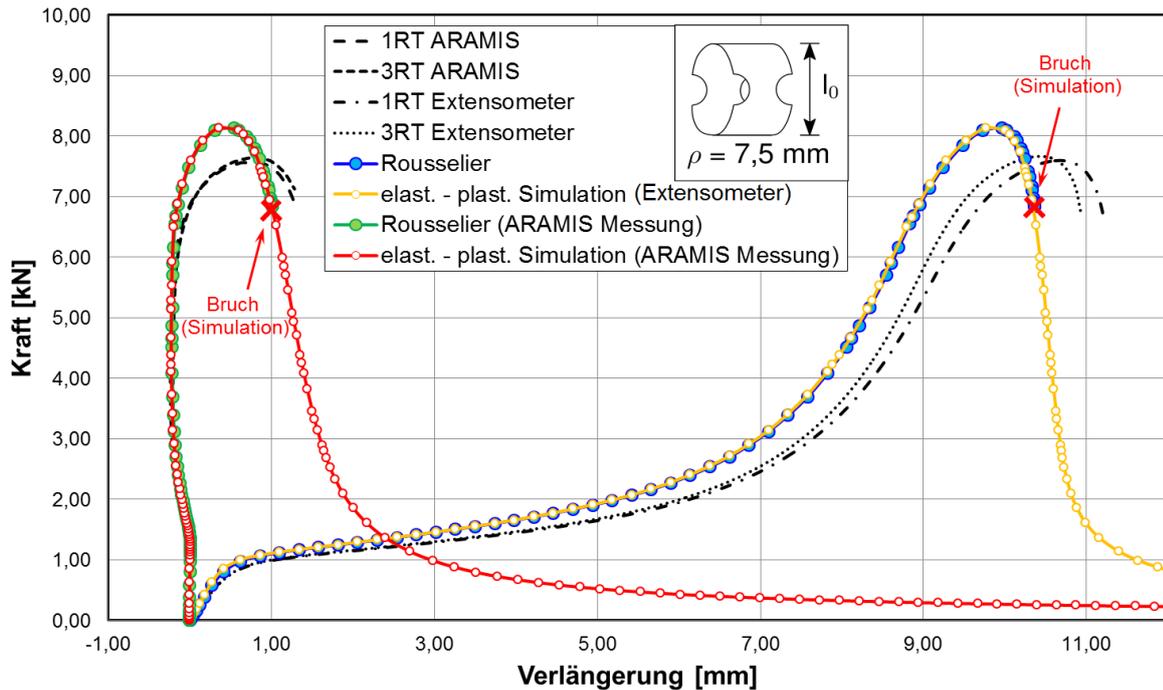


Abbildung 73: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der Ringzugproben; Experimentellen Ergebnisse aus ARAMIS Messung und Extensometermessung jeweils im Vergleich mit der elast.- plast. Simulation

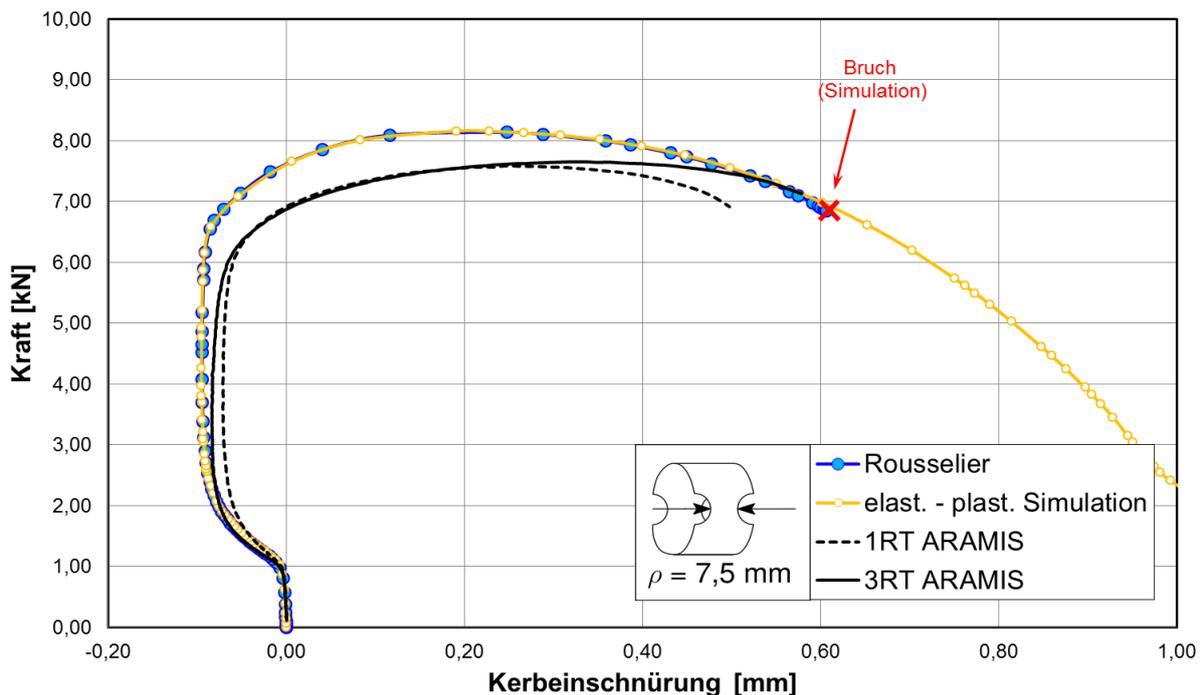


Abbildung 74: Kraft-Kerbeinschnürungs-Diagramm der Ringzugproben; Vergleich der experimentellen Ergebnisse, der elast.- plast. Simulation und der schädigungsmechanischen Berechnung.

Bei der ARAMIS Messung konnte aufgrund der begrenzten Größe des Messbereiches lediglich der Bereich der Kerbe beobachtet werden. Die Messlänge der ARAMIS Auswertung betrug 4 mm. Im Vergleich mit der Simulation müssen deshalb zwei verschiedene Ergebnisse verglichen werden. Zum einen die Extensometerverlängerung für die komplette Probe und zum ande-

ren die Verlängerung im Kerbbereich für den Messbereich der ARAMIS Messung. Abbildung 73 zeigt beide Ergebnisse. Der Versagenspunkt kann gut vorhergesagt werden. Die Vergleichsspannung σ_v zu verschiedenen Zeitpunkten der Verlängerung Δl zeigt Abbildung 75.

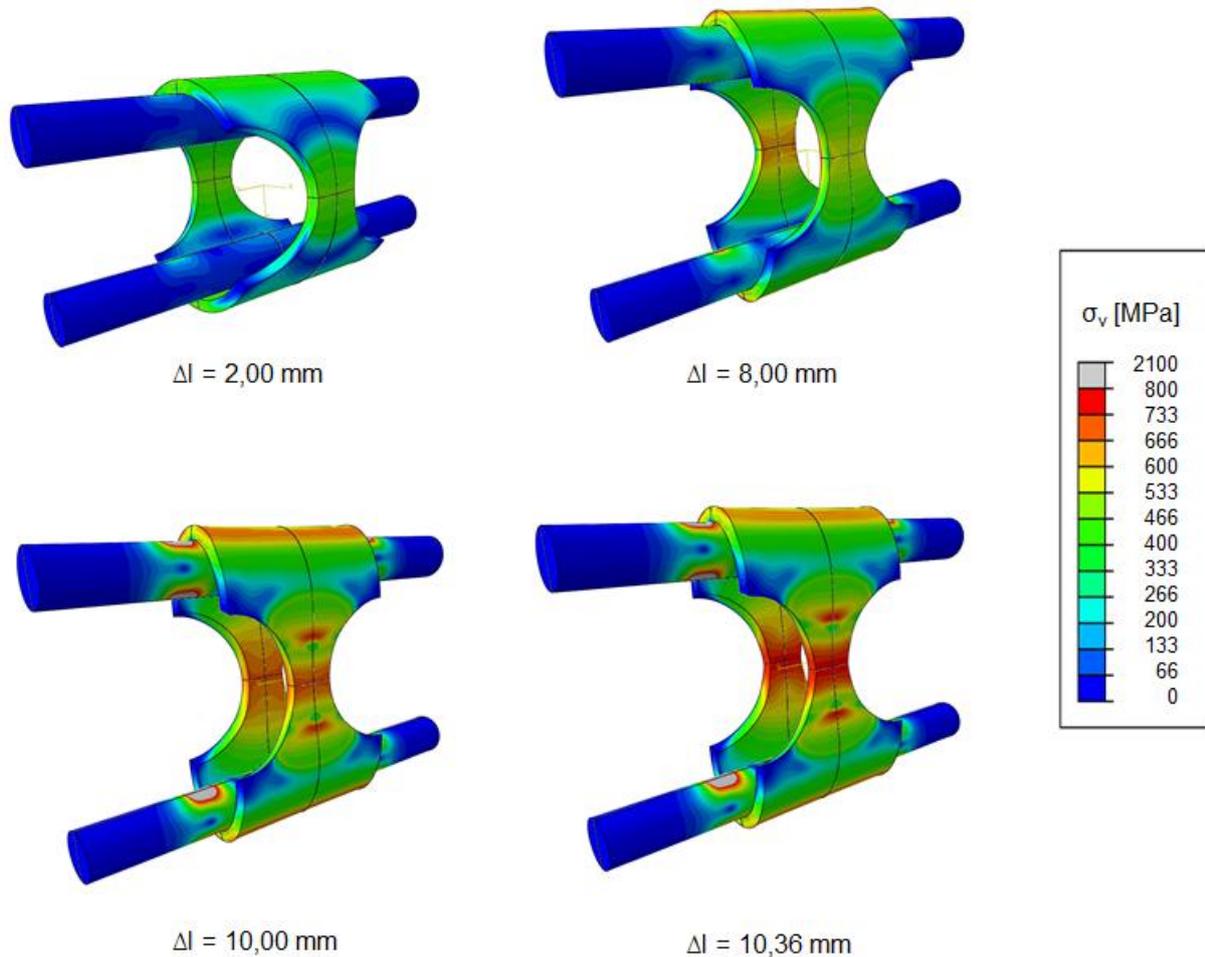


Abbildung 75: Vergleichsspannung σ_v zu den Zeitpunkten der Verlängerung $\Delta l = 2,00$ mm, $\Delta l = 8,00$ mm, $\Delta l = 10,00$ mm und $\Delta l = 10,36$ mm

4.3 Untersuchungen bei 300 °C (Betriebstemperatur)

Tabelle 11 zeigt die Übersicht der bei 300 °C durchgeführten Versuche. Alle experimentellen Ergebnisse sind in Tabelle A. 11 und Tabelle A. 12 und Abbildung A. 18 zusammengestellt. Da die Versuchsdurchführung in einem Ofen stattfand, konnte hierbei nicht mit dem optischen Messsystem ARAMIS gemessen werden.

Tabelle 11: Anzahl und Geometrie der geprüften Proben bei 300 °C

Versuchsreihe	Rohrstreifenproben		Ringzugproben
	ungekerbt	gekerbt	
Versuchsreihe 2	2	6	2
Versuchsreihe 3	2	-	-

4.3.1 Bestimmung der wahren Fließkurve

Die wahre Fließkurve wurde durch eine numerische Anpassung an die experimentellen Ergebnisse bestimmt. [Abbildung 76](#) zeigt die wahre Fließkurve für 300 °C im Vergleich zu der Fließkurve für 20 °C. Die genauen Werte sind in [Tabelle A. 15](#) dargestellt.

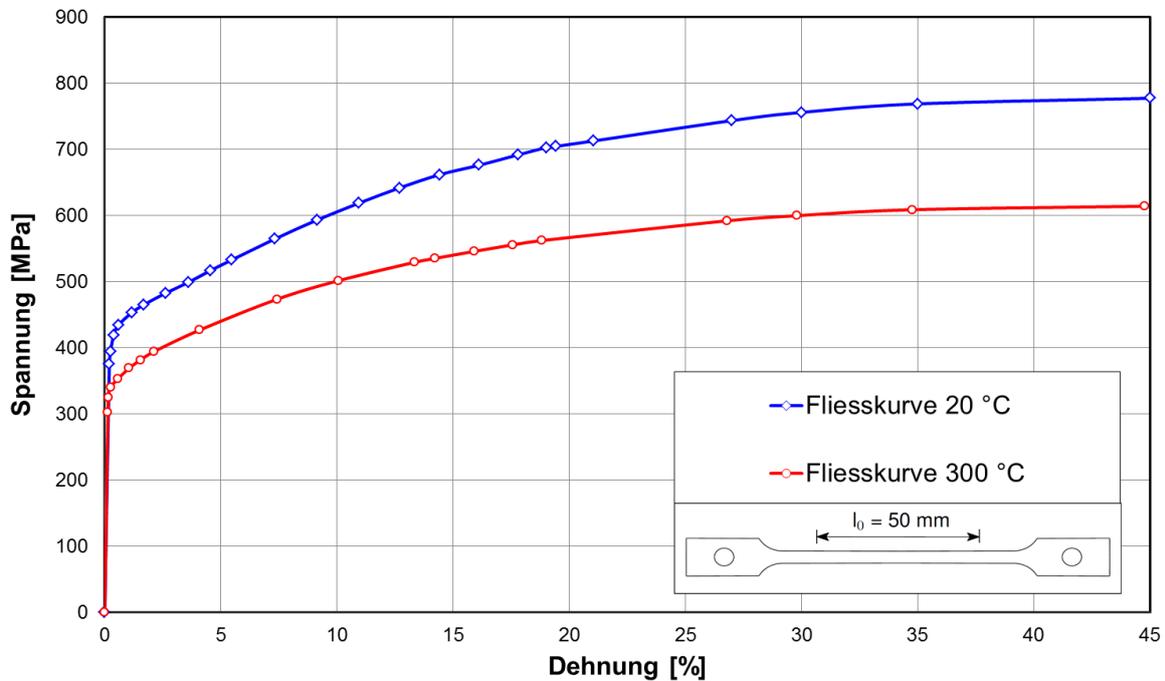


Abbildung 76: Wahre Fließkurve des DE-Heizrohres für 20 °C und 300 °C, Werkstoff X2NiCrAlTi32-20

4.3.2 Bestimmung der schädigungsmechanischen Parameter

Das Anfangshohlraumvolumen f_0 ist werkstoffmechanisch begründet und somit temperaturabhängig. Für 20 °C wurde in Kapitel 4.2.2 ein Anfangshohlraumvolumen von $f_0 = 1,5 \cdot 10^{-5}$ ermittelt, welches demnach für die Berechnungen bei 300 °C übernommen werden kann. Im folgenden Schritt wurde der Parameter σ_k für 300 °C durch Anpassung an die experimentellen Ergebnisse der gekerbten Rohrstreifenproben mit $\rho = 0,75$ mm bestimmt, [Abbildung 77](#). Alle Parameter für 300 °C zeigt [Tabelle 12](#).

Tabelle 12: Schädigungsmechanische Parameter für das Rousselier Modell

Anfangshohlraumvolumen f_0 [-]	kritisches Hohlraumvolumen f_c [-]	Integrationskonstante D [-]	Rousselier Spannung σ_k [MPa]
$1,5 \cdot 10^{-5}$	0,03	2	230

[Abbildung 77](#) bis [Abbildung 79](#) zeigen die Kraft-Verlängerungs-Verläufe der Experimente unterschiedlicher Kerbradien im Vergleich mit der schädigungsmechanischen Simulation. Der Versagenspunkt kann für alle Kerbradien gut berechnet werden. Das Kraft-Verformungsverhalten der Proben mit $\rho = 3,00$ mm wird etwas zu konservativ berechnet.

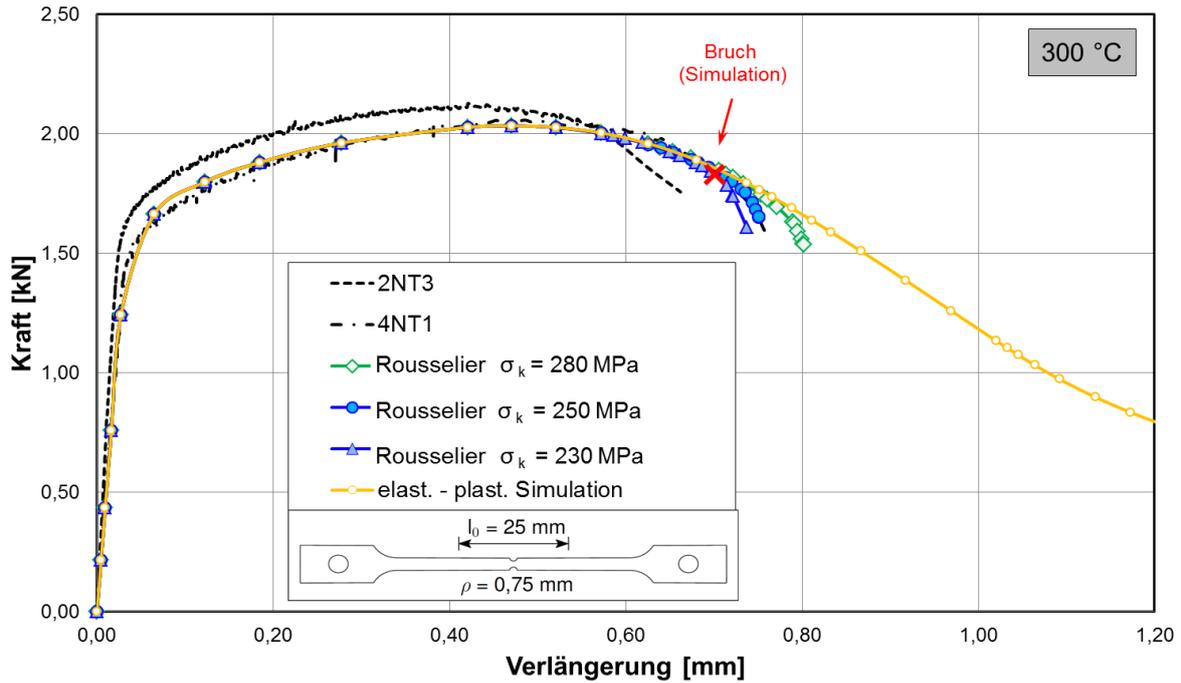


Abbildung 77: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der gekerbten Rohrstreifenproben mit $\rho = 0,75$ mm; Vergleich der experimentellen Ergebnisse, der elast.- plast. Simulation und der schädigungsmechanischen Berechnung, 300 °C.

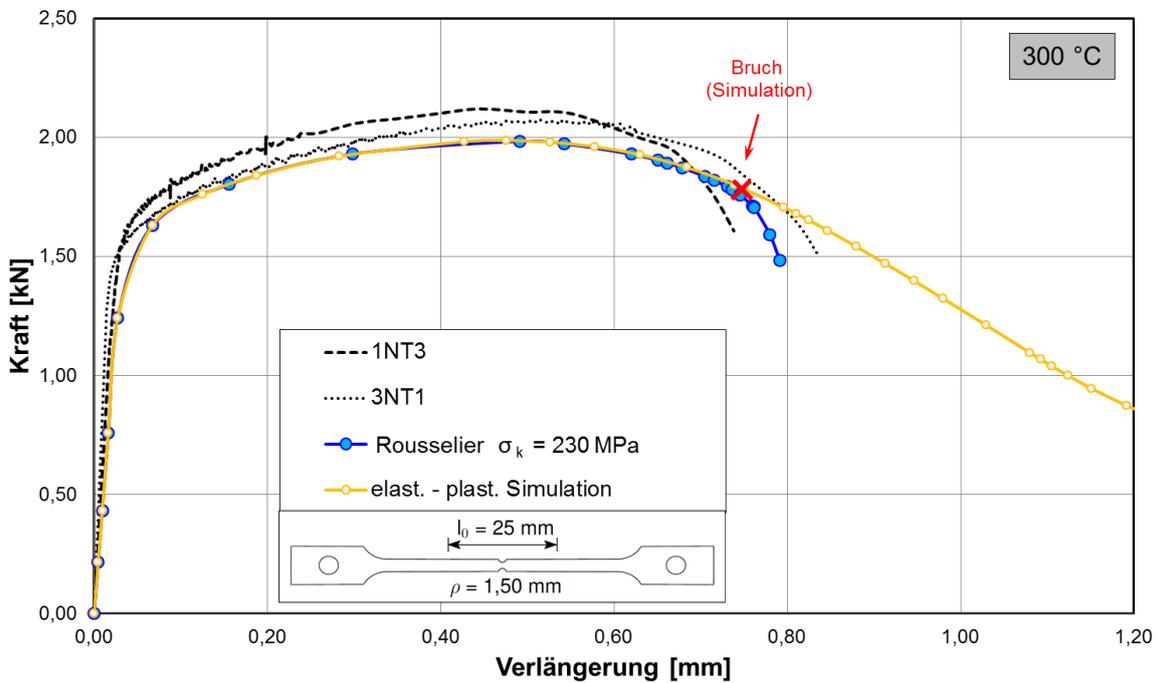


Abbildung 78: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der gekerbten Rohrstreifenproben mit $\rho = 1,50$ mm; Vergleich der experimentellen Ergebnisse, der elast.- plast. Simulation und der schädigungsmechanischen Berechnung 300 °C.

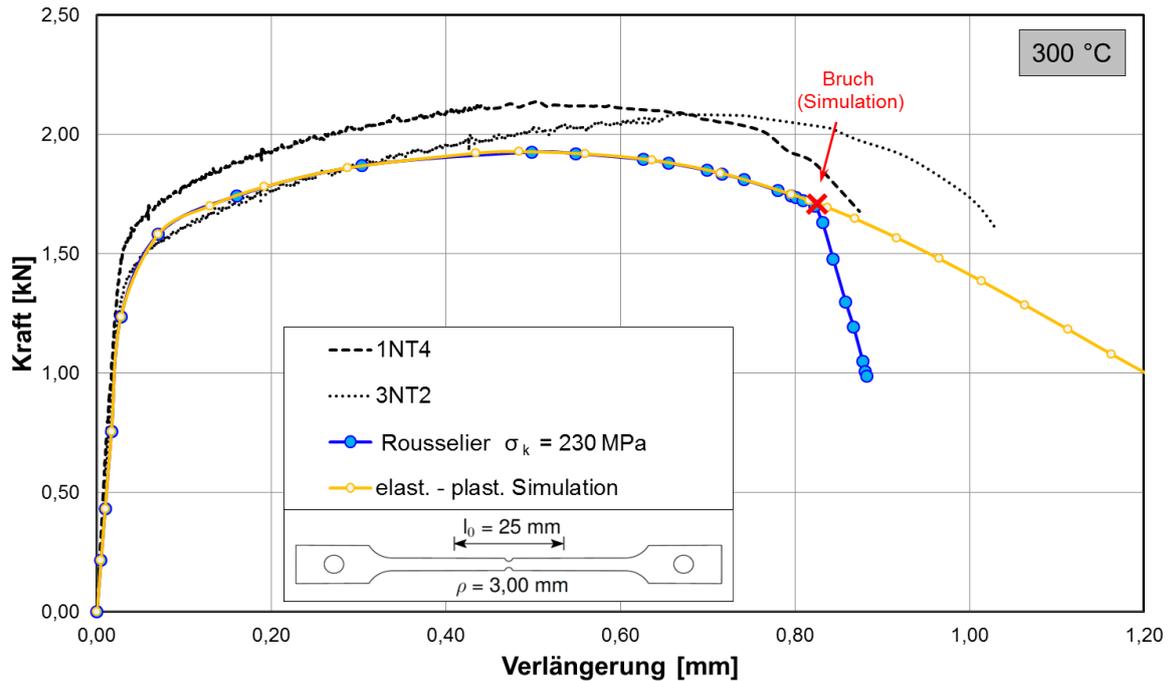


Abbildung 79: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der gekerbten Rohrstreifenproben mit $\rho = 3,00$ mm; Vergleich der experimentellen Ergebnisse, der elast.- plast. Simulation und der schädigungsmechanischen Berechnung 300 °C.

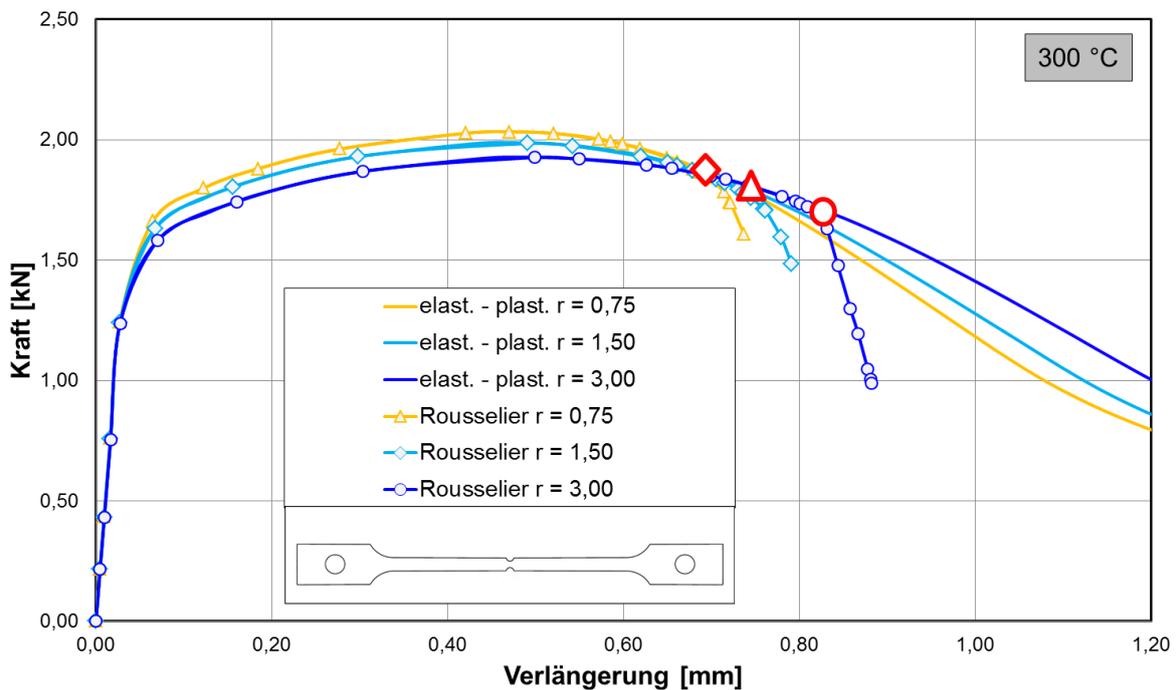


Abbildung 80: Kraft-Verlängerungs-Diagramm aller berechneten gekerbten Rohrstreifenproben, 300 °C

Die Ergebnisse aller gekerbten Rohrstreifenproben bei 300 °C ist in [Abbildung 81](#) zusammengefasst dargestellt. Die Ergebnisse lassen keine ausgeprägte Abhängigkeit der Maximalkraft und des Einschnürverhaltens vom Kerbradius erkennen.

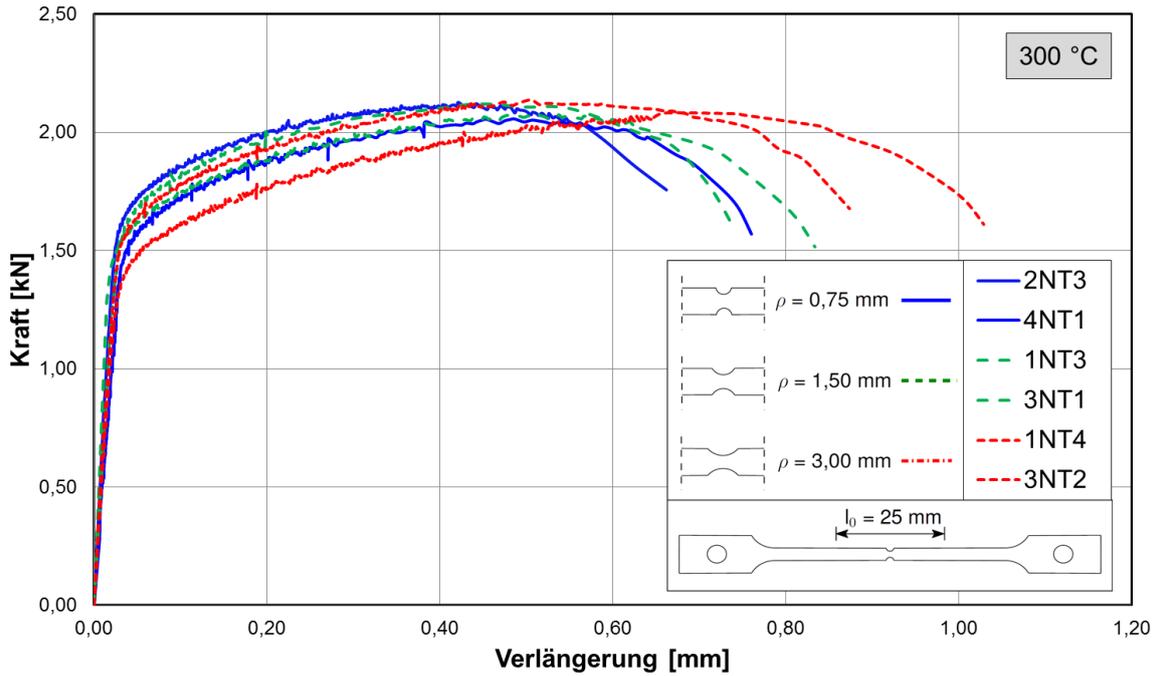


Abbildung 81: Ergebnisse aller Versuche an gekerbten Flachzugproben bei 300 °C

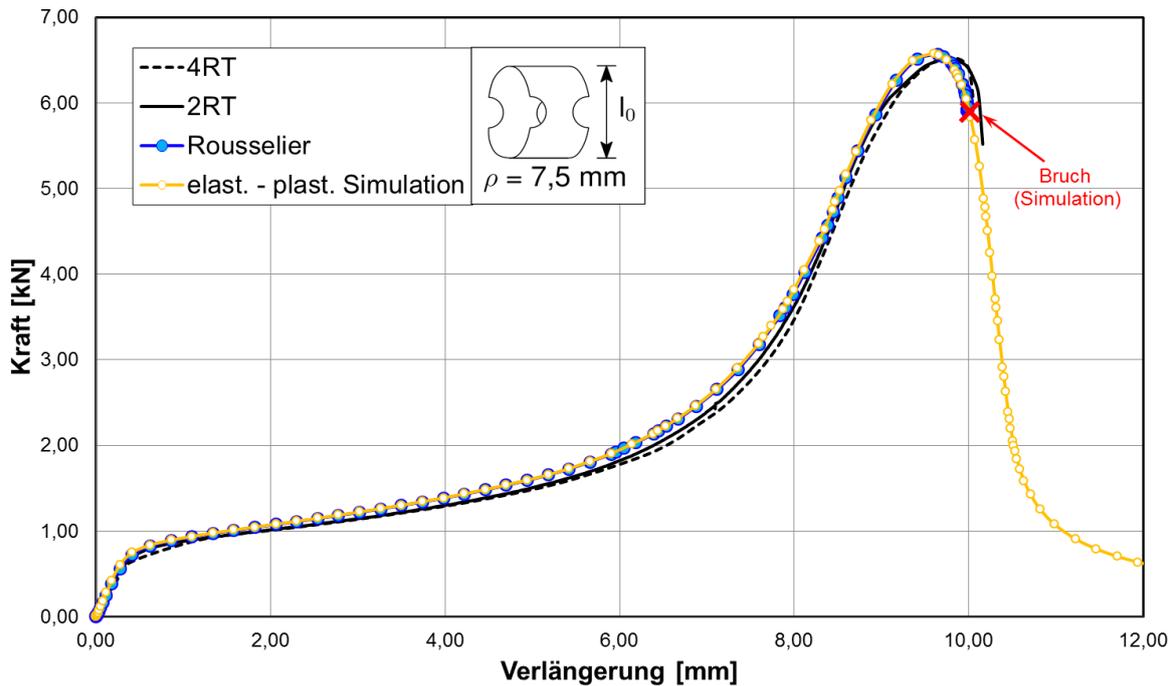


Abbildung 82: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der Ringzugprobe; Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit der elast.-plast. Simulation

Abbildung 82 zeigt das Simulationsergebnis der Ringzugprobe im Vergleich mit den experimentellen Daten. Die Simulation kann das experimentell beobachtete Verhalten sehr gut abbilden. Der Versagenspunkt wird sehr gut vorhergesagt.

4.4 Fazit

Durch die schädigungsmechanische Simulation kann das experimentell beobachtete Verhalten der untersuchten Flachzugproben gut abgebildet werden. Auch das Verhalten der Ringzugproben in Querrichtung des Rohres kann mit den Modellparametern und Fließkurven der Längsrichtung sehr gut berechnet werden. Die Versagenspunkte der Proben können mit guter Genauigkeit bestimmt werden.

5 Bauteilversuche zur Validierung des Berechnungsmodells

5.1 Einleitung

Zur Validierung des Berechnungsmodells wurden Innendruckversuche an Rohrstücken mit künstlich eingebrachten Kerben durchgeführt. Hierbei wurde der Versuchsstand nach Abbildung 53 verwendet. Die Geometrie der eingebrachten Kerben und die Anzahl der geprüften Proben ist in Tabelle 13 dargestellt.

Tabelle 13: Anzahl und Kerbgeometrie der geprüften Innendruckproben

Versuchsreihe	Innendruckproben mit Längskerbe		Innendruckproben mit Umfangskerbe	
	20 °C	300 °C	20 °C	300 °C
Versuchsreihe 2	2	2	1	1
Versuchsreihe 3	-	-	-	-

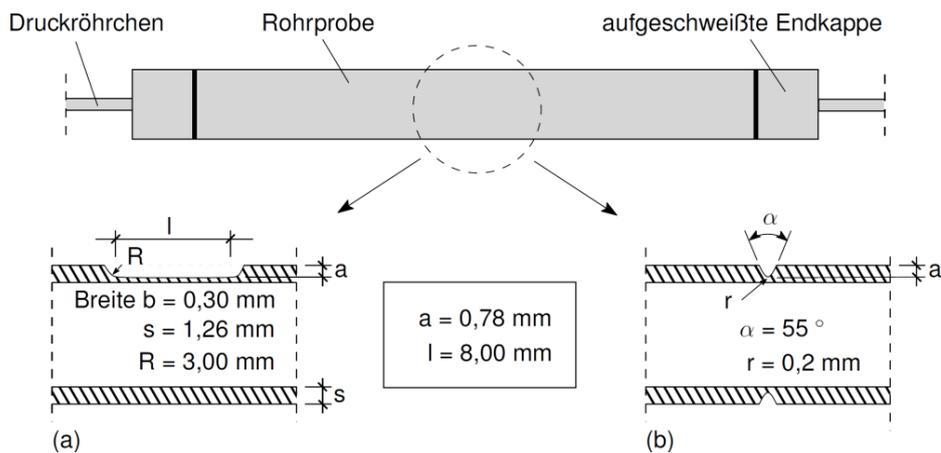


Abbildung 83: Geometrie der künstlich eingebrachten Kerben der Innendruckprobe: (a) axiale Kerbe und (b) Umfangskerbe

5.2 Untersuchungen an Innendruckproben mit Längskerbe

5.2.1 Experimentelle Untersuchungen

Es wurden zwei Proben bei 20 °C und zwei Proben bei 300 °C geprüft, Abbildung 84 und Abbildung 85. Die Kerbe wurde hierbei in die Probe erodiert.

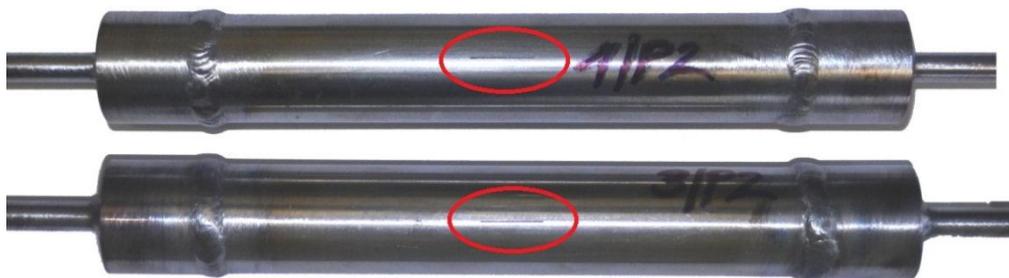


Abbildung 84: Proben 1|P2 und 1|P3 mit Längskerbe

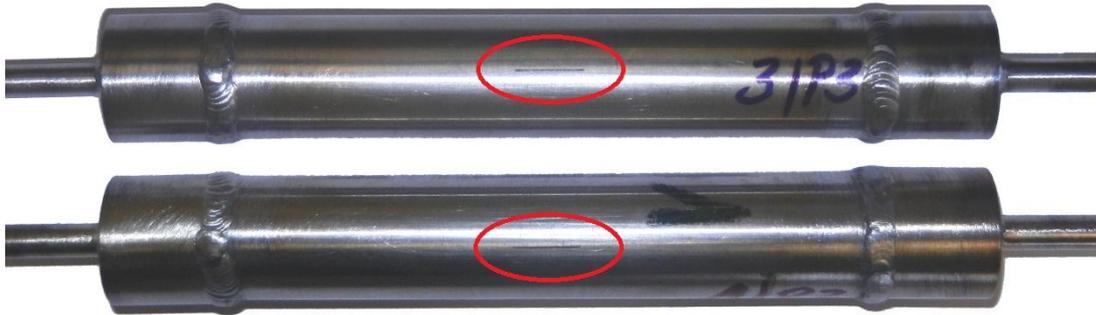


Abbildung 85: Proben 3|P3 und 3|P2 mit Längskerbe

Um die Geometrie der Kerbe zu überprüfen wurde mittels optischer Oberflächenmessung mit einem 3D Mikrokoordinatenmesssystem eine Kerbe vermessen. Es konnte eine komplette 3D Abbildung der Kerbe erstellt werden, Abbildung 86. Die Messergebnisse können mit einer Genauigkeit von 1 μm in der Tiefe und 4 μm in der Breite angegeben werden.

Die mittlere gemessene Tiefe der Kerbe in Schnitt B-B beträgt 0,754 mm. Die Abweichung zum Sollmaß von 0,780 mm beträgt ca. 3 %. Die Unebenheiten sind sowohl auf den Erodiervorgang zurück zu führen als auch durch die Messtoleranz begründet. Die Kerbbreite wurde an mehreren Stellen überprüft. Hier dargestellt ist beispielhaft Schnitt A-A. Es zeigt sich ein für den Erodiervorgang typischer v-förmiger Querschnitt der Kerbe. Das herausgerodierete Material entweicht rechts und links der Erodier-Elektrode und verursacht so die geneigten Flanken. Alle untersuchten Schnitte in Querrichtung zeigen diese Form.

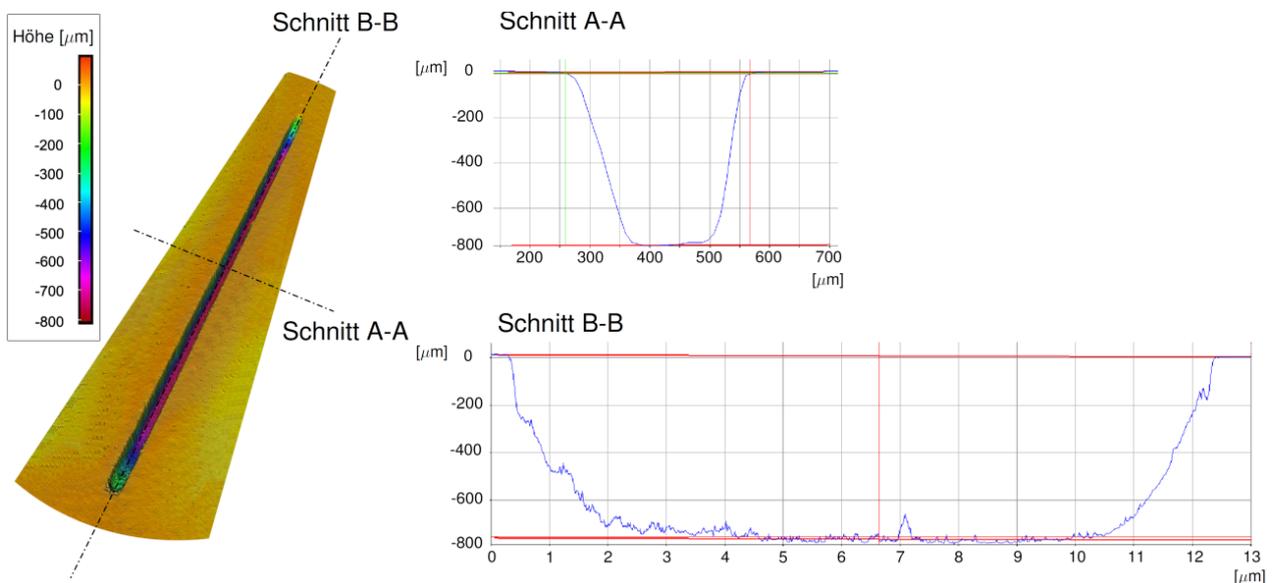


Abbildung 86: Überprüfung der Kerbgeometrie einer Längskerbe mit mikroskopischen Aufnahmen; Darstellung von Längs- und Querschnitt

Zusätzlich wurde der Ausradius R im Randbereich der Kerbe untersucht, Abbildung 87. Das Sollmaß des Kerbradius beträgt $R = 3 \text{ mm}$. Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen dem Längsschnitt und einem Vergleichskreis mit 3 mm Durchmesser.

Abbildung 88 zeigt den Kerbbereich mit den Längskerben nach Versuchsende aller geprüften Proben mit Längskerbe. Die Proben mit einer Prüftemperatur von 300 °C zeigen eine größere Aufklaffung im Kerbbereich als die bei 20 °C geprüften Proben. Dies ist vermutlich auf die größere Energie des heißen Öles beim Austritt an die Luft beim Bruch zurückzuführen.

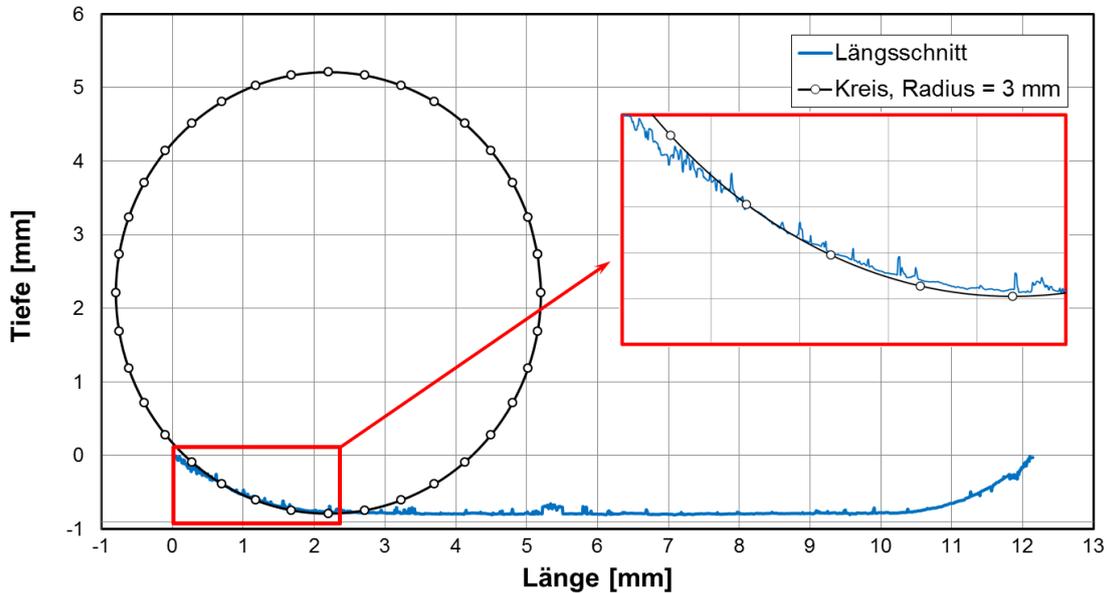


Abbildung 87: Überprüfung des Ausrundradius R im Randbereich der Kerbe

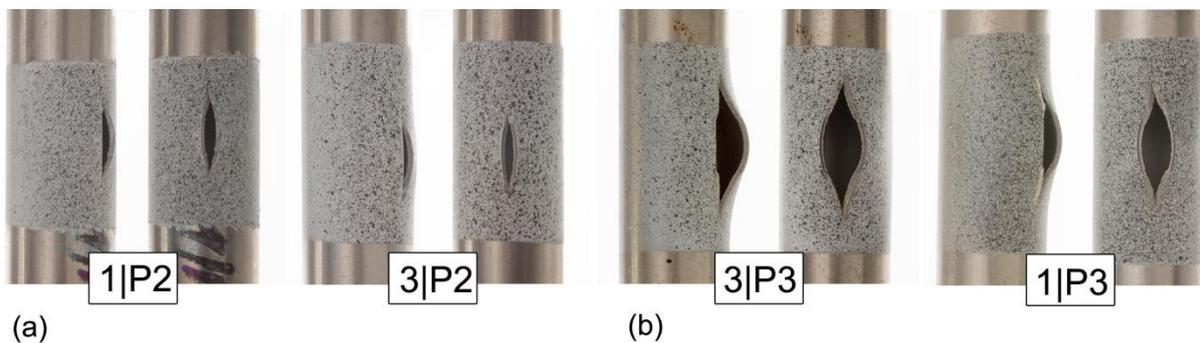


Abbildung 88: Bereich der Kerben nach dem Versuch von Proben mit der Prüftemperatur (a) 20 °C und (b) 300 °C in je zwei Ansichten

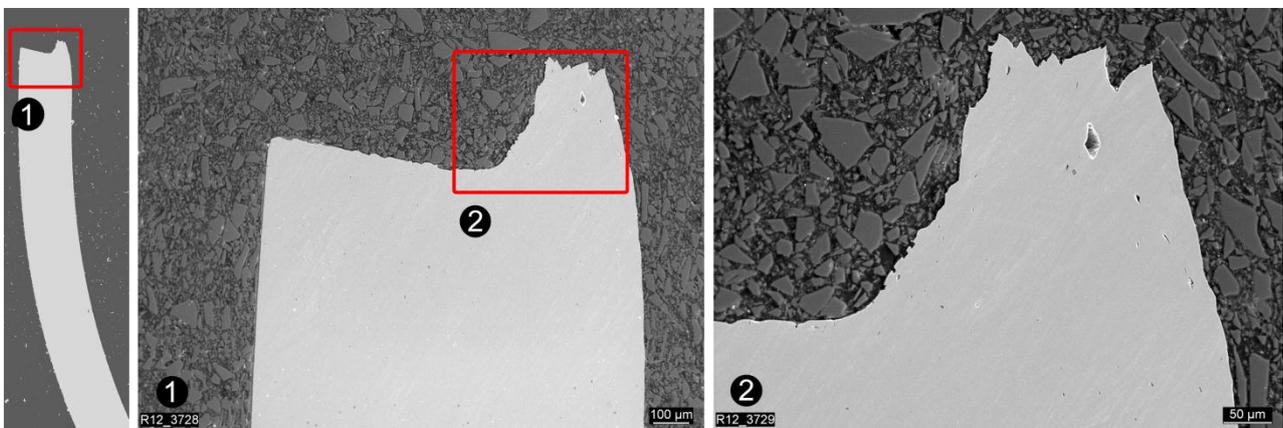


Abbildung 89: Schliff der Bruchfläche von Probe 3|P2, Prüftemperatur 20 °C, REM, Vergrößerungen 1 und 2

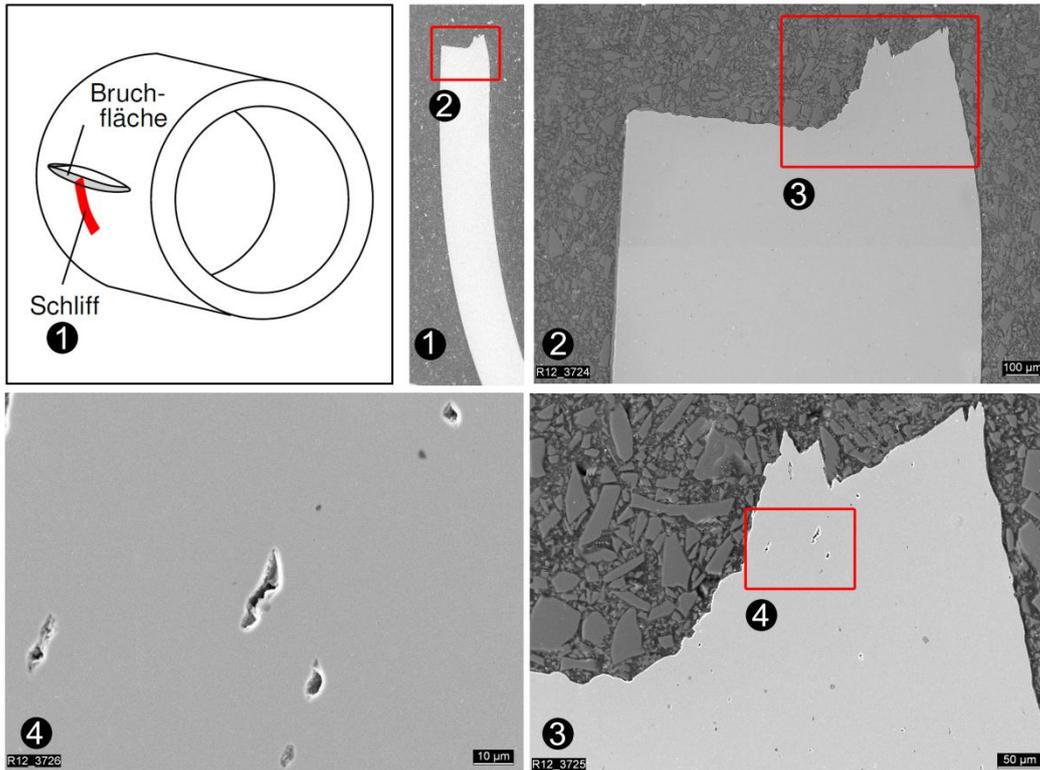


Abbildung 90: Schliff der Bruchfläche von Probe 1|P3, Prüftemperatur 300 °C, REM, Vergrößerungen 1 bis 4

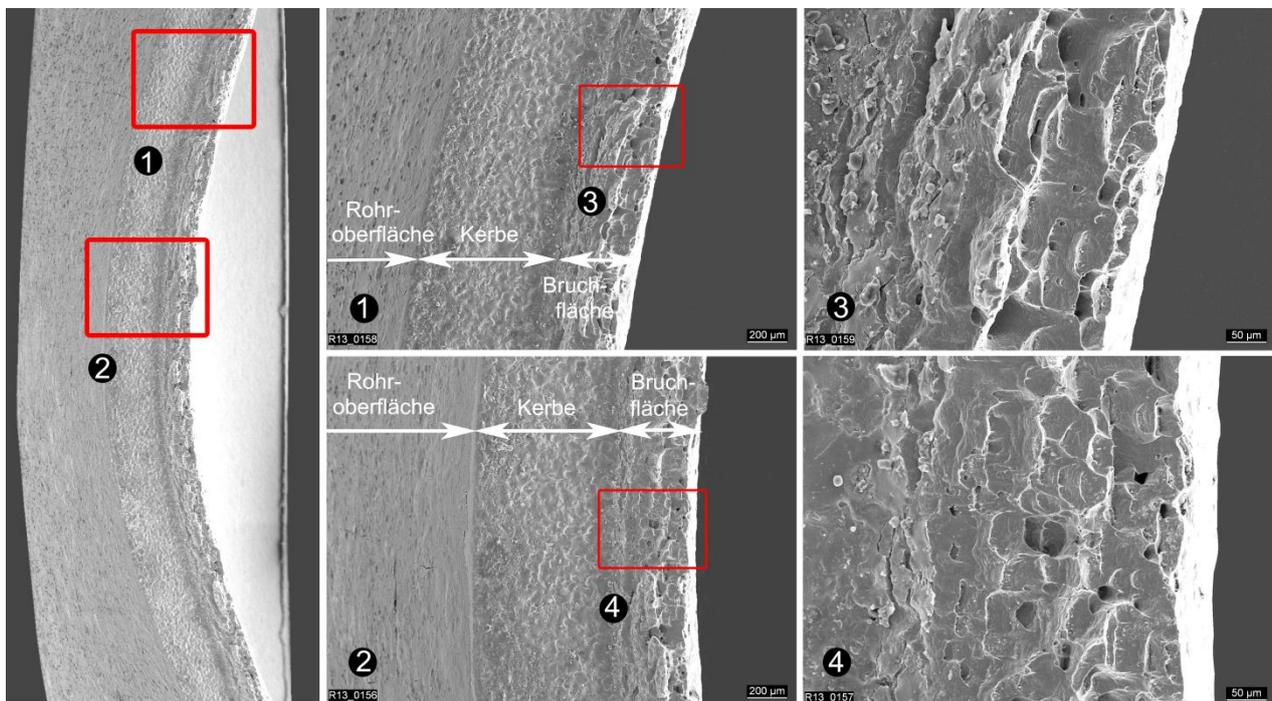


Abbildung 91: Bruchfläche von Probe 1|P3, Prüftemperatur 300 °C, REM, Vergrößerungen 1 und 2

Von den Proben 1|P3 und 3|P2 (Prüftemperatur 300 °C) wurden Schliffe quer zur Längskerbe im REM untersucht. Von Probe 1|P3 wurde zusätzlich Aufnahmen von der Bruchfläche gemacht. Die Schliffe beider Proben, [Abbildung 89](#) und [Abbildung 90](#), zeigen nahezu kreisförmige Hohl-

räume. Auf der untersuchten Bruchfläche, [Abbildung 91](#), sind große, duktile Waben zu erkennen. Der Bruch kann als Zähbruch identifiziert werden.

Eine Auflistung der Berstdrücke der untersuchten Rohre zeigt [Abbildung 92](#). Zum Vergleich sind Ergebnisse von Azodi [1] von ähnlich gekerbten Rohrproben aus Dampferzeuger-Heizrohren bei 300 °C Prüftemperatur mit angegeben.

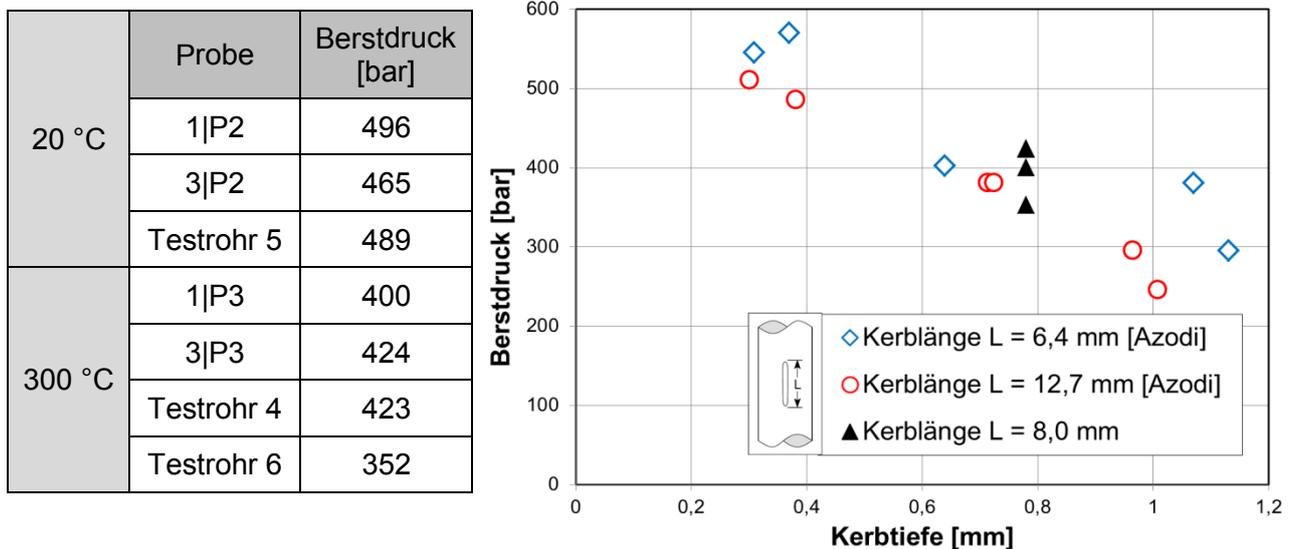


Abbildung 92: Berstdrücke der Innendruckproben mit Längskerbe für 20 °C und 300 °C und Vergleich der Ergebnisse für 300 °C mit ähnlichen geprüften Proben nach [1].

5.2.2 Schädigungsmechanische Berechnungen

[Abbildung 93](#) zeigt das mit dem Rousselier Modell berechnete Druck-Aufweitungsverhalten für eine Probe bei 20 °C im Vergleich mit den experimentellen Ergebnissen. Zur Vollständigkeit ist das Ergebnis des Vergleichswerkstoffes aus Kapitel 3.3.3.3 ebenfalls abgebildet. Die beiden Proben 1|P2 und 3|P2 zeigen nahezu das gleiche Verhalten. Testrohr 5 des Vergleichswerkstoffes zeigt ab einem Druck von ungefähr 250 bar ein plötzliches stagnieren der Aufweitung und erst ab ungefähr 400 bar eine weitere Deformationszunahme. Dieses Verhalten zeigen auch die Versuche 1|P3 und 3|P3 bei 300 °C, [Abbildung 94](#). Eine mögliche Erklärung ist darin zu suchen, dass die Rohrproben im Versuch an den Druckröhrchen im Abstand von je 130 mm vom Ende der Probe gehalten werden. In der Simulation wurde festgestellt, dass die Rohrprobe durch die asymmetrisch angebrachte Kerbe eine leichte Biegung erfährt und in Gegenrichtung zur Kerbe ausweicht, [Abbildung 95](#).

Um den Biegeeinfluss zu untersuchen wurden die Innendruckproben abweichend von den Vorversuchen mit Druckröhrchen modelliert und berechnet. Das Simulationsmodell der Viertel Probe ist ebenfalls in [Abbildung 95](#) dargestellt. Die Simulation kann das experimentell beobachtete Verhalten von Testrohr 5 gut abbilden. Lediglich die Proben 1|P2 und 3|P2, [Abbildung 93](#), zeigen zu Beginn ein steiferes Materialverhalten. Die maximale Abweichung der beiden Proben

zum Ergebnis der Simulation beträgt lediglich 0,007 mm. Der Versagenspunkt kann mit dem Rousselier Modell gut vorhergesagt werden.

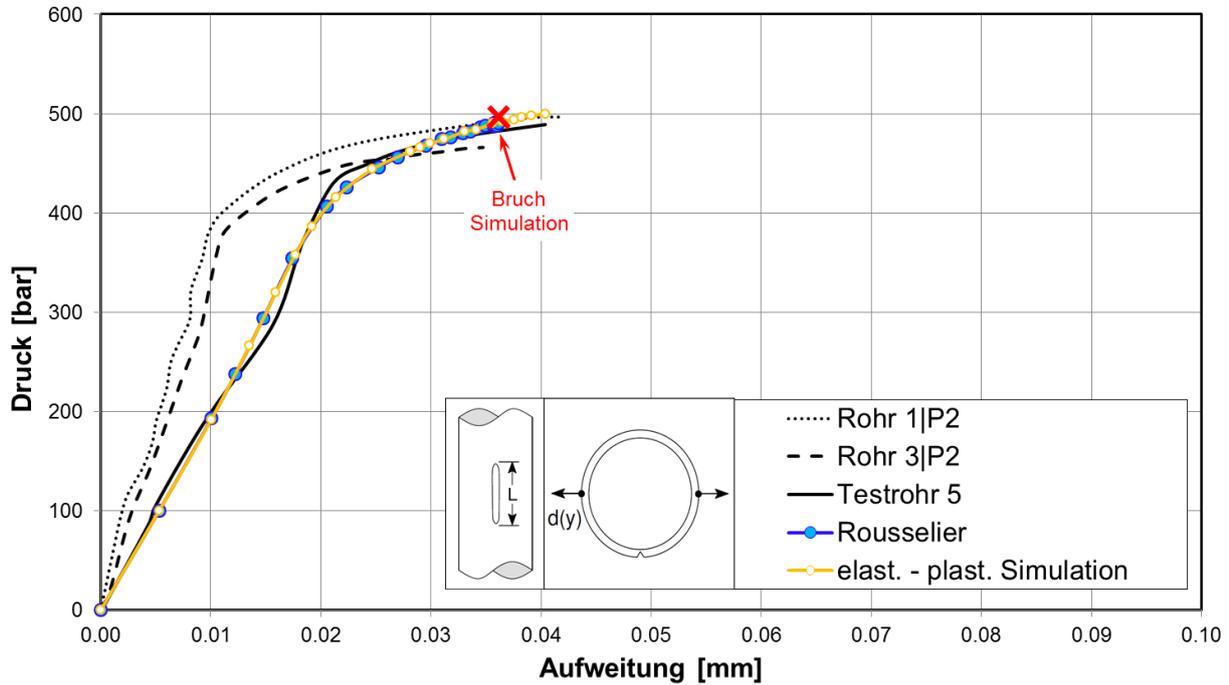


Abbildung 93: Druck-Aufweitungs-Verlauf aller Versuche an Innendruckproben mit Längskerbe bei 20 °C; Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit der Simulation

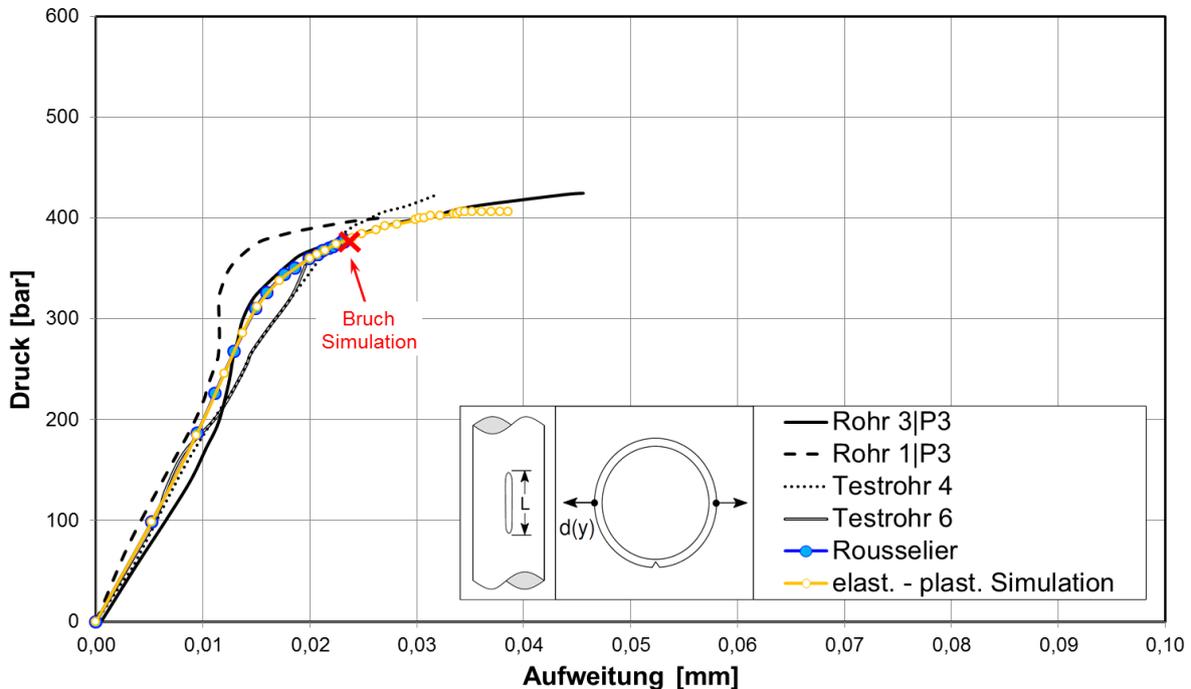


Abbildung 94: Druck-Aufweitungs-Verlauf aller Versuche an Innendruckproben mit Längskerbe bei 300 °C; Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit der Simulation

Bei allen Versuchen wurden zusätzliche Messungen mit dem optischen Messsystem ARAMIS durchgeführt. Hierbei hat sich jedoch gezeigt, dass die Messungen bei 300 °C durch die erwärmte Luft optische Störungen auf dem Kamerabild erfahren und so die Ergebnisse verfälscht

oder unscharf werden. Die Messung der Kerbaufweitung mit Hilfe des optischen Systems war aufgrund dessen nur bei 20 °C problemlos möglich.

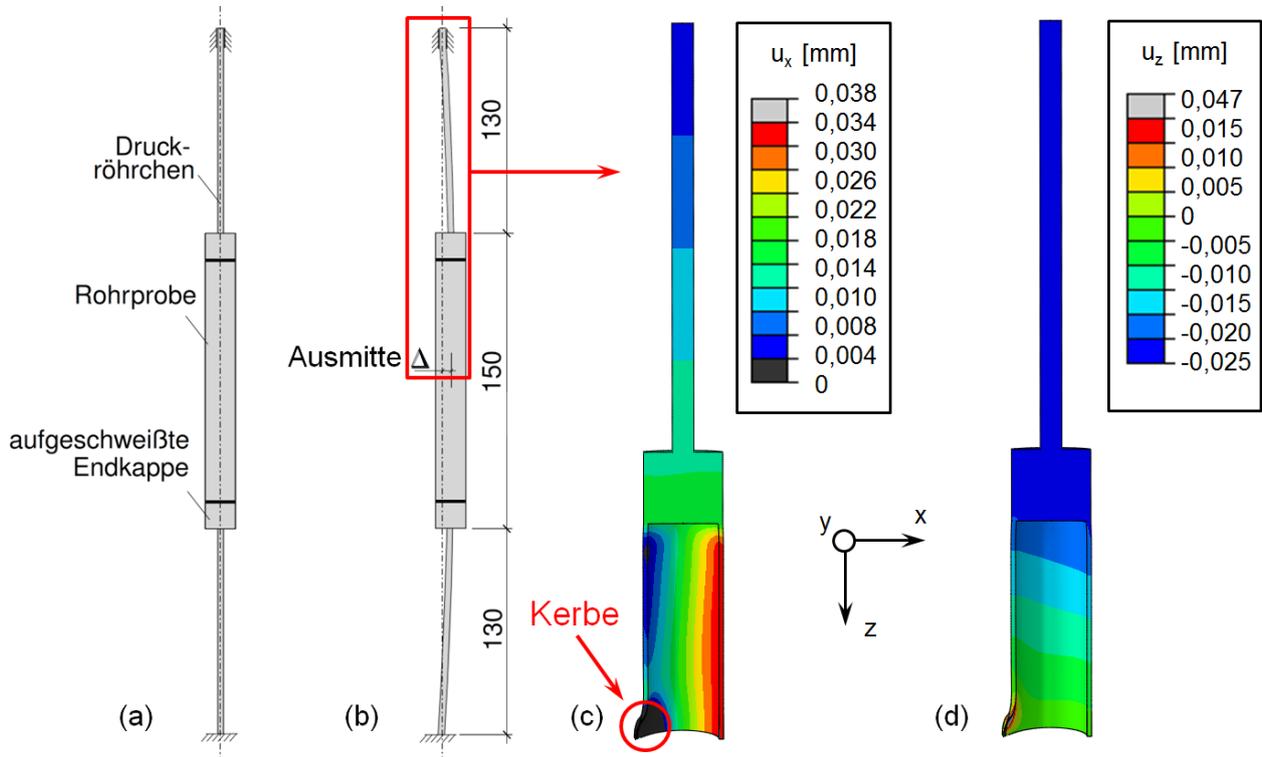


Abbildung 95: Biegung der Probe während des Versuchs: (a) Ausgangszustand, (b) deformierte Probe, (c) Verschiebung der Probe in x- und (d) in z- Richtung während des Versuches (Deformation für die Viertel Probe 10-fach überhöht dargestellt)

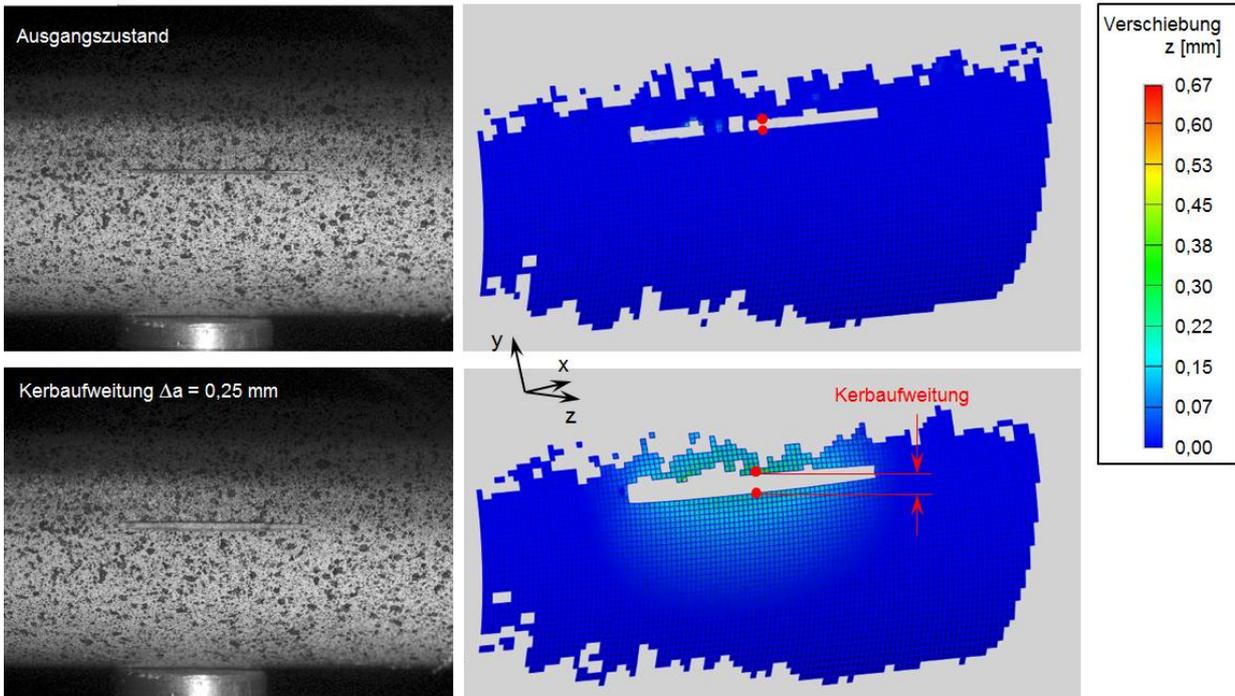


Abbildung 96: Optische Messung während des Versuches; Darstellung des Ausgangszustandes und der Verschiebungen in z-Richtung kurz vor Versuchsende

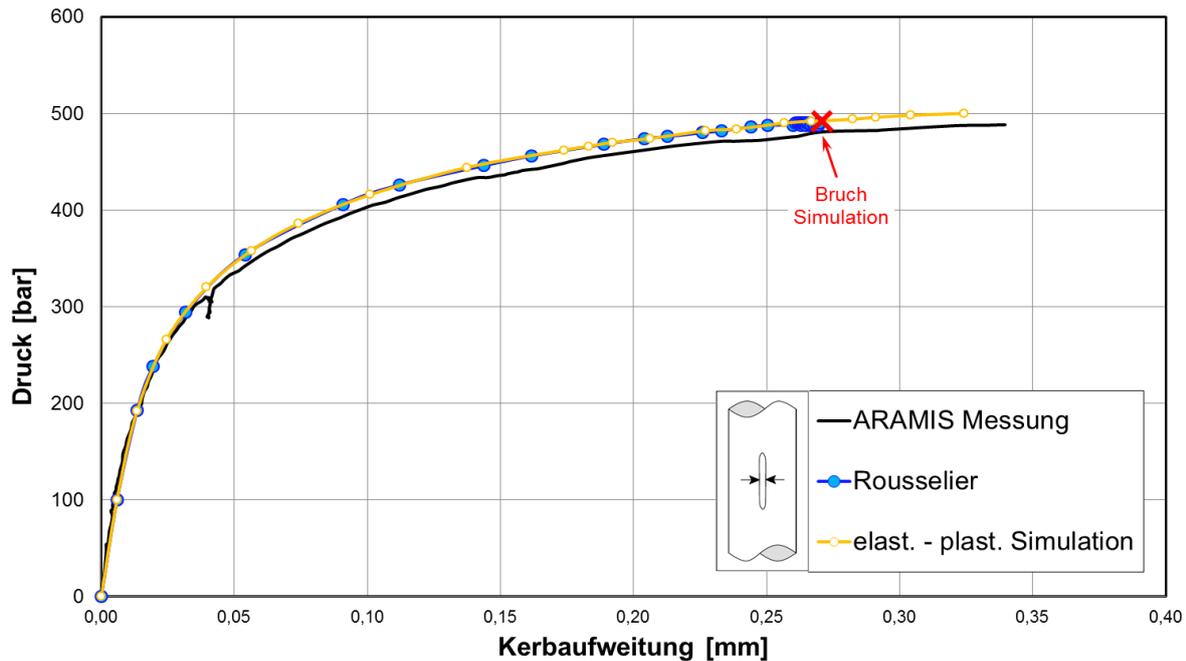


Abbildung 97: Druck -Kerbaufweitungs-Verlauf einer Innendruckproben bei 20 °C Prüftemperatur; Vergleich der optischen Messung mit der Simulation

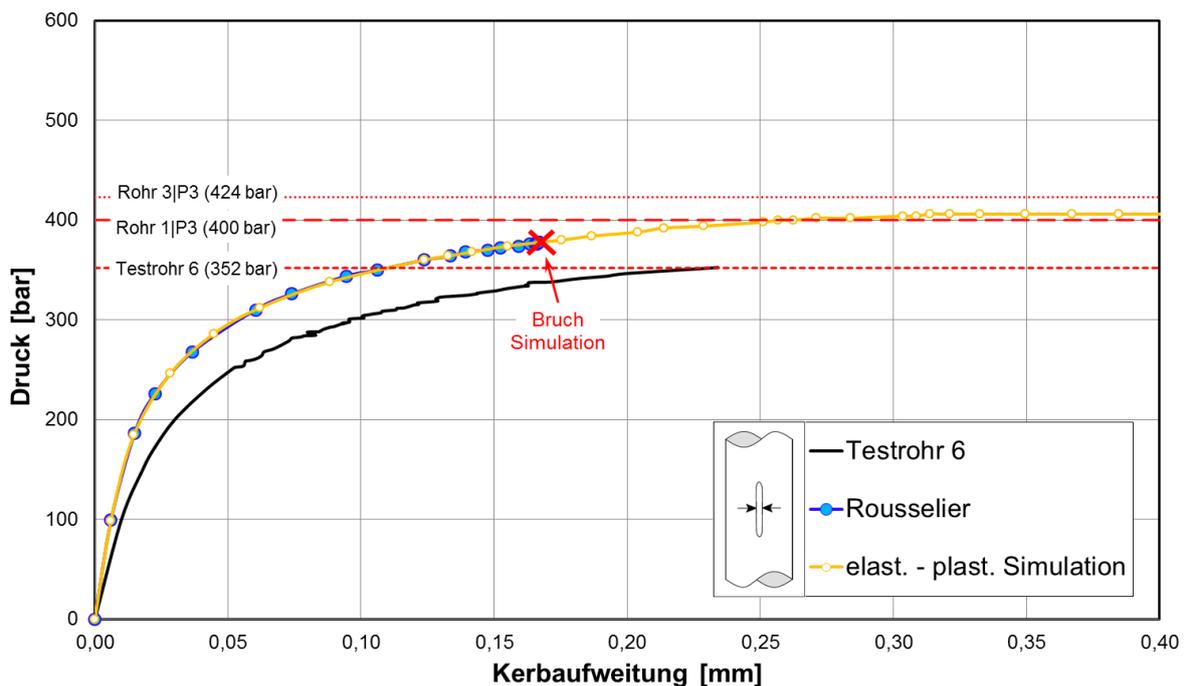


Abbildung 98: Druck-Kerbaufweitungs-Verlauf der Versuche an Innendruckproben bei 300 °C Prüftemperatur; Vergleich der optischen Messung mit der Simulation

Zwei Momentaufnahmen der optischen Messung sind in [Abbildung 96](#) dargestellt. Die Rohroberfläche wird im Messbereich gut abgebildet. An manchen Stellen wird auch das Kerbinnere erkannt. Das stochastische Punktemuster ist jedoch nicht im kompletten Kerbinneren vorhanden weshalb dies als leere Fläche dargestellt wird. Aus der optischen Messung kann beispielsweise die Abstandsänderung zwischen zwei Punkten auf der Probe oder ein Verschiebungsfeld ermittelt werden. Für die Auswertung der Kerbaufweitung in y-Richtung wird z.B. die Abstandsände-

rung der beiden roten Punkte aus Abbildung 96 ausgewertet. Die Ergebnisse im Vergleich zur Simulation zeigt Abbildung 97. Für die Auswertung bei 300 °C stand nur die Kerbaufweitung von Testrohr 6 zur Verfügung. Bei den anderen Versuchen konnte aufgrund der Hitzeschlieren keine verwertbare optische Messung durchgeführt werden. Zum Vergleich zeigt Abbildung 98 die Berstdrücke der anderen bei 300 °C durchgeführten Versuche als gerade Linien.

5.3 Untersuchungen an Innendruckproben mit Umfangskerbe

5.3.1 Experimentelle Untersuchungen

Bei 300 °C wurden zwei Proben mit Umfangskerbe geprüft, Abbildung 99. Die Kerbe wurde mechanisch in die Probe eingebracht.



Abbildung 99: Proben 1|P1 und 3|P1 mit Umfangskerbe

Um die Geometrie der Kerbe zu überprüfen erfolgten an einigen Stellen Untersuchungen mittels Auflichtprojektor. Es wurden Kerbtiefen zwischen 0,78 mm und 0,80 mm gemessen.



Abbildung 100: Makroaufnahmen der Bruchflächen von (a) Probe 1|P1 und (b) Probe 3|P1

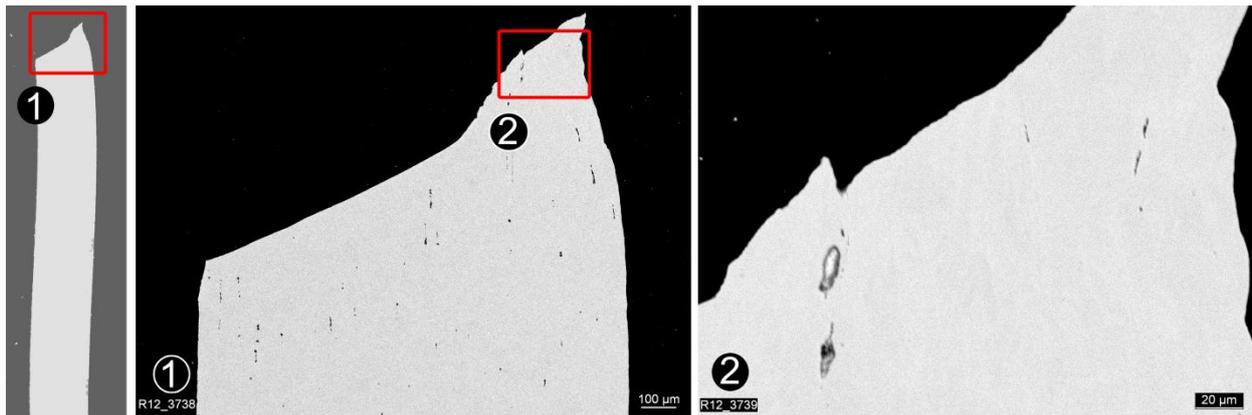


Abbildung 101: Schliff durch die Bruchfläche von Probe 3|P1 und Vergrößerungen 1 und 2, Prüftemperatur 20 °C, REM ,

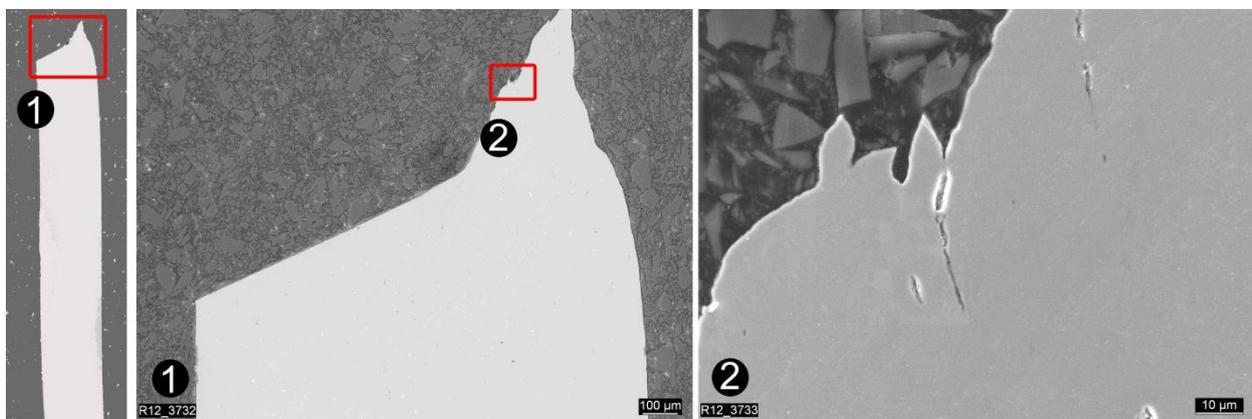


Abbildung 102: Schliff durch die Bruchfläche von Probe 1|P1 und Vergrößerungen 1 und 2, Prüftemperatur 300 °C, REM ,

Abbildung 100 zeigt die Makroaufnahmen der Bruchflächen der Proben 1|P1 und 3|P1 in je zwei Ansichten. Die Proben wurden beim Versagen jeweils komplett im Kerbgrund durchtrennt. Die REM Aufnahmen zeigen im Gegensatz zu den Proben mit Längskerbe langgestreckte Hohlräume und große Poren, Abbildung 101 und Abbildung 102.

5.3.2 Schädigungsmechanische Berechnungen

Auch das 2D FE-Modell der Innendruckprobe mit Umfangskerbe wurde für die Berechnung mit Deckel modelliert, Abbildung 103. Aufgrund der Rotationssymmetrie der Kerbe ist hier kein Ausweichen der Probe, wie in Kapitel 5.2.2, zu beobachten. Dargestellt ist außerdem der geschädigte Bereich (in Grau) im Bereich der Kerbe.

Abbildung 104 zeigt für die Verschiebung in z-Richtung zwei Momentaufnahmen der optischen Messung.

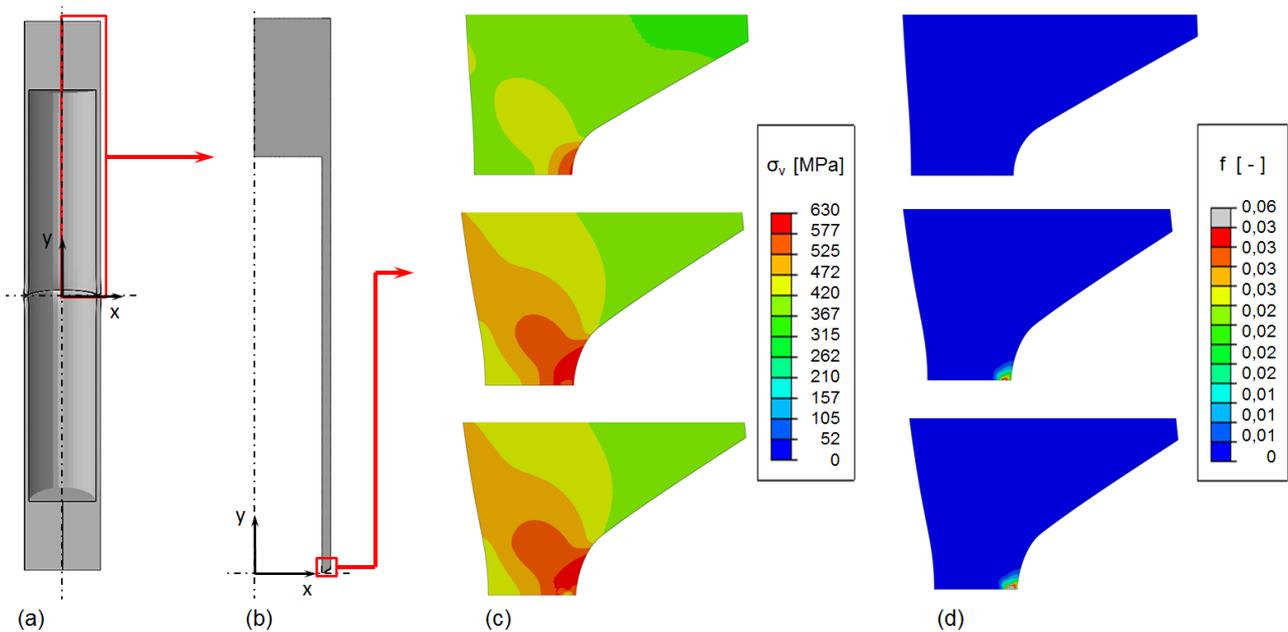


Abbildung 103: FE-Modell der Innendruckprobe mit Umfangskerbe: (a) halbe Probe, (b) 2D Modell der Viertel Probe, (c) Vergleichsspannung σ_v und (d) Schädigung f

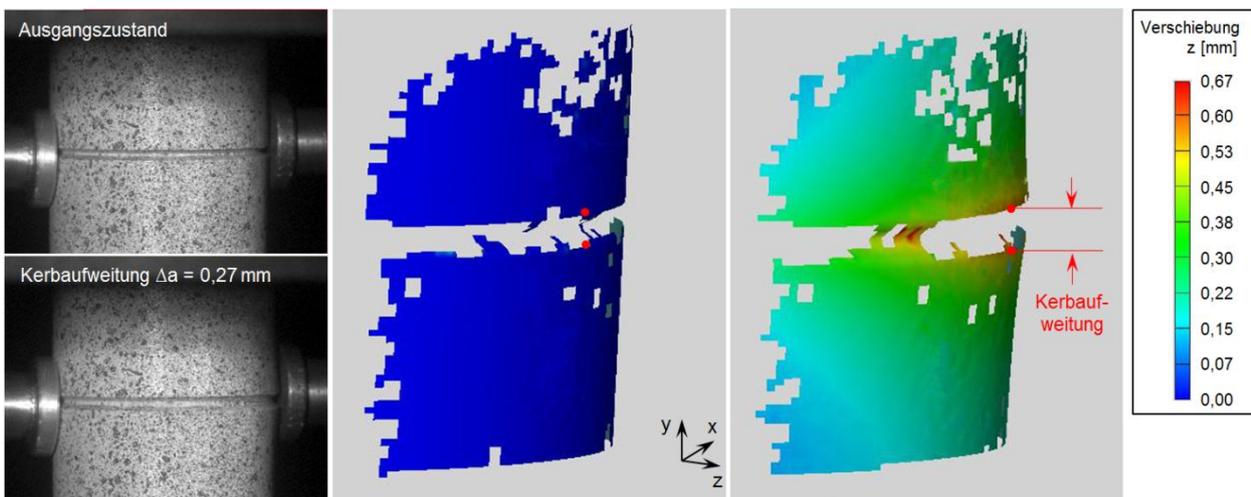


Abbildung 104: Optische Messung während des Versuches; Darstellung des Ausgangszustandes und der Verschiebung in z-Richtung kurz vor Versuchsende

Bei 20 °C wurde lediglich ein Versuch durchgeführt. Die Simulation kann das Aufweitungsverhalten der Probe 3|P1 gut abbilden, [Abbildung 105](#). Beim Vergleich mit der elast. - plast. Simulation fällt auf, dass der plastischer Kollaps und der berechnete Versagenspunkt zusammenfallen. Das Kerbaufweitungsverhalten bei 20 °C wird mit der schädigungsmechanischen Simulation fast exakt wiedergegeben, [Abbildung 106](#). Der Versagenspunkt wird wie in [Abbildung 105](#) überschätzt.

Für 300 °C konnte die Kerbaufweitung aufgrund von Hitzeschlieren nicht gemessen werden. Zum besseren Vergleich sind für das Druck-Aufweitungsverhalten bei 300 °C die Vorversuche ebenfalls abgebildet, [Abbildung 107](#). Alle Versuche bei 300 °C liegen hierbei sehr gut aufeinander, der Versagenspunkt streut jedoch zwischen einer Aufweitung von 0,44 mm und 0,72 mm. Die schädigungsmechanische Simulation liegt hierbei etwas unterhalb der Experimente. Der

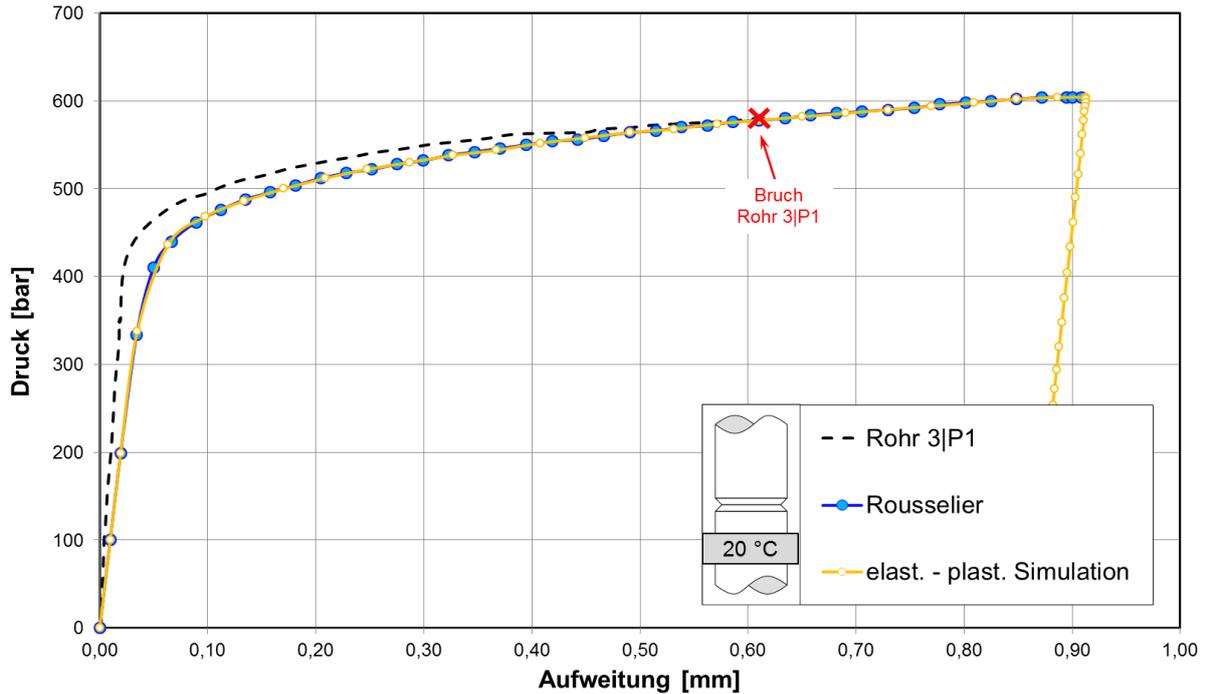


Abbildung 105: Druck-Aufweitungs-Verlauf der Innendruckprobe mit Umfangskerbe bei 20 °C; Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit der Simulation

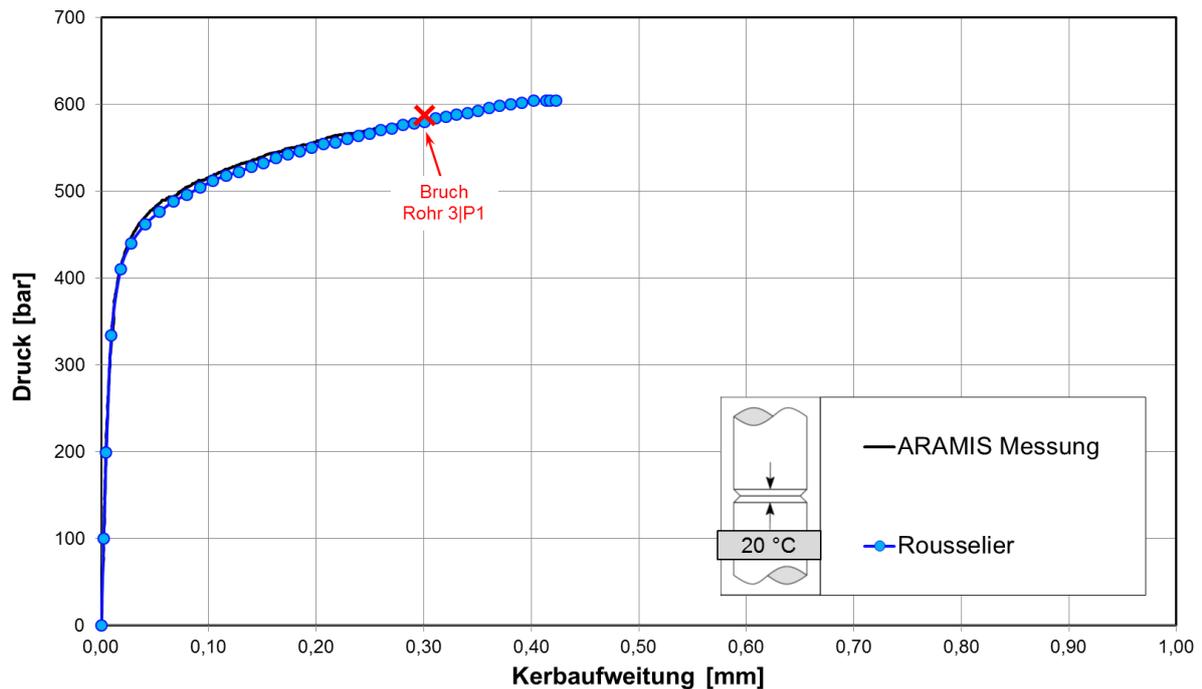


Abbildung 106: Druck-Kerbaufweitungs-Verlauf der Innendruckprobe bei 20 °C Prüftemperatur; Vergleich der optischen Messung mit der Simulation

berechnete Versagenspunkt befindet sich im Streubereich der experimentellen Ergebnisse und tritt bei 300 °C nicht zeitgleich mit plastischem Kollaps auf.

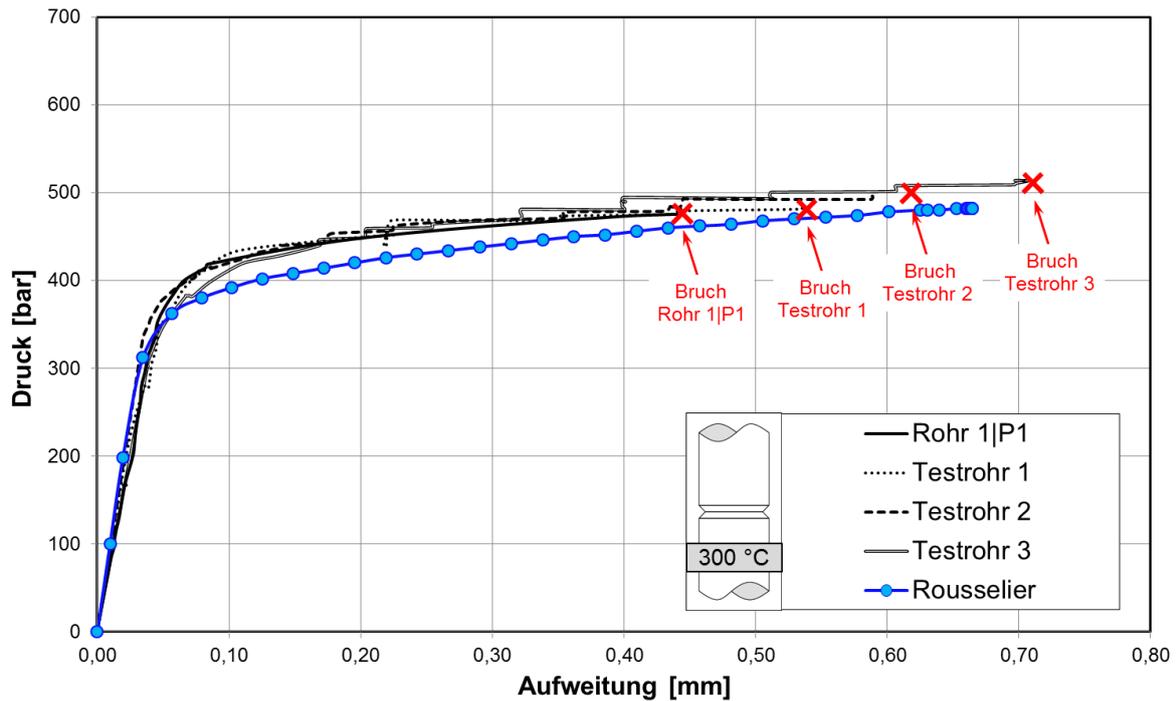


Abbildung 107: Druck-Aufweitungs-Verlauf aller Versuche an Innendruckproben mit Umfangskerbe bei 300 °C; Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit der Simulation

5.4 Fazit

Tabelle 14: Vergleich der experimentellen und berechneten Berstdrücke aller untersuchten Innendruckproben

Temperatur	Probe	Kerbform	Berstdruck Experiment [bar]	Berstdruck Simulation [bar]	Abweichung [%]
20 °C	1 P2	Längs	496	490	+ 1,22
	3 P2	Längs	465		- 5,10
	Testrohr 5	Längs	489		- 0,20
	3 P1	Umfang	581	604	- 2,15
300 °C	Testrohr 1	Umfang	485	482	+ 0,62
	Testrohr 2	Umfang	498		+ 3,32
	Testrohr 3	Umfang	514		+ 6,63
	1 P1	Umfang	475		- 1,45
	1 P3	Längs	400	378	+ 5,80
	3 P3	Längs	424		+ 12,16
	Testrohr 4	Längs	423		+ 11,90
	Testrohr 6	Längs	352		- 6,87

Mit Hilfe von REM Untersuchungen an den Bruchflächen aller Innendruckproben wurde das Bruchverhalten eindeutig als Wabenbruch identifiziert.

Der Versagenspunkt der unterschiedlich gekerbten Innendruckproben kann mit dem schädigungsmechanischen Berechnungsmodell aus Kapitel 4 gut berechnet werden.

Der Vergleich der Kerbaufweitung zwischen ARAMIS Messung und Simulation zeigt für 20 °C eine sehr gute Übereinstimmung. Für die Prüfung bei 300 °C erwies sich die ARAMIS Messung als schwierig, da in Folge der Hitzeschlieren die Aufnahmen verfälscht oder unscharf werden.

Die mit dem Berechnungsmodell ermittelten Berstdrücke stimmen sehr gut mit den experimentellen Werten überein, Tabelle 14. Da der Vergleichswerkstoff nahezu die gleichen Materialeigenschaften aufweist wie der Original Werkstoff, sind die Ergebnisse der Versuche am Vergleichswerkstoff ebenfalls mit eingetragen.

6 Anwendung des Berechnungsmodells

6.1 Einleitung

Durch Spannungsrissskorrosion (SpRK) verursachte Schädigungen beinhalten grundsätzlich die Gefahr eines systematischen Versagens mehrerer DE-Heizrohre. Aufgrund der hohen sicherheitstechnischen Bedeutung der Dampferzeuger muss ein solches systematisches Versagen von DE-Heizrohren durch geeignete Maßnahmen zur Beseitigung oder zumindest engen Begrenzung dieses Schädigungsmechanismus ausgeschlossen werden. In der 428. Sitzung der Reaktorsicherheitskommission [RSK 2010] wurden Anforderungen definiert, mit Hilfe deren Mehrfachversagen vermieden werden kann. Die Anforderungen betreffen die Überwachung der Wasserchemie, wiederkehrende zerstörungsfreie Prüfungen mit verbesserten Prüfverfahren und verkürzten Prüfintervallen und die Festlegung von Verschlusskriterien.

Insbesondere für die Festlegung von Verschlusskriterien sind zuverlässige Berechnungsverfahren zur Ermittlung des Grenztragvermögens von DE-Heizrohren mit rissartigen Befunden erforderlich. Die bisher eingesetzten Grenzlastberechnungen sind für flächige oder kerbartige Befunde entwickelt worden und liefern hierfür konservative Ergebnisse. Ob diese Berechnungsverfahren auch für scharfe rissartige Befunde, wie sie durch SpRK hervorgerufen werden noch zuverlässig anwendbar sind ist bisher nicht allgemein abgesichert.

Tabelle 15: Betrachtete Rissgrößen (Axialrisse unter Innendruckbelastung)

Beanspruchungsstufe		B	D
$2c_{krit}^{1)}$	mm	34,7	17,2
$a_{krit} (2c_{krit})^{2)}$	mm	1,02	0,91

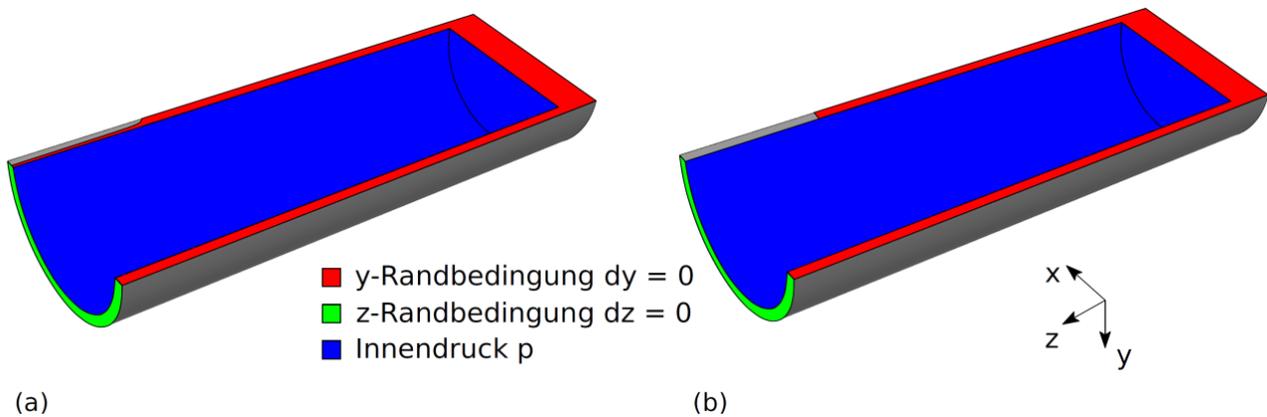
1) Kritische Risslänge eines wanddurchdringenden Risses

2) Kritische Risstiefe eines Oberflächenrisses mit der Länge $2c_{krit}$

Deshalb wurde das in diesem Forschungsvorhaben entwickelte schädigungsmechanische Berechnungsmodell beispielhaft auf zwei in [30] und [31] beschriebenen Risskonfigurationen (Axialrisse unter Innendruckbelastung) angewandt, die bei den Belastungen der Beanspruchungsstufen B (anomaler Betrieb) und D (Not- und Schadensfälle) nach KTA 3201.2 [32] anhand von analytischen Grenzlastberechnungen als kritisch in Bezug auf deren Leck-vor-Bruch Verhalten eingestuft wurden, Tabelle 15.

6.2 Schädigungsmechanische Berechnung

Die schädigungsmechanischen Berechnungen wurden für einen Oberflächenriss mit den in Tabelle 15 angegebenen Abmessungen durchgeführt. Das verwendete FE-Modell ist in [Abbildung 108](#) dargestellt.



Elementtyp: 20-knotigen Hexaeder-Elementen mit reduzierter Integrationsordnung

Abbildung 108: FE-Modell und Randbedingungen, (a) Oberflächenriss, (b) Wanddurchriss

Die analytischen Vergleichsberechnungen wurden mit den Werkstoffkennwerten für das hier betrachtete DE-Heizrohr entsprechend Tabelle A. 13 durchgeführt. In [Abbildung 109](#) sind die Ergebnisse der schädigungsmechanischen Simulationen vergleichend zu der analytischen Berechnung dargestellt. Der mit der Schädigungsmechanik berechnete Versagensdruck liegt etwas oberhalb der analytischen Berechnung.

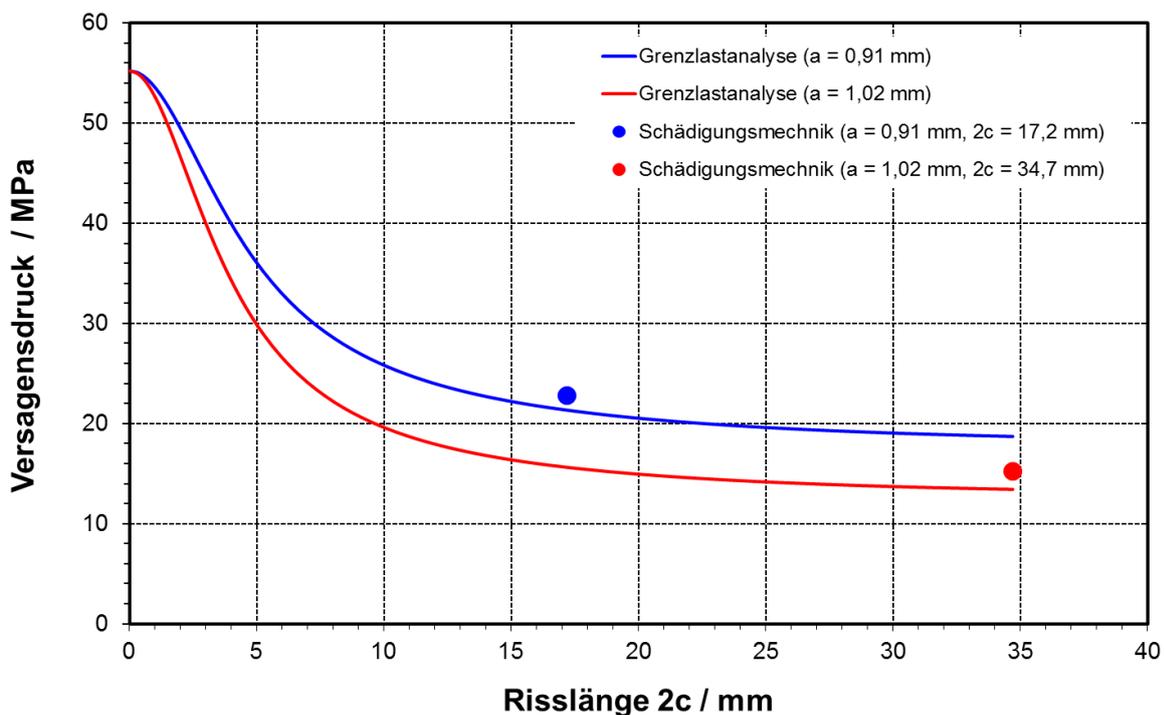


Abbildung 109: Vergleich der schädigungsmechanischen Simulation mit analytischen Grenzlastberechnungen für Oberflächenrisse

6.3 Fazit

Das in diesem Forschungsvorhaben entwickelte Berechnungsmodell ist auf rissartige Befunde anwendbar. Die für axial orientierte Oberflächenrisse unter Innendruckbelastung berechneten Versagensdrücke sind vergleichbar mit den Ergebnissen einer analytischen Grenzlastberechnung. In diesem Beispiel liefert die Grenzlastberechnung etwas niedrigere Versagensdrücke als die schädigungsmechanische Simulation.

7 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Ziel des Forschungsvorhabens war die Untersuchung des Versagensverhaltens und des verbleibenden Tragvermögens von angerissenen DE-Heizrohren mit Hilfe schädigungsmechanischer Ansätze. Die erzielten Ergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Zur Untersuchung der Mikrostruktur des Werkstoffs und der Vorgänge beim Bruch wurden umfangreiche metallographische und fraktographische Untersuchungen durchgeführt. Metallographisch konnte im Grundmaterial der DE-Heizrohre eine herstellungsbedingte Textur der Einschlüsse in Rohrlängsrichtung festgestellt werden. Demzufolge zeigt sich auch eine gewisse Anisotropie im Verformungsverhalten der DE-Heizrohre. Das Bruchverhalten ist bei beiden untersuchten Temperaturen und Entnahmerichtungen erwartungsgemäß duktil. Die duktile Wabenstruktur der Bruchfläche ist bei der Belastung in Rohrlängsrichtung besonders stark ausgeprägt. Die Waben sind hier auffallend tief und langgezogen. Die Bruchflächen, die aus der Belastung in Umfangsrichtung resultieren, zeigen hingegen eher flache Waben.
- Aufgrund der geringen Rohrabmessungen konnten keine normgerechten Proben zur Werkstoffcharakterisierung in Längs- und Umfangsrichtung entnommen werden. Deshalb war es erforderlich spezielle Probenformen zu entwickeln, mit denen die erforderlichen Spannungs-Dehnungs-Kurven (Fließkurven) und schädigungsmechanischen Parameter bestimmt werden konnten. Die Probengeometrie zur Bestimmung der Werkstoffeigenschaften in Längsrichtung wurden speziell an die geringen Querschnittswerte der DE-Heizrohre angepasst und in Anlehnung an DIN EN ISO 6892-1 abgeleitet. Zur Prüfung der Eigenschaften in Umfangsrichtung wurden rohrspezifische Ringproben mit reduziertem Prüfquerschnitt definiert und experimentell sowie numerisch verifiziert. Die benötigten Einspannvorrichtungen wurden probenspezifisch konstruiert und dimensioniert. Besonderes Augenmerk wurde auf die exakte Zentrierung der Proben im Versuchstand zur Minimierung von Biegemomenten und auf die Einsetzbarkeit bei einer Versuchstemperatur von 300 °C gelegt.
- Neben konventioneller Messtechnik wurde ein optisches System (ARAMIS) zur Ermittlung der Verformungen eingesetzt. Bei Raumtemperatur konnte damit das dreidimensionale Verformungs- bzw. Verzerrungsfeld auf der Oberfläche mit hoher Genauigkeit ermittelt werden. Bei 300°C konnten mit dieser Messtechnik zuverlässigen Ergebnisse erzielt werden. Dies ist auf die Bildung von Hitzeschlieren durch Konvektion zurückzuführen. Die Hitzeschlieren verfälschen die aufgenommenen Bilder oder lassen sie unscharf erscheinen.

- Die für die numerische Simulation benötigten Fließkurven wurden anhand der Rohrstreifenproben bestimmt. Die Bestimmung der schädigungsmechanischen Parameter erfolgte durch den Vergleich des numerischen und experimentell ermittelten Kraft-Verlängerungsverhaltens von gekerbten Rohrstreifenproben mit unterschiedlichen Kerbradien. Die beobachtete experimentelle Streuung der Festigkeit (bis zu 13%) und der Verformbarkeit wurde ausführlich untersucht.
- Schädigungsmechanische Berechnungen auf der Basis des Rousselier-Modells konnten, unter Berücksichtigung der experimentellen Streuung, das Last-Verformungs-Verhalten der glatten und gekerbten Proben gut abbilden. Mit den Simulationen konnte der Versagenspunkt aller gekerbten Rohrstreifenproben sowie der Ringzugproben sehr gut vorhergesagt werden.
- Zur Validierung des schädigungsmechanischen Berechnungsmodells wurden Innendruckversuche mit vordefinierten Fehlern bei 20 °C und 300 °C durchgeführt. Hierzu wurde ein neuer Versuchstand konzipiert und mit Hilfe von Vorversuchen erprobt. Anforderungen bezüglich Temperatureaufbringung sowie Anbringung des optischen Messsystems wurden hierbei beachtet. Der entwickelte Versuchsstand gewährleistet eine gradientenfreie Temperaturverteilung während des Versuchs, die Messung des Drucks, die Bestimmung der Rohraufweitung mit induktiven Wegaufnehmern sowie die Erfassung des Verschiebungsfeldes im Kerbbereich mit dem optischen Messsystem ARAMIS.
- Um praxisrelevante Rohrschädigungen abzubilden wurden Innendruckproben mit Umfangskerbe und Längskerbe untersucht. Die Kerbtiefe betrug ca. 2/3 der Wanddicke. Die Proben mit Längsfehlern zeigen ein typisches "Leck-vor-Bruch" Verhalten, während die Proben mit Umfangskerbe spontan durch Bruch versagen.
- Die schädigungsmechanischen Simulationen können das experimentell bestimmte Druck-Verformungs-Verhalten und das Kerbaufweitungsverhalten gut beschreiben. Die berechneten Versagenspunkte liegen für die Innendruckproben mit Längskerbe sowie mit Umfangskerbe im Streuband der jeweiligen durchgeführten Versuche. Lediglich bei einer bei 20°C geprüften Probe mit Umfangskerbe wurde die maximale Aufweitung durch die schädigungsmechanische Berechnung leicht überschätzt. Die mit dem schädigungsmechanischen Berechnungsmodell ermittelten Berstdrücke stimmen mit den experimentell ermittelten Werten sehr gut überein.
- Das in diesem Forschungsvorhaben entwickelte schädigungsmechanische Berechnungsmodell wurde beispielhaft auf zwei scharfe Risse (Axialrisse unter Innendruckbelastung) angewandt, die bei früheren Analysen unter Verwendung von Grenzlastberechnungen als kritisch bezüglich Leck-vor-Bruch Verhalten bewertet wurden. Es konnte gezeigt werden, dass das schädigungsmechanische Berechnungsmodell auf derartige riss-

artige Befunde anwendbar ist. Die berechneten Versagensdrücke sind vergleichbar mit den Ergebnissen der analytischen Grenzlastberechnung. Bei diesem Beispiel liefert die Grenzlastberechnung etwas niedrigere Versagensdrücke als die schädigungsmechanische Simulation.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass das Verformungs- und Versagensverhalten sowie die Berstdrücke der untersuchten Dampferzeugerrohre mit dem schädigungsmechanischen Ansatz gut vorhergesagt werden können.

Somit steht mit dem hier entwickelten schädigungsmechanischen Modell ein allgemein anwendbares Berechnungswerkzeug zur Bewertung des Tragvermögens geschädigter DE-Heizrohre mit beliebigen zu unterstellenden oder tatsächlich vorliegenden Schädigungen zur Verfügung.

8 Literaturverzeichnis

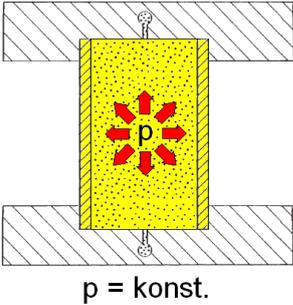
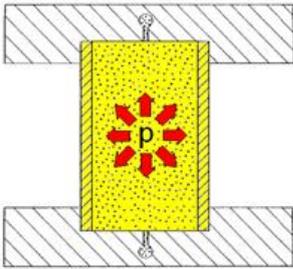
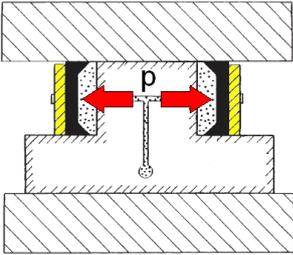
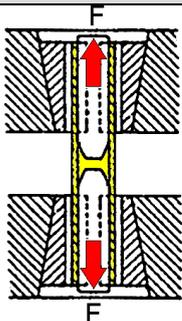
- [1] Azodi, D., Reck, H., Schulz, H. & Arenz, R., 1985. Grenztaugfähigkeit geschädigter Dampferzeuger-Heizrohre. Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Abschlussbericht.
- [2] IAEA-TECDOC-1668, 2011. Assessment and Management of the Ageing of Major Nuclear Power Plant Components Important to Safety: Steam Generators. Wien: International Atomic Energy Agency.
- [3] Roos, E. & Maile, K., 2011. Werkstoffkunde für Ingenieure. Stuttgart: Springer Verlag, 4. Auflage.
- [4] Hahn, H. G., 1976. Bruchmechanik. Stuttgart : Teubner Verlag.
- [5] Roos, E., Schuler, X., Eisele, U. & Udoh, A., 2005. Kennwerte der Bruchmechanik - kritisch bewertet. Materialprüfung 1-2.
- [6] Seidenfuß, M., 2004. Das Rousselier Modell: Verknüpfung zwischen Mikrostruktur und kontinuumsmechanischer Anwendung. Köln, DVM-Arbeitskreis Bruchvorgänge, Weiterbildungsseminar.
- [7] Lange, G., 1983. Mikroskopische und makroskopische Erscheinungsformen des duktilen Gewaltbruches (Gleitbruch). Systematische Beurteilung technischer Schadensfälle, DGM, pp. 839-851.
- [8] Roberts, W., Lehtinen, B. & Easterling, K. E., 1976. An In Situ SEM Study of Void Development Around Inclusions in Steel During Plastic Deformation. Acta Metallurgica, Volume 24, pp. 745-758.
- [9] Thomason, P. F., 1998. A view on ductile-fracture modelling. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Volume 21, pp. 1105-1122.
- [10] Blumenauer, H. & Pusch, G., 1993. Technische Bruchmechanik. 3 Hrsg. Leipzig-Stuttgart: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie.
- [11] Rousselier, G., 1987. Ductile Fracture Models and their Potential in Local Approach of Fracture. Nuclear Engineering and Design, Volume 105, pp. 97-111.
- [12] Gurson, A., 1972. Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I - Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media. Journal of Engineering and Material Technology, Volume 99, pp. 2-15.
- [13] Gurson, A., 1975. Plastic Flow and Fracture Behavior of Ductile Materials Incorporating Void Nucleation, Growth and Interaction. Providence: Ph.D. Thesis, Brown University.
- [14] Seidenfuß, M., 1992. Untersuchungen zur Beschreibung des Versagensverhaltens mit Hilfe von Schädigungsmodellen am Beispiel des Werkstoffes 20 MnMoNi 5 5. Staatliche Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart: Dissertation.
- [15] Kussmaul, K. & Seidenfuß, M., 1995. Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Beschreibung des Versagensverhaltens von Stählen unterschiedlicher Zähigkeit mit Hilfe von Schädigungsmodellen. MPA Universität Stuttgart, BMFT Forschungsvorhaben 1500 913: Abschlussbericht.
- [16] Eisele, U., 1997. Werkstoffmechanisches Verhalten von postulierten Anrissen in druckführenden Komponenten mit vorbeanspruchter Riss Spitze bei Belastung infolge rascher Abkühlvorgänge – Schwerpunkt: Einfluss unterschiedlicher Werkstoffeigenschaften und Probengrößen. MPA Universität Stuttgart, BMBF Forschungsvorhaben 1500 987: Abschlussbericht.

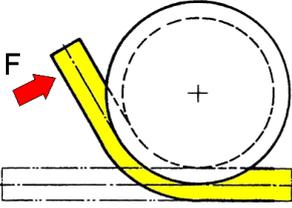
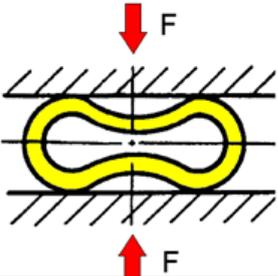
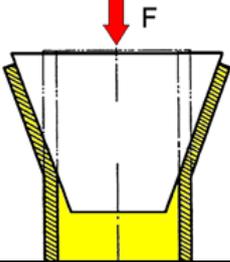
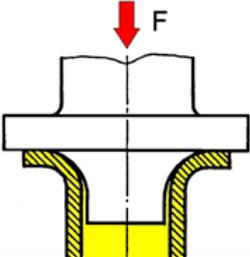
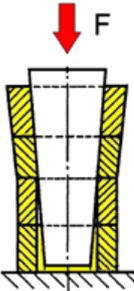
-
- [17] Seidenfuß, M. & Roos, E., 2004. LISSAC – Size and Geometry Effects on the Failure Behaviour of Notched Specimens. Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart: 30. MPA-Seminar.
- [18] Roos, E. & Seebich, H.-P., 2006. Kritische Überprüfung des Masterkurve-Ansatzes im Hinblick auf die Anwendung bei deutschen Kernkraftwerken. MPA Universität Stuttgart, BMWi-Forschungsvorhaben 1501 240: Abschlussbericht.
- [19] Seebich, H.-P., 2007. Mikromechanisch basierte Schädigungsmodelle zur Beschreibung des Versagensablauf ferritischer Stähle. Institut für Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre (IMWF), Universität Stuttgart: Dissertation.
- [20] Büttner, M., 2011. Versagensverhalten rissbehafteter Mischschweißnähte – theoretische und experimentelle Untersuchungen. Institut für Materialprüfung. Werkstoffkunde und Festigkeitslehre (IMWF), Universität Stuttgart: Dissertation.
- [21] Roos, E., 2012. Festigkeitslehre I. Stuttgart: Institut für Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre (IMWF), Universität Stuttgart, 36. Auflage.
- [22] ASTM E8-09, 2009. Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials, Philadelphia, PA: Annual Book of ASTM Standards.
- [23] KTA 3201.1, 1998. Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren Teil 1: Werkstoffe und Erzeugnisformen, Salzgitter: Sicherheitstechnische Regeln des KTA.
- [24] DIN EN ISO 6507-1:2006-03, 2006. Metallische Werkstoffe – Härteprüfung nach Vickers – Teil 1: Prüfverfahren, Berlin: Deutsches Institut für Normung e. V..
- [25] DIN EN ISO 6892-1:2009-12, 2009. Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur, Berlin: Deutsches Institut für Normung e. V.
- [26] DIN EN 10002-5:1991, 1991. Metallische Werkstoffe; Zugversuch; Teil 5: Prüfverfahren bei erhöhter Temperatur, Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung e.V..
- [27] ECCC Data Sheets, 2005. European Creep Collaborative Committee.
- [28] Seidenfuß, M., Seebich, H.-P. & Roos, E., 2003. Bestimmung der wahren Fließkurve aus Proben mit mehrachsigen Spannungszustand. Tagungsband Werkstoffprüfung Bad Neuenahr-Ahrweiler, pp. 55-63.
- [29] ARAMIS Optische 3D-Verformungsanalyse, 2011. Anwendungsbericht, Braunschweig: Gesellschaft für Optische Messtechnik mbH.
- [30] Schuler, X., 2008. Abschätzung kritischer Rissgrößen bei DE-Heizrohren unter Innendruckbelastung, 88. Sitzung des RSK Ausschusses am 11.12.2008: Vortragsfolien.
- [31] Erhard, A., Schuler, X. & Otremba, F., 2012. A new concept for steam generator tube integrity assessment. Nuclear Engineering and Design, Issue 249, pp. 297-303.
- [32] KTA 3201.2, 1997. Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren Teil 2, Kerntechnischer Ausschuss, Salzgitter: Sicherheitstechnische Regeln des KTA.

9 Anhang

9.1 Anhang zu Kapitel 3

Tabelle A. 1: Mögliche Prüfverfahren an Rohre nach Literatur und Norm

Innendruckversuch nach DIN EN 2002-18	
 <p style="text-align: center;">p = konst.</p>	<p>Definition: Rohr wird eine bestimmte Zeit einem festgelegten hydrostatischen Innendruck ausgesetzt</p> <p>Bewertung: Dichtigkeitsprüfung für Rohre; keine Laständerung, daher nicht für Fließkurvenaufnahme geeignet</p>
Modifizierter Innendruckversuch nach Brüttsch/Rüegger	
	<p>Definition: Rohr wird unter ansteigendem Innendruck bis zum Bersten belastet</p> <p>Bewertung: Für die Fließkurvenaufnahme in Umfangsrichtung geeignet</p>
Hydraulischer Ringaufweitversuch nach DIN EN 10275	
	<p>Definition: Rohrabschnitt wird durch hydraulischen Innendruck unbehindert aufgeweitet</p> <p>Bewertung: Für die Fließkurvenaufnahme in Umfangsrichtung geeignet, aber Rohrwanddicke und Außendurchmesser zu gering (Da 120 mm; D/s 20)</p>
Zugversuch nach DIN EN ISO 6892-1	
	<p>Definition: Probe wird unter Zugbeanspruchung bis zum Bruch gedehnt</p> <p>Bewertung: Für die Fließkurvenaufnahme in Längsrichtung geeignet; drei unterschiedliche Probenformen möglich</p>

Biegeversuch nach DIN EN ISO 8491	
	<p>Definition: Gerades Rohr wird über Formstück auf festgelegten Winkel gebogen</p> <p>Bewertung: Ermittlung von Biegeumformbarkeit von Rohren; mehrachsige Belastung, daher nicht für einachsige Fließkurvenaufnahme geeignet</p>
Ringfaltversuch nach DIN EN ISO 8492	
	<p>Definition: Rohrabschnitt wird senkrecht zur Längsachse zusammengedrückt</p> <p>Bewertung: Ermittlung des Faltverhaltens von Rohren; mehrachsige Belastung, nicht geeignet für einachsige Fließkurvenaufnahme</p>
Aufweitversuch nach DIN EN ISO 8493	
	<p>Definition: Rohrende wird mit konischem Dorn aufgeweitet</p> <p>Bewertung: Ermittlung der Aufweitungsfähigkeit von Rohren; Rohrwanddicke zu gering für verwertbare Ergebnisse</p>
Zugversuch nach DIN EN ISO 6892-1	
	<p>Definition: Rohrende wird zu einem Flansch umgeformt</p> <p>Bewertung: Ermittlung von Flanschumformbarkeit von Rohren; mehrachsige Belastung daher nicht für einachsige Fließkurvenaufnahme geeignet</p>
Ringaufdornversuch nach DIN EN ISO 8495	
	<p>Definition: Rohrabschnitte werden mit konischem Dorn bis Bruch aufgeweitet</p> <p>Bewertung: Dient vor allem der Erkennung von Oberflächenfehlern, kann jedoch auch zur Ermittlung der Umformbarkeit von Rohren angewandt werden</p>

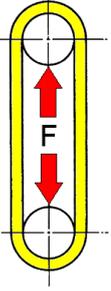
Ringzugversuch nach DIN EN ISO 8496	
	<p>Definition: Verformung eines Rohrabschnitts in Umfangsrichtung bis Bruch eintritt</p> <p>Bewertung: Nach Aufbiegung einachsiger Zug, daher für die Fließkurvenaufnahme in Umfangsrichtung geeignet</p>

Tabelle A. 2: Probenmaße für die Rohrstreifenprobe nach DIN EN ISO 6892-1 (DIN EN ISO 6892-1:2009-12, 2009)

Probenform	Breite b_0	Anfangsmesslänge L_0	Versuchslänge L_c		Freie Länge zw. den Einspannungen
1	$12,5 \pm 1$	50	57	75	87,5
2	$20,0 \pm 1$	80	90	120	140
3	$25,0 \pm 1$	50	60	-	-

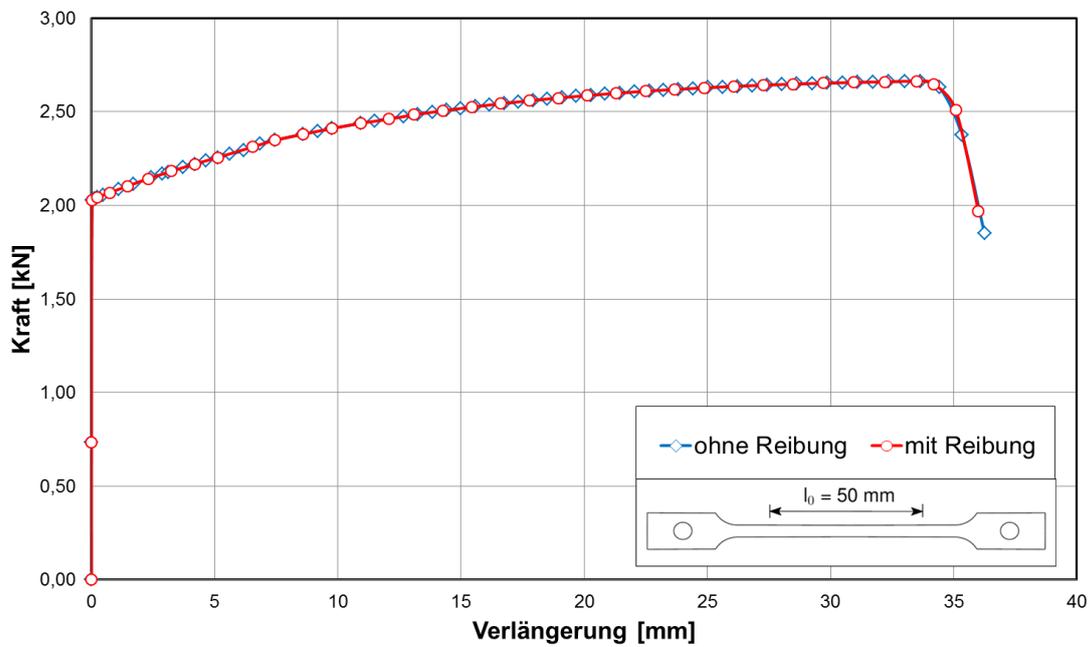


Abbildung A. 1: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der ungekerbten Rohrstreifenprobe mit und ohne Reibung

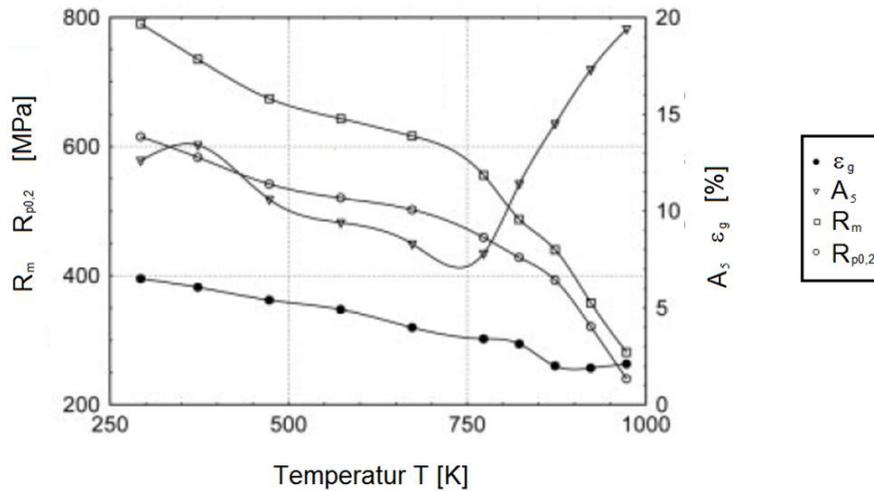


Abbildung A. 4: Temperaturabhängigkeit der Kennwerte für den Werkstoff P92 [EI-Magd]

Tabelle A. 3: Abmessungen der Längskrümmung der Rohlinge

Probe	Mittlere Höhendifferenz	Länge L [mm]	Innenradius nach Verformung
	Δh [mm]		R_1 [mm]
FT01	1,3	152,1	2225,1
FT02	1,4	152,2	2069,0
NT01	1,4	152,3	2071,7
NT02	1,3	152,1	2225,1
NT03	1,6	152,1	1808,2
NT04	1,6	152,1	1808,2
NT05	1,0	152,1	2892,3
NT06	0,2	152,2	14478,1

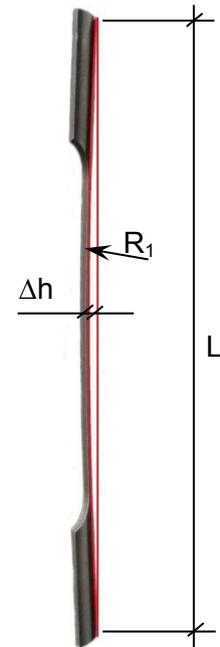


Tabelle A. 4: Materialkennwerte und Ergebnisse der Vorversuche aus Versuchsreihe 1 bei RT

Probe		FT01	NT01	NT02	NT03
Messlänge	l_0 [mm]	50	25	25	25
Kerbradius	ρ [mm]	-	0,75	1,5	3,0
Probendicke	s [mm]	1,28	1,28	1,28	1,28
Probenbreite	B bzw. b [mm]	5,03	3,03	3,02	3,01
Streckgrenze	$R_{p0.2}$ [MPa]	422	-	-	-

Maximale Zugkraft	F_{\max} [kN]	3,93	2,52	2,59	2,56
Zugfestigkeit	R_m [MPa]	611	649	670	664
Gleichmaßdehnung	ε_g [%]	24,1	-	-	-
Bruchdehnung	A_0 [%]	28,5	-	-	-
Elastizitätsmodul	E [MPa]	173000	-	-	-
Dehnrage	$\dot{\varepsilon}$ [(mm/mm)/s]	$2 \cdot 10^{-4}$	-	-	-
Querhauptgeschwindigkeit	v [mm/s]	0,016	0,001	0,001	0,001
Max. Verlängerung	Δl_{\max} [mm]	14,45	1,05	1,1	1,27

Tabelle A. 5: Materialkennwerte und Ergebnisse der Versuche aus Versuchsreihe 1 bei 300 °C

Probe		FT02	NT04	NT06
Messlänge	l_0 [mm]	50	50	50
Kerbradius	ρ [mm]	-	0,75	3,0
Probendicke	s [mm]	1,28	1,28	1,28
Probenbreite	B bzw. b [mm]	5,0	3,0	3,0
Streckgrenze	$R_{p0,2}$ [MPa]	371	-	-
Maximale Zugkraft	F_{\max} [kN]	3,55	2,07	2,15
Zugfestigkeit	R_m [MPa]	555	540	560
Gleichmaßdehnung	ε_g [%]	10,29	-	-
Bruchdehnung	A_0 [%]	10,65	-	-
Elastizitätsmodul	E [MPa]	236000	-	-
Dehnrage	$\dot{\varepsilon}$ [(mm/mm)/s]	$2 \cdot 10^{-4}$	-	-
Querhauptgeschwindigkeit	v [mm/s]	0,016	0,015	0,001
Max. Verlängerung	Δl_{\max} [mm]	18,0	1,05	1,3

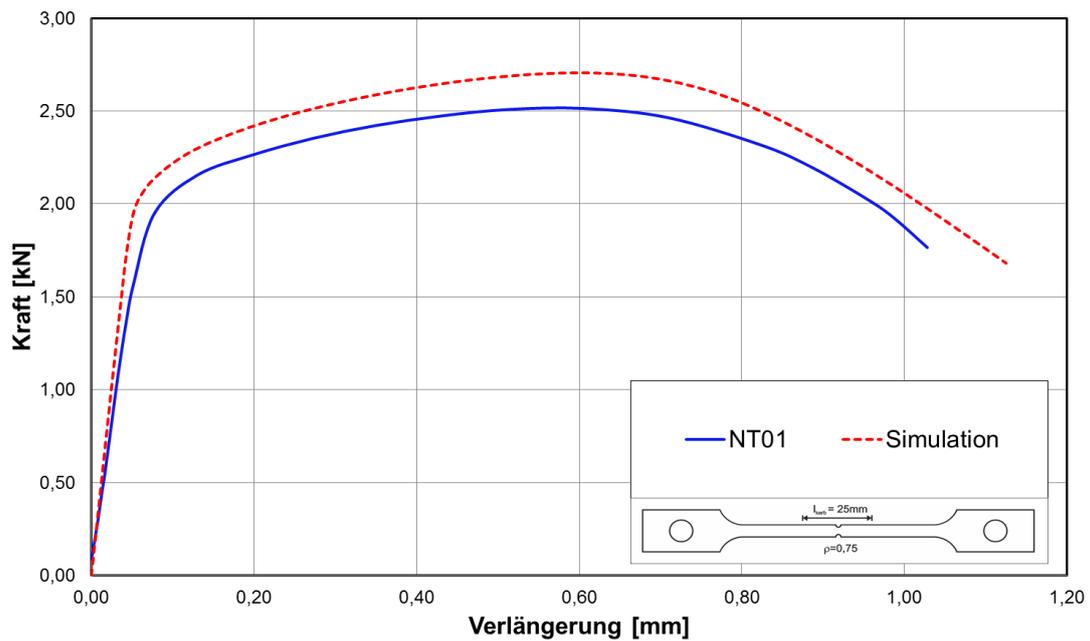


Abbildung A. 5: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der gekerbten Flachzugprobe mit $\rho = 0,75$ mm; Vergleich von Experiment und Simulation mit der wahren Fließkurve

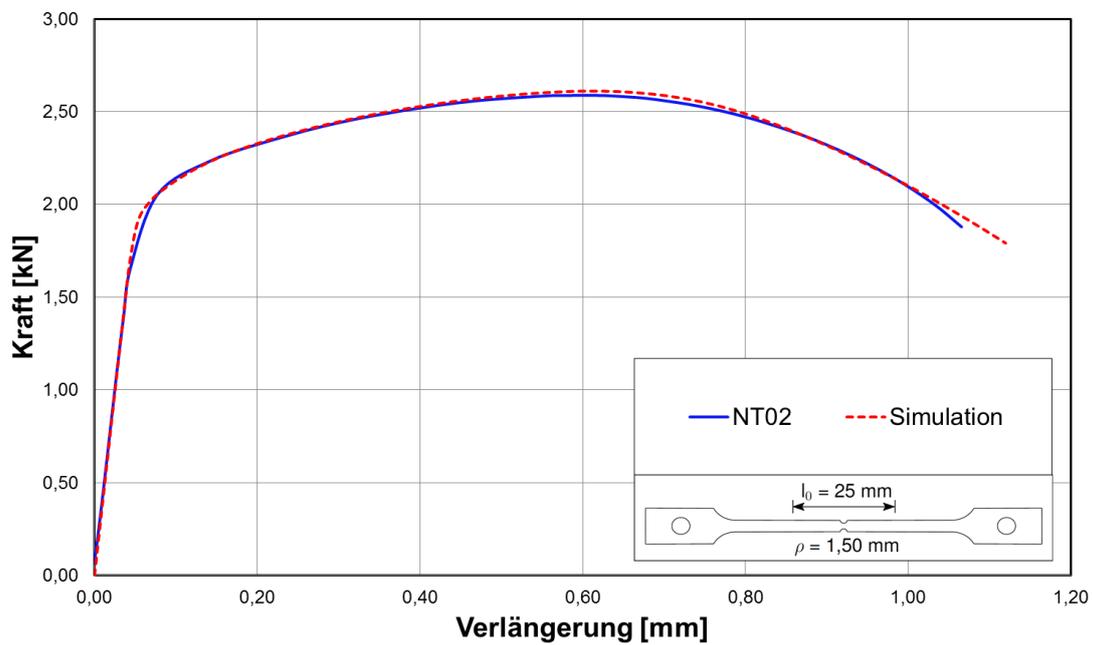


Abbildung A. 6: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der gekerbten Flachzugprobe mit $\rho = 1,50$ mm; Vergleich von Experiment und Simulation mit der wahren Fließkurve

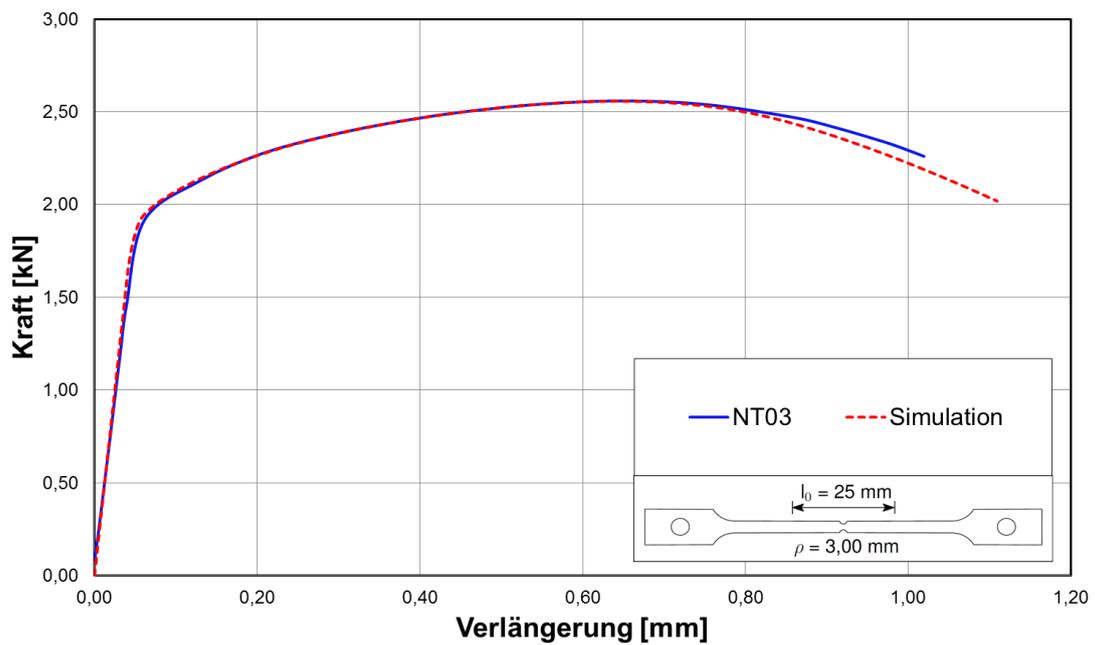


Abbildung A. 7: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der gekerbten Flachzugprobe mit $\rho = 3,00$ mm; Vergleich von Experiment und Simulation mit der wahren Fließkurve

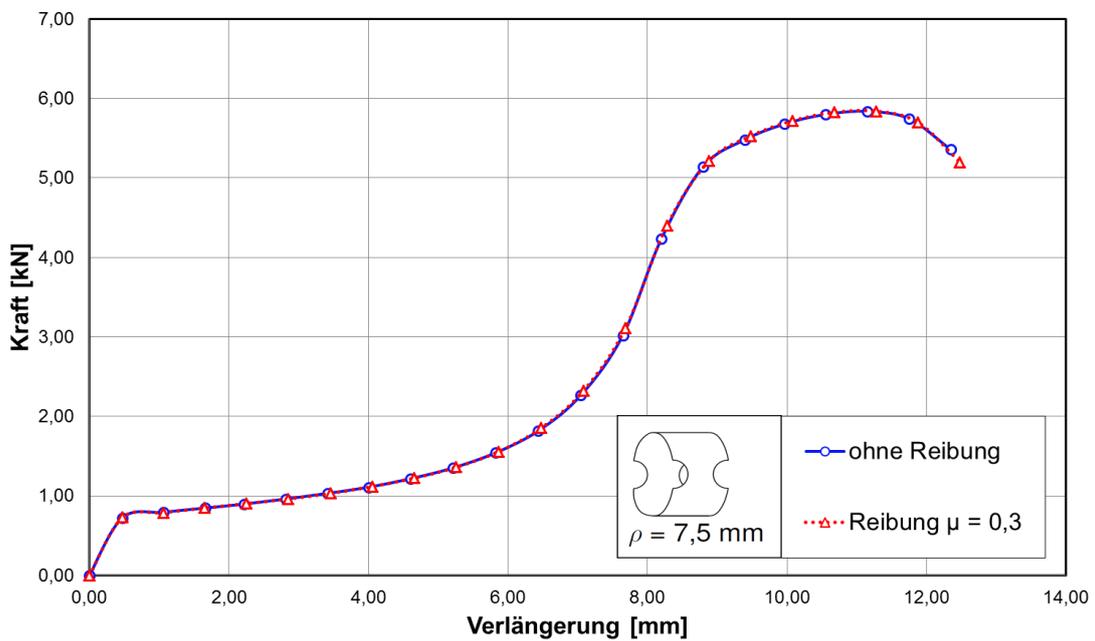


Abbildung A. 8: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der Ringzugprobe; Simulation mit und ohne Reibung

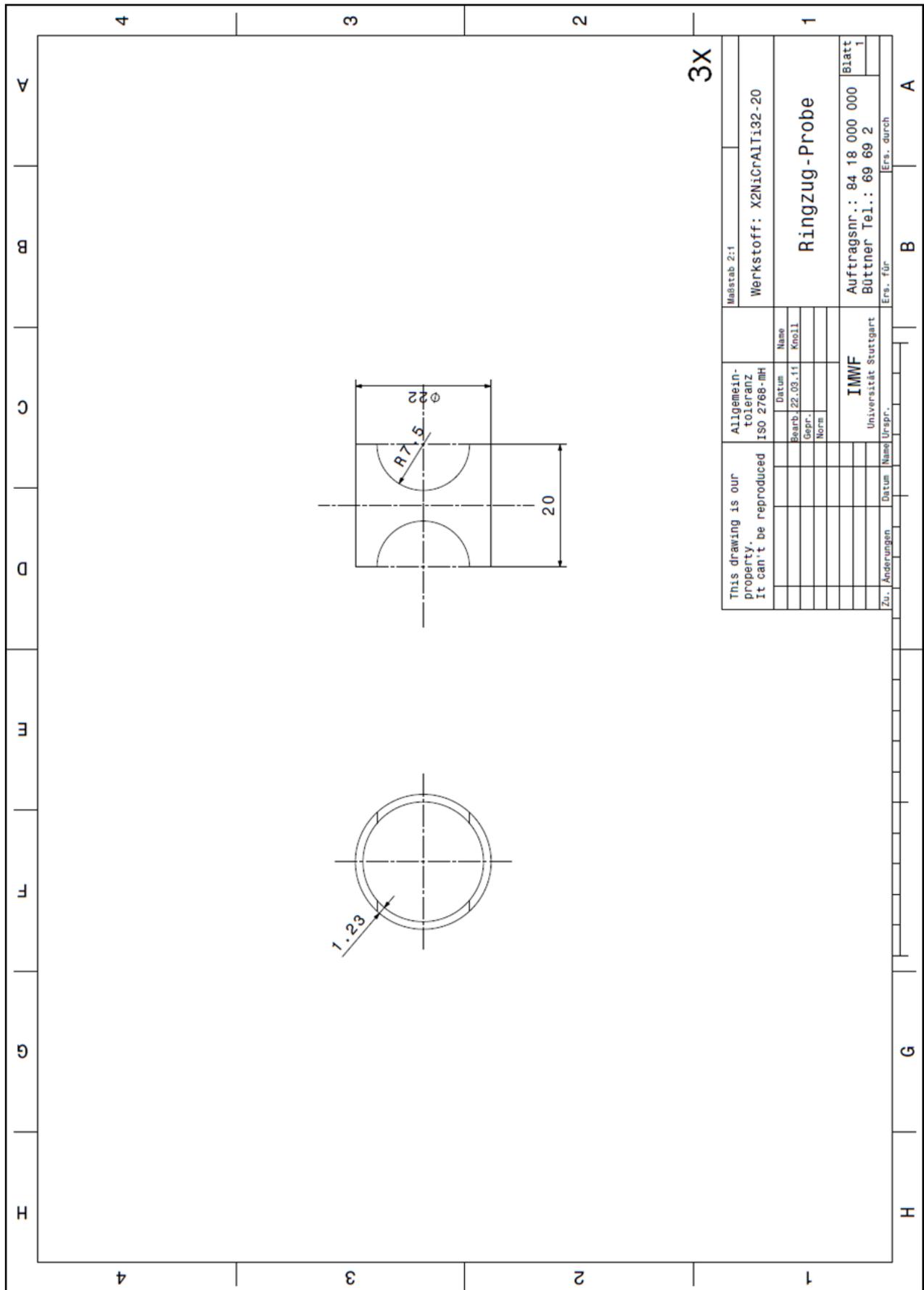


Abbildung A. 9: Abmessungen der Ringzugproben

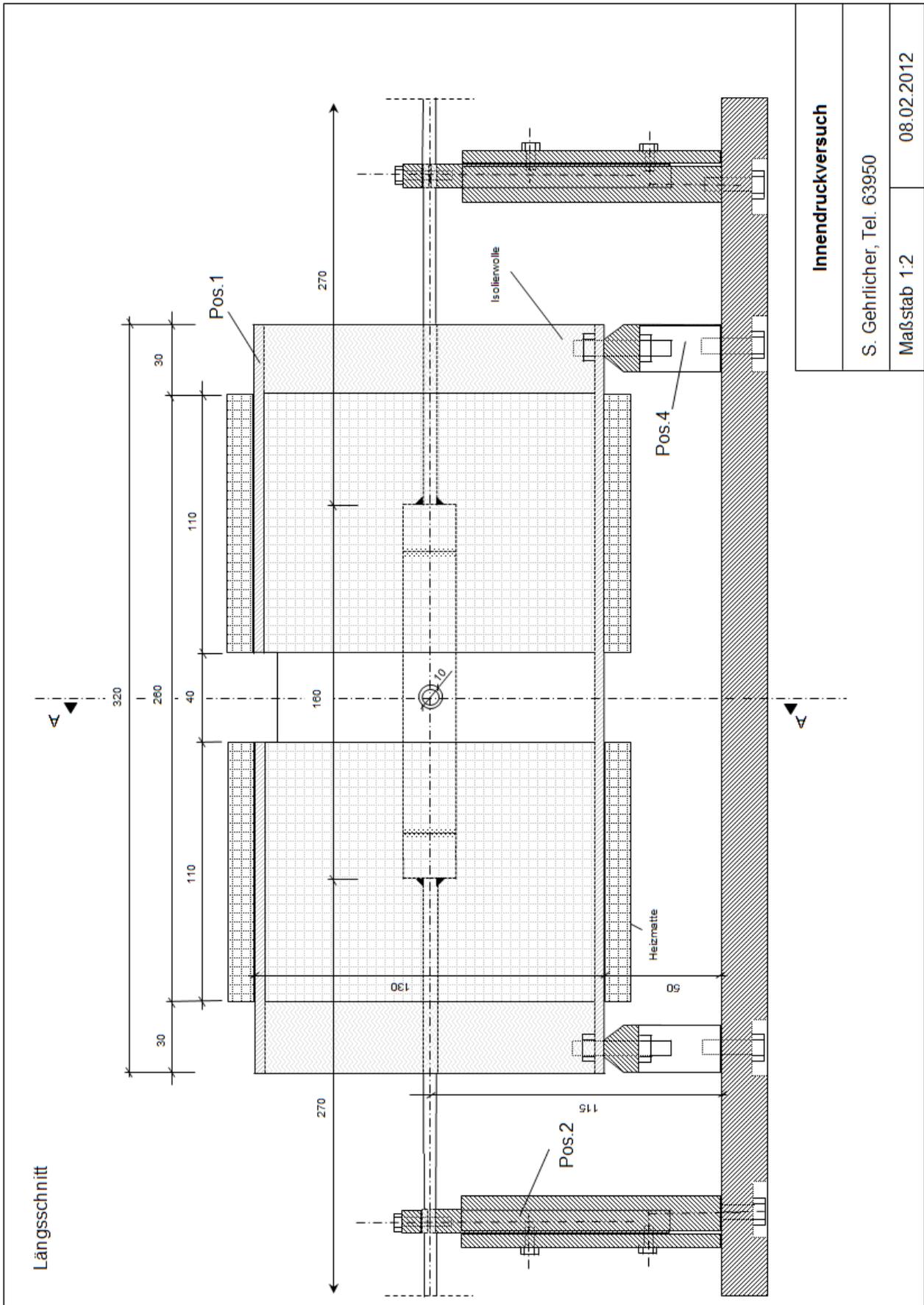
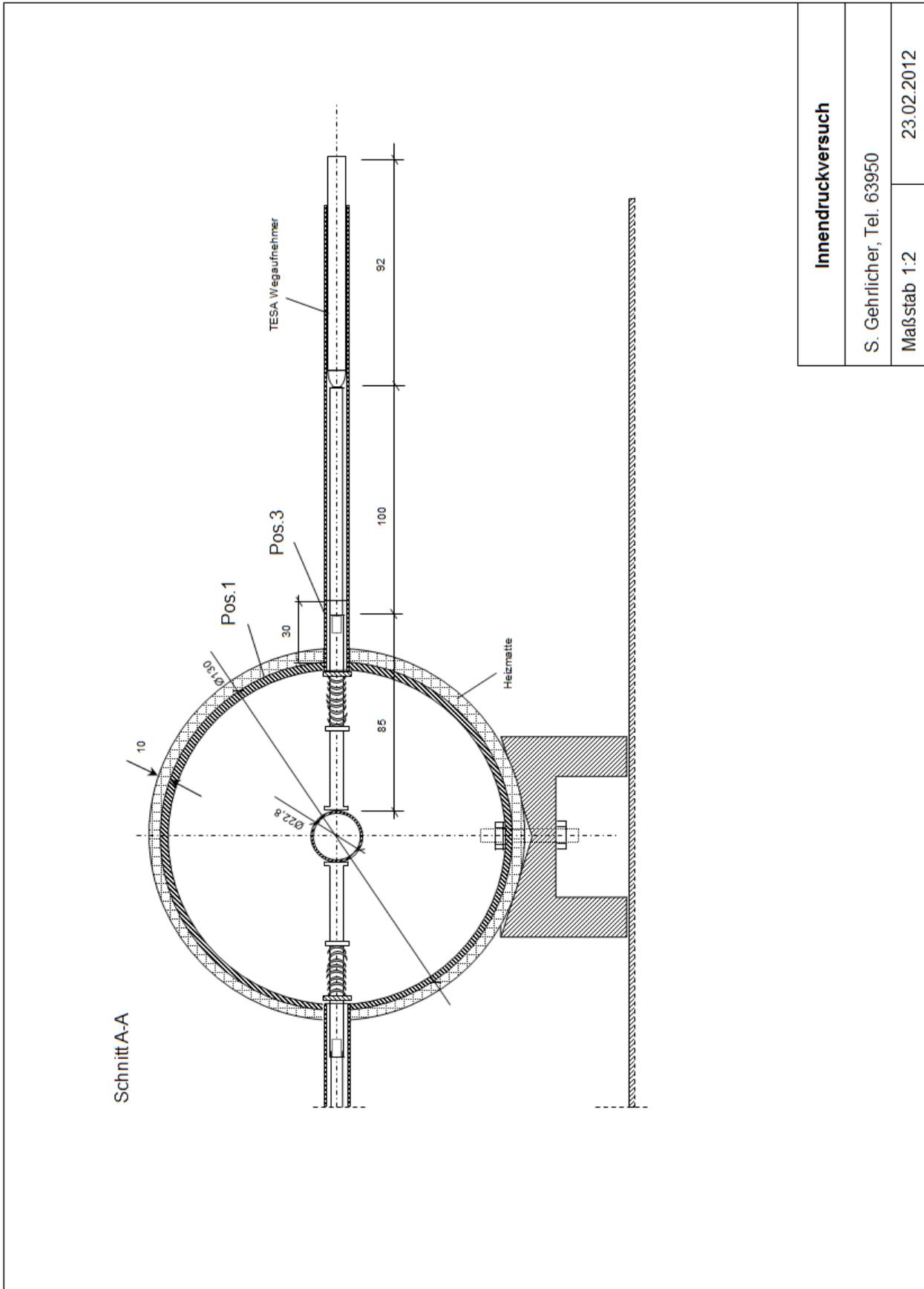


Abbildung A. 11: Versuchsaufbau des Innendruckversuchs im Längsschnitt



Innendruckversuch	
S. Gehrlacher, Tel. 63950	
Maßstab 1:2	23.02.2012

Abbildung A. 12: Versuchsaufbau des Innendruckversuchs im Querschnitt

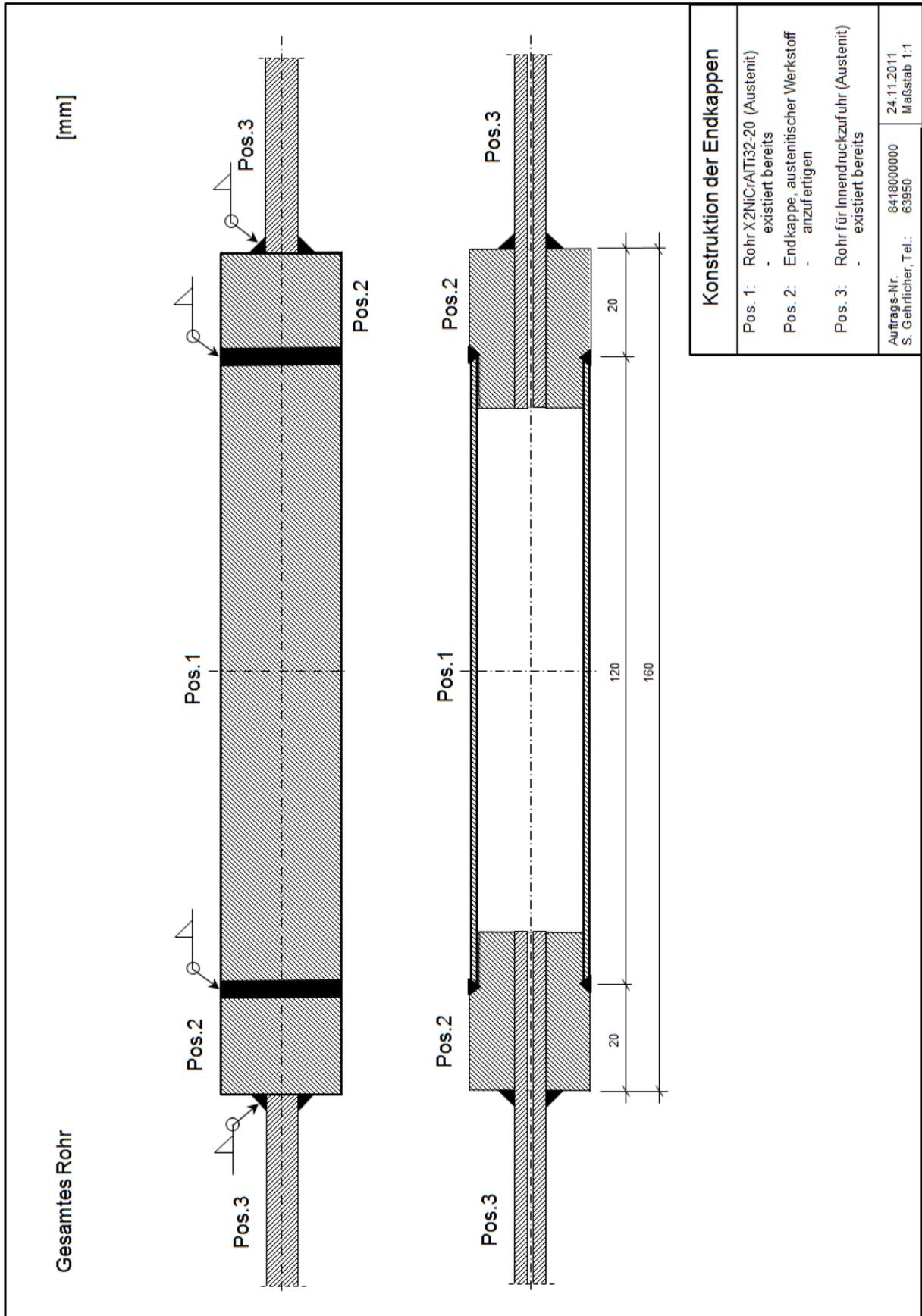


Abbildung A. 13: Versuchskörper für den Innendruckversuch

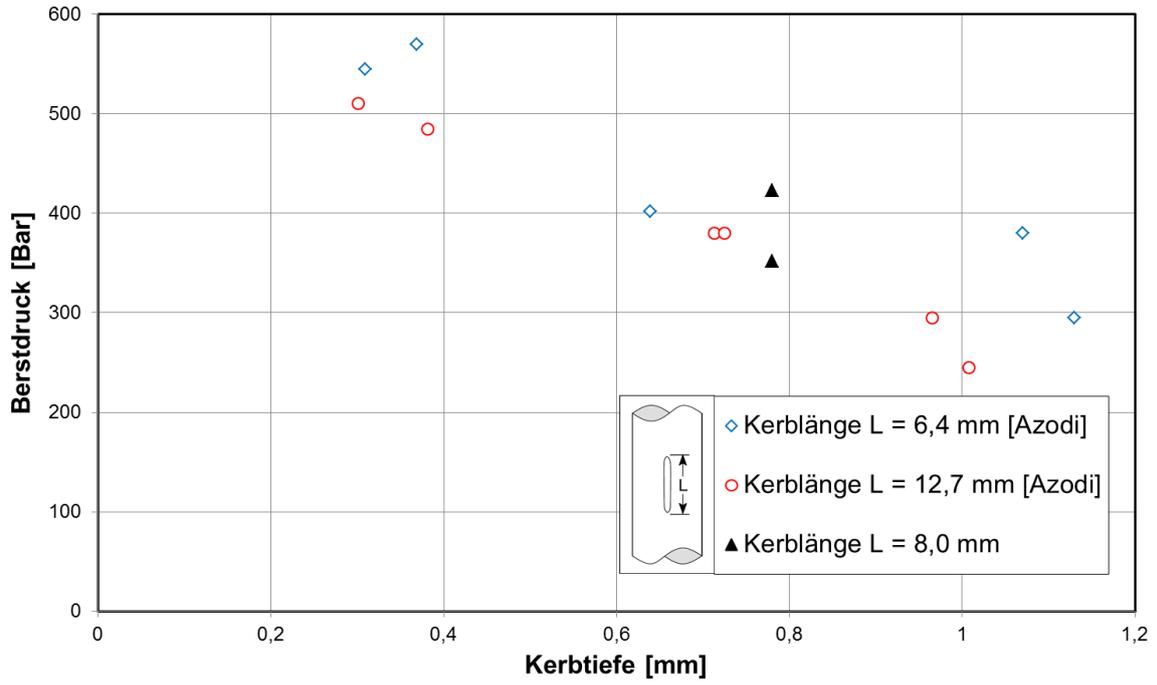
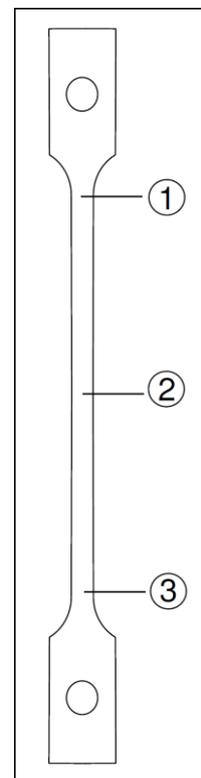
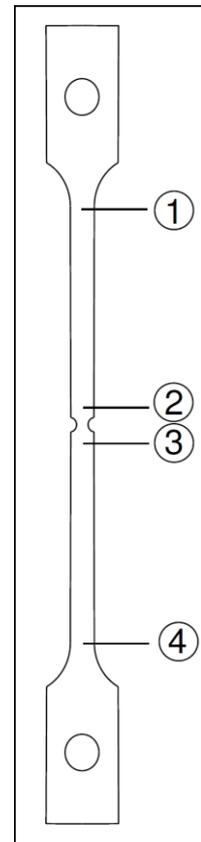


Abbildung A. 14: Berstdrücke der Experimente bei 300 °C im Vergleich mit Proben von Azodi [1]

9.2 Anhang zu Kapitel 4

Tabelle A. 6: Dickenmessungen der Proben aus Versuchsreihe 2 und 3

Bezeichnung	Kerbbreite	Dicke der Probe			
		Stelle 1	Stelle 2	Stelle 3	Stelle 4
$\rho = 3,0$					
NT13	3,015	1,280	1,275	1,265	1,265
NT14	3,015	1,255	1,260	1,255	1,270
NT15	3,010	1,290	1,280	1,285	1,280
1NT4	3,000	1,260	1,259	1,255	1,263
2NT1	2,975	1,269	1,255	1,255	1,270
4NT3	2,980	1,265	1,270	1,270	1,265
3NT2	2,985	1,247	1,247	1,243	1,248
$\rho = 1,5$					
NT10	3,040	1,290	1,275	1,270	1,280
NT11	3,050	1,280	1,280	1,280	1,290
NT12	3,050	1,270	1,280	1,280	1,300
1NT3	2,995	1,245	1,243	1,242	1,250
2NT4	2,980	1,245	1,245	1,247	1,247
3NT1	2,990	1,230	1,245	1,239	1,232
4NT2	2,995	1,231	1,255	1,250	1,244
$\rho = 0,75$					
NT07	3,040	1,290	1,290	1,280	1,290
NT08	3,050	1,290	1,290	1,290	1,300
NT09	3,050	1,300	1,300	1,300	1,300
1NT2	2,990	1,220	1,222	1,217	1,215
2NT3	2,990	1,235	1,235	1,232	1,241
3NT4	2,983	1,238	1,240	1,240	1,247
4NT1	2,982	1,229	1,230	1,225	1,225
Zugproben		Stelle 1	Stelle 2	Stelle 3	
FT04	5,005	1,275	1,280	1,280	
FT05	5,005	1,280	1,280	1,275	
FT06	5,015	1,270	1,260	1,270	
1FT1	4,975	1,245	1,248	1,247	
2FT2	5,015	1,241	1,250	1,250	
3FT3	4,978	1,258	1,257	1,262	
4FT4	5,015	1,253	1,259	1,252	



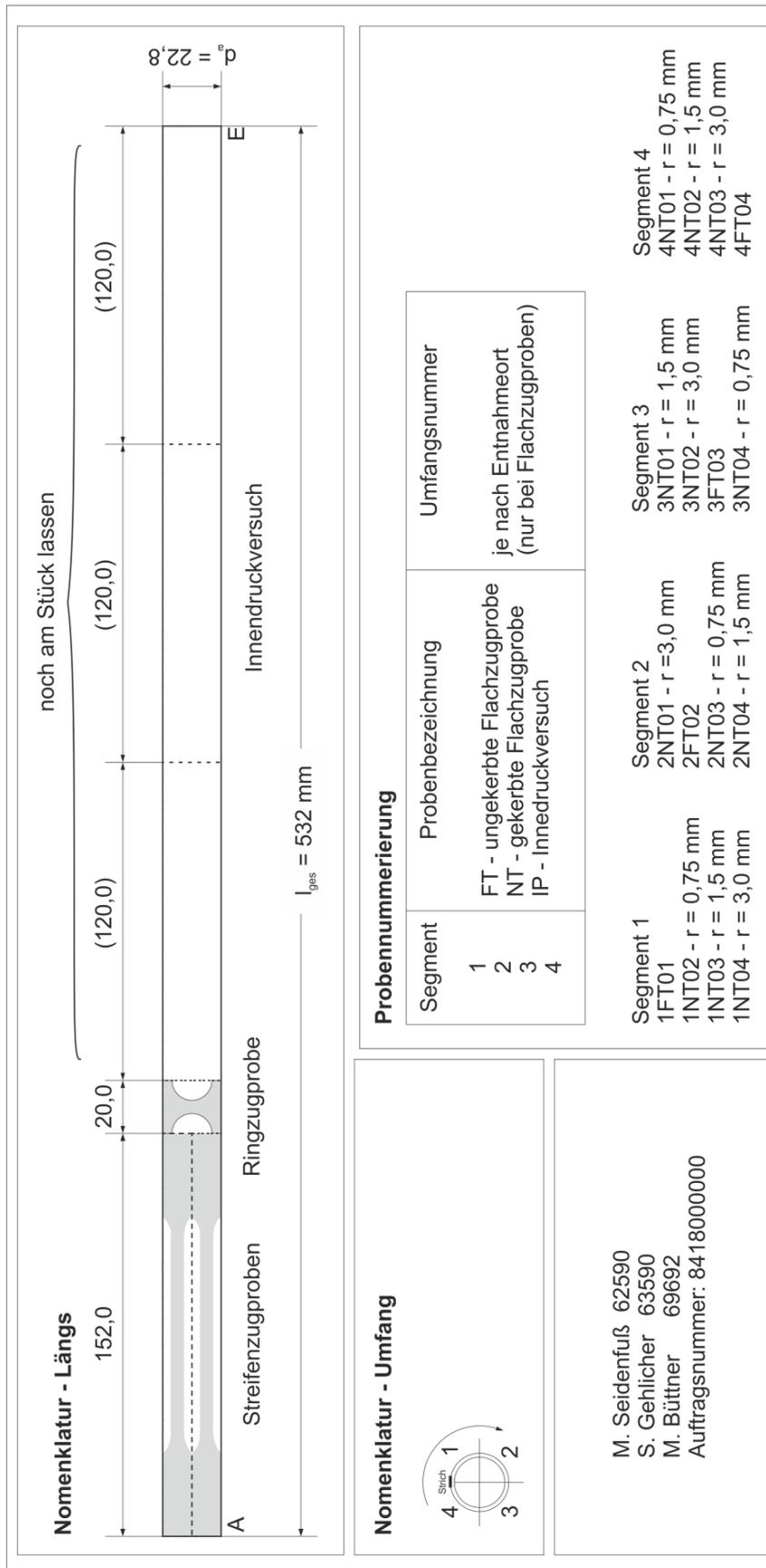


Abbildung A. 15: Entnahmeplan und Bezeichnungen der Proben aus dem DE-Heizrohr

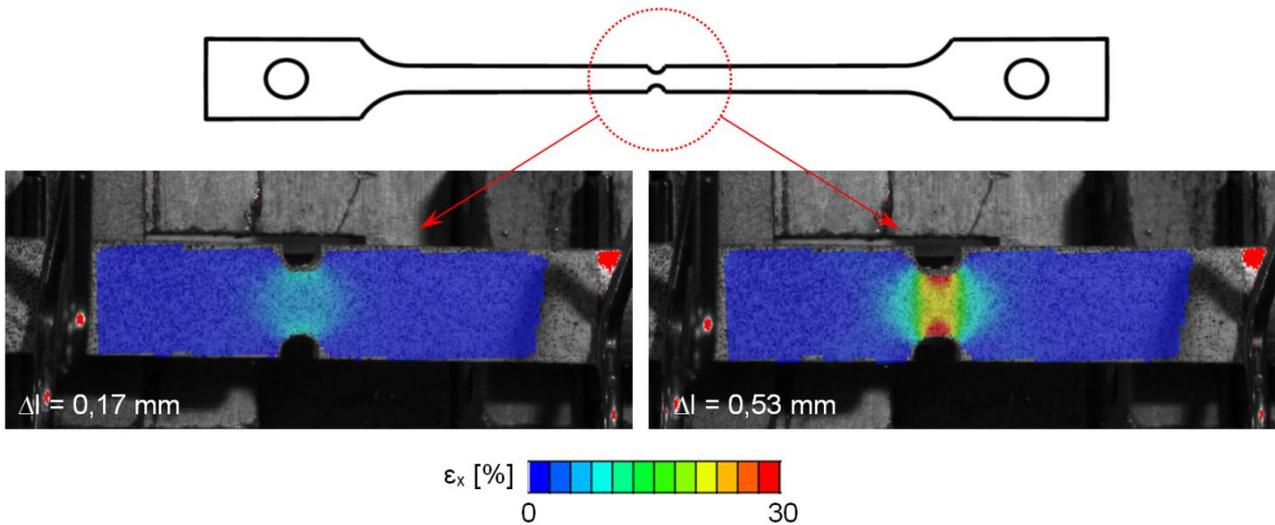


Abbildung A. 16: ARAMIS Aufnahme der Rohrstreifenzugprobe mit Kerbradius $\rho = 0,75$ mm, Darstellung der Dehnung ε_x in Probenlängsrichtung für zwei verschiedene Zeitpunkte der Verlängerung

Tabelle A. 7: Materialkennwerte und Ergebnisse der Versuchsreihe 2 und 3 an ungekerbten Rohrstreifenproben bei RT

Probe		FT04	FT05	FT06	1FT1	3FT3
Prüftemperatur	T [°C]	20	20	20	20	20
Kerbradius	ρ [mm]	-	-	-	-	-
Messlänge	l_0 [mm]	50	50	50	50	50
Streckgrenze	$R_{p0,2}$ [MPa]	462	454	457	446	459
Maximale Zugkraft	F_{max} [kN]	3,93	3,97	4,01	3,94	3,97
Zugfestigkeit	R_m [MPa]	636	630	637	638	634
Gleichmaßdehnung	ε_g [%]	21,5	22,1	23,0	22,3	22,6
Bruchdehnung	A_0 [%]	30	28,5	28,5	27,5	26,6
Elastizitätsmodul	E [MPa]	203000	193000	203000	217367	200000
Querhauptgeschw.	v [mm/s]	0,016	0,016	0,016	0,016	0,016
Max. Verlängerung	Δl_{max} [mm]	14,92	12,52	14,23	13,84	13,36

Tabelle A. 8: Materialkennwerte und Ergebnisse der Versuchsreihe 2 und 3 an gekerbten Rohrstreifenproben mit $\rho = 0,75$ mm, RT

Probe		NT07	NT08	NT09	1NT2	3NT4
Prüftemperatur	T [°C]	20	20	20	20	20
Kerbradius	ρ [mm]	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75
Messlänge	l_0 [mm]	25	25	25	25	25
Streckgrenze	$R_{p0,2}$ [MPa]	-	-	-	-	-
Maximale Zugkraft	F_{max} [kN]	2,46	2,5	2,54	2,37	2,46
Zugfestigkeit	R_m [MPa]	642	653	654	650	667
Gleichmaßdehnung	ε_g [%]	2,2	1,8	1,9	-	-
Bruchdehnung	A_0 [%]	4,1	3,6	3,7	3,8	3,6
Elastizitätsmodul	E [MPa]	-	-	-	-	-
Querhauptgeschw.	v [mm/s]	0,001	0,001	0,001	0,001	0,001
Max. Verlängerung	Δl_{max} [mm]	1,03	0,91	0,93	0,99	0,91

Tabelle A. 9: Materialkennwerte und Ergebnisse der Versuchsreihe 2 und 3 an gekerbten Rohrstreifenproben mit $\rho = 1,50$ mm, RT

Probe		NT10	NT11	NT12	2NT4	4NT2
Prüftemperatur	T [°C]	20	20	20	20	20
Kerbradius	ρ [mm]	1,5	1,5	1,5	1,5	1,5
Messlänge	l_0 [mm]	25	25	25	25	25
Streckgrenze	$R_{p0,2}$ [MPa]	-	-	-	-	-
Maximale Zugkraft	F_{max} [kN]	2,42	2,41	2,4	2,56	2,41
Zugfestigkeit	R_m [MPa]	632	633	631	664	653
Gleichmaßdehnung	ε_g [%]	2,3	2,4	2,4	-	-
Bruchdehnung	A_0 [%]	4,5	4,5	4,4	4,2	4,5
Elastizitätsmodul	E [MPa]	-	-	-	-	-
Querhauptgeschw.	v [mm/s]	0,001	0,001	0,001	0,001	0,001
Max. Verlängerung	Δl_{max} [mm]	1,12	1,12	1,12	1,08	1,15

Tabelle A. 10: Materialkennwerte und Ergebnisse der Versuchsreihe 2 und 3 an gekerbten Rohrstreifenproben mit $\rho = 3,00 \text{ mm}$, RT

Probe		NT13	NT14	NT15	2NT1	4NT3
Prüftemperatur	T [°C]	20	20	20	20	20
Kerbradius	ρ [mm]	3,0	3,0	3,0	3,0	3,0
Messlänge	l_0 [mm]	25	25	25	25	25
Streckgrenze	$R_{p0,2}$ [MPa]	-	-	-	-	-
Maximale Zugkraft	F_{\max} [kN]	2,45	2,43	2,48	3,31	2,4
Zugfestigkeit	R_m [MPa]	647	629	657	884	-
Gleichmaßdehnung	ε_g [%]	2,4	2,4	2,6	-	-
Bruchdehnung	A_0 [%]	4,7	4,7	4,6	4,5	-
Elastizitätsmodul	E [MPa]	-	-	-	-	-
Querhauptgeschw.	v [mm/s]	0,001	0,001	0,001	0,001	0,001
Max. Verlängerung	Δl_{\max} [mm]	1,19	1,20	1,18	1,25	Extensometer hat versagt

Tabelle A. 11: Materialkennwerte und Ergebnisse der Versuchsreihe 2 an ungekerbten Rohrstreifenproben bei 300 °C

Probe		FT17	FT18	2FT2	4FT4
Prüftemperatur	T [°C]	300	300	300	300
Kerbradius	ρ [mm]	-	-	-	-
Messlänge	l_0 [mm]	50	50	50	50
Streckgrenze	$R_{p0,2}$ [MPa]	369	322	317	382
Maximale Zugkraft	F_{\max} [kN]	3,44	3,32	3,35	3,42
Zugfestigkeit	R_m [MPa]	547	532	534	546
Gleichmaßdehnung	ε_g [%]	-	-	-	-
Bruchdehnung	A_0 [%]	20,6	19,6	24,3	19,2
Elastizitätsmodul	E [MPa]	204632	192500	182560	182702
Querhauptgeschw.	v [mm/s]	0,016	0,016	0,016	0,016
Max. Verlängerung	Δl_{\max} [mm]	10,30	9,82	12,19	9,63

Tabelle A. 12: Materialkennwerte und Ergebnisse der Versuchsreihe 2 an gekerbten Rohrstreifenproben bei 300 °C

Probe		4NT1	2NT3	1NT3	3NT1	1NT4	3NT2
Prüftemperatur	T [°C]	300	300	300	300	300	300
Kerbradius	ρ [mm]	0,75	0,75	1,50	1,50	3,00	3,00
Messlänge	l_0 [mm]	25	25	25	25	25	25
Streckgrenze	$R_{p0,2}$ [MPa]	-	-	-	-	-	-
Maximale Zugkraft	F_{max} [kN]	2,05	2,12	2,12	2,07	2,13	2,08
Zugfestigkeit	R_m [MPa]	-	-	-	-	-	-
Gleichmaßdehnung	ϵ_g [%]	1,9	1,6	1,8	1,9	2,0	2,6
Bruchdehnung	A_0 [%]	3,0	2,6	2,9	3,3	3,4	4,1
Elastizitätsmodul	E [MPa]	-	-	-	-	-	-
Querhauptgeschw.	v [mm/s]	0,001	0,001	0,001	0,001	0,001	0,001
Max. Verlängerung	Δl_{max} [mm]	0,76	0,66	0,74	0,83	0,87	1,02

Tabelle A. 13: Werkstoffkennwerte für 20 °C und 300 °C der numerisch berechneten Fließkurve

Kennwert		20 °C	300 °C
Streckgrenze	$R_{p0,2}$ [MPa]	407	339
Zugfestigkeit	R_m [MPa]	635	555
E-Modul	E [MPa]	197000	182000

Tabelle A. 14: Wahre Fließkurve des DE-Heizrohres und des Vorversuchs-Rohres bei 20 °C

Fließkurve		Fließkurve Vorversuchs - Rohr	
wahre Dehnung ϵ_{pl} [%]	wahre Spannung σ [MPa]	wahre Dehnung ϵ_{pl} [%]	wahre Spannung σ [MPa]
0	0	0	0
0,2156	407,036	0,2156	426,193
0,6945	442,283	0,6945	459,475
1,1681	454,248	1,1681	473,519
1,6668	464,378	1,6668	484,825
2,6319	482,531	2,6319	504,904

Fließkurve (Fortsetzung)	
wahre Dehnung ϵ_{pl} [%]	wahre Spannung σ [MPa]
3,5880	498,402
4,5349	516,199
5,4739	532,598
7,3249	564,241
9,1449	592,967
10,9319	618,290
12,6901	641,463
14,4181	661,463
16,1184	675,757
17,7911	691,443
19,4371	704,339
21,0569	712,544
27,0000	743,291
30,0000	755,647
35,0000	768,469
45,0000	777,018

Fließkurve Test – Rohr (Fortsetzung)	
wahre Dehnung ϵ_{pl} [%]	wahre Spannung σ [MPa]
3,5880	524,236
4,5349	542,593
5,4739	560,069
7,3249	593,340
9,1449	623,660
10,9319	650,516
12,6901	674,522
14,4181	695,277
16,1184	713,694
17,7911	729,749
21,0569	756,120
24,0000	775,000
27,0000	792,000
30,0000	805,000
35,0000	819,000
45,0000	828,000

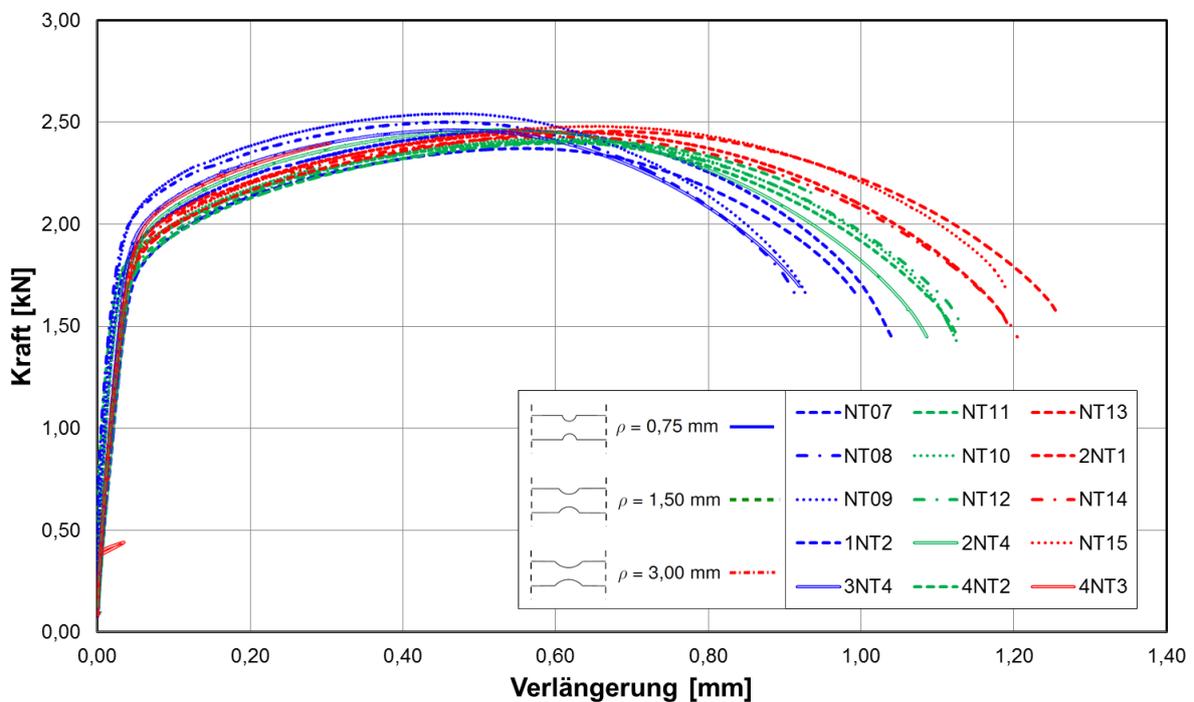


Abbildung A. 17: Kraft-Verlängerungs-Diagramm aller gekerbten Rohrstreifenproben; Einfluss der Kerbgeometrie auf das Verformungsverhalten; Extensometermessung, 20 °C

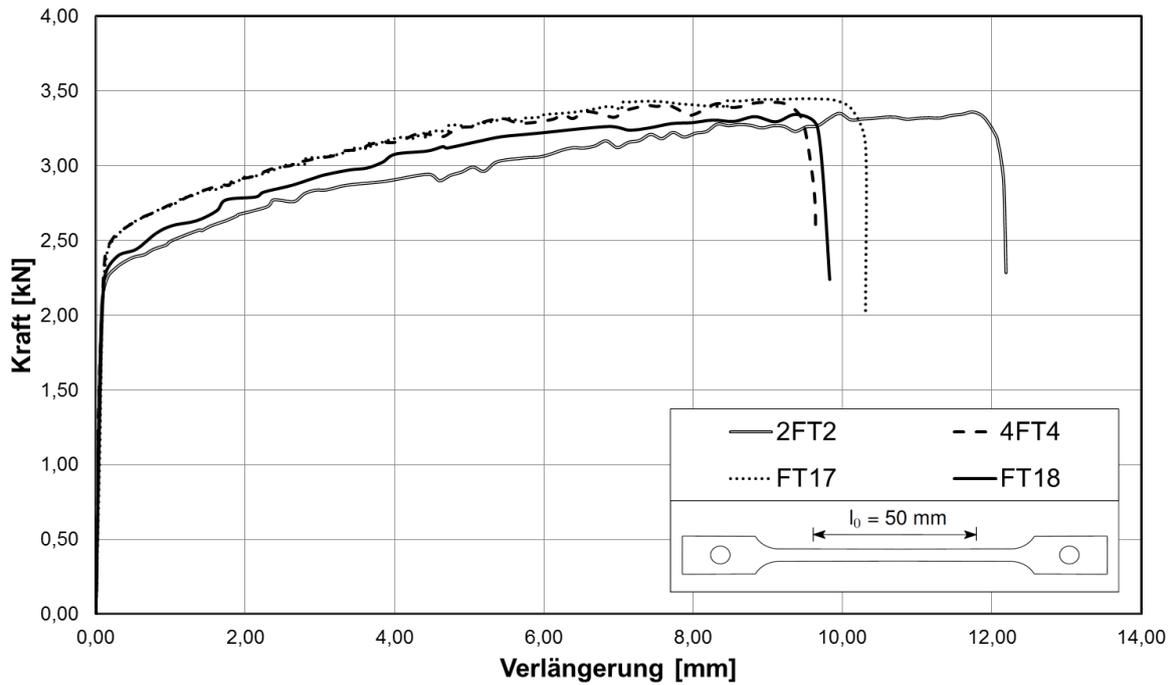


Abbildung A. 18: Kraft-Verlängerungs-Diagramm der ungekerbten Rohrstreifenproben, Werkstoff X2NiCrAlTi32-20

Tabelle A. 15: Wahre Fließkurve des DE-Heizrohres bei 300 °C

Fließkurve	
wahre Dehnung ε_{pl} [%]	wahre Spannung σ [MPa]
0,00	0
0,13	301,51
0,15	325,00
0,24	339,61
0,55	352,47
1,04	368,78
1,53	381,26
2,11	393,72
4,07	426,25
7,40	472,93
10,05	501,06
13,34	528,96
14,20	534,72
15,90	545,44
17,57	555,35
18,81	561,81
26,78	591,64
29,78	599,43
34,78	608,43
44,78	613,79

Tabelle A. 16: Materialkennwerte und Ergebnisse der Versuchsreihe 2 und 3 an Ringzugproben, RT und 300 °C

Probe		1RT	3RT	2RT	4RT
Prüftemperatur	T [°C]	20	20	300	300
Kerbradius	ρ [mm]	5,0	5,0	5,0	5,0
Messlänge	l_0 [mm]	50	50	50	50
Maximale Zugkraft	F_{\max} [kN]	7,59	7,66	6,52	6,52
Gleichmaßdehnung	ε_g [%]	-	-	-	-
Bruchdehnung	A_0 [%]	22,3	31,8	20,3	20,1
Elastizitätsmodul	E [MPa]	nicht messbar	nicht messbar	nicht messbar	nicht messbar
Querhauptgeschw.	v [mm/s]	0,015	0,015	0,015	0,015
Max. Verlängerung	Δl_{\max} [mm]	11,19	10,92	10,15	10,05