

Relaxationsverhalten von Rohrflanschen aus 9 % Chrom-Stahl

von der Fakultät Maschinenbau der Universität Stuttgart zur
Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

vorgelegt von
Dipl.-Ing. Thomas Gengenbach, geboren in Leonberg

Hauptberichter:	Prof. Dr.-Ing. habil. E. Roos
Mitberichter:	Prof. Dr.-Ing. U. Gampe
Tag der mündlichen Prüfung:	6. Juni 2003

2003
Staatliche Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Fachgruppe Stoffgesetze der Staatlichen Materialprüfungsanstalt (MPA) Stuttgart sowie am Lehrstuhl für Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre der Universität Stuttgart.

Für seine Unterstützung und großzügige Förderung dieser Arbeit gilt mein besonderer Dank dem Direktor der MPA Stuttgart Herrn Professor Dr.-Ing. habil. Eberhard Roos. Er hat maßgeblich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Herrn Professor Dr.-Ing. Uwe Gampe danke ich sehr herzlich für die Übernahme des Mitberichts sowie Herrn Professor Dr.-Ing. habil. Eckart Laurien für den Vorsitz bei der mündlichen Prüfung.

Meinen Kolleginnen und Kollegen an der MPA Stuttgart möchte ich für die gute Zusammenarbeit und die wertvollen Anregungen danken, die ich in zahlreichen Fachdiskussionen erhalten habe.

Die Untersuchungen wurden zu einem großen Teil mit finanzieller Unterstützung durch die Forschungsvereinigung der Arbeitsgemeinschaft der Eisen und Metall verarbeitenden Industrie e.V. (AVIF, Nr. A111) durchgeführt. Der Projektgruppe W 11 - Relaxationsverhalten - der Arbeitsgemeinschaft für Warmfeste Stähle (AGW) sowie den beteiligten Industrieunternehmen gebührt mein Dank für die umfangreiche Mitwirkung.

Schließlich möchte ich mich bei meiner Familie und meiner Freundin Sabine für die große Unterstützung während der Fertigstellung der Arbeit bedanken.

Stuttgart, Juni 2003

Inhaltsverzeichnis

	Wichtige Bezeichnungen	5
	Zusammenfassung	9
	Abstract	11
1	Einleitung	13
1.1	Problemstellung	13
1.2	Zielsetzung	15
1.3	Lösungsweg	15
2	Stand des Wissens	17
2.1	Ablauf einer Festigkeitsberechnung	17
2.2	Werkstoffverhalten bei einachsiger Beanspruchung	18
2.3	Werkstoffverhalten bei mehrachsiger Beanspruchung	22
2.4	Berechnung von Flanschverbindungen	25
2.5	Montagebeanspruchung von Schraubenbolzen	29
2.6	Statistische Größen	29
2.7	Parameteroptimierung	30
3	Experimentelle Bestimmung des Werkstoff- und Relaxationsverhaltens	33
3.1	Basischarakterisierung der Werkstoffe	33
3.2	Vergleich der ermittelten Werkstoffkennwerte mit der Literatur	43
3.3	Untersuchte Flansche	49
3.4	Versuchsaufbau	50
3.5	Beschreibung der Online-Messungen	54
3.6	Beschreibung der Messungen während der Revision	56
3.7	Gefügebedingte Volumenänderungen	58
4	Berechnung des Relaxationsverhaltens mit der FEM	60
4.1	Modellierung des Werkstoffverhaltens	60
4.2	Modellierung der Flanschgeometrie	60
4.3	Durchführung der Simulationen mit der FEM	62
4.4	Überprüfung der Plausibilität der numerischen Ergebnisse	66
4.5	Sensitivitätsanalyse	69

5	Vergleich der experimentellen und numerischen Ergebnisse	71
5.1	Ergebnisse der Online-Messung	71
5.2	Messergebnisse der Revision	74
6	Variation der Randbedingungen	85
6.1	Einfluss der Vorspannung	85
6.2	Einfluss des verwendeten Werkstoffs	85
6.3	Langzeitverhalten der Flanschverbindungen unter Innendruck	86
6.4	Vergleich der Flanschgeometrien	90
7	Bestimmung der kritischen Stelle für Anrisse	91
8	Bewertung der Ergebnisse	93
9	Literatur	96
10	Anhang	105
A	Basischarakterisierung der Werkstoffe	105
B	Vergleich der experimentellen und numerischen Ergebnisse	107
C	Messfehler	117
D	Streubänder	118

Wichtige Bezeichnungen

Abkürzungen

DMS	Dehnmessstreifen
FE	Finite Elemente
FEM	Finite Elemente Methode
GEH	Gestaltänderungsenergiehypothese
GuD	Gas- und Dampfturbine
HTDMS	Hochtemperatur-Dehnmessstreifen
KHS	Krafthauptschluss
KNS	Kraftnebenschluss
RT	Raumtemperatur
tang.	tangential

Formelzeichen

<i>Symbol</i>	<i>Einheit</i>	<i>Bedeutung</i>
a_1	mm	Hebelarm des Flanschblattüberganges
a_D	mm	Hebelarm der Dichtung
a_F	mm	Hebelarm der Ringflächenkraft
a_R	mm	Hebelarm der Rohrkraft
A	%	Bruchdehnung
b_D	mm	Dichtungsbreite
C	N/mm	Federrate
d	mm	Durchmesser
d_1	mm	Durchmesser des Flanschblattüberganges
d_2	mm	Flankendurchmesser des Schraubengewindes
d_a	mm	Außendurchmesser des Flanschblattes
d_D	mm	mittlerer Dichtungsdurchmesser
d_i	mm	Innendurchmesser des Flanschrohres
d_L	mm	Schraubenlochdurchmesser

<i>Symbol</i>	<i>Einheit</i>	<i>Bedeutung</i>
d_S	mm	Schaftdurchmesser der Schraube
d_t	mm	Lochkreisdurchmesser
D_{Km}	mm	wirksamer Durchmesser Schraubenkopfauflage
E	MPa	Elastizitätsmodul
$F_{D,min}$	kN	minimale erforderliche Dichtkraft
h	-	Mehrachsigkeitsquotient
h_A	mm	Höhe der Flanschkante
h_D	mm	Dichtungshöhe
h_F	mm	Höhe des Flanschblattes
K'	MPa	Parameter für Ramberg-Osgood-Gleichung
KV	J	Kerbschlagarbeit
l	mm	Länge
l_S	mm	Klemmlänge der Schraube
M	Nm	Moment
n	-	Anzahl der Schrauben
n'	-	Parameter für Ramberg-Osgood-Gleichung
p	bar	Innendruck
P	N	Kraft
P_G	mm	Gewindesteigung
q	-	Mehrachsigkeitsquotient
R_m	MPa	Zugfestigkeit
R_p	MPa	Dehngrenze
t	h	Zeit
s	-	Standardabweichung
s_F	mm	Wanddicke des Flanschansatzes
s_R	mm	Wanddicke des Flanschrohres
S	-	Sicherheitsbeiwert
T	°C	Temperatur
W	mm ³	Widerstandsmoment

<i>Symbol</i>	<i>Einheit</i>	<i>Bedeutung</i>
α	K^{-1}	mittlerer Wärmeausdehnungskoeffizient
$\alpha_0, \alpha_1, \alpha_2$	°	Winkel im Verspannungsschaubild
ΔD	mm	elastische Rückfederung der Dichtung
ΔF	mm	elastische Durchbiegung der Flansche
ΔS	mm	elastische Längenänderung der Schraube
Δt	h	Zeitschritt
$\Delta \vartheta$	K	Temperaturänderung
ε	%	Dehnung
$\dot{\varepsilon}$	%/h	Dehngeschwindigkeit
μ	-	Querkontraktionszahl
μ_R	-	Reibkoeffizient
μ_X	-	Erwartungswert (Mittelwert) von X
ρ	-	Korrelationskoeffizient
σ	MPa	Normalspannung
τ	MPa	Schubspannung

Indices

0	Anfang (Einbauzustand)
1	Zustand nach Aufbringung des Innendrucks
2	Zustand nach Aufbringung der Temperatur
b	Biegung
B	Betrieb
cr	Kriechen
th	thermisch
D	Dichtung
el	elastisch
F	Flansch (Ringfläche)
G	Gewinde
H	hydrostatisch

i	Innendruck
k	anelastisch
K	Kopf
M	Montage
max	maximal
mod	modifiziert
per	bleibend
pl	plastisch
r	reduziert
R	Rohr
S	Schraube
th	thermisch
v	Vergleich
Z	Zugkraft

Weitere Bezeichnungen werden an der entsprechenden Stelle erläutert.

Zusammenfassung

Im modernen Kraftwerksbau sind Rohrflansche ein grundlegendes Funktionselement, um lösbare Verbindungen für Rohrleitungsabschnitte zu ermöglichen. Die Flanschverbindungen unterliegen jedoch einer hohen und äußerst komplexen Beanspruchung, die von den vorhandenen Berechnungsverfahren in den Normen nur bedingt berücksichtigt wird. Aufgrund dieser Beanspruchung sowie der hohen Temperatur wird die Dichtungskraft in der Flanschverbindung abgebaut, weshalb zum Dichthalten im Betrieb kostenintensive Revisionen für das Nachziehen der Schraubenbolzen erforderlich sind.

Angesichts dieser Problematik besteht das Ziel der vorliegenden Arbeit darin, das experimentelle Relaxationsverhalten verschiedener Rohrflanschverbindungen aus 9 % Chrom-Stählen zu bestimmen. Darüber hinaus werden mit Hilfe von inelastischen FE-Analysen die Möglichkeiten einer numerischen Simulation als Hilfsmittel zur Berechnung des zeitabhängigen Verformungsverhaltens und zur Optimierung von Revisionsintervallen überprüft.

Zum Erreichen dieser Ziele wurden drei unterschiedliche Modellflanschverbindungen 10000 h bei 600 °C ohne Innendruck ausgelagert. Eine der Flanschverbindungen besitzt einen Dichtring und bei den beiden verbleibenden Flanschen ist ein Dichtabsatz angedreht. Während der Auslagerung erfolgten mit Hilfe von Hochtemperatur-Dehnmessstreifen (HTDMS) an verschiedenen Flanschpositionen Dehnungsmessungen. Nach 5000 h fand eine Revision statt, um zusätzliche Messungen wie zum Beispiel die Bestimmung der Restspannung in den Schraubenbolzen zu ermöglichen. Anschließend wurde eine zweite Auslagerung und nach 5000 h eine weitere Revision durchgeführt.

Parallel zu den Auslagerungsexperimenten wurden Basischarakterisierungen der fünf verwendeten Werkstoffe vorgenommen sowie FE-Modelle der untersuchten Flanschverbindungen erstellt. Anschließend erfolgte eine Simulation des Relaxationsverhaltens der Flansche mit dem FE-Programm ANSYS 5.6. Das Ergebnis wurde auf seine Plausibilität hin überprüft und eine Sensitivitätsanalyse erstellt. Im Anschluss daran wurden die durchgeführten Rechnungen anhand eines Vergleichs von insgesamt 59 verschiedenen Versuchsergebnissen verifiziert, wobei sich diese Versuchsergebnisse jeweils aus der Mittelung mehrerer Einzelmessungen ergeben.

Das Relaxationsverhalten der Flanschverbindungen ist durch die zum Einsatz kommenden Materialien mit stark unterschiedlichem Werkstoffverhalten sehr komplex. Insbesondere die unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten wirken sich erheblich auf das Flanschverhalten aus. Weiterhin tritt durch die gegenseitige Beeinflussung von Flansch, Schrauben und Dehnhülsen keine reine Relaxation auf, sondern eine kombinierte Beanspruchung aus Relaxation und Kriechen. Insgesamt lässt sich feststellen, dass in Anbetracht dieser Komplexität eine sehr gute Übereinstimmung der berechneten mit den experimentellen Ergebnissen erzielt werden konnte.

Mit Hilfe der durch den Vergleich von Experiment und Rechnung verifizierten FE-Modellierung wurden in einem weiteren Schritt verschiedene Variationen der Randbedingungen (Vorspannung, Werkstoffparameter, Innendruck und geometrische Konstruktion) sowie Langzeitsimulationen von 100000 h durchgeführt.

Durch die Ergebnisse dieser Arbeit steht ein zuverlässiges Werkzeug zur Verfügung, mit dem das langzeitige Relaxationsverhalten von Flanschverbindungen bestimmt werden kann. Es stellt ein geeignetes Hilfsmittel zur Auslegung von Rohrleitungsflanschen sowie zur Optimierung von Revisionsintervallen dar.

Abstract

Flanged joints form an integral part in the construction of modern power plants. They serve as detachable connections for piping sections. Flanged joints are exposed to high and complex loading. The loading reduces the flanges ability to seal, therefore costly maintenance work is necessary to retighten the flange bolts. Up to now these facts have only partly been considered in current computational models.

The present thesis examines the experimental relaxation characteristics of various flanged joints consisting of 9 % chromium steels. Additionally the possibilities of numerical simulation for the relaxation characteristics of flanged joints and the optimisation of inspection intervals are examined by applying an inelastic finite-element (FE) analyses.

To this end, three different types of flanged joints were exposed to 600 °C for 10000 h in the absence of internal pressure. One of the flanges was equipped with a seal ring; while the other two had a machined seal fillet. During the exposure, strain measurements were taken repeatedly in different locations using high temperature strain gauges. A first inspection was made after 5000 h to carry out additional measurements (such as amount of residual stress at flange bolts). This was followed by a second exposure period of 5000 h and another inspection.

Following a characterisation of the five materials involved, FE-models were created utilising the ANSYS 5.6 software. Using these models, the relaxation of the flanges was simulated. The results obtained were tested for plausibility and for sensitivity to input parameters. The calculations were then compared with a total of 59 test results. These results were determinations of an average obtained by several individual measurements.

Since the materials showed different material properties the relaxation characteristics were rather complex. The differences in the thermal expansion coefficient in particular were a decisive factor in the performance of the flanged joints. The mutual interaction of flange, bolts and sleeves resulted in a combined loading of relaxation and creep. To sum it up, it was discovered that the calculations could be matched with the test results, despite the complexity of the system.

By comparing the test results with the calculations the FE-models were verified. In a second step the boundary conditions such as pre-stressing force, material parameters, internal pressure and geometrical design were varied. In addition a long term simulation lasting 100000 h was carried out.

The results of this work present a reliable tool for predicting the long term-relaxation behaviour of flanged joints. In addition to this the results can be used to optimise the inspection intervals and to determine the layout design of flanged joints.

1 Einleitung

Bei der Erzeugung von Elektrizität spielen Dampfturbinenkraftwerke eine entscheidende Rolle [Stoi]. Insbesondere mit der Kombination von Gas- und Dampfturbinenkraftwerken (GuD-Kraftwerke) lassen sich hervorragende Wirkungsgrade von bis zu 60 % realisieren, die den aktuellen wirtschaftlichen und ökologischen Anforderungen entsprechen [Förs], [Oeyn]. In Bild 1.1 ist das Schema einer Dampfturbine dargestellt. Die abgebildeten Dampfleitungen sind mit Hilfe von Rohrflanschen verbunden.

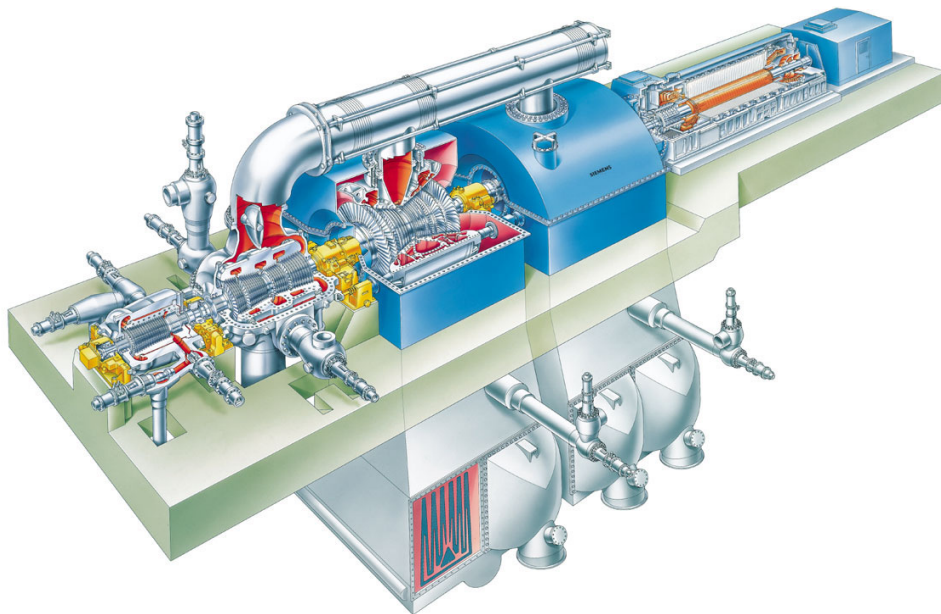


Bild 1.1: Schema einer Dampfturbine [Siem]

Im modernen Kraftwerksbau sind Rohrflansche ein grundlegendes Funktionselement, um lösbare Verbindungen für Rohrleitungsabschnitte zu ermöglichen. Dadurch können Revisionen, Reparaturen oder Instandhaltungsmaßnahmen wirtschaftlicher durchgeführt werden.

1.1 Problemstellung

In Dampfturbinenkraftwerken ist es für eine bessere Energieausnutzung erforderlich, die Dampfparameter zu erhöhen, vergleiche [Hahn] und [Rick]. Insbesondere der Druck und die Frischdampf Temperatur haben einen entscheidenden Einfluss auf den Wirkungsgrad. In den bestehenden Anlagen treten Frischdampf Temperaturen bis ca. 600 °C auf, die durch den Einsatz neuer Werkstoffe erhöht werden sollen.

Bei diesen hohen thermischen Belastungen unterliegen jedoch insbesondere Flanschverbindungen einer kritischen und äußerst komplexen Beanspruchung. Diese komplexe Beanspruchung ergibt sich aus der Wechselwirkung der verwendeten

Werkstoffe mit sehr unterschiedlichem Materialverhalten, einer hohen Zeitstandbeanspruchung sowie Relaxationsvorgängen. Der Spannungszustand im Bauteil durch Vorspannung, Wärmeausdehnung, Innendruck sowie äußere Kräfte und Momente, vergleiche Bild 1.2, ist stark mehrachsig.

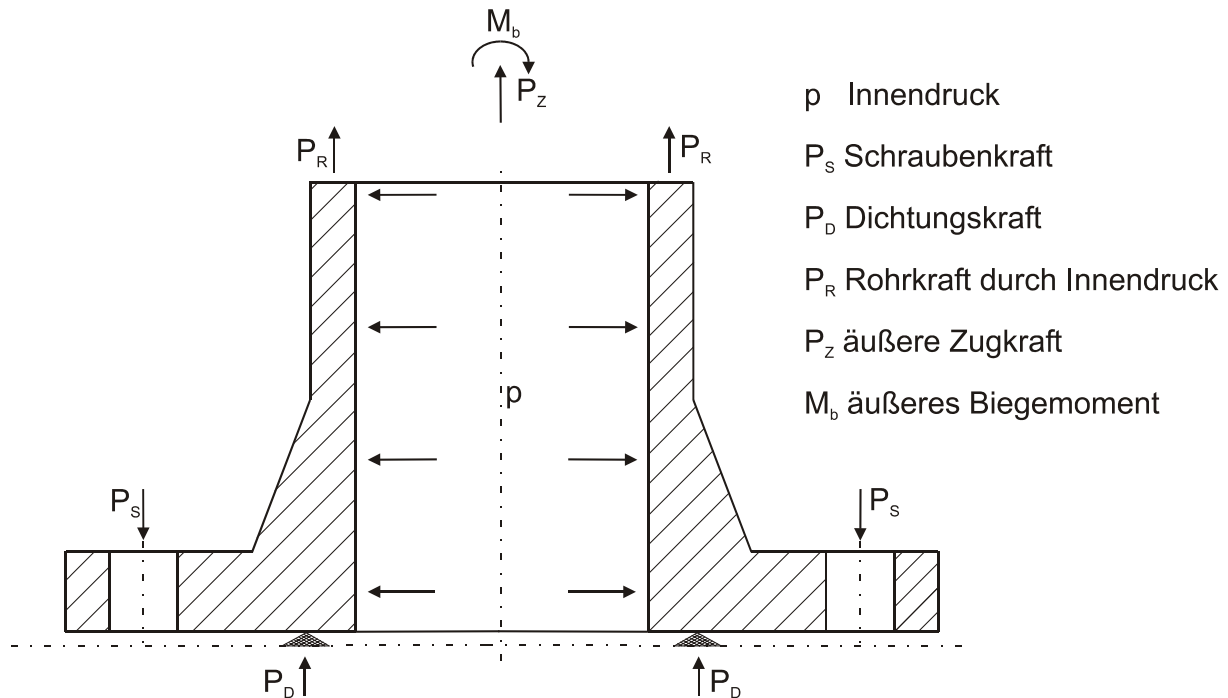


Bild 1.2: Auftretende Kräfte und Momente an einer Flanschverbindung

Darüber hinaus ist bei einigen Werkstoffen mit Phänomenen wie beispielsweise Werkstoffkontraktionen zu rechnen, über die bis heute nur sehr wenig bekannt ist [Repp], die aber durchaus einen Einfluss auf das Flanschverhalten besitzen. Die vorhandenen Beanspruchungen bewirken einen Abbau der Dichtungskraft in der Flanschverbindung, weshalb zum Dichthalten im Betrieb Revisionen für das Nachziehen der Schraubenbolzen erforderlich sind.

Die hierfür zur Verfügung stehenden Berechnungsverfahren, vergleiche [Barto], berücksichtigen diese komplexen Vorgänge nur bedingt. Zum Beispiel wird das zeitabhängige Verhalten und der damit verbundene Vorspannungsverlust unzureichend erfasst. Aus diesem Grund stehen zur Konstruktion von Flanschverbindungen oder zur Optimierung von Revisionsintervallen nur unbefriedigende Hilfsmittel zur Verfügung.

1.2 Zielsetzung

Aufgrund der beschriebenen Problematik bei der Bestimmung des Relaxationsverhaltens von Flanschverbindungen werden in der vorliegenden Arbeit die folgenden Hauptziele verfolgt:

- Experimentelle Ermittlung des Relaxationsverhaltens verschiedener Rohrflanschverbindungen aus 9 % Chrom-Stählen
- Überprüfung der Möglichkeiten der FEM als Hilfsmittel zur Berechnung des zeitabhängigen Verformungsverhaltens von Flanschverbindungen und zur Optimierung von Revisionsintervallen

1.3 Lösungsweg

Zum Erreichen der festgelegten Ziele wurden zunächst (Warm-)Zugversuche, Zeitstandversuche, Relaxationsversuche sowie Dilatometerversuche an den verwendeten Werkstoffen durchgeführt. Aus dieser Basischarakterisierung ergaben sich chargenspezifische Werkstoffeigenschaften.

Parallel hierzu wurden Untersuchungen an drei Rohrflanschen mit unterschiedlicher Geometrie sowie aus drei verschiedenen 9 % Chrom-Stählen durchgeführt. Die Flansche wurden insgesamt 10000 h bei 600 °C ausgelagert. Nach ca. 5000 h fand eine Revision statt, die in erster Linie der Ermittlung von Messwerten diente, die nicht mittels kapazitiver Dehnungsaufnehmer online aufgezeichnet werden konnten.

Mit Hilfe der bei der Basischarakterisierung gewonnenen Werkstoffkennwerte konnten Stoffgesetze der Werkstoffe in das FE-Programm ANSYS 5.6 implementiert werden. Hierbei fand neben dem Elastizitätsmodul, der Werkstofffließkurve und dem Wärmeausdehnungskoeffizienten vor allem das viskoplastische Verhalten der Materialien unter Verwendung einer Kriechgleichung Berücksichtigung, vergleiche [Mail3]. Für die drei untersuchten Flansche wurden Finite Elemente Simulationen der Auslagerungen durchgeführt und ausgewertet.

Durch einen Vergleich von Experiment und Rechnung wurden die Simulationsmodelle verifiziert und konnten damit unter anderem zur Bestimmung des Langzeitverhaltens der Bauteile eingesetzt werden.

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen sind in Bild 1.3 veranschaulicht.

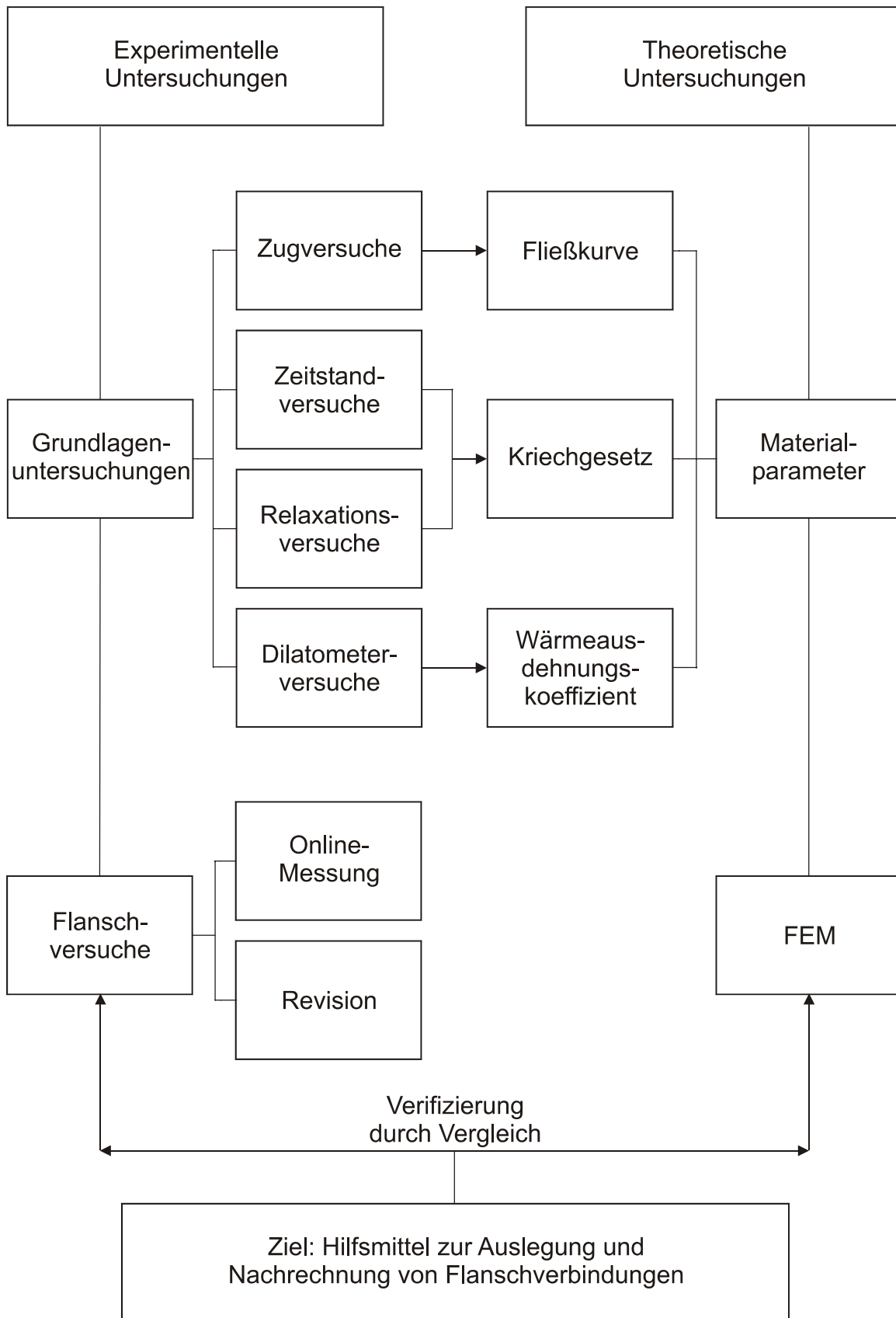


Bild 1.3: Durchgeführte Untersuchungen

2 Stand des Wissens

2.1 Ablauf einer Festigkeitsberechnung

Das Ziel einer Festigkeitsberechnung ist der Vergleich von wirksamer Spannung eines Bauteils mit der zulässigen Spannung des verwendeten Werkstoffs. Die wirksame Spannung ergibt sich aus der Belastung sowie der Geometrie des Bauteils, während die zulässige Spannung durch die Werkstoffkennwerte sowie einen Sicherheitsbeiwert bestimmt wird. Diese Vorgehensweise wird unter anderem bei [Well] weiterführend erläutert.

Für die Berechnung des zeitlichen Verlaufs des Bauteilverhaltens, beispielsweise bei Zeitstandsbeanspruchungen, ist eine iterative Vorgehensweise erforderlich, für die bei komplexen Verhältnissen häufig die Finite Elemente Methode (FEM) eingesetzt wird. Der prinzipielle Ablauf eines iterativen Berechnungsverfahrens ist in Bild 2.1 dargestellt.

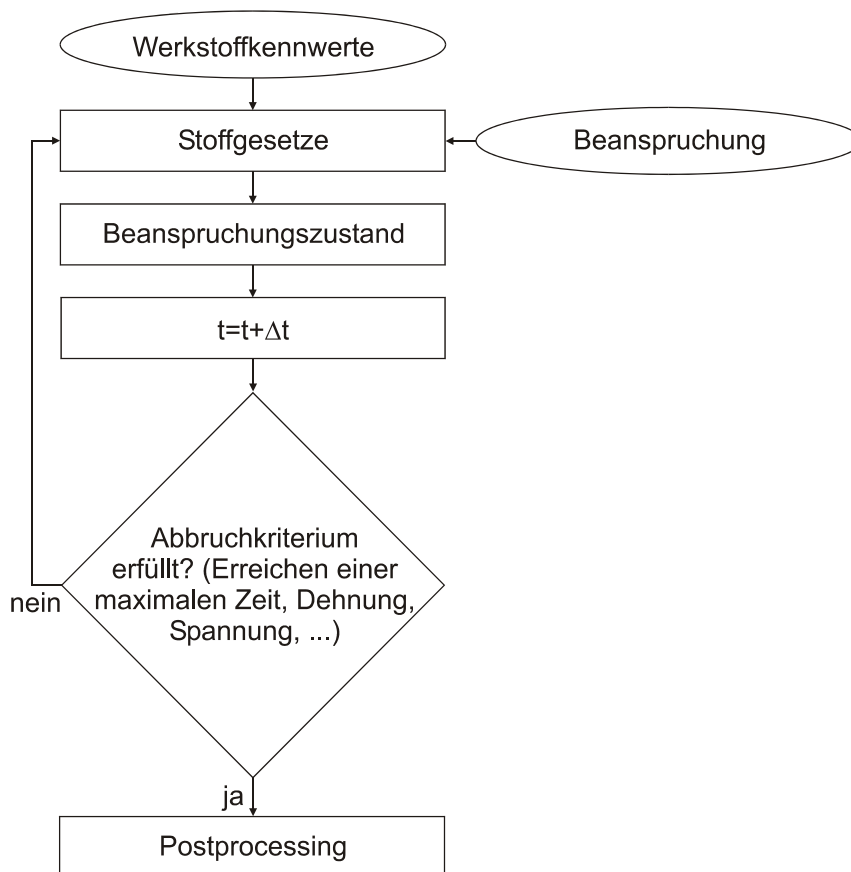


Bild 2.1: Schema eines iterativen Berechnungsverfahrens

2.2 Werkstoffverhalten bei einachsiger Beanspruchung

Prinzipiell lassen sich Werkstoffmodelle in phänomenologische und werkstoffphysikalische Stoffgesetze einteilen. Dabei beruhen phänomenologische Stoffgesetze auf der mathematischen Approximation von Versuchsdaten, wohingegen werkstoffphysikalische Stoffgesetze die im Werkstoff ablaufenden mikrostrukturellen Veränderungen beschreiben. In diesem Abschnitt werden phänomenologische Stoffgesetze zur Charakterisierung des Werkstoffverhaltens unter statischer, viskoplastischer und thermischer einachsiger Beanspruchung diskutiert, die grundlegende Bedeutung für die vorliegende Arbeit besitzen.

Statische Beanspruchung

Die mechanischen Kenngrößen eines Werkstoffs werden im Zugversuch nach DIN EN 10002 ermittelt. Die Fließkurve für Werkstoffe ohne ausgeprägte Streckgrenze kann z.B. durch den Ansatz in Gleichung 2.1 von Ramberg-Osgood [Ramb] mathematisch beschrieben werden.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (2.1)$$

Für den technisch relevanten Bereich, in der Regel $\varepsilon \leq 2\%$, ist eine Unterscheidung von technischen und wahren Größen im Allgemeinen nicht erforderlich.

Viskoplastische Beanspruchung

Bei der Beanspruchung eines metallischen Werkstoffs bei Raumtemperatur sind die auftretenden Verformungen unabhängig von der Zeit. Bei hohen Temperaturen (bezogen auf die absolute Schmelztemperatur) wird das Werkstoffverhalten jedoch zeitabhängig. Es tritt ein stetiges Kriechen auch bei gleichbleibender Belastung auf. Das viskoplastische Werkstoffverhalten lässt sich mit Hilfe des Zeitstandversuchs sowie des Relaxationsversuchs ermitteln.

Beim Zeitstandversuch unter Zugbeanspruchung nach DIN EN 10291 wird das zeitliche Verhalten eines metallischen Werkstoffs unter konstanter Prüftemperatur und in Richtung der Probenachse wirkender konstanter Zugkraft bestimmt. In [Bild 2.2](#) sind die wichtigsten beim Zeitstandversuch auftretenden Dehnungen veranschaulicht.

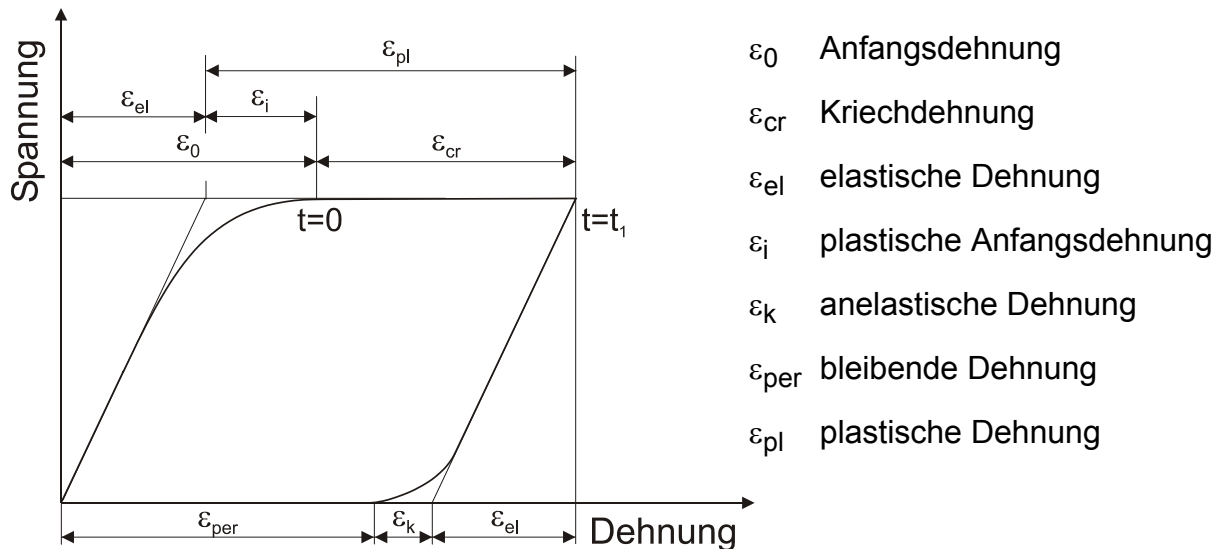


Bild 2.2: Bezeichnung der Dehnungen im Zeitstandversuch

Nach DIN EN 10291 wird für Dehnungen das Formelzeichen A verwendet. Im Gegensatz hierzu werden in dieser Arbeit Dehnungen mit dem Formelzeichen ε bezeichnet. Die anelastische Dehnung ε_k ist meist vernachlässigbar klein, weshalb kein Unterschied zwischen der plastischen Dehnung ε_{pl} und der bleibenden Dehnung ε_{per} besteht.

Beim Relaxationsversuch nach DIN EN 10319 unterliegt die Probe einer konstanten Gesamtdehnung. Mit der Zeit kommt es zu einer Umlagerung der elastischen Anfangsdehnung zu einer plastischen Dehnung. Dabei nimmt die Spannung proportional mit der elastischen Dehnung ab.

Mathematisch kann das viskoplastische Materialverhalten mit Hilfe von Kriechgleichungen abgebildet werden. Prinzipiell wird zwischen Kriechgesetzen unterschieden, die entweder empirisch (phänomenologisch) oder aus den zugrundeliegenden werkstoffmechanischen Mechanismen abgeleitet sind [Kloo].

Im Allgemeinen lässt sich die Kriechdehnung ε_{cr} in Abhängigkeit der Faktoren Spannung σ , Zeit t und Temperatur T ausdrücken [Penn].

$$\varepsilon_{cr} = f(\sigma, t, T) \quad (2.2)$$

In der Regel kann ein gegenseitiger Einfluss der Faktoren ausgeschlossen werden, so dass sich die Kriechdehnung aus dem Produkt der einzelnen Faktoren ergibt.

$$\varepsilon_{cr} = f_1(\sigma) \cdot f_2(t) \cdot f_3(T) \quad (2.3)$$

In den Gleichungen 2.4-2.7 sind häufig eingesetzte phänomenologische Kriechgesetze dargestellt [Nort], [Bail], [Garof], [Grah].

$$\varepsilon_{cr} = A\sigma^n t \quad (\text{Norton}) \quad (2.4)$$

$$\varepsilon_{cr} = A\sigma^n t^m \quad (\text{Norton-Bailey}) \quad (2.5)$$

$$\varepsilon_{cr} = X_1(1 - e^{-X_2 t}) + X_3 t \quad (\text{Garofalo}) \quad (2.6)$$

$$\text{mit } X_1 = Ae^{B\sigma}, \quad X_2 = C\sigma^D, \quad X_3 = Ee^{F\sigma}$$

$$\varepsilon_{cr} = \sum_i A_i \sigma^{n_i} t^{m_i} \quad (\text{Graham-Walles}) \quad (2.7)$$

Die Formelzeichen A, B, C, D, E, F, m und n sind Werkstoffkonstanten. Eine Zusammenstellung weiterer Kriechgesetze ist beispielsweise bei [Shen] zu finden.

Bei [Gaud] wird ein Werkstoffmodell erörtert, das im Unterschied zu den phänomenologischen Werkstoffmodellen, die zugrundeliegenden mikrostrukturellen Vorgänge berücksichtigt. Es ist in Abhängigkeit des Anwendungsfalls zu überprüfen, ob der Einsatz eines werkstoffmechanisch begründeten Stoffgesetzes oder eines, in der Regel weniger komplexen, phänomenologischen Stoffgesetzes vorzuziehen ist.

Zur Bestimmung der Änderung der Kriechdehnung mit der Zeit bzw. der Kriechgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}_{cr}$ gibt es prinzipiell zwei unterschiedliche Möglichkeiten. Nach der Zeitverfestigungsregel erhält man

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = f(\sigma, t, T) \quad (2.8)$$

durch einfaches Ableiten der Kriechdehnung nach der Zeit. Beispielsweise folgt aus Gleichung 2.7 (Graham-Walles) durch Differenzieren

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = \sum_i A_i \sigma^{n_i} m_i t^{(m_i-1)} \quad (2.9)$$

und nach Substitution der Variablen

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = \sum_i A_i' \sigma^{n_i'} t^{m_i'} \quad (2.10)$$

Mit der Dehnungsverfestigungsregel ergibt sich die Kriechgeschwindigkeit in Abhängigkeit der bisherigen Kriechdehnung.

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = f(\sigma, \varepsilon_{cr}, T) \quad (2.11)$$

Beispielsweise stellt

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = A_1 \sigma^{n_1} \varepsilon_{cr}^{m_1} + A_2 \sigma^{n_2} \quad (2.12)$$

eine entsprechende Kriechgleichung dar, die jedoch nicht mehr direkt integrierbar ist, vergleiche Abschnitt 3.1.

Beide Ansätze können bei Belastungsänderungen mit der Zeit zu stark unterschiedlichen Ergebnissen führen, vergleiche Bild 2.3.

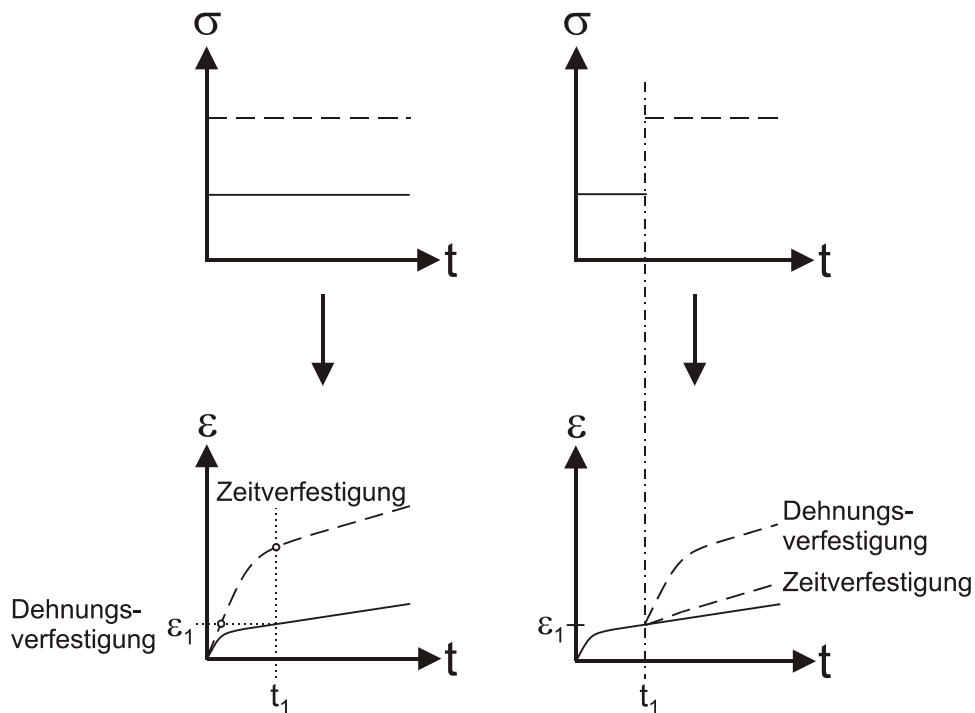


Bild 2.3: Vergleich von Zeit- und Dehnungsverfestigungsregel

In Bild 2.3 sind auf der linken Seite der Verlauf einer konstanten niedrigen Spannung (durchgezogene Kurve) und einer konstanten hohen Spannung (gestrichelte Kurve) sowie die entsprechenden Verläufe der Dehnung über der Zeit dargestellt.

Auf der rechten Seite von Bild 2.3 zeigt der Spannungsverlauf zum Zeitpunkt t_1 eine Spannungserhöhung. Es wird verdeutlicht, dass sich nach der Zeitverfestigungsregel die neue Kriechgeschwindigkeit aus der Kriechgeschwindigkeit der neuen Belastung (gestrichelte Kurve) für die bisher erreichte Zeit t_1 ergibt. Mit der Dehnungsverfestigungsregel ergibt sich die neue Kriechgeschwindigkeit aus der Kriechgeschwindigkeit der neuen Belastung für die bisher erreichte Dehnung ε_1 .

In der Regel beschreibt die Dehnungsverfestigungsregel die Kriechvorgänge besser, siehe [Barth], [Finn], [Krau], [Odqv] und [Purp], weshalb diese für die Berechnungen verwendet wird.

Thermische Beanspruchung

Durch Temperaturänderungen treten bei einem Körper Wärmedehnungen ε_{th} auf. Diese Wärmedehnungen lassen sich mit Hilfe des mittleren linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten α berechnen.

$$\varepsilon_{th} = \alpha \Delta \vartheta \quad (2.13)$$

Bei einer Behinderung der Wärmedehnungen treten Wärmespannungen auf, die sowohl durch feste Einspannungen als auch durch unterschiedliche Werkstoffpaarungen, wie sie zum Beispiel bei einer Flanschverbindung vorliegen, entstehen können.

Der Wärmeausdehnungskoeffizient α wird im Dilatometerversuch bestimmt, vergleiche ASTM E 228. Dabei wird eine Probe ohne mechanische Beanspruchungen stetig erwärmt und wieder abgekühlt, wobei die dabei auftretenden Wärmedehnungen aufgezeichnet werden.

2.3 Werkstoffverhalten bei mehrachsiger Beanspruchung

Für die im vorausgehenden Abschnitt erörterten Berechnungsansätze für einachsige Beanspruchungen wird im Folgenden die Übertragbarkeit auf mehrachsige Spannungszustände diskutiert.

Liegt in einem Bauteil ein mehrachsiger Spannungszustand vor, so kann dieser mit Hilfe einer Festigkeitshypothese in einen quasi einachsigen Spannungszustand transformiert werden. Für rein statische Beanspruchungen bei duktilen Werkstoffen wird in der Regel die Gestaltänderungsenergiehypothese (GEH) nach von Mises [Mise] eingesetzt, vergleiche [Diet].

$$\sigma_v = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (2.14)$$

Analog zur Vergleichsspannung ergibt sich die Vergleichsdehnung zu

$$\varepsilon_v = \frac{\sqrt{2}}{2(1+\mu)} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2} . \quad (2.15)$$

Sind die plastischen Dehnungen bedeutend größer als die elastischen Dehnungen, vereinfacht sich Gleichung 2.15 unter der Annahme von inkompressiblem Werkstoffverhalten ($\mu = 0,5$), vergleiche [Sähn]

$$\varepsilon_v = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2} . \quad (2.16)$$

Bei mehrachsiger Kriechbeanspruchung ist zur Beschreibung des Verformungsverhaltens duktiler Stähle die von Mises Hypothese am weitesten verbreitet, siehe [Brow], [Ewal], [Koni], [Mail], [Sche] und [Shen2].

Mit Hilfe der Inkompressibilitätsbedingung lassen sich die Kriechdehngeschwindigkeiten für die Hauptrichtungen berechnen.

$$\dot{\varepsilon}_{1,cr} = \frac{\dot{\varepsilon}_{v,cr}}{\sigma_v} (\sigma_1 - (\sigma_2 + \sigma_3) / 2) \quad (2.17)$$

$$\dot{\varepsilon}_{2,cr} = \frac{\dot{\varepsilon}_{v,cr}}{\sigma_v} (\sigma_2 - (\sigma_1 + \sigma_3) / 2) \quad (2.18)$$

$$\dot{\varepsilon}_{3,cr} = \frac{\dot{\varepsilon}_{v,cr}}{\sigma_v} (\sigma_3 - (\sigma_1 + \sigma_2) / 2) \quad (2.19)$$

Die Vergleichskriechgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}_v(\sigma_v, \varepsilon_v, T)$, die das Werkstoffverhalten beschreibt, wird beispielsweise mit nachfolgender Kriechgleichung ermittelt, die sich aus Gleichung 2.12 ergibt.

$$\dot{\varepsilon}_{v,cr} = A_1 \sigma_v^{n_1} \varepsilon_{v,cr}^{m_1} + A_2 \sigma_v^{n_2} \quad (2.20)$$

Diese Vorgehensweise wird in Bild 2.4 vereinfacht zusammengefasst.

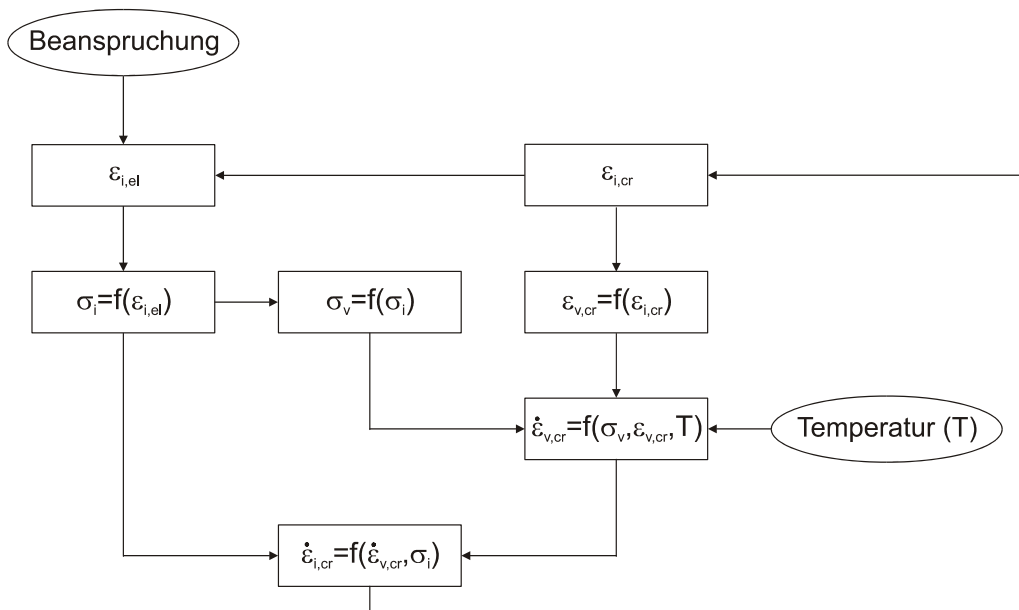


Bild 2.4: Schema einer iterativen Berechnung von Kriechdehnungen bei mehrachsiger Beanspruchung

Über das viskoplastische Materialverhalten hinaus besitzt das Versagensverhalten für die Auslegung von Bauteilen eine große Bedeutung. Hierfür wurden von Kachanov-Rabotnov [Kach], [Rabo] Schädigungsgleichungen entwickelt, auf denen moderne Materialmodelle basieren, die das Zusammenwirken von Kriechverformung und Kriechschädigung berücksichtigen [Bhan], [Gaud].

Das Schädigungsverhalten unter Zeitstandbeanspruchung ergibt sich bei mehrachsiger Beanspruchung durch die von Mises Vergleichsspannung σ_v , die maximale Hauptspannung σ_1 sowie die hydrostatische Spannung σ_H und muss somit aus einer Kombination dieser Größen bestimmt werden. Stehen keine geeigneten mehrachsigen Versuche der verwendeten Werkstoffe zur Verfügung, können die für die Schädigung kritischen Stellen anhand einer Betrachtung der maximalen Hauptspannung σ_{max} sowie der Mehrachsigkeit der Beanspruchung abgeschätzt werden. Die Mehrachsigkeit der Beanspruchung wird häufig durch nachfolgende Kenngrößen zur Charakterisierung des Mehrachsigkeitsgrades dargestellt.

$$q = \frac{\tau_r}{\sigma_H} = \frac{\sigma_v}{\sigma_H} \frac{\sqrt{3}}{3} \quad (2.21)$$

$$h = \frac{\sigma_H}{\sigma_v} = \frac{1}{q} \frac{\sqrt{3}}{3} \quad (2.22)$$

Eine weiterführende Beschreibung von Kenngrößen der Mehrachsigkeit ist bei [Clau], [Kord] und [Roos] zu finden. Falls keine entscheidende Kriechschädigung auftritt, kann in der Regel zur Beschreibung der Kriechverformung auf die von Mises Vergleichsspannung zurückgegriffen werden [Mail3].

Zur Beschreibung des viskoplastischen Werkstoffverhaltens bei komplizierter Wechselwirkung von Kriechen und Ermüdung wird häufig das Chaboche-Modell eingesetzt, vergleiche [Chab], [Efti], [Issl], [Lema] sowie [Noua]. Unter Einbeziehung eines Schädigungsmodells lassen sich damit Vorhersagen für das Versagen eines komplex beanspruchten Bauteils treffen [Xu], [Xu2].

2.4 Berechnung von Flanschverbindungen

In Abhängigkeit der Zielsetzung einer Flanschberechnung können die Berechnungsverfahren in folgende Gruppen eingeteilt werden:

1. Dimensionierung der Bauteile
2. Bestimmung der erforderlichen Montagekräfte
3. Festigkeitsnachweis
4. Dichtheitsnachweis
5. Lebensdauerberechnung
6. Zeitabhängiges Verformungsverhalten (Relaxation) im Hochtemperaturbereich

Für die Berechnungsverfahren 1-5 stehen verschiedene Richtlinien zur Verfügung. Flanschverbindungen im Rohrleitungs- und Apparatebau, bei denen die Flansche mit Schrauben und Dichtung kraftschlüssig miteinander verbunden sind, wurden in Deutschland nach DIN 2505 berechnet. Heute werden vor allem die KTA 3211.2, die DIN EN 1591 sowie die Berechnung nach ASME-Normen verwendet. Ein aktueller Stand der Regelwerke für die Auslegung von Flanschverbindungen wird bei [Barto] erläutert. Eine Lebensdauerberechnung kann mit Hilfe der TRD 301 und TRD 508 durchgeführt werden.

Im Rahmen dieser Arbeit wird das zeitabhängige Verformungsverhalten (Relaxation) im Hochtemperaturbereich untersucht, das mit den zur Verfügung stehenden Richtlinien nicht hinreichend beschrieben werden kann. Zur genaueren Bestimmung plastischer, thermischer und viskoplastischer Dehnungen wird in der Regel auf inelastische FE-Analysen zurückgegriffen [Kaue]. Für eine Abschätzung der elastischen Verformung von Flanschverbindungen zur Überprüfung der FE-Modellierung sind die Berechnungsvorschriften der DIN 2505 jedoch ein wertvolles Hilfsmittel, das im Folgenden beschrieben wird.

Kraftwirkung am Flansch

In Bild 2.5 ist die Kraftwirkung am Flansch, die sich auf den gesamten Umfang verteilt, im Einbauzustand dargestellt. Durch das Freischneiden des Flansches wirken die Schraubenkraft P_{S0} sowie die Dichtkraft P_{D0} .

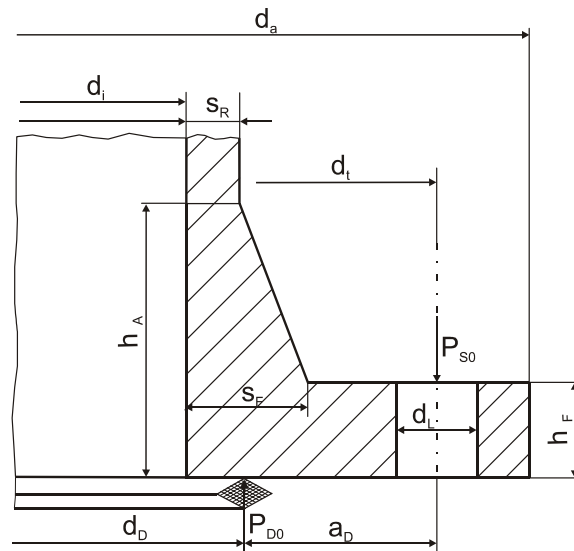


Bild 2.5: Kraftwirkung am Flansch im Einbauzustand

Nach der Aufbringung des Innendrucks treten im Betriebszustand neben der Schraubenkraft P_{SB} und der Dichtkraft P_{DB} die Rohrkraft P_R sowie die Ringflächenkraft P_F auf, vergleiche Bild 2.6. Darüber hinaus wirken auf die Rohrwand radiale und tangentielle Spannungen aus dem Innendruck p , die auf die Schrauben bei rein elastischer Betrachtungsweise allerdings keinen Einfluss haben.

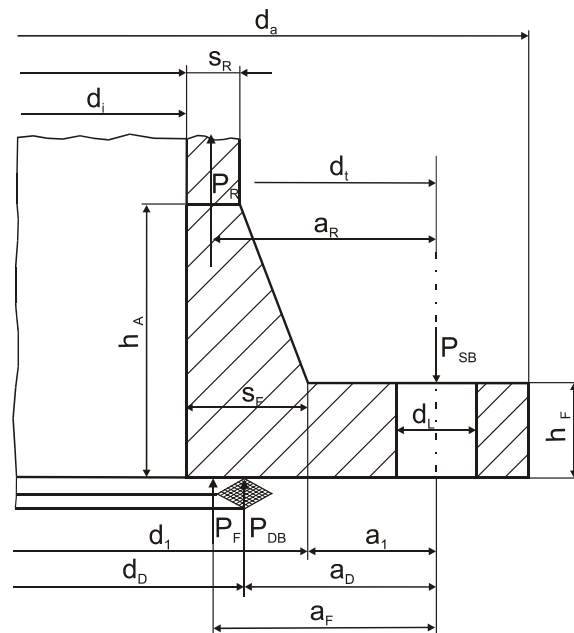


Bild 2.6: Kraftwirkung am Flansch im Betriebszustand

Konstruktion des Verspannungsschaubildes

Mit Hilfe eines Verspannungsschaubildes werden in Bild 2.7 die Kräfte und Verformungen der Flanschhälften und Schrauben veranschaulicht.

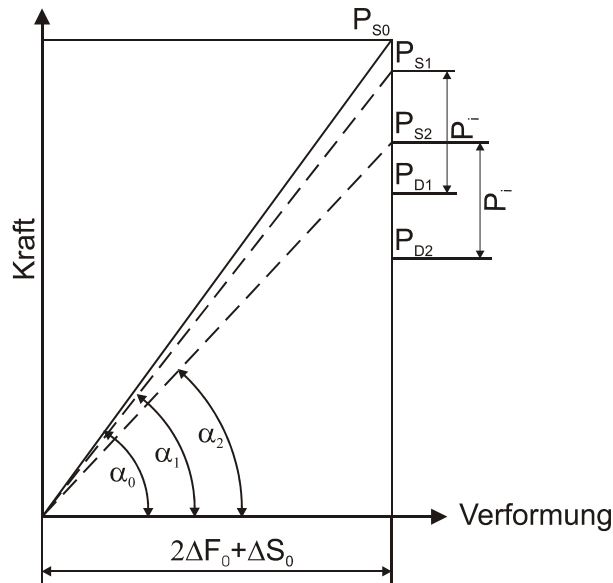


Bild 2.7: Verspannungsschaubild einer Flanschverbindung

Zur Konstruktion des Verspannungsschaubildes werden die elastische Durchbiegung der Flansche ΔF und die elastische Längenänderung der Schrauben ΔS bzw. die entsprechenden Federraten $C = \tan \alpha$ ermittelt. Bei Metaldichtungen ist die Rückfederung der Dichtung ΔD im Vergleich zur Durchbiegung der Flansche vernachlässigbar.

Im Einbauzustand beträgt die Schraubenkraft P_{S0} und die elastische Durchbiegung der Flansche sowie die Längenänderung der Schrauben $2\Delta F_0 + \Delta S_0$.

Nach Aufbringung des Innendrucks erfährt die Dichtung eine Entlastung auf P_{D1} , während sich die Schraubenkraft von P_{S0} auf P_{S1} ändert. Im Verspannungsschaubild ändern sich der Winkel α_0 in α_1 bzw. die Federrate C_{F0} in C_{F1} .

Mit steigender Temperatur vermindert sich α_1 auf α_2 und die Federrate ändert sich von C_{F1} in C_{F2} entsprechend dem absinkenden Elastizitätsmodul. Die Schrauben- und Dichtungskräfte ergeben sich damit zu P_{S2} bzw. P_{D2} .

Berechnung der Federraten

Die elastische Längenänderung der Schrauben ergibt sich aus der Schraubenkraft und der Federrate der Schraube.

$$\Delta S = \frac{P_S}{C_S} \quad (2.23)$$

$$C_S = E \frac{\pi d_s^2 n}{4 l_s} \quad (2.24)$$

Die elastische Durchbiegung der Einzelflansche beträgt im Schraubenlockkreis

$$\Delta F = \frac{P_S}{C_F} \quad (2.25)$$

$$C_F = \frac{4\pi E h_A}{(d_a + d_i) a_D^2} W \quad (2.26)$$

wobei sich das Widerstandsmoment gegen Biegung aus nachfolgenden Gleichungen ergibt.

$$W = W_F + W_R \quad (2.27)$$

$$W_F = \frac{1}{12} (d_a - d_i - 2d_L) h_F^2 \quad (2.28)$$

$$W_R = \frac{1}{12} (d_i + s_F) s_F^2 \quad (2.29)$$

Die elastische Rückfederung der Dichtung wird für Flanschdichtungen als

$$\Delta D = \frac{P_D}{C_D} \quad (2.30)$$

$$C_D = \frac{E_D \pi d_D b_D}{h_D} \quad (2.31)$$

angenommen, wobei bei Metalldichtungen die Rückfederung im Vergleich zur Durchbiegung der Flansche vernachlässigbar ist. Bei Aufbringung des Innendrucks p ändern sich die Flanschdurchbiegung und die Schraubenkraft.

$$\Delta F_1 = \Delta F_0 \frac{M_1}{M_0} \quad (2.32)$$

$$P_{S1} = P_{S0} + p \frac{\frac{2}{C_{F0}} + \frac{1}{C_D} - \frac{2}{C_{F0}} \frac{a_R}{a_D}}{\frac{2}{C_{F0}} + \frac{1}{C_S} + \frac{1}{C_D}} \quad (2.33)$$

Bei Erhöhung der Temperatur ändern sich die Federrate des Flansches bzw. die Schraubenkraft mit dem Elastizitätsmodul.

$$C_{F2} = C_{F1} \frac{E_{F2}}{E_{F0}} \quad (2.34)$$

$$P_{S2} = P_{S1} \frac{E_{S2}}{E_{S0}} \quad (2.35)$$

2.5 Montagebeanspruchung von Schraubenbolzen

Das Torsionsmoment zur Montage M_M setzt sich aus dem Gewindemoment M_G sowie dem Kopf- bzw. Mutterreibungsmoment M_K zusammen, vergleiche VDI-Richtlinie VDI 2230.

$$M_M = M_G + M_K = F_M(0,16P_G + 0,58d_2 \cdot \mu_G + \frac{D_{Km}}{2} \mu_K) \quad (2.36)$$

Die Montagebeanspruchung der Schraubenbolzen besteht aus der Überlagerung einer Zugspannung σ_M infolge der Vorspannkraft, die sich aus der Gewindesteigung P_G ergibt, und einer Torsionsspannung τ_M aufgrund des Gewindemomentes M_G . Die Gesamtbeanspruchung aus Zug und Torsion im Schraubenschaft ergibt sich aus der GEH.

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_M^2 + 3\tau_M^2} \quad (2.37)$$

Weiterführende Hinweise zur Bestimmung der Montagebeanspruchung sind in VDI 2230 zu finden.

2.6 Statistische Größen

Die folgenden statistischen Größen dienen der Beschreibung und Bewertung der Messergebnisse, die im Rahmen der experimentellen Untersuchungen ermittelt wurden, vergleiche [Bron], [Gude] und [Klin]. Mit Hilfe der beschriebenen Verfahren wird in Kapitel 5.2 und Kapitel 8 eine statistische Bewertung der Streuung und Korrelation der Versuchsdaten vorgenommen.

Zufallsvariable

Unter einer Zufallsvariablen X versteht man ein Ereignis, das bei einem Zufallsexperiment auftreten kann. Beispielsweise stellt eine Messgröße eine Zufallsvariable und eine Messung ein Zufallsexperiment dar. Die folgenden Ausführungen sind somit unmittelbar auf die im Rahmen dieser Arbeit ermittelten Messergebnisse übertragbar.

Erwartungswert

Nach n Wiederholungen eines Zufallsexperiments gibt der Erwartungswert den Mittelwert einer Zufallsvariablen X an. Im Falle einer Messung ist der Erwartungswert der Mittelwert der sich durch n Messungen ergibt.

$$\mu_X = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n X_i \quad (2.38)$$

Standardabweichung

Die Standardabweichung s ist ein Maß für die Streuung der Zufallsvariablen X bzw. einer Messung.

$$s = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (X_i - \mu_X)^2} \quad (2.39)$$

Korrelationskoeffizient

Sind zwei Zufallsvariablen X und Y voneinander abhängig, so lässt sich aus der Größe einer der Variablen eine Abschätzung für die Größe der anderen Variablen durchführen. Der Grad der Abhängigkeit wird durch die Kovarianz beschrieben.

$$\text{Cov}(X, Y) = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (X_i - \mu_X)(Y_i - \mu_Y) \quad (2.40)$$

In der Praxis wird meistens die normierte Größe betrachtet, die als Korrelationskoeffizient ρ bezeichnet wird.

$$\rho = \frac{\text{Cov}(X, Y)}{\sigma_X \sigma_Y}; \quad -1 \leq \rho \leq 1 \quad (2.41)$$

Der Betrag des Korrelationskoeffizienten ist nie größer als eins. Ist ρ positiv, so hat eine Erhöhung von X eine Erhöhung von Y zur Folge und umgekehrt. Ist der Betrag von ρ gleich eins, so besteht ein eindeutiger Zusammenhang zwischen X und Y . Ist der Korrelationskoeffizient gleich null, so besteht kein Zusammenhang zwischen X und Y und die Variablen werden als unkorreliert oder statistisch unabhängig bezeichnet.

2.7 Parameteroptimierung

Zur Durchführung einer Parameteroptimierung stehen zwei verschiedene Vorgehensweisen zur Verfügung. Es ist möglich, mit Hilfe von Erfahrung und Intuition,

durch Probieren zu besseren Ergebnissen zu gelangen. Diese Vorgehensweise lässt sich jedoch nicht in Regeln fassen und der Erfolg ist häufig nicht quantifizierbar. Diese Nachteile lassen sich durch ein analytisch-numerisches Vorgehen mit der folgenden Struktur vermeiden [Best]:

1. Aufstellung eines mathematischen Modells
2. Wahl von Entwurfsvariablen
3. Definition einer Ordnungsstruktur
4. Bestimmung der optimalen Entwurfsvariablen
5. Praktikable Realisierung der Lösungen

Auch bei dieser Vorgehensweise sind Erfahrung und Intuition eine unabdingbare Voraussetzung, um zu geeigneten Lösungen zu gelangen. Im Weiteren wird dieses Verfahren anhand der Parameteroptimierung für ein Kriechgesetz konkretisiert.

1. Das Aufstellen eines mathematischen Modells ergibt sich bei einem viskoplastischen Stoffgesetz aus der Definition der Kriechgleichung.
2. Die Entwurfsvariablen sind die Kriechparameter, die optimiert werden.
3. Die Definition einer Ordnungsstruktur wird durch die Aufstellung einer Gütefunktion realisiert. Diese Gütefunktion beschreibt zum Beispiel die Abweichung des Kriechgesetzes von experimentellen Daten. Hierbei wird häufig die Methode der kleinsten Fehlerquadrate verwendet, bei der die quadratische Differenz von Anpassung und Experiment aufsummiert wird. Mit Hilfe von unterschiedlichen Gewichtungsfaktoren ist es möglich, einige Belastungsfälle oder auch bestimmte Belastungshöhen stärker zu gewichten. Das bedeutet, die Parameter besser an diese Fälle anzupassen. Auf eine gute Beschreibung des Verhaltens durch das Stoffgesetz bei Belastungen, die in der Praxis eine untergeordnete Rolle spielen, kann jedoch verzichtet werden. Bei der Beschreibung des Relaxationsverhaltens einer Flanschverbindung bedeutet dies beispielsweise, dass Kriechbeanspruchungen im tertiären Kriechbereich weniger wichtig sind als die zutreffende Beschreibung des primären und sekundären Kriechbereiches.
4. Zur Bestimmung der optimalen Entwurfsvariablen stehen unter anderem die Simplex-Methode, das Gradientenverfahren oder stochastische Verfahren [Best] zur Verfügung. Im Rahmen dieser Arbeit wird der Solver von Microsoft Excel eingesetzt, der automatisch einen geeigneten Optimierungsalgorithmus verwendet.

Für eine optimale Wahl der Startparameter wurde ein Visual Basic-Programm entwickelt, das mit Hilfe eines modifizierten Monte-Carlo-Verfahrens geeignete Startwerte findet, vergleiche Bild 2.8. Mit Hilfe dieses stochastischen Verfahrens wird die Problematik lokaler Minima reduziert.

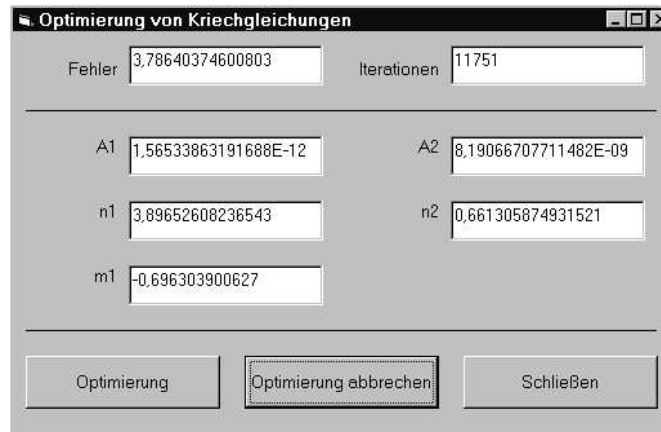


Bild 2.8: Visual Basic-Menü für eine optimierte Startwertbestimmung

Das Programm gibt die aktuellen optimierten Startparameter A_1 , n_1 , m_1 , A_2 und n_2 aus. Weiterhin wird der Fehler der Anpassung mit diesen Parametern an die Versuchsdaten sowie die aktuelle Iteration des Optimierungsprozesses angezeigt.

Beim Monte-Carlo-Verfahren zur Parameteroptimierung wird ein verbesserter (optimierter) Parametersatz erzeugt, indem ein Startparametersatz zufällig im Bereich einer gegebenen Grenze variiert wird. Liefert der neue Parametersatz eine bessere Gütefunktion als der alte Parametersatz, werden die neuen Parameter gespeichert und als neuer Ausgangspunkt für weitere Variationen verwendet. Führen die neuen Parameter jedoch zu einer schlechteren Gütefunktion als die alten Parameter, wird der neue Parametersatz verworfen und die ursprünglichen Parameter als Ausgangspunkt für weitere Variationen verwendet.

5. Das Ergebnis der Optimierung muss kritisch geprüft werden. Die ermittelten optimalen Lösungen dürfen der zugrundeliegenden Theorie nicht widersprechen. Im Fall der Optimierung eines Kriechgesetzes bedeutet dies, dass beispielsweise die mathematische Lösung einer negativen Kriechdehnung ungeeignet ist. Selbst wenn sich damit ausgezeichnete Ergebnisse erzielen ließen, müsste eine solche Lösung verworfen werden, da sie der physikalischen Voraussetzung der Kriechvorgänge widerspricht.

Eine ausführlichere Darstellung des komplexen Themas Optimierung erfolgt bei [Best] oder [Flet].

3 Experimentelle Bestimmung des Werkstoff- und Relaxationsverhaltens

In diesem Kapitel wird die Basischarakterisierung der verwendeten Werkstoffe beschrieben sowie ein Vergleich der experimentellen Daten mit Literaturwerten durchgeführt. Weiterhin erfolgt eine Beschreibung der experimentellen Auslagerungen der Modellflansche sowie der durchgeführten Messungen.

3.1 Basischarakterisierung der Werkstoffe

In einem ersten Schritt wurde eine Basischarakterisierung der Werkstoffe, bei Raumtemperatur (RT) und bei 600 °C durchgeführt. Diese Grundlagenuntersuchungen sind zur Ermittlung der Stoffgesetze für die Simulation notwendig. Die untersuchten Werkstoffe sind in Tabelle 3.1 zusammengefasst.

Zur Simulation des Erwärmungsvorgangs werden die Werkstoffkennwerte aus einer linearen Interpolation zwischen RT und 600 °C von ANSYS automatisch ermittelt. Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen hat jedoch das Verhalten in diesem Temperaturbereich im Vergleich zum Werkstoffverhalten bei 600 °C eine untergeordnete Bedeutung.

Bauteil	Bezeichnung	Verwendete Abkürzung
Schrauben, Muttern	NiCr20TiAl	Ni80A
Dehnhülsen	X6NiCrTiMoVB25-15-2	A286
Flansch A	G-X12CrMoWVNbN10-1-1	X12
Flansch B	X12CrWMoVNbN9-2-1	Nf616
Flansch C	X10CrMoVNb9-1	P91

Tabelle 3.1: Untersuchte Werkstoffe

Der japanische Werkstoff Nf616 entspricht dabei dem Stahl P92, der Werkstoff X12 ist mit dem im Rahmen von COST-Projekten neuentwickelten Stahl E911 vergleichbar, siehe [Schar]. Bei den ermittelten Literaturkennwerten wurde daher auf diese verwandten Werkstoffe ebenfalls zurückgegriffen.

Die chemische Zusammensetzung der Werkstoffe ist im Anhang in Tabelle A.1 zusammengestellt und wird mit den Normwerten aus DIN EN 10269 sowie ASTM A335 verglichen. Für den neu entwickelten, bisher noch nicht genormten Stahl X12 wird ein Vergleich mit verschiedenen Schmelzen durchgeführt, die bei [Blum], [Cerj], [Götz], [Kern], [Schaf], [Schu] und [Schw] untersucht werden.

In Tabelle A.2 sind die Wärmebehandlung und der Gefügestand der untersuchten Werkstoffe dargestellt.

Die Bruchdehnung und Kerbschlagarbeit nach DIN EN 10045 bei Raumtemperatur werden in Tabelle A.3 dargelegt. Die experimentellen Werte für die Bruchdehnung wurden im Zugversuch ermittelt und die minimalen Werte ergeben sich aus DIN EN 10269, VdTÜV 511/2 sowie [Schar].

Zugversuche

Zur experimentellen Bestimmung der Fließkurve bzw. des statischen Elastizitätsmoduls und der Werkstoffverfestigung wurde für jeden Werkstoff bei RT und 600 °C ein (Warm-)Zugversuch durchgeführt (für den Werkstoff Nf616 wurden bei 600 °C zwei Versuche durchgeführt). Die wichtigsten dabei ermittelten Kenngrößen sowie die Ramberg-Osgood-Parameter der Werkstoffe, vergleiche Abschnitt 2.2, sind in Tabelle A.4 zu finden.

In Bild 3.1-3.5 sind die Fließkurven nach der Gleichung von Ramberg-Osgood abgebildet, die durch Anpassung an die Versuchsdaten mit Hilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate bestimmt wurden.

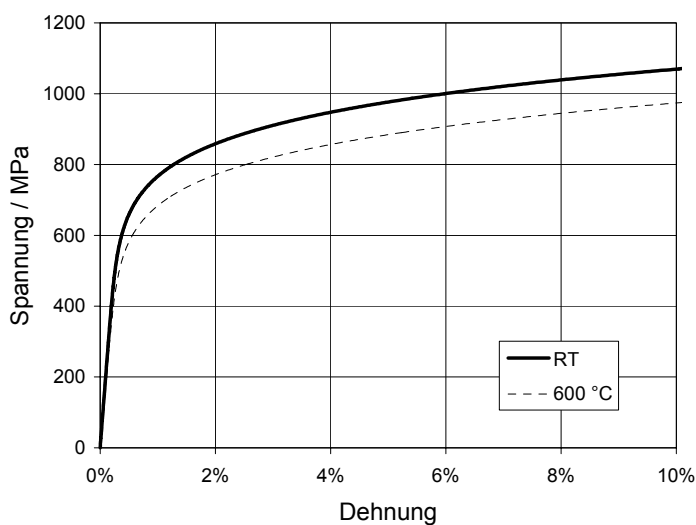


Bild 3.1: Fließkurve des Werkstoffs Ni80A

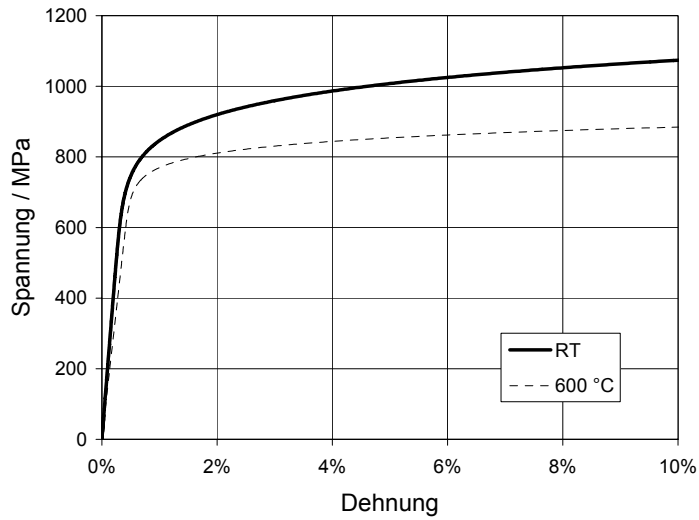


Bild 3.2: Fließkurve des Werkstoffs A286

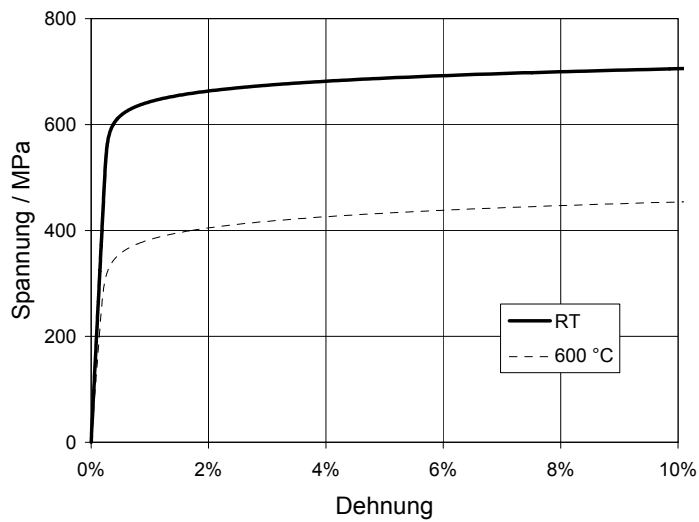


Bild 3.3: Fließkurve des Werkstoffs X12

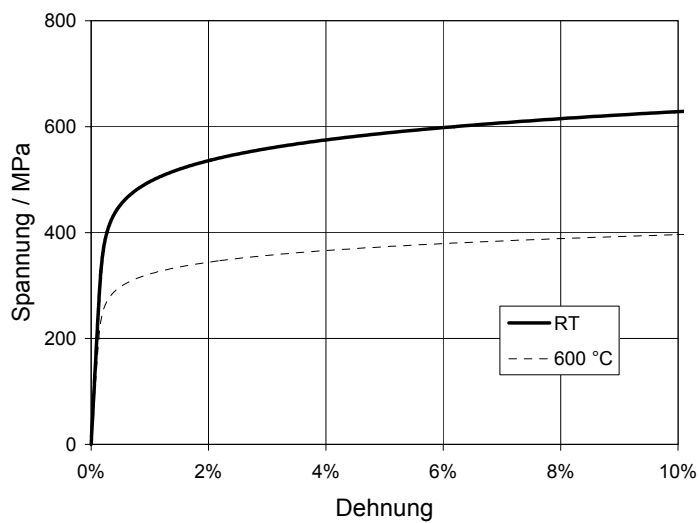


Bild 3.4: Fließkurve des Werkstoffs Nf616

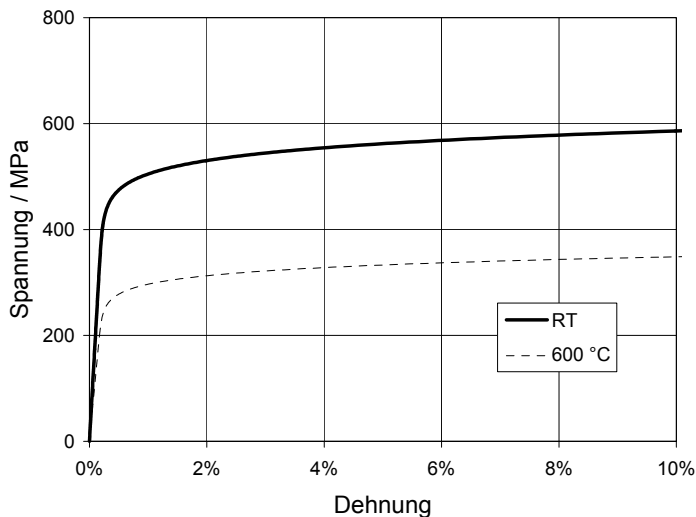


Bild 3.5: Fließkurve des Werkstoffs P91

Zeitstand- und Relaxationsversuche

Zur Bestimmung des viskoplastischen Materialverhaltens wurden bei der Temperatur $T = 600\text{ °C}$ verschiedene Zeitstand- und Relaxationsversuche durchgeführt. Für die Beschreibung des Relaxationsverhaltens der Flanschverbindung ist es notwendig Primär- sowie Sekundärkriechen zu beschreiben, während Tertiärkriechen vernachlässigt werden kann [Mail4]. Hierfür hat sich nachfolgende Kriechgleichung, die eine Modifikation von Gleichung 2.7 (Graham-Walles) darstellt, als besonders geeignet herausgestellt.

$$\dot{\varepsilon}_{\text{cr}} = A_1 \sigma^{n_1} \varepsilon_{\text{cr}}^{m_1} + A_2 \sigma^{n_2} \quad (3.1)$$

Unter Verwendung dieser Gleichung ergibt sich bei der FE-Simulation automatisch ein dehnungsverfestigendes Verhalten, vergleiche Gleichung 2.12. Um mit Hilfe dieses Gesetzes eine Kriechkurve in Abhängigkeit der Zeit zu erhalten, wird Gleichung 3.1 numerisch integriert. Dieser Aufwand bei der Darstellung in Abhängigkeit der Zeit wird durch die erheblich einfachere Berechnung nach der Dehnungsverfestigungsregel bei der Simulation gerechtfertigt.

Weiterhin ist mit dieser Kriechgleichung im Vergleich zu anderen Kriechgesetzen eine ausgezeichnete Anpassung an experimentelle Daten möglich. In [Bild 3.6-3.10](#) werden beispielhaft die Anpassungen verschiedener Kriechgesetze an Zeitstanddaten der Nickelbasislegierung Ni80A bei 600 °C miteinander verglichen.

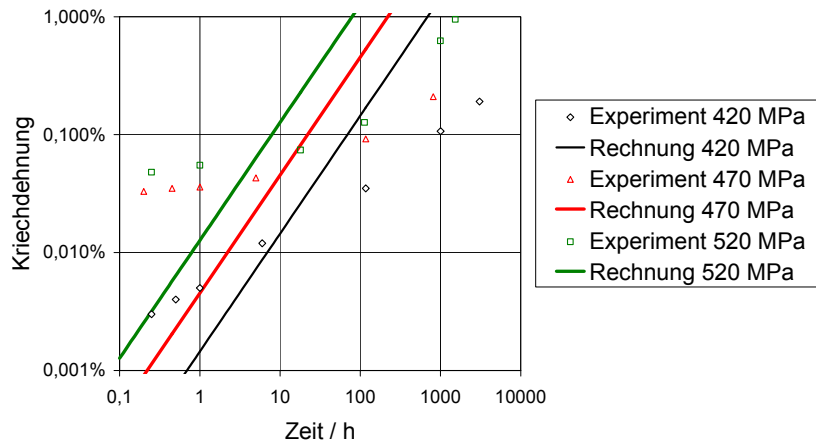


Bild 3.6: Anpassung mit Norton (Gleichung 2.4)

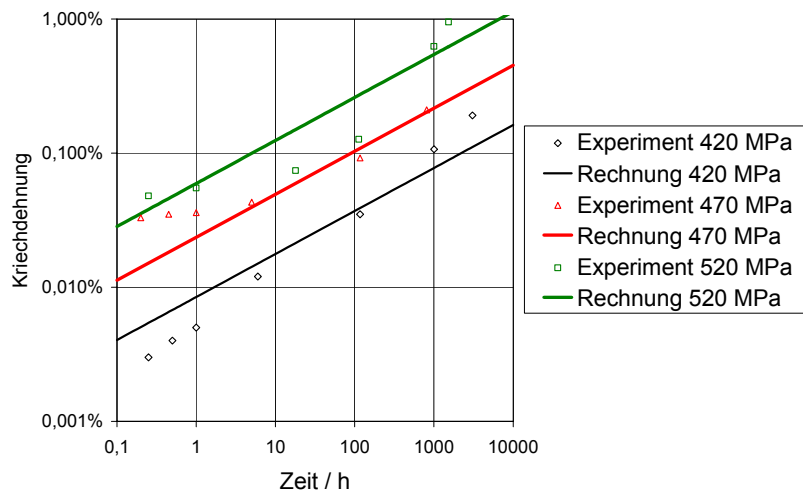


Bild 3.7: Anpassung mit Norton-Bailey (Gleichung 2.5)

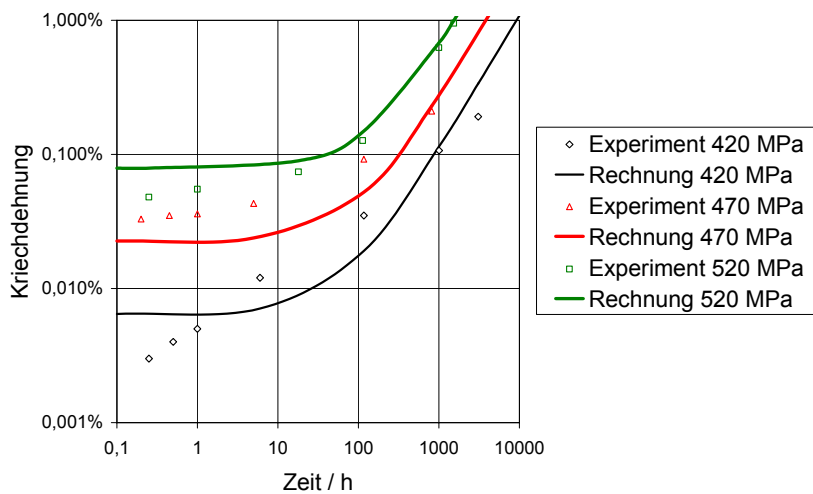


Bild 3.8: Anpassung mit Garofalo (Gleichung 2.6)

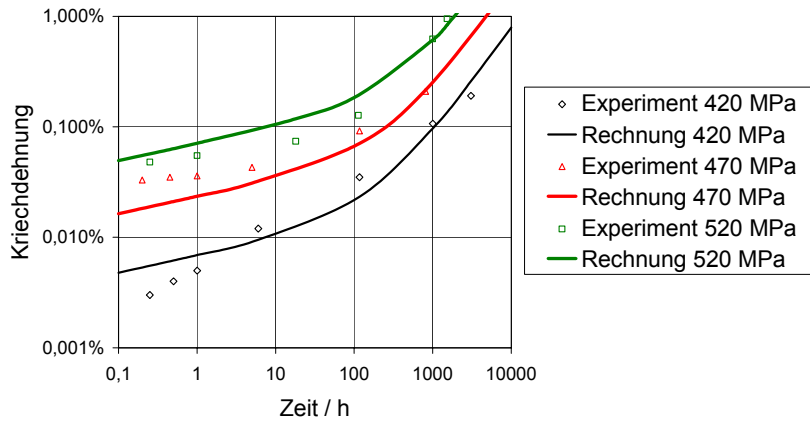


Bild 3.9: Anpassung mit Graham-Walles in Abhängigkeit der Zeit
(Gleichung 2.7, mit $m_2 = 0$)

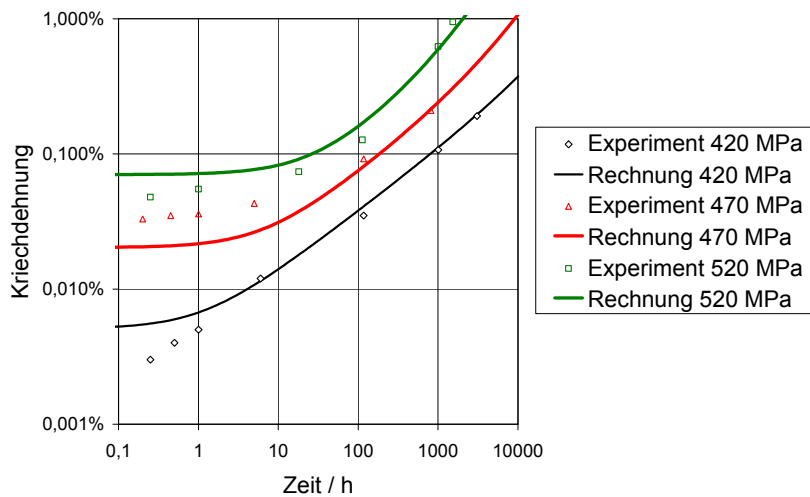


Bild 3.10: Anpassung mit Graham-Walles in Abhängigkeit der Dehnung
(Gleichung 3.1)

Die Anpassung mit dem Kriechgesetz nach Graham-Walles in Abhängigkeit der Dehnung (Gleichung 3.1) liefert bei der Beschreibung der Ni80A-Zeitstanddaten die besten Ergebnisse. Bild 3.11 verdeutlicht, dass die Gütefunktion, siehe Abschnitt 2.7, und somit der Fehler der Anpassung an die Versuchsdaten für dieses Kriechgesetz am geringsten ist. Die Gütefunktion wurde auf das Kriechgesetz von Graham-Walles in Abhängigkeit der Dehnung normiert.

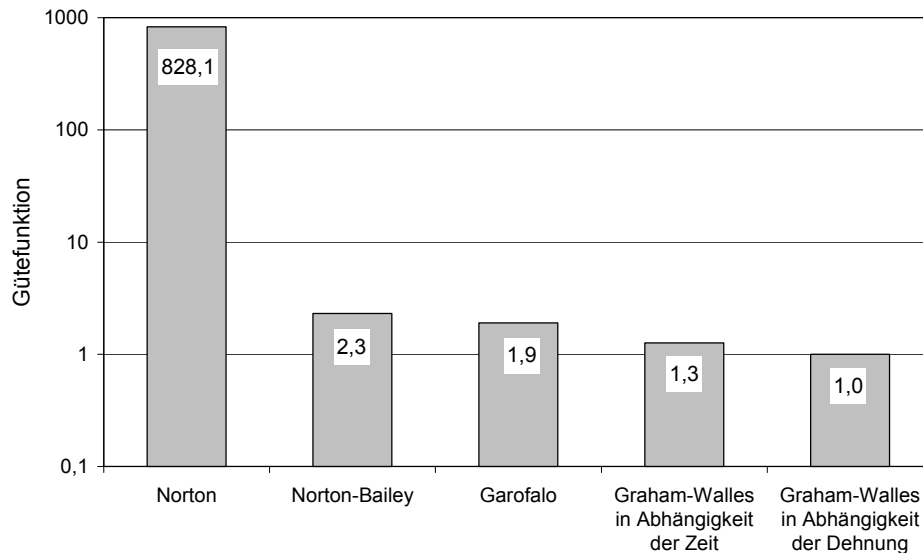


Bild 3.11: Vergleich der Gütefunktion verschiedener Kriechgesetze bei Anpassung an Zeitstanddaten des Werkstoffs Ni80A bei 600 °C.

Ein weiterer Vorteil des verwendeten Kriechgesetzes besteht darin, dass lediglich fünf Kriechparameter zur Beschreibung benötigt werden, weshalb eine Anwendung dieses Stoffgesetzes in der Praxis erleichtert wird.

Die Parameter des Kriechgesetzes werden durch die Daten der Zeitstand- sowie der Relaxationsversuche unter Verwendung des Solvers von Microsoft EXCEL angepasst. In Abschnitt 2.7 wird die Vorgehensweise bei der Anpassung beschrieben.

In Bild 3.12-3.16 werden die Nachrechnungen der durchgeführten Zeitstandversuche dargestellt. Für jeden Werkstoff wurden drei bis sechs Versuche durchgeführt. Ein Vergleich des gefundenen Kriechgesetzes mit Daten aus der Literatur erfolgt im Abschnitt 3.2.

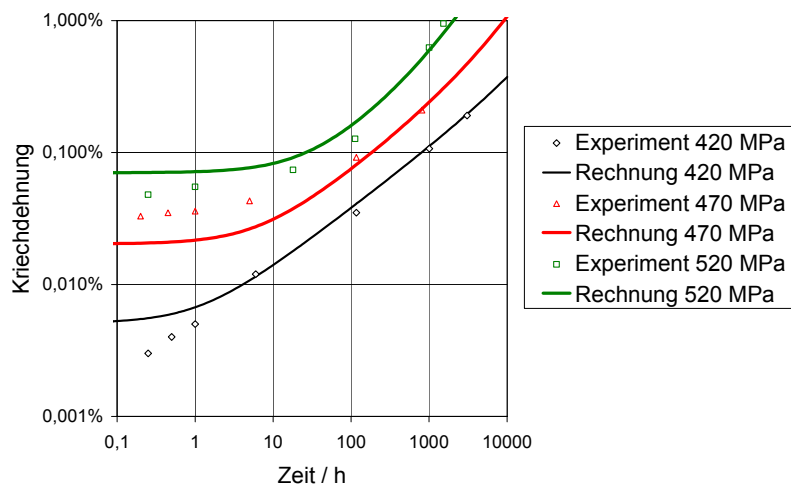


Bild 3.12: Anpassung mit Graham-Walles an Ni80A-Zeitstanddaten

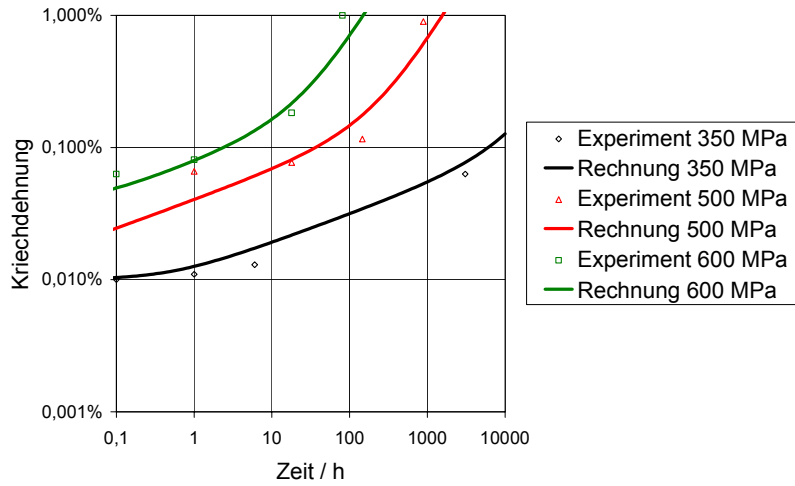


Bild 3.13: Anpassung mit Graham-Walles an A286-Zeitstanddaten

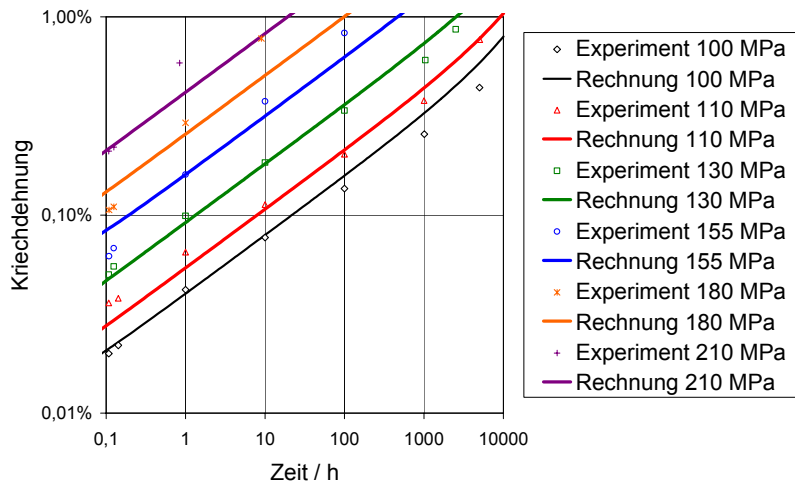


Bild 3.14: Anpassung mit Graham-Walles an X12-Zeitstanddaten

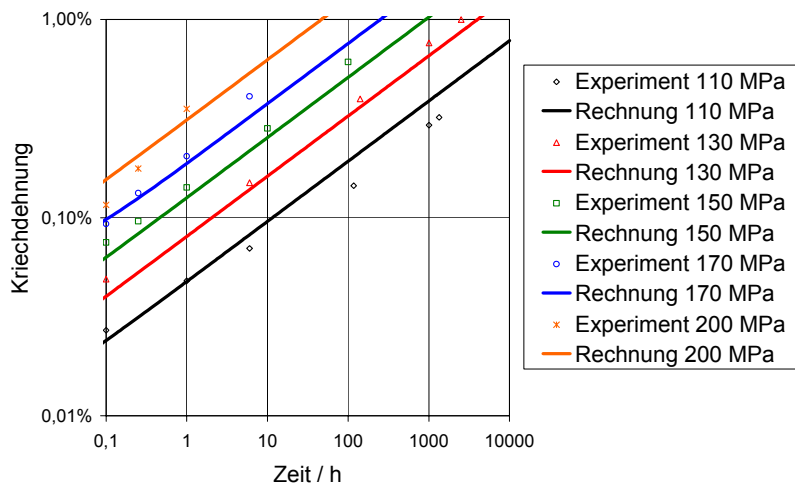


Bild 3.15: Anpassung mit Graham-Walles an Nf616-Zeitstanddaten

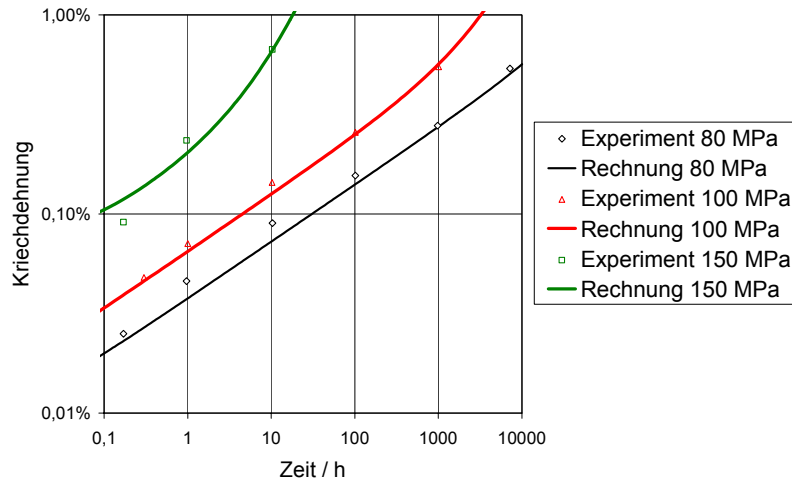


Bild 3.16: Anpassung mit Graham-Walles an P91-Zeitstanddaten

Die Beschreibung der durchgeführten Relaxationsversuche mit dem verwendeten Kriechgesetz wird in Bild 3.17-3.21 wiedergegeben.

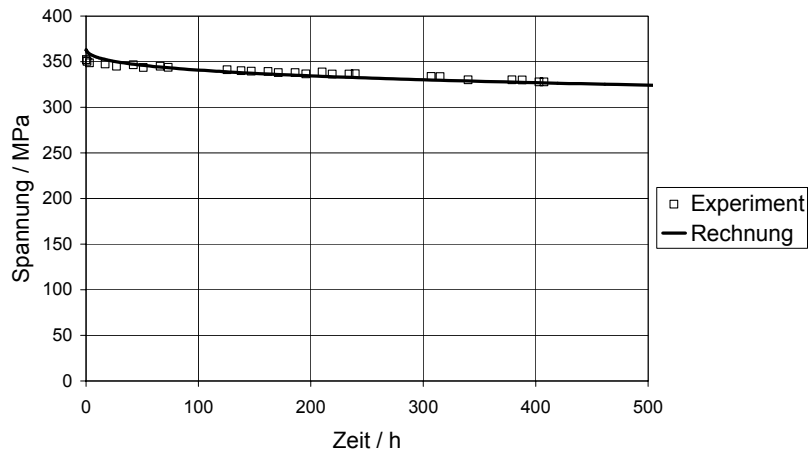


Bild 3.17: Anpassung mit Graham-Walles an Ni80A-Relaxationsdaten ($\epsilon_0 = 0,2\%$)

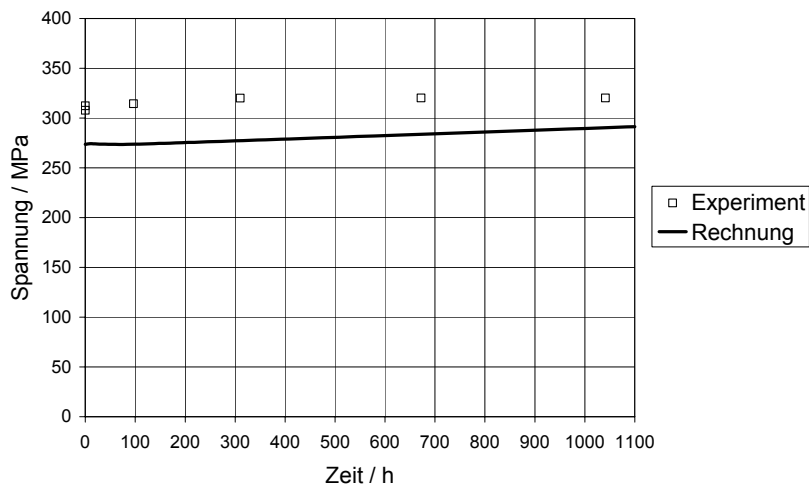


Bild 3.18: Nachrechnung mit Graham-Walles von A286-Relaxationsdaten ($\epsilon_0 = 0,2\%$)

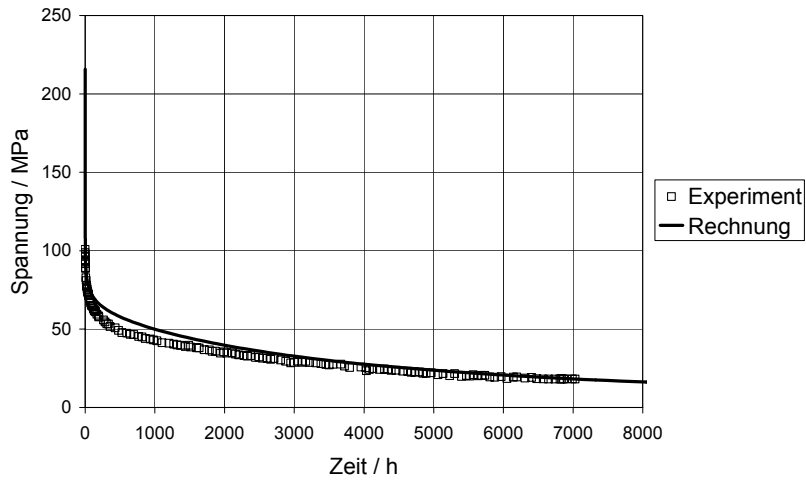


Bild 3.19: Anpassung mit Graham-Walles an X12-Relaxationsdaten ($\epsilon_0 = 0,15\%$)

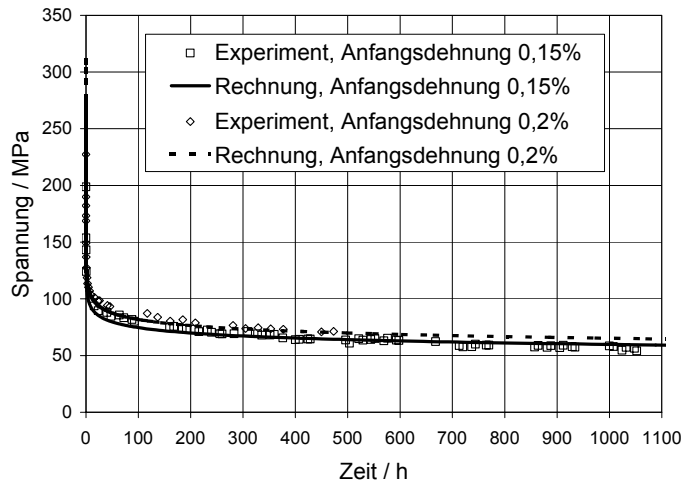


Bild 3.20: Anpassung mit Graham-Walles an Nf616-Relaxationsdaten ($\epsilon_0 = 0,15\%$, $\epsilon_0 = 0,2\%$)

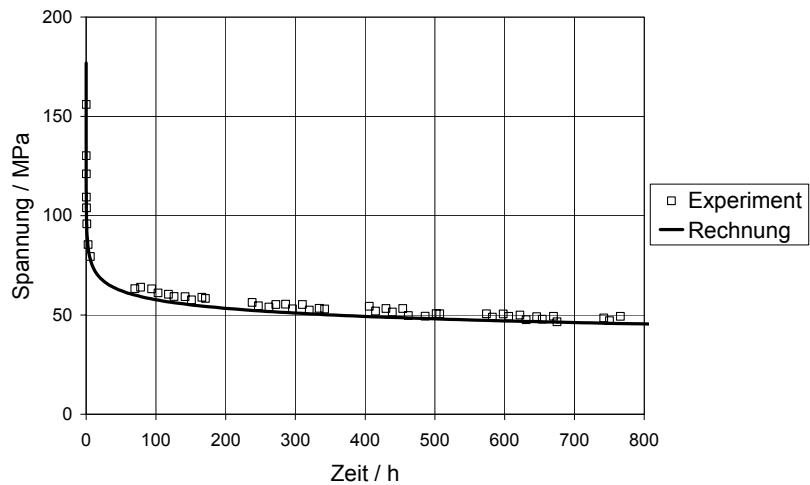


Bild 3.21: Anpassung mit Graham-Walles an P91-Relaxationsdaten ($\epsilon_0 = 0,15\%$)

Bei der Relaxation von A286 in Bild 3.18 ist es durch das Auftreten von Gefügeänderungen, vergleiche Abschnitt 3.7, zu einer Spannungszunahme gekommen. Deshalb wird dieser Relaxationsversuch nicht zur Anpassung der Kriechgleichung verwendet, sondern unter Berücksichtigung des Kriechgesetzes und der Gefügeänderung nachgerechnet, siehe Abschnitt 4.1. Die Abweichung von Experiment und Rechnung in Bild 3.18 ist auf die Streuung des Elastizitätsmoduls zurückzuführen.

Die Kriechparameter der angepassten Kriechgesetze für 600 °C sind im Anhang in Tabelle A.5 zusammengefasst. Die Spannung σ wird dabei in MPa und die Kriechdehnung ε_{CR} dimensionslos eingesetzt, damit sich die Kriechdehngeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}_{CR}$ in h^{-1} ergibt.

Dilatometerversuche

Zur Bestimmung des (mittleren) Wärmeausdehnungskoeffizienten α wurde für die Werkstoffe Ni80A, A286 sowie P91 (stellvertretend für die 9 % Chrom-Stähle X12, Nf616 und P91) jeweils ein Dilatometerversuch durchgeführt. Die experimentellen Ergebnisse des Wärmeausdehnungskoeffizienten α sind in Tabelle A.6 zu finden.

Querkontraktionszahl

Als Querkontraktionszahl wird im untersuchten Temperaturbereich für sämtliche Werkstoffe $\mu = 0,3$ eingesetzt, vergleiche [Richt].

Reibkoeffizient

Zwischen den verschiedenen Einzelbauteilen der Flanschverbindung wird mit dem Reibkoeffizient $\mu_R = 0,4$ gerechnet, vergleiche [Lack]. Dies hat aufgrund der geometrischen Verhältnisse lediglich bei Flansch A einen Einfluss auf das Relaxationsverhalten, der in Abschnitt 4.5 demonstriert wird.

3.2 Vergleich der ermittelten Werkstoffkennwerte mit der Literatur

Die Ergebnisse der Basischarakterisierung werden in diesem Abschnitt mit Werten aus der Literatur, siehe [Bend], [Bend2], [Bend3], [Bend4], [Enni], [Hahn], [Löse], [Naka], [Nimo], [Nrim], [Richa], [Richt], [Rick], [Wach], [Zabe] sowie DIN EN 10269, VdTÜV 511/2, VdTÜV 522/2 und Zeitstanddaten der MPA Stuttgart verglichen.

In Bild 3.22-3.25 werden die Zugfestigkeit R_m , die Ersatzstreckgrenze $R_{p0,2}$, der Elastizitätsmodul E und der Wärmeausdehnungskoeffizient α der untersuchten Werkstoffe jeweils für RT sowie 600 °C miteinander verglichen. Für die Simulation wurde der statische Elastizitätsmodul verwendet.

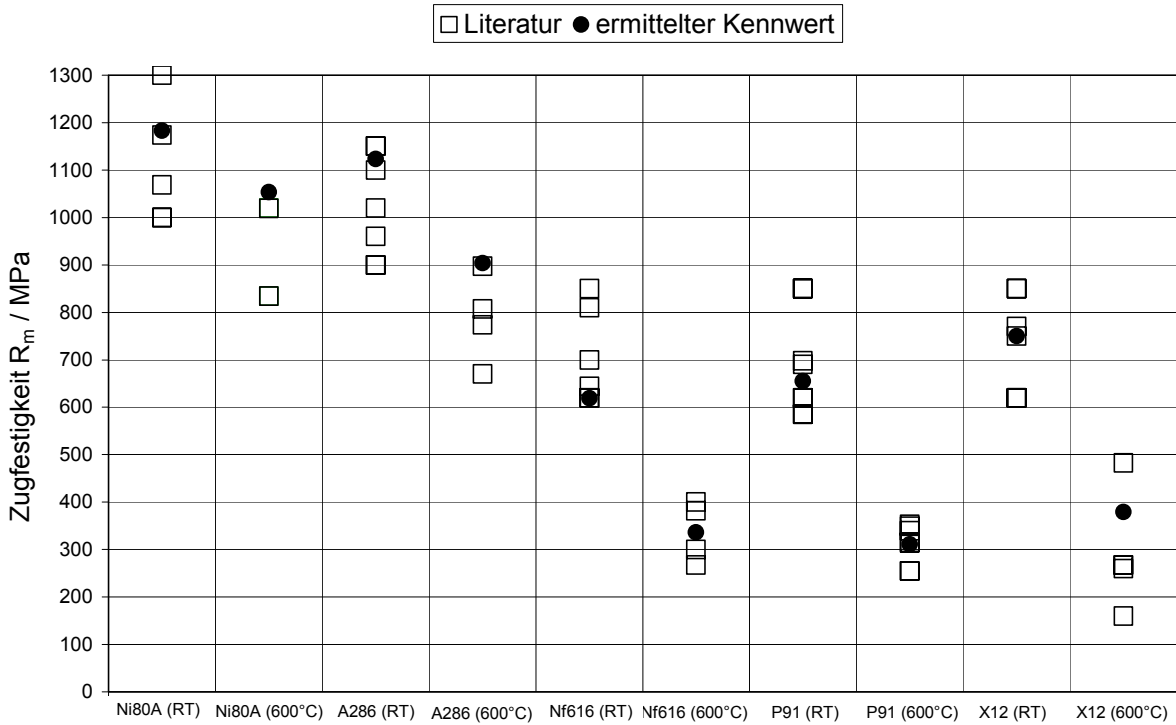


Bild 3.22: Vergleich der Zugfestigkeit R_m der Basischarakterisierung mit Literaturwerten

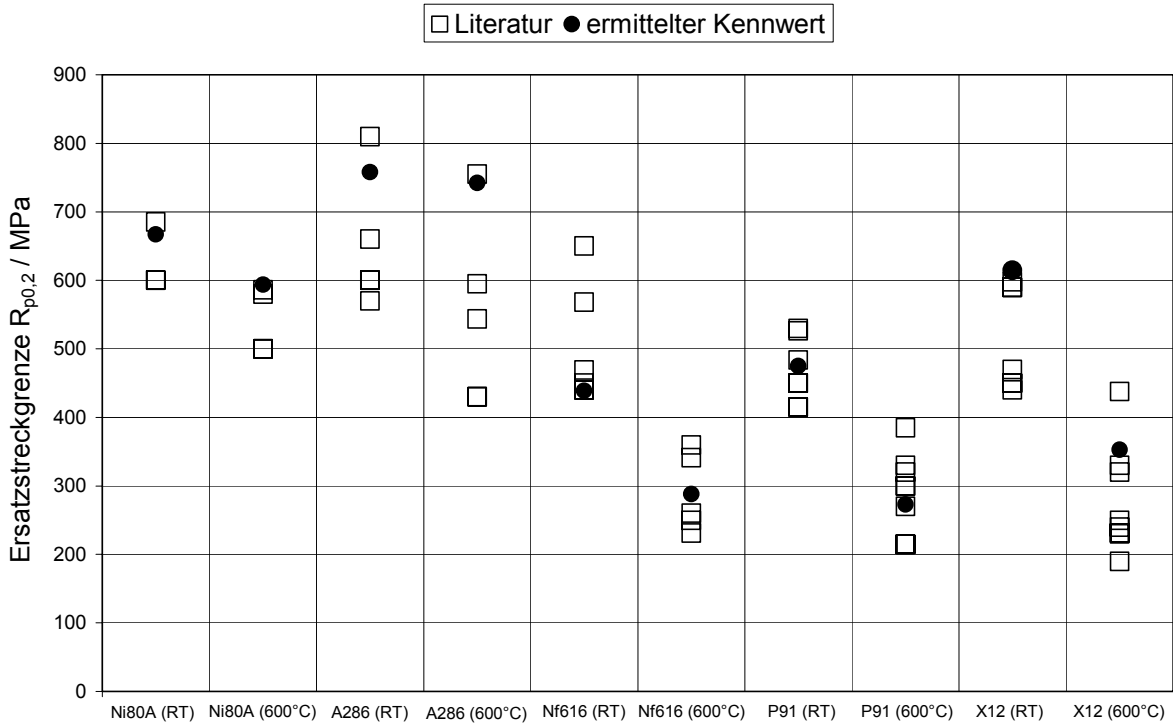


Bild 3.23: Vergleich der Ersatzstreckgrenze $R_{p0.2}$ der Basischarakterisierung mit Literaturwerten

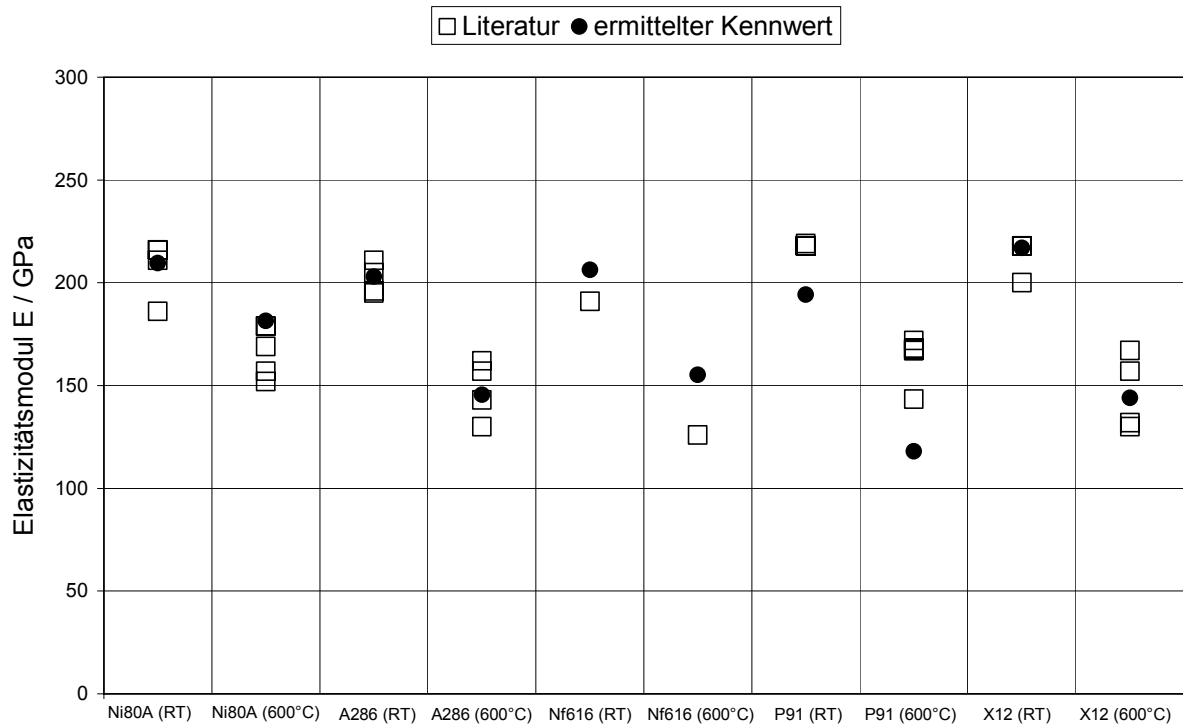


Bild 3.24: Vergleich des Elastizitätsmoduls E der Basischarakterisierung mit Literaturwerten

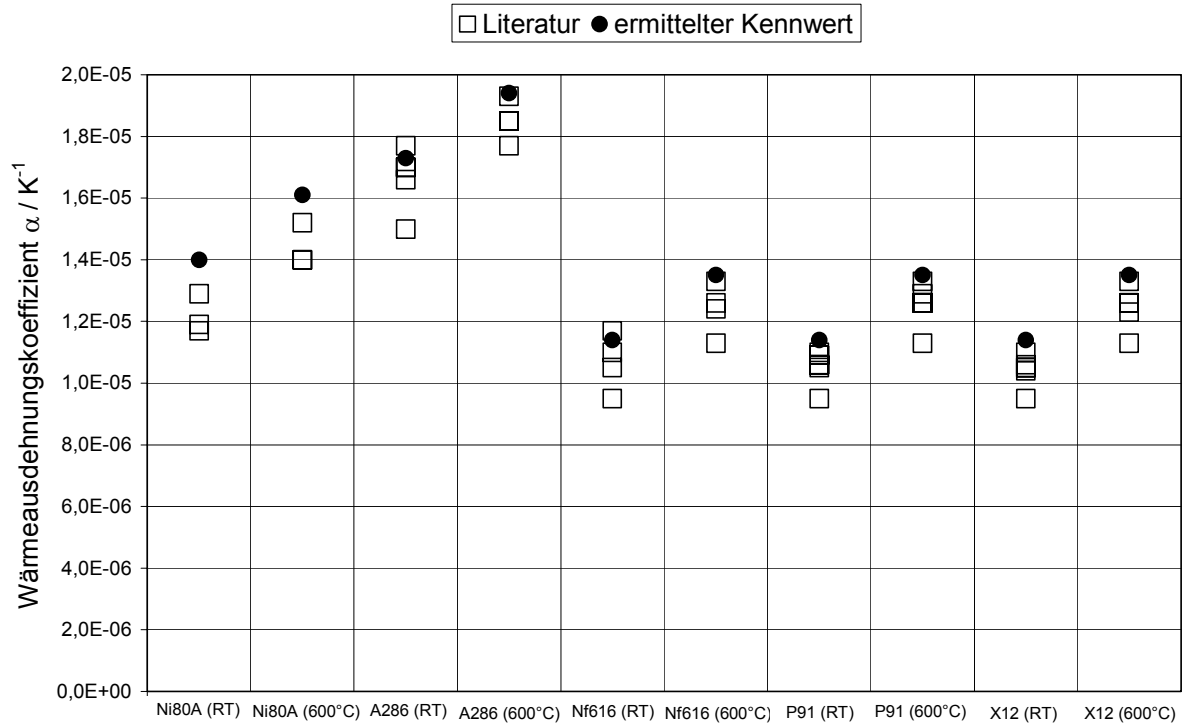


Bild 3.25: Vergleich des Wärmeausdehnungskoeffizienten α der Basischarakterisierung mit Literaturwerten

Die in der Basischarakterisierung ermittelten Kenngrößen liegen, falls eine größere Anzahl von Literaturwerten verfügbar ist, innerhalb des Streubands dieser Literaturwerte. Stehen für einen Wert lediglich einzelne Daten zur Verfügung, so ist die Abweichung der ermittelten Kenngröße von den Literaturwerten stets kleiner als 20 %.

Im Folgenden wird die Rechnung, d.h. das für die Experimente der Basischarakterisierung angepasste Kriechgesetz (Gleichung 3.1), mit Werten aus der Literatur bei $T = 600\text{ °C}$ verglichen. Hierfür werden den mit dem Kriechgesetz berechneten Zeitdehngrenzen $R_{p1/600\text{ °C}}$ in Bild 3.26-3.30 Werte aus DIN EN 10269, VdTÜV 511/2, VdTÜV 522/2, der Literatur [Enni], [Klen], [Nrim], [Wach] und Zeitstandversuchen der MPA Stuttgart gegenübergestellt.

Das Kriechgesetz ist in der Lage, die Zeitdehngrenze $R_{p1/600\text{ °C}}$ der 9 % Chrom-Stähle sehr gut zu beschreiben. Die Abweichung von den Normpunkten liegt stets innerhalb des in der Norm gegebenen Streubands von $\pm 20\%$.

Lediglich für den Werkstoff X12 stimmen für große Zeiten die berechneten Werte nicht mit den Norm-Werten überein. Dies hat seine Ursache in der Anpassung an die Basischarakterisierung für Zeiten kleiner als 10000 h. Aus diesem Grund wurde für diesen Werkstoff ein modifizierter Parametersatz erstellt, vergleiche Bild 3.28. Diese modifizierte Kriechgleichung ist für kleine Zeiten nahezu identisch mit dem ursprünglichen Kriechgesetz. Für große Zeiten beschreibt es die Kennwerte aus der Literatur jedoch besser und wird demzufolge im Weiteren eingesetzt. Die modifizierten Kriechparameter werden im Anhang in Tabelle A.5 aufgeführt. Bei den Werkstoffen Ni80A und A286 haben das Zeitstandverhalten bzw. die Abweichungen von den Normpunkten keinen nennenswerten Einfluss auf das globale Flanschverhalten, vergleiche Abschnitt 4.5.

Ziel der Untersuchungen war eine gute Charakterisierung der verwendeten Werkstoffchargen, um eine möglichst genaue Vorhersage des Relaxationsverhaltens zu erhalten. Aus diesem Grund wurde zugunsten der Beschreibung des chargenspezifischen Verhaltens auf eine genauere Anpassung an die Literaturwerte verzichtet.

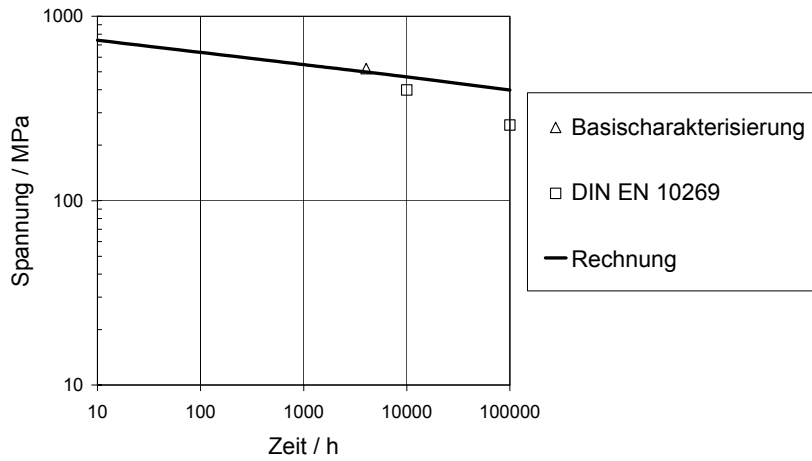


Bild 3.26: Zeitdehngrenze $R_{p1/600^{\circ}\text{C}}$ von Ni80A

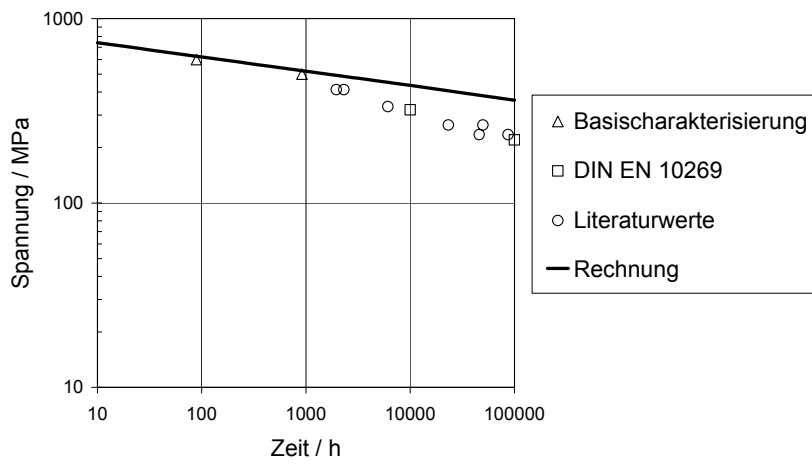


Bild 3.27: Zeitdehngrenze $R_{p1/600^{\circ}\text{C}}$ von A286

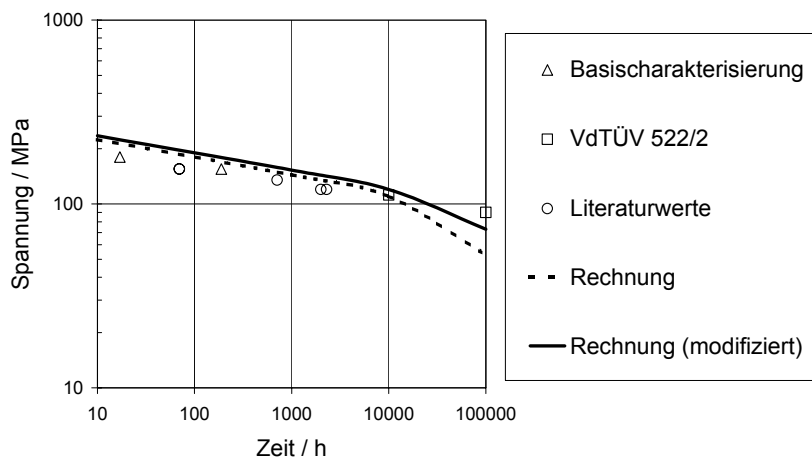


Bild 3.28: Zeitdehngrenze $R_{p1/600^{\circ}\text{C}}$ von X12

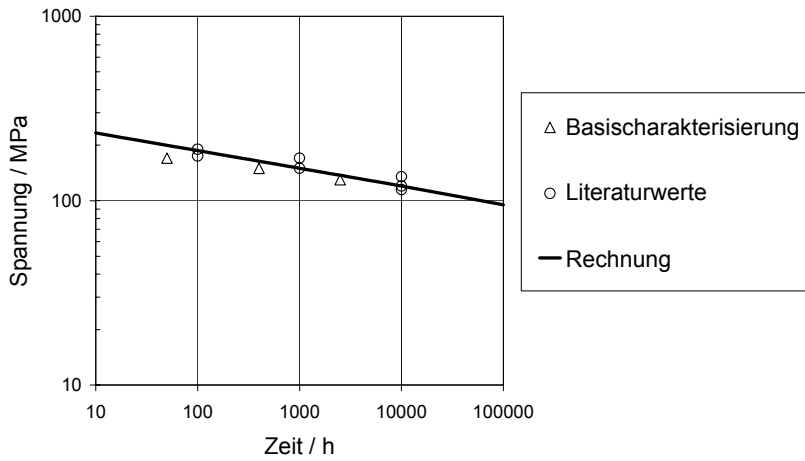


Bild 3.29: Zeitdehngrenze $R_{p1/600^\circ\text{C}}$ von Nf616

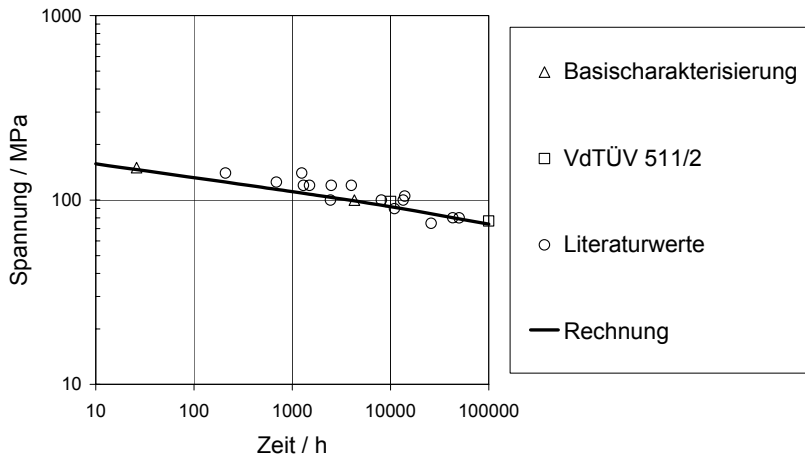


Bild 3.30: Zeitdehngrenze $R_{p1/600^\circ\text{C}}$ von P91

In **Bild 3.31** werden die mit Hilfe der Kriechgesetze bestimmten Zeitdehngrenzen $R_{p1/10^4/600^\circ\text{C}}$ der untersuchten Werkstoffe miteinander verglichen.

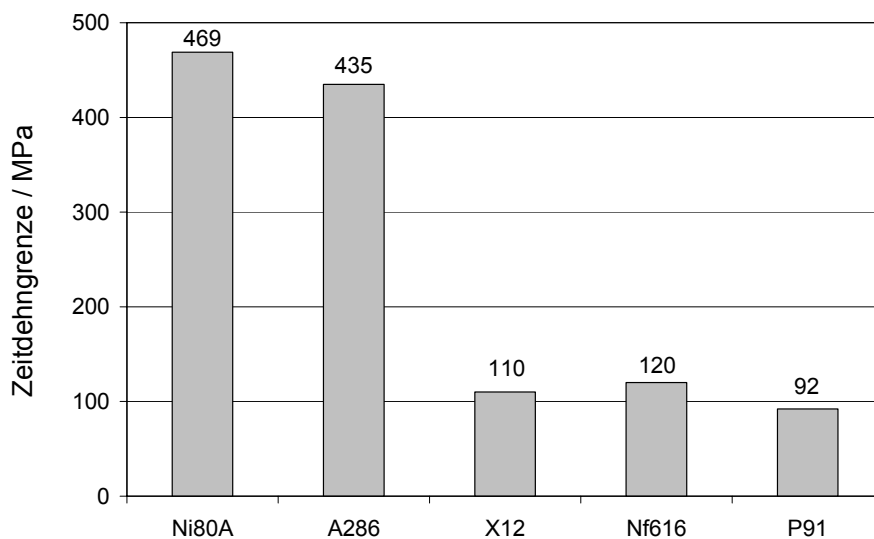


Bild 3.31: Mit Hilfe der Kriechgesetze bestimmte Zeitdehngrenzen $R_{p1/10^4/600^\circ\text{C}}$

Die Nickelbasislegierung Ni80A und der austenitische Stahl A286 besitzen im Vergleich zu den 9 % Chrom-Stählen ein erheblich besseres Zeitstandverhalten. Von den Chrom-Stählen weist der Werkstoff Nf616 den höchsten Kennwert auf, gefolgt vom X12 sowie P91. Diese Ergebnisse werden beispielsweise bei [Melz] bestätigt.

3.3 Untersuchte Flansche

Prinzipiell unterscheidet man bei Rohrleitungsflanschen zwischen Verbindungen mit der Dichtung im Krafthauptschluss (KHS) sowie Kraftnebenschluss (KNS) [Hahn2]. Für die Durchführung der Experimente wurden von der Industrie Modellflansche im Maßstab 1:2,5 zur Verfügung gestellt, deren Dichtung im Krafthauptschluss (KHS) angeordnet war.

Flansch A besitzt einen Dichtring aus Ni80A. Flansch B und C haben einen angeordneten Dichtabsatz aus den 9 % Chrom-Stählen Nf616 bzw. P91, siehe Bild 3.32.

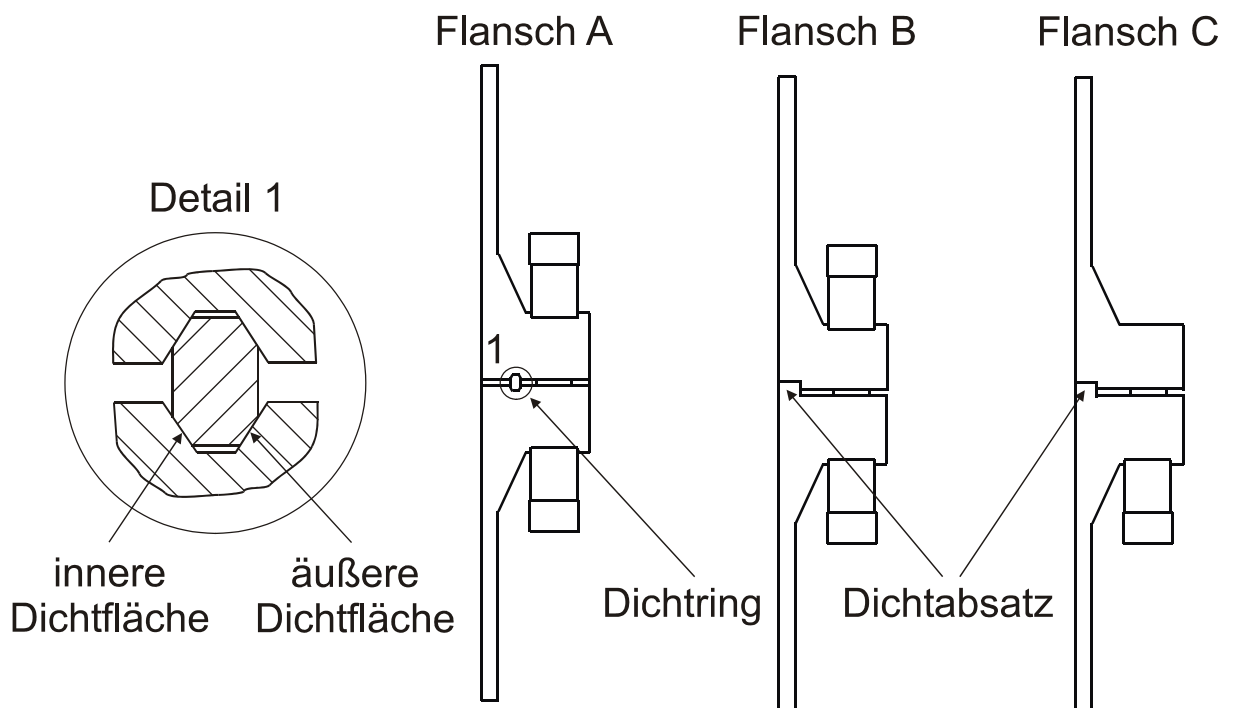


Bild 3.32: Dichtungen der untersuchten Flanschverbindungen (schematisch)

Bei den Dichtungen handelt es sich um Metaldichtungen aus dem Schraubenwerkstoff (Flansch A) bzw. Flanschwerkstoff (Flansch B und C). Deshalb konnten zur Beschreibung des Dichtungsverhaltens die bereits beschriebenen Werkstoffgesetze für Schraube und Flansch verwendet werden. Damit entfällt eine separate Charakterisierung des Dichtungsmaterials.

In Bild 3.33-3.35 sind die untersuchten Flanschverbindungen dargestellt.

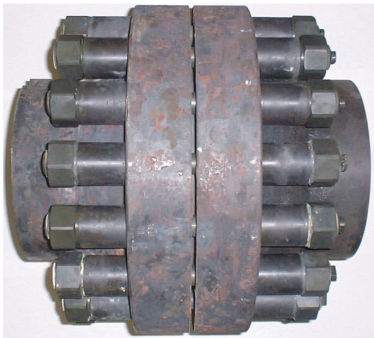


Bild 3.33: Flanschverbindung A

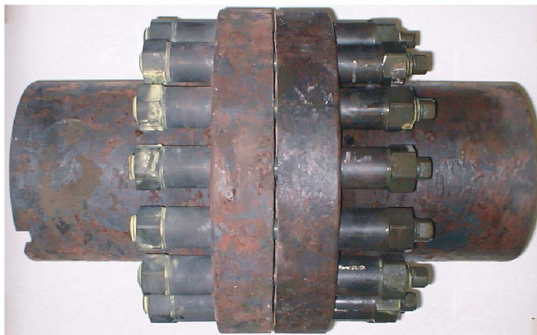


Bild 3.34: Flanschverbindung B



Bild 3.35: Flanschverbindung C

3.4 Versuchsaufbau

Die drei untersuchten Flanschverbindungen wurden zunächst verspannt, wobei mit Hilfe der Messung der Längenänderung der Schraubenbolzen die vorgegebene Anfangsdehnung $\varepsilon_0 = 0,173\%$ auf sämtliche Schrauben aufgebracht wurde. Hierfür waren auf den Stirnseiten der Schrauben Vertiefungen vorgesehen, an welchen eine Messuhr angesetzt werden konnte. Die gemessenen Längenänderungen wurden mit Messergebnissen von stichprobenartig auf den Schraubenschäften angebrachten

Dehnmessstreifen (DMS) verglichen. Die Anfangsdehnung $\varepsilon_0 = 0,173\%$ ergibt sich aus Erfahrungswerten beim Verspannen von vergleichbaren Flanschverbindungen in der industriellen Praxis.

Das Verspannen erfolgte über ein Anziehen der Schraubenmutter mit Hilfe eines Übersetzungsgetriebes. Die Schrauben wurden vor dem Verspannen mit dem Schmiermittel "High-Tech Paste ASW 450" von Weicon behandelt. Das gewählte Vorgehen entspricht den in der Praxis verwendeten Methoden, führt jedoch zu einer erheblichen Streuung der tatsächlich aufgebrachten Anfangsdehnung in den Schraubenbolzen. Diese Streuung könnte durch ein hydraulisches Vorspannen (torsionsfreies Anziehen) erheblich reduziert werden. Dieses Verfahren ist jedoch mit einem großen technischen Aufwand verbunden, weshalb es lediglich in besonders kritischen Fällen, z.B. in der Kerntechnik, zur Anwendung kommt.

Nach dem Verspannen erfolgte in einem Ofen die langsame Erwärmung der verspannten Flanschkörper auf die Auslagerungstemperatur $T = 600\text{ °C}$. Im Laufe des Auslagerungszeitraums wurden die sich ändernden Gesamtdehnungen am Flansch online mit Hilfe von kapazitiven Hochtemperatur-Dehnmessstreifen (HTDMS) an unterschiedlichen Positionen aufgezeichnet, vergleiche [Bild 3.36](#).

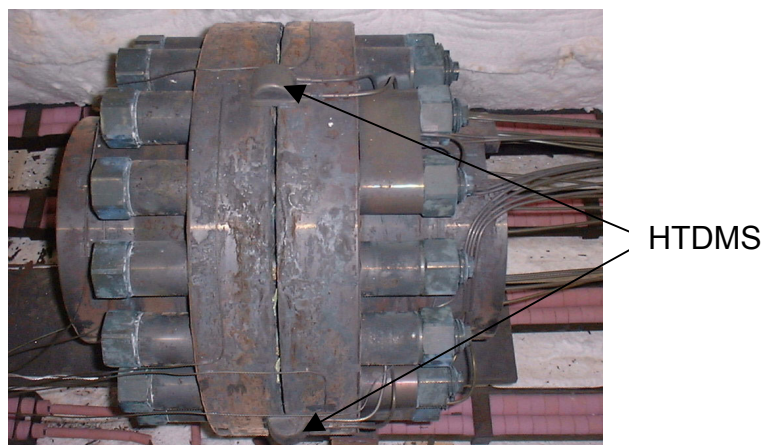


Bild 3.36: Flansch A mit applizierten HTDMS

Mit Hilfe der HTDMS können Längenänderungen über die Kapazitätsänderung zweier Kondensatorplatten bestimmt werden. Die hierfür benötigten Kalibrierkurven werden vom Hersteller der HTDMS zur Verfügung gestellt. Für ferritische und austenitische Werkstoffe stehen zwei unterschiedliche HTDMS-Typen zur Verfügung, wodurch sie im Idealfall bei Temperaturänderungen identische Wärmedehnungen wie das Bauteil aufweisen.

In der Praxis kommt es jedoch zu Abweichungen der Wärmeausdehnungskoeffizienten von HTDMS und Bauteil, da mit der Unterteilung in ferritische und austenitische Werkstoffe nur eine verhältnismäßig grobe Temperaturkompensation möglich ist. Der Einfluss der unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten ist erheblich größer als die Dehnungen, die bei der Erwärmung z.B. durch Relaxation auftreten. Aufgrund der Tatsache, dass eine zuverlässige Messung nur bei isothermen Verhältnissen möglich ist, beziehen sich sämtliche Online-Messungen auf den Zeitpunkt $t_0 = 0$ nach Erreichen der Auslagerungstemperatur $T = 600^\circ\text{C}$.

Bei Flansch B und C betrug die Auslagerungszeit 5800 h, wohingegen Flansch A aufgrund einer verspäteten Lieferung lediglich 4300 h bis zur ersten Revision erreichte, bei der die Flansche auf RT abgekühlt wurden. Durch die hohen Temperaturen bei der Auslagerung waren die Flanschkörper aus den 9 % Chrom-Stählen mit einer 0,1-0,3 mm dicken Oxidschicht überzogen, vergleiche [Bild 3.37](#). Hingegen zeigten die Schrauben aus der Nickelbasislegierung Ni80A und die Dehnhülsen aus dem warmfesten austenitischen Stahl A286 lediglich entsprechende Anlassfarben.



Bild 3.37: Flansche nach der ersten Auslagerung im Ofen

Nach Beendigung der ersten Revision wurden die Flansche erneut mit der Anfangsdehnung $\varepsilon_0 = 0,173\%$ verspannt und erneut bei 600°C ausgelagert. Der zweite Auslagerungszeitraum betrug 5000 h. Die Vorgehensweise bei den Online-Messungen sowie bei den Messungen während der Revision ist in den Abschnitten 3.5 und 3.6 beschrieben. In [Bild 3.38](#) wird die Durchführung der Experimente veranschaulicht.

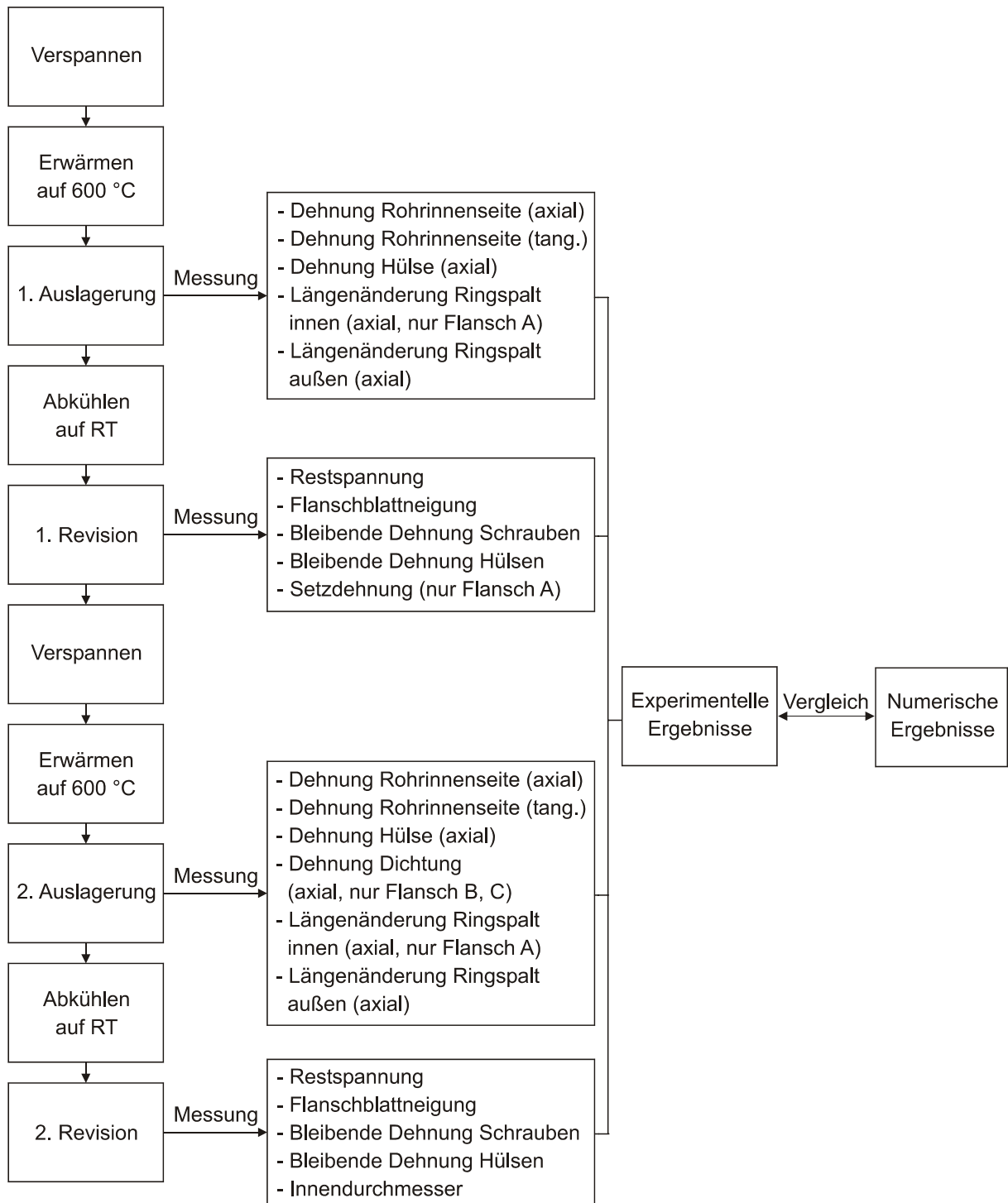


Bild 3.38: Experimentelle Auslagerung der Flanschverbindungen

3.5 Beschreibung der Online-Messungen

Während den Auslagerungen erfolgten die Messungen mit Hochtemperatur-Dehnmessstreifen (HTDMS) an der Rohrflanschinnenseite in axialer und tangentialer Richtung, an der Hülse in axialer Richtung, am Ringspalt (bei Flansch A innen und außen, bei Flansch B und C nur außen) in axialer Richtung sowie an der Dichtung (nur bei der zweiten Auslagerung bei Flansch B und C) ebenfalls in axialer Richtung. Die HTDMS wurden dabei über dem Umfang verteilt, so dass in Abhängigkeit der Position zum Teil mehrere Messergebnisse zur Verfügung stehen. In Bild 3.39 ist beispielhaft für Flansch A die Numerierung der unterschiedlichen Messpositionen über dem Umfang dargestellt.

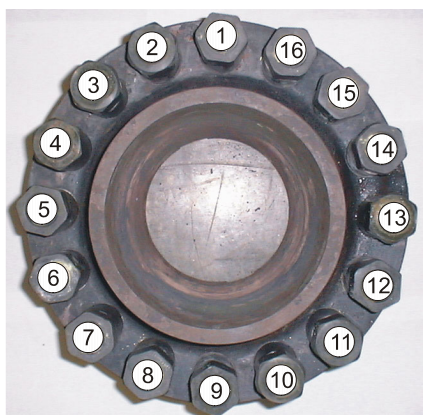


Bild 3.39: Numerierung der Messpositionen über dem Umfang

Messpositionen Flansch A

Während der Auslagerung wurden bei Flansch A an folgenden Positionen Messungen mit HTDMS durchgeführt:

- Dehnungsänderung an der Rohrinneinnenseite (axial)
- Dehnungsänderung an der Rohrinneinnenseite (tangential)
- Dehnungsänderung der Hülsen (axial)
- Längenänderung des Ringspaltes innen (axial)
- Längenänderung des Ringspaltes außen (axial)

Die Positionen der HTDMS werden in Bild 3.40 verdeutlicht.

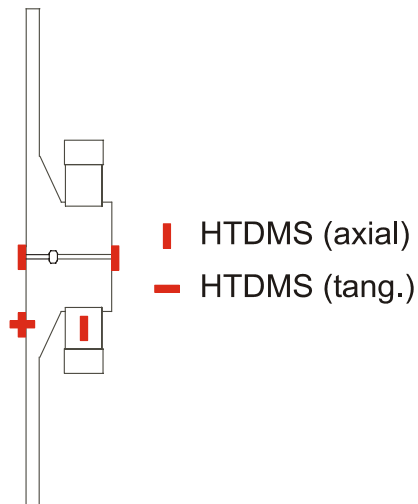


Bild 3.40: Messstellen bei Flansch A

Messpositionen Flansch B und C

Die Messungen bei Flansch B und C wurden während der Auslagerung an folgenden Positionen durchgeführt:

- Dehnungsänderung an der Rohrrinnenseite (axial)
- Dehnungsänderung an der Rohrrinnenseite (tangential)
- Dehnungsänderung der Hülsen (axial)
- Dehnungsänderung an der Dichtung (axial)
- Längenänderung des Ringspaltes außen (axial)

Die Lage der entsprechenden HTDMS wird in Bild 3.41-3.42 veranschaulicht.

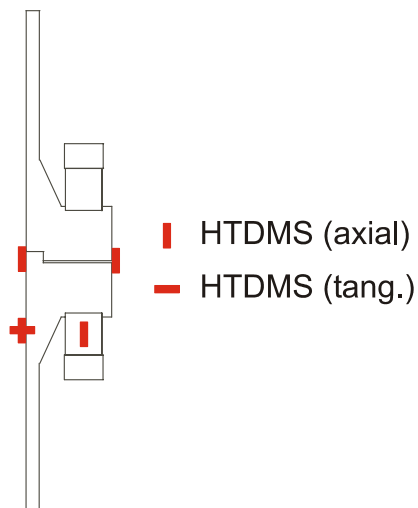


Bild 3.41: Messstellen bei Flansch B

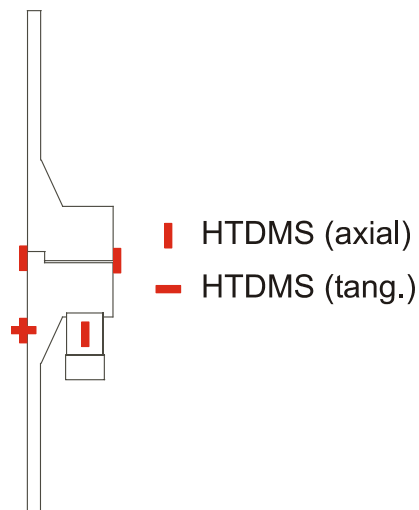


Bild 3.42: Messstellen bei Flansch C

3.6 Beschreibung der Messungen während der Revision

Während der Revision wurde bei den Flanschen die Restspannung der Schrauben durch einen Längenvergleich im gespannten und ungespannten Zustand mit Hilfe einer Messuhr ermittelt. Dabei wurde für jede Schraube der Restspannungswert aus dem Mittelwert der Längenänderung von zwei Messungen bestimmt. Aus den 16 Restspannungswerten der Schrauben ergibt sich die mittlere Restspannung der Flanschverbindung. Die Numerierung der Schraubenpositionen ist in Bild 3.39 dargestellt.

Zur Bestimmung der bleibenden Flanschblattneigung, die sich durch Kriechverformungen des Flanschblattes ergibt, wurde jede Flanschhälfte in eine Drehbank eingespannt und für sämtliche Schraubenpositionen mit Hilfe einer Messuhr die Flanschblattneigung ermittelt. Die Flanschblattneigung ist in Bild 3.43-3.44 dargestellt, wobei die Neigung zum besseren Verständnis stark überhöht gezeichnet ist.

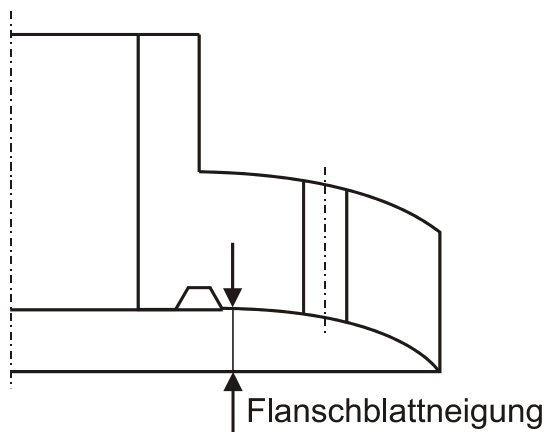


Bild 3.43: Messung der Flanschblattneigung bei Flansch A

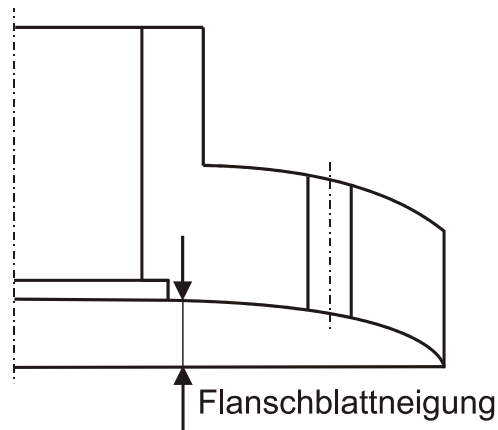


Bild 3.44: Messung der Flanschblattneigung bei Flansch B und C

Die Messung der Flanschblattneigung an den 16 Schraubenpositionen ermöglicht eine dreidimensionale Darstellung der Verteilung der Flanschblattneigung über das Flanschblatt. Dies ist in **Bild 3.45** beispielhaft für die obere Flanschblatthälfte von Flansch A dargestellt. Aus dem Mittelwert der 16 Schraubenpositionen beider Flanschhälften ergibt sich schließlich die mittlere Flanschblattneigung der Flanschverbindung.

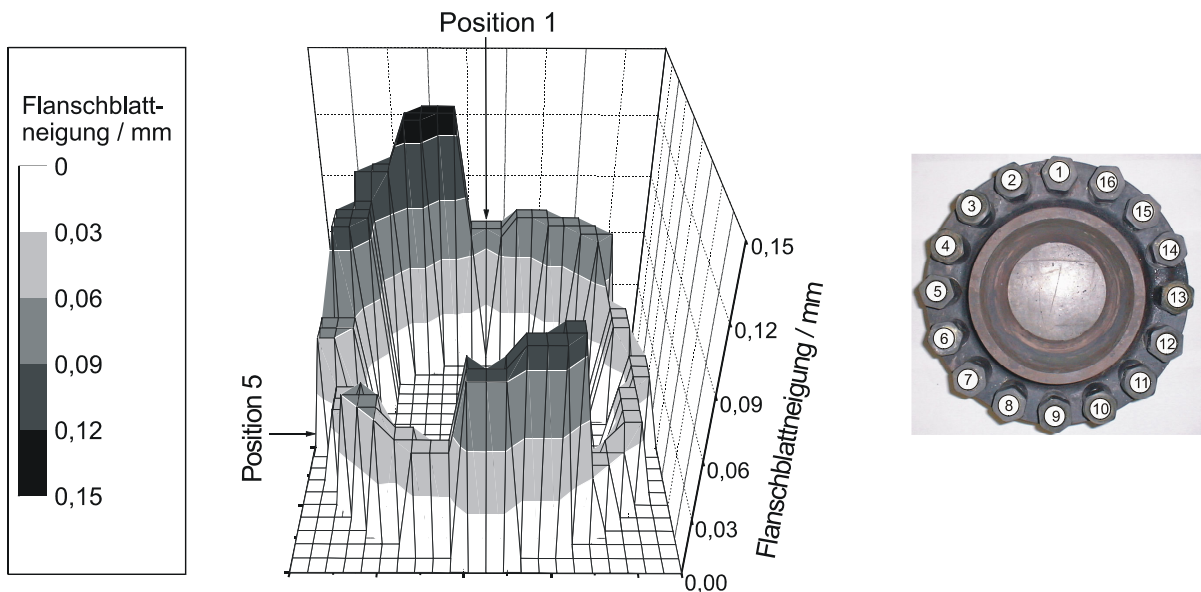


Bild 3.45: Verteilung der Flanschblattneigung bei Flansch A

Zusätzlich wurde die bleibende Dehnung der Schrauben und Hülsen ermittelt, wozu diese vor der Auslagerung mit zwei Härteeindrücken versehen wurden. Durch den Vergleich des Abstands vor und nach der Messung lässt sich die bleibende Dehnung bestimmen. Die Längenänderung einer Schraube bzw. Hülse ergab sich aus jeweils zwei Messungen. Aus dem Mittelwert der 16 Schrauben bzw. Hülsen wurde die mittlere Dehnung für jede Flanschverbindung berechnet.

Darüber hinaus wurde bei Flansch A eine Setzdehnungsmessung des Ringspaltes durchgeführt. Dabei wird dessen Breite im verspannten Zustand vor und nach der Auslagerung verglichen. Hierfür wurden auf beiden Seiten des Flanschspaltes an vier Positionen kleine Kugeln eingepresst, deren Abstand mit Hilfe einer Messuhr vor und nach der Auslagerung ermittelt wurde. Der Mittelwert der Setzdehnungsmessung ergibt sich aus diesen vier Messungen.

Im Unterschied zur ersten Auslagerung wurde bei der zweiten Auslagerung zusätzlich der Innendurchmesser der Rohre vor und nach dem Experiment mit Hilfe einer Messschraube verglichen, um eine eventuelle Änderung des Rohrdurchmessers zu erfassen, vergleiche Bild 3.46. Auf die Setzdehnungsmessung wurde hingegen verzichtet.

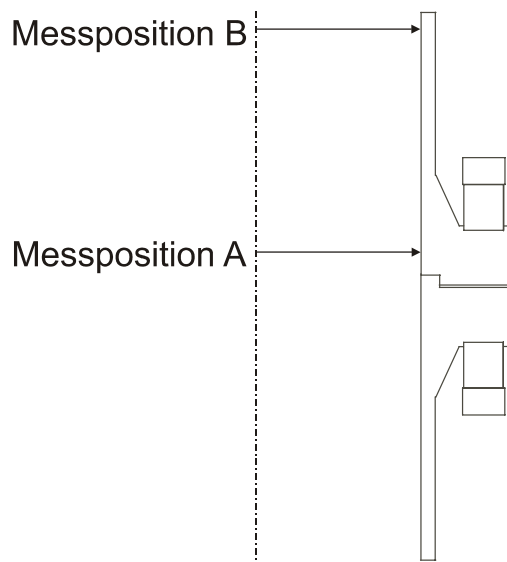


Bild 3.46: Messpositionen zur Bestimmung des Innendurchmessers

Die Ergebnisse der Revision werden im Kapitel 5 präsentiert. Im Anhang C wird die Genauigkeit der Messgeräte diskutiert.

3.7 Gefügebedingte Volumenänderungen

Bei einigen hochwarmfesten Nickellegierungen sowie austenitischen Stählen kann die gemessene Kriechdehnung in bestimmten Temperatur- und Spannungsbereichen infolge einer Überlagerung von Kriechen und Kontraktion (gefügebedingte Volumenänderung) negativ werden, weshalb dies als Negatives Kriechen bezeichnet wird, vergleiche [Kloo2], [Kuss], [Löse], [Oehl] und [Repp]. Die gefügebedingte Volumenänderung wird durch Festkörperreaktionen wie beispielsweise allotrope Umwandlungen und Entmischungsvorgänge in festen Lösungen wie Ausscheidungen, Umlösungen und Ordnungsvorgänge hervorgerufen.

Im Rahmen dieser Arbeit konnte bei der Nickelbasislegierung Ni80A keine gefügebedingte Volumenänderung beobachtet werden. Jedoch zeigte der austenitische Stahl A286 während eines Relaxationsversuchs, siehe Bild 3.18, eine Spannungszunahme, die auf eine Werkstoffkontraktion zurückzuführen ist. Diese Werkstoffkontraktion konnte bereits bei dem vergleichbaren austenitischen Werkstoff Incoloy 800 im Rahmen einer Untersuchung an der MPA Stuttgart [Kuss] nachgewiesen werden.

Weitere Hinweise für diese Gefügeänderungen liefern die Messergebnisse der bleibenden Dehnung der Hülsen, da die auftretenden Verformungen nicht durch die geringen Dehnungen beim Fließen und Kriechen erklärt werden können. Ein weiterer Anhaltspunkt für die Existenz der Mikrogefügeänderungen ist die Dehnungsabnahme, die bei der Online-Messung an den Hülsen beobachtet werden kann, vergleiche Kapitel 5.1. Diese Dehnungsabnahme ist nicht auf Kriechvorgänge zurückzuführen, da diese bei der vorliegenden Belastung in der Hülse äußerst gering sind. In Tabelle 3.2 sind die verschiedenen Hinweise für das Auftreten der Werkstoffkontraktion zusammengestellt. Die positiven Zahlenwerte der Werkstoffkontraktion, führen dabei zu einer Abnahme der Dehnung.

Messung	Zeitraum / h	Werkstoffkontraktion / %
Relaxationsversuch	1000	0,049
Bleibende Dehnung der Hülsen	5000	0,048
Online-Aufzeichnung	5000	>0,033

Tabelle 3.2: Anhaltspunkte für Gefügeänderungen

Beim Relaxationsversuch errechnet sich die Werkstoffkontraktion aus der theoretisch notwendigen Dehnungszunahme für die aufgetretene Spannungszunahme und der Kriechdehnung, die sich für den Werkstoff bei der vorliegenden Beanspruchung aus dem Kriechgesetz nach 1000 h ergibt:

$$\text{Werkstoffkontraktion} = \frac{\Delta\sigma}{E} + \varepsilon_{cr} \quad (3.2)$$

Die bleibende Dehnung der Hülsen ergibt sich aus dem Mittelwert sämtlicher Hülsen der drei Flansche bei der ersten Auslagerung, wobei die auftretenden geringen Dehnungen durch Fließen und Kriechen vernachlässigt werden. Bei der Online-Messung wurde als Näherungswert für die Werkstoffkontraktion die mittlere Dehnungsabnahme sämtlicher Messstellen vom Zeitpunkt maximaler Dehnung in der Hülse bis zum Ende der ersten Auslagerung verwendet. Die Werkstoffkontraktion bis zum Erreichen der maximalen Dehnung wird bei dieser Messung nicht erfasst, weshalb die tatsächlich aufgetretene Werkstoffkontraktion größer ist.

4 Berechnung des Relaxationsverhaltens mit der FEM

Zur Simulation des Relaxationsverhaltens der untersuchten Flanschverbindungen mit der FEM wurde das Programm ANSYS 5.6 verwendet. In einem ersten Schritt erfolgte die Definition des Werkstoffverhaltens sowie die Modellierung der Flanschverbindungen. Anschließend wurde die Berechnung des Relaxationsverhaltens durchgeführt, deren Plausibilität überprüft sowie eine Sensitivitätsanalyse vorgenommen.

4.1 Modellierung des Werkstoffverhaltens

Für die Modellierung des Werkstoffverhaltens wurden die Ergebnisse der Basischarakterisierung, vergleiche Abschnitt 3.1, übernommen. Die in der Simulation benötigten Elastizitätsmoduli ergeben sich aus Tabelle A.4 im Anhang. Aus den Fließkurven für RT sowie 600 °C in Bild 3.1-3.5 ergeben sich die FE-Stützpunkte für die Werkstoffverfestigung. Zur Modellierung des viskoplastischen Werkstoffverhaltens wurde eine Überlagerung zweier expliziter ANSYS-Kriechroutinen [ANSY] eingesetzt. Damit lässt sich das Kriechgesetz nach Graham-Walles aus Gleichung 3.1 effektiv anwenden. Die zugehörigen Kriechparameter sind in Tabelle A.5, die aus den Dilatometerversuchen gewonnenen Wärmeausdehnungskoeffizienten α sind in Tabelle A.6 zusammengefasst. Zur Beschreibung der Gefügeänderungen, die bei der ersten Auslagerung aufgetreten sind, wurde für die Werkstoffkontraktion der Wert 0,048 % gewählt, vergleiche Abschnitt 3.7. Die Umsetzung in ANSYS erfolgte über eine gleichmäßige Temperaturabsenkung der Dehnhülse während der ersten Auslagerung, wobei die dabei auftretende negative Wärmedehnung der Werkstoffkontraktion entspricht.

4.2 Modellierung der Flanschgeometrie

Für die Simulation des Relaxationsverhaltens der Flanschverbindungen ist eine dreidimensionale Modellierung erforderlich, wofür der Elementtyp SOLID95 (20-NODE Structural Solid Element) eingesetzt wurde.

Aufgrund der vorhandenen Symmetrie ist die Modellierung von 1/32 des gesamten Rohrumfanges (22,5 ° Ausschnitt) ausreichend. Weiterhin erlaubt die Symmetrie von Flansch A, dass nur eine der beiden Flanschkhälften modelliert wird.

Die Erstellung der Kontaktflächen zwischen Flansch, Schrauben, Dehnhülsen sowie Dichtring (Flansch A) erfolgte durch die ANSYS-Kontaktelemente TARGE170 sowie CONTA174 (3-D Surface to Surface Contact Element).

Für eine schnellere Berechnung wurde auf eine Modellierung des Schrauben- bzw. Muttergewindes verzichtet, vergleiche [Mail2], [Purp].

Das Verspannen der Flansche wurde beim Halbmodell von Flansch A aufgrund der Symmetrie durch die Definition einer festen Verschiebung der Schraubenunterseite simuliert. Bei den Vollmodellen von Flansch B und C hingegen wurde aufgrund der gestörten Symmetrie durch den Dichtabsatz das Vorspannungselement PRETS179 (Pre-Tension Element) eingesetzt.

Die Vernetzung der drei Flanschverbindungen ist in Bild 4.1-4.3 dargestellt.

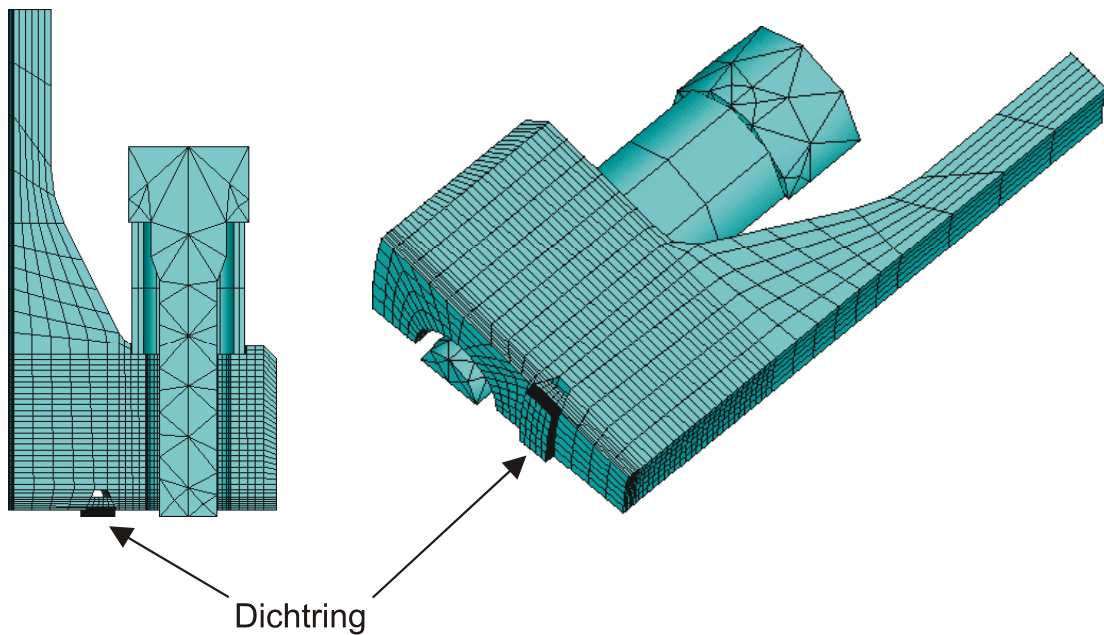


Bild 4.1: Vernetzung von Flansch A

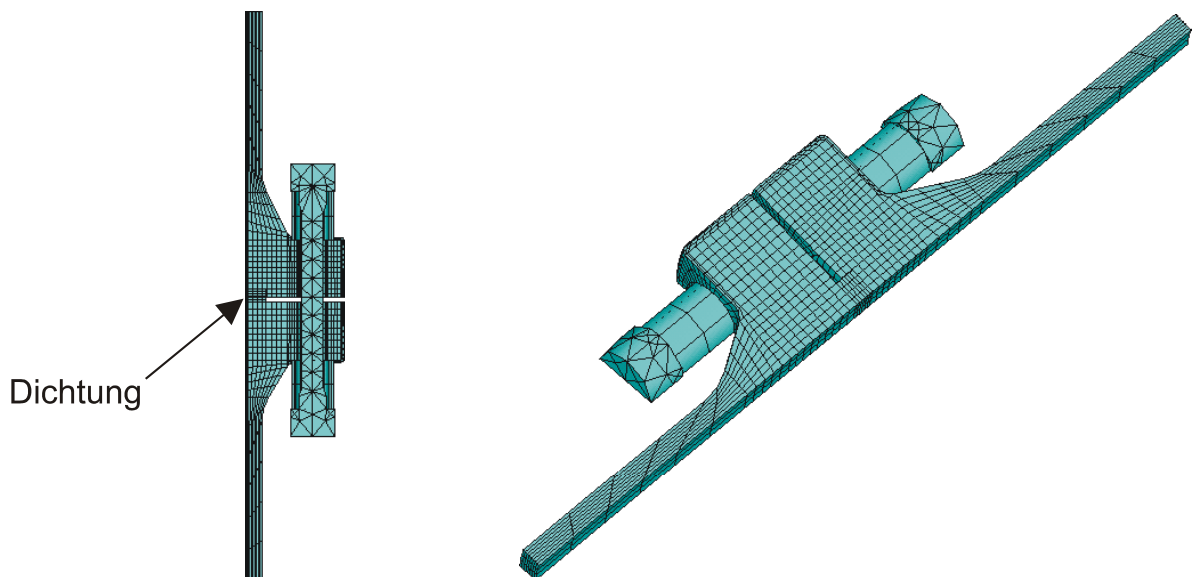


Bild 4.2: Vernetzung von Flansch B

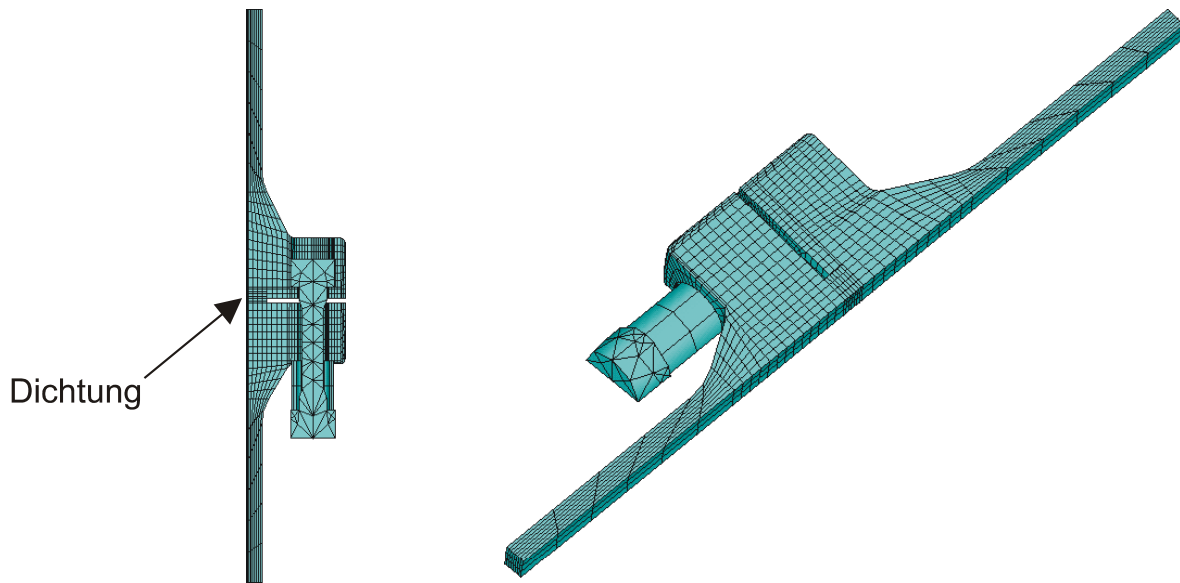


Bild 4.3: Vernetzung von Flansch C

4.3 Durchführung der Simulationen mit der FEM

Die Simulation des Relaxationsverhaltens der Flansche wurde an einem Personalcomputer mit 512 MB Arbeitsspeicher und einer Taktfrequenz von 1 GHz vorgenommen. Die unterschiedlichen Rechenzeiten sowie die Anzahl der Knoten für die drei Modelle bei der ersten Auslagerung sind in Tabelle 4.1 zusammengefasst.

Bauteil	Relaxationszeitraum / h	Knotenanzahl	Rechenzeit / h
Flansch A	4300	25300	68
Flansch B	5800	19000	9
Flansch C	5800	16700	6

Tabelle 4.1: Rechenzeiten der drei FE-Modelle

Die Vernetzung der Modelle wurde stetig verfeinert bis sich beim globalen Relaxationsverhalten, welches durch die Restspannung im Schraubenschaft beschrieben werden kann, keine wesentlichen Änderungen mehr ergaben. Die Abhängigkeit der Restspannung von der Anzahl der Knoten nach der ersten Auslagerung wird aus Bild 4.4 ersichtlich.

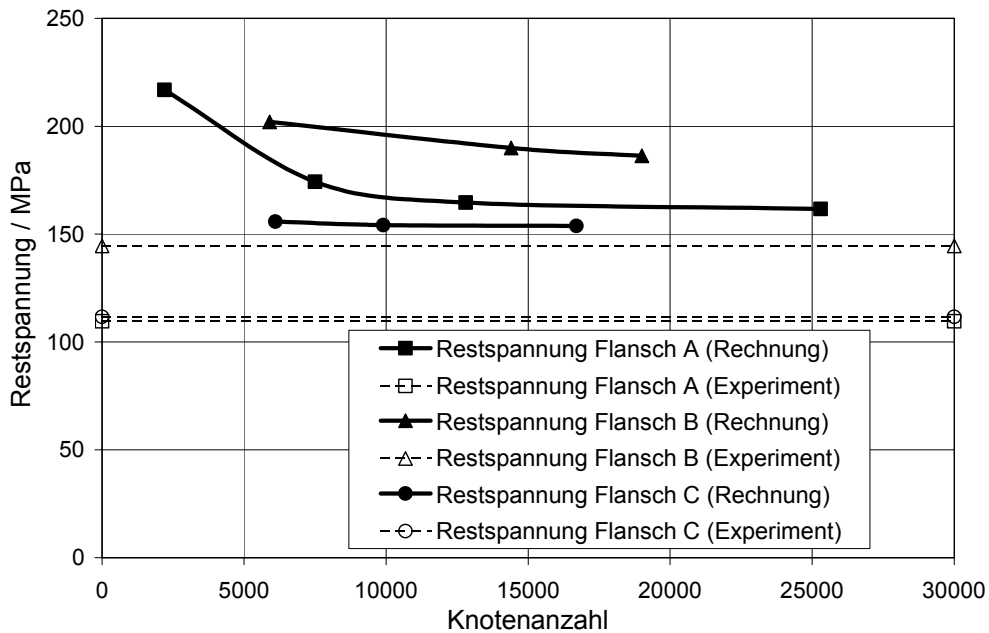
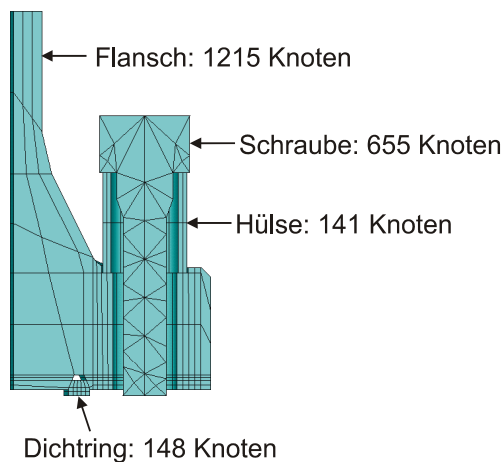


Bild 4.4: Abhängigkeit der Restspannung von der Anzahl der Knoten

Ab einer Vernetzung von etwa 15000 Knoten ergeben sich bei der Restspannung keine wesentlichen Änderungen mehr. In [Bild 4.5](#) sind eine grobe sowie eine feine Vernetzung von Flansch A einander gegenübergestellt. Dabei wird deutlich, dass eine Verfeinerung des FE-Netzes vor allem am Dichtring und an den zugehörigen Stellen am Flansch vorgenommen wurde. Verfeinerungen des Schrauben- und Hülsennetzes haben zu keiner signifikanten Änderung des Ergebnisses geführt, weshalb aus Gründen der Rechenzeit für Schraube und Hülse eine relativ grobe Vernetzung gewählt wurde.

Grobe Vernetzung: 2159 Knoten



Feine Vernetzung: 25310 Knoten

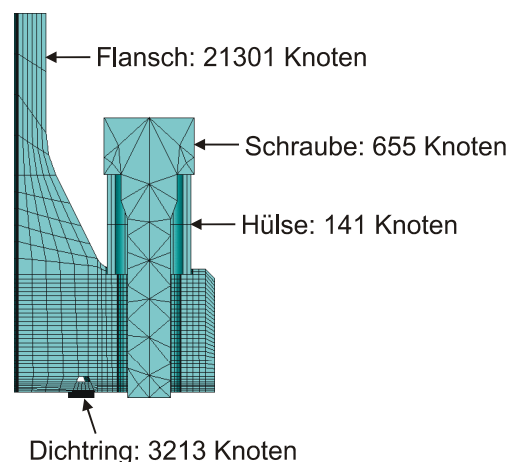


Bild 4.5: Vergleich einer groben und feinen Vernetzung von Flansch A

In Bild 4.6 ist die Vergleichsspannung nach von Mises für Flansch B nach dem Verspannen dargestellt.

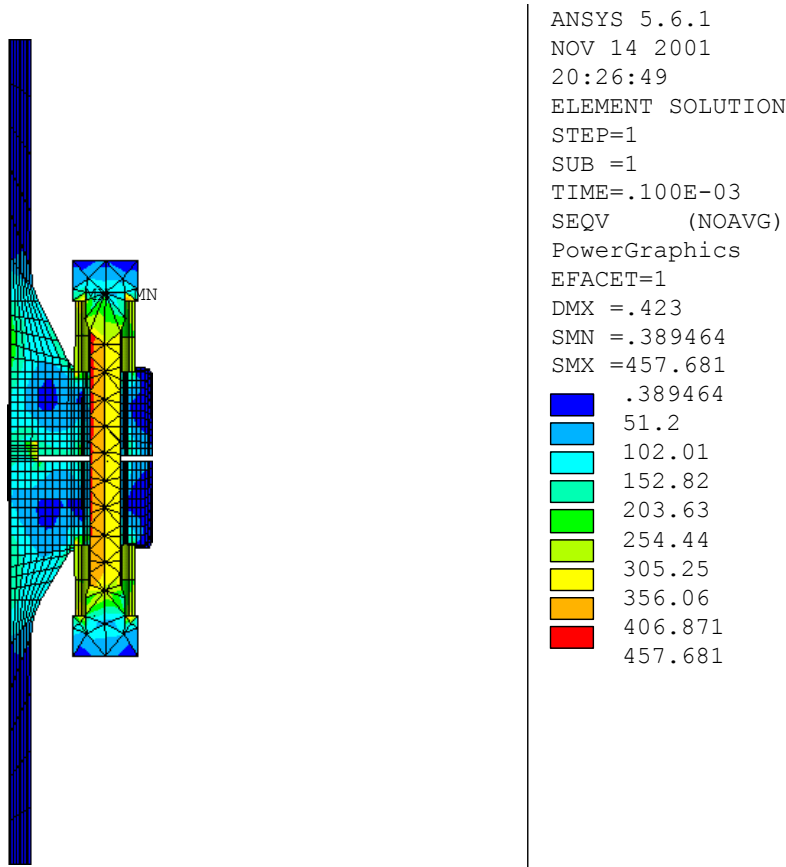


Bild 4.6: Vergleichsspannung nach dem Verspannen bei Flansch B

Die obere und untere Flanschhälfte zeigen eine nahezu symmetrische Spannungsverteilung. Diese Symmetrie wird durch die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse in Abschnitt 4.5 bestätigt. Durch das auf die Schraube wirkende Biegemoment tritt bei der Spannungsverteilung in der Schraube am Innenrand eine höhere Spannung als am Außenrand auf, vergleiche [Srin].

In Bild 4.7 ist die im Flansch wirkende Vergleichsspannung nach Aufbringung der Temperatur $T = 600\text{ °C}$ abgebildet. Die Vergleichsspannung ist durch die Erwärmung zurückgegangen.

In Bild 4.8 wird die Vergleichsspannung nach der ersten Auslagerung von 5800 h veranschaulicht. Die wirkende Vergleichsspannung ist durch Kriechvorgänge weiter zurückgegangen. Diese Beobachtung ergibt sich aus den abnehmenden Werten der maximalen Vergleichsspannung und stimmt mit der Relaxation der Restspannung in den Schraubenbolzen, die in Abschnitt 6.3 untersucht wird, überein.

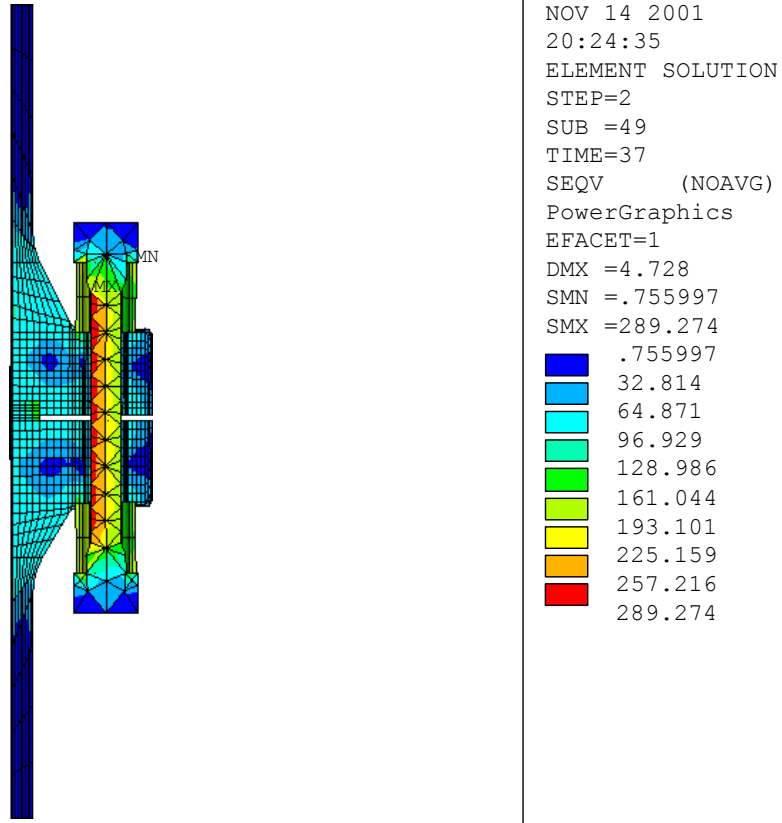


Bild 4.7: Vergleichsspannung nach dem Erwärmen auf 600 °C bei Flansch B

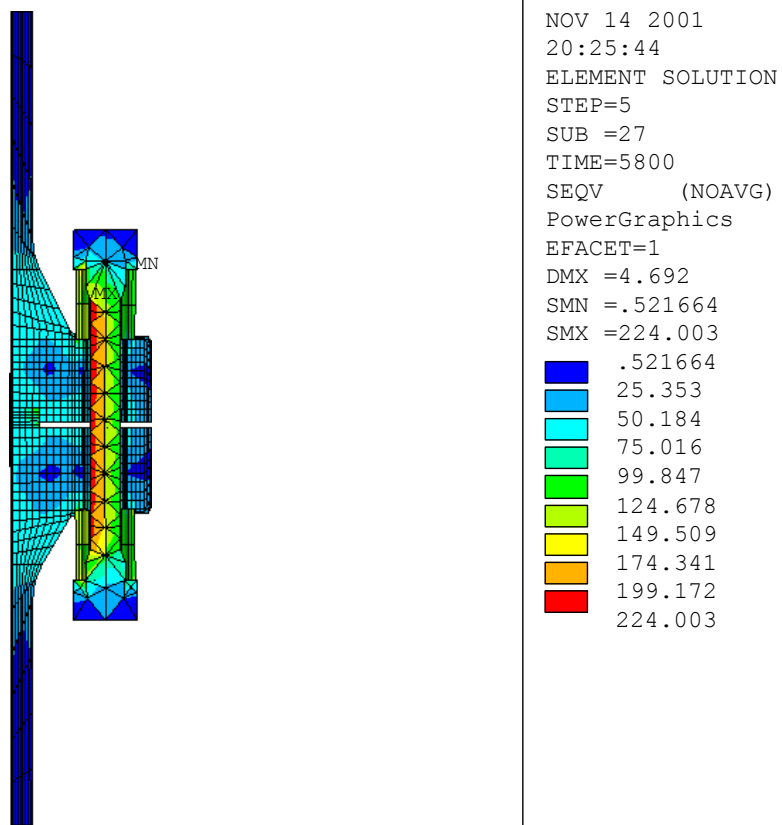


Bild 4.8: Vergleichsspannung nach 5800 h Auslagerung bei Flansch B

Die zugehörige Vergleichskriechdehnung unter Voraussetzung von inkompressiblem Werkstoffverhalten ($\mu = 0,5$) wird in Bild 4.9 gezeigt.

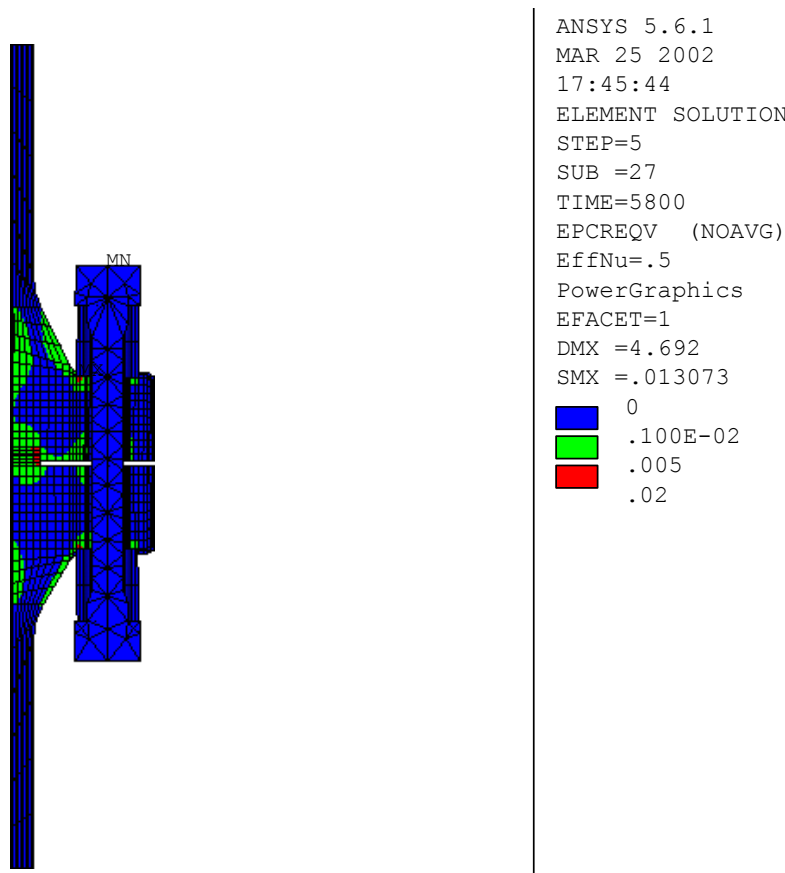


Bild 4.9: Vergleichskriechdehnung nach 5800 h Auslagerung bei Flansch B

Die Vergleichskriechdehnung ist bei Flansch B stets kleiner als 2 % und lediglich an lokal eng begrenzten Stellen werden größere Kriechdehnungen als 1 % erreicht. Bei Flansch C sind die Verhältnisse ähnlich, wohingegen bei Flansch A konstruktionsbedingt im Bereich des Dichtrings höhere Kriechdehnungen auftreten, vergleiche Abschnitt 3.3. Zusätzlich kommt es deshalb bei Flansch A im Bereich der Dichtung zu größeren plastischen Anfangsdehnungen beim Verspannen. Bei Flansch B und C treten dagegen praktisch keine größeren plastischen Anfangsdehnungen beim Verspannen auf. Darstellungen weiterer Ergebnisse der Simulation sind im Abschlussbericht des Vorhabens 9 % Cr-Rohrflansch [Geng] zu finden.

4.4 Überprüfung der Plausibilität der numerischen Ergebnisse

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der FE-Rechnung in drei Schritten auf ihre Plausibilität hin überprüft. Zunächst erfolgt eine Kontrolle, ob an sämtlichen lastfreien Oberflächen Spannungskomponenten in normaler Richtung auftreten. Anschließend wird der Krafffluss durch Schrauben, Hülsen und Dichtung untersucht,

der sich aus dem Kräftegleichgewicht nach dem Freischneiden ergibt. Schließlich wird eine linear-elastische analytische Nachrechnung der Flanschverbindung durchgeführt.

Lastfreie Oberfläche

Die Überprüfung der lastfreien Oberflächen der Flanschverbindungen ergibt in Richtung der Normalen keine nennenswerten Spannungskomponenten, wodurch diese Forderung einer korrekten FE-Modellierung erfüllt wird.

Kraftfluss

Bei der Überprüfung des Kraftflusses bzw. Kräftegleichgewichtes wird beispielhaft das FE-Modell von Flansch B verwendet. Für den Kraftfluss unmittelbar nach dem Verspannen der Schrauben ergibt sich der in Bild 4.10 beschriebene Kraftverlauf durch Schraubenbolzen, Dehnhülsen sowie Dichtung.

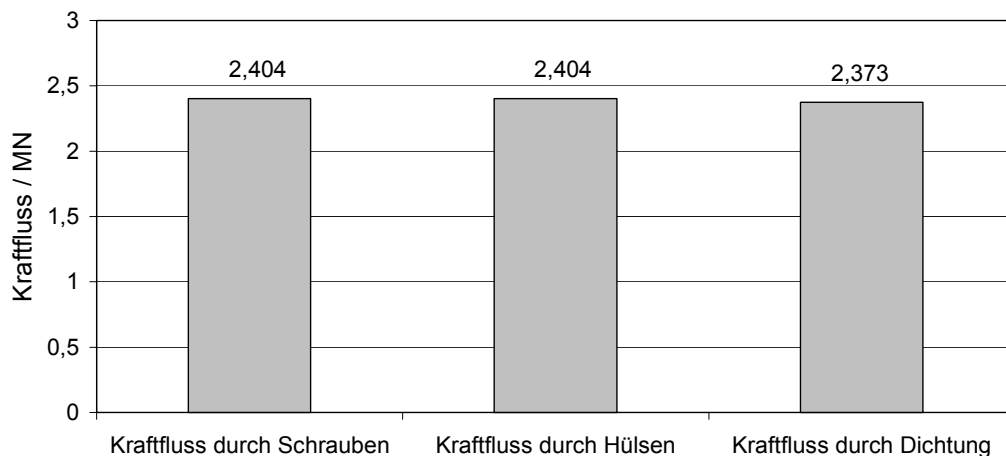


Bild 4.10: Kraftfluss von Flansch B nach dem Verspannen

Die Untersuchung des Kraftflusses durch Schrauben, Hülsen und Dichtung ergibt bei Flansch B nahezu identische Ergebnisse, womit die Modellierung der Flanschverbindung hinsichtlich des Kräftegleichgewichtes verifiziert wird.

Linear-elastische analytische Nachrechnung der Flanschverbindung

Mit Hilfe der Gleichungen aus Abschnitt 2.4 werden, unter der Voraussetzung von linear-elastischem Werkstoffverhalten, beispielhaft für die Flanschverbindung B analytische Lösungen auf Basis der DIN 2505 bestimmt. Diese werden in Tabelle 4.2 mit den entsprechenden numerischen Ergebnissen der ANSYS-Simulation verglichen. Experimentelle Ergebnisse stehen hierbei nicht zur Verfügung.

Bezeichnung		analytisch	numerisch
P_{S0} / MN	Schraubenkraft nach Verspannen	2,409	2,404
ΔF / mm	Flanschdurchbiegung nach Verspannen	0,210	0,193
ΔS / mm	Verlängerung der Schraube nach Verspannen	0,415	0,388
ΔD / mm	Rückfederung der Dichtung nach Verspannen	0,004	0,006
P_{S1} / MN	Schraubenkraft nach Aufbringung von Innendruck	2,410	2,413
P_{S2} / MN	Schraubenkraft nach Aufbringung von Innendruck und Temperatur	2,088	1,964

Tabelle 4.2: Linear-elastische Nachrechnung von Flansch B

Die Ergebnisse der linear-elastischen FE-Simulation und der analytischen Rechnung stimmen sehr gut überein und bestätigen damit die durchgeführte Modellierung. Das zugehörige Verspannungsschaubild der Flanschverbindung wird in Bild 4.11 gezeigt.

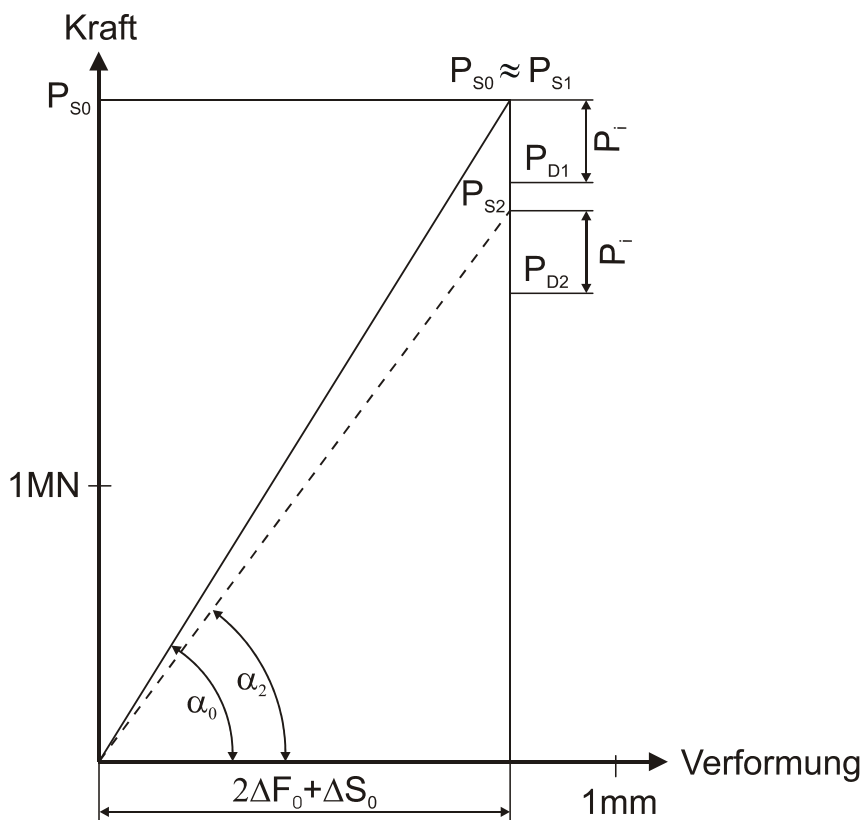


Bild 4.11: Verspannungsschaubild von Flansch B (analytisch und numerisch)

4.5 Sensitivitätsanalyse

Prinzipiell lässt sich die Modellierung des Werkstoffverhaltens lediglich mit einer endlichen Genauigkeit realisieren. Werkstoffstreuungen, Messfehler, Temperaturschwankungen sowie weitere Einflüsse bewirken in der Praxis Abweichungen vom tatsächlichen Werkstoffverhalten. Die Bedeutung der Streuung der Werkstoffkennwerte wird im Folgenden anhand einer Sensitivitätsanalyse untersucht.

In Bild 4.12 ist die Änderung der Restspannung der Schrauben (stellvertretend für das Dichtverhalten) bei Modifikation ausgewählter Werkstoffkennwerte beispielhaft für Flansch A dargestellt.

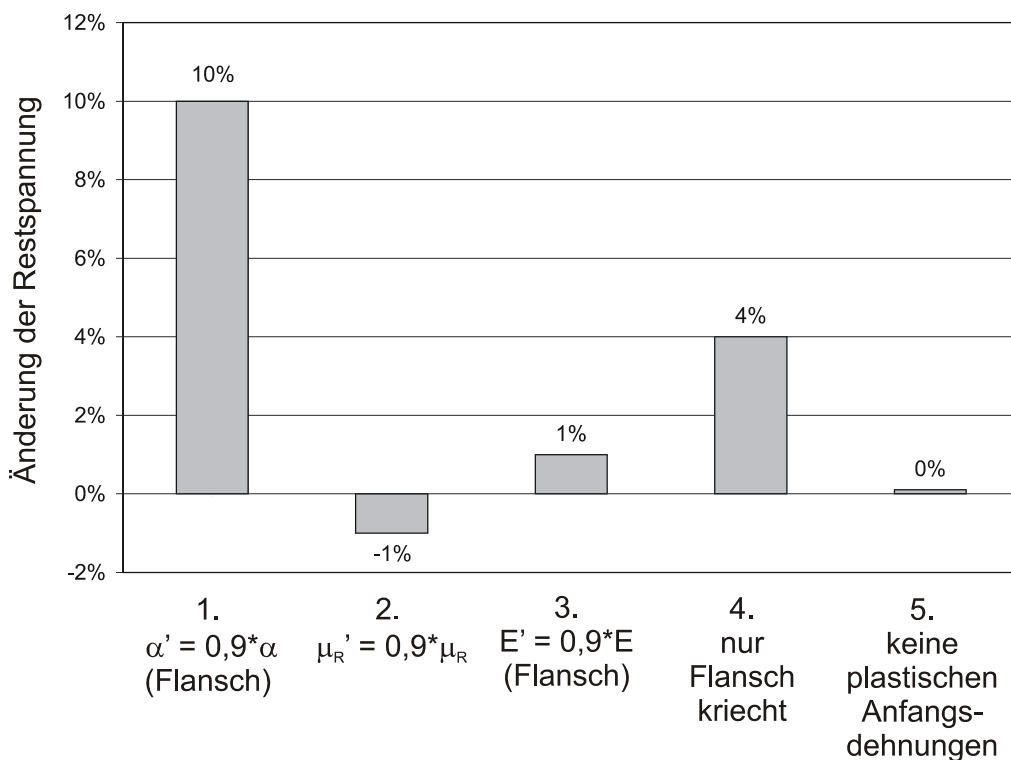


Bild 4.12: Änderung der Restspannung bei Modifikation verschiedener Kennwerte

Die durchgeführte Sensitivitätsanalyse zeigt die Bedeutung nachfolgender Werkstoffkennwerte für das globale Flanschverhalten (Dichtverhalten). Bei der Änderung der Werkstoffkennwerte wurden diese um 10 % erniedrigt. Dies entspricht ungefähr der Standardabweichung der Kennwerte E und α , die sich aus den gefundenen Literaturwerten in Abschnitt 3.2 ermitteln lässt.

1. Wärmeausdehnungskoeffizient α (Flansch)

Die Änderung des Wärmeausdehnungskoeffizienten α des Flanschwerkstoffes besitzt einen erheblichen Einfluss auf das globale Relaxationsverhalten.

2. Reibkoeffizient μ_R

Die Änderung des Reibkoeffizienten μ_R hat keinen großen Einfluss auf das Gesamtverhalten der Flanschverbindung. Jedoch ist zu berücksichtigen, dass die Ermittlung dieses Kennwertes schwierig ist und der Wert sich unter Umständen mit der Zeit, z.B. durch Verschleiß, ändern kann.

3. Elastizitätsmodul E (Flansch)

Die Variation des Elastizitätsmoduls E des Flanschwerkstoffes hat keinen signifikanten Einfluss auf das globale Flanschverhalten.

4. Nur der Flanschwerkstoff kriecht, kein Kriechen der Schrauben und Hülsen

Werden bei der Simulation die Kriechvorgänge der Schrauben und Hülsen nicht berücksichtigt, hat dies eine Erhöhung der Restspannung in den Schraubenbolzen um lediglich 4 % zur Folge. Daraus folgt, dass sich die Kriechvorgänge bei der Relaxation der Flanschverbindung vor allem im Flanschkörper abspielen. Dies ist auf die hohe Warmfestigkeit der Schrauben aus Ni80A und der Hülsen aus A286 im Vergleich zum Flanschkörper aus 9 % Chrom-Stahl zurückzuführen.

5. Keine plastischen Anfangsdehnungen beim Verspannen, sondern nur Kriechen

Eine Änderung der Werkstofffließkurve (keine plastischen Anfangsdehnungen, sondern linear-elastisches Werkstoffverhalten) hat keinen Einfluss auf das globale Flanschverhalten, falls weiterhin mit Kriechen gerechnet wird.

Neben der Modifikation ausgewählter Werkstoffkennwerte wurden nachfolgende Änderungen bei der Modellierung überprüft:

Die Symmetrie von Flansch B ist lediglich beim Dichtabsatz etwas gestört. Aus diesem Grund wurde untersucht, ob die Verwendung eines Halbmodells anstelle des gesamten Modellkörpers möglich ist. Die durchgeführte Simulation zeigt, dass die Verwendung eines Halbmodells eine Erhöhung der Restspannung um 7 % zur Folge hat. Der Dichtabsatz bewirkt somit nur eine relativ geringe Störung der Symmetrie, so dass die Verwendung eines Halbmodells ohne großen Genauigkeitsverlust möglich wäre. Im Folgenden wird jedoch weiterhin das Vollmodell verwendet.

Eine Überprüfung des Einflusses von Setzvorgängen ergab für Flansch B unter Annahme eines vereinfachten Setzvorgangs im Dichtungsbereich von 20 μm , vergleiche VDI 2230, lediglich eine Verringerung der Restspannung der Schrauben um 2 %, weshalb dies im Weiteren vernachlässigt wird. Der vereinfachte Setzvorgang wurde durch das Vorspannungselement PRETS179 (Pre-Tension Element) verwirklicht, indem während der ersten 100 h der Auslagerung ein lineares Eindringen der Dichtflächen simuliert wurde.

5 Vergleich der experimentellen und numerischen Ergebnisse

In diesem Abschnitt werden die experimentellen und numerischen Ergebnisse einander gegenübergestellt. Die Zeitdauer der Auslagerungen ist in Tabelle 5.1 dargestellt.

	Flansch A	Flansch B	Flansch C
1. Auslagerung / h	4300	5800	5800
2. Auslagerung / h	5000	5000	5000

Tabelle 5.1: Auslagerungszeiten der drei Flanschverbindungen

5.1 Ergebnisse der Online-Messung

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Online-Messung für die wichtigsten Messpositionen, vergleiche Abschnitt 3.5, beschrieben. Sämtliche Ergebnisse sind im Anhang B zusammengefasst. Teilweise kam es während der Auslagerung zu Funktionsstörungen der HTDMS, die zu Streuungen oder Ausfällen bei einzelnen Messpositionen führten. Die teilweise erheblichen Streuungen der experimentellen Daten und Abweichungen von den berechneten Werten werden in Kapitel 8 diskutiert.

Online-Messergebnisse

In Bild 5.1 werden die experimentelle Dehnungsänderung (HTDMS) und die simulierte Dehnungsänderung (Rechnung) der Hülsen von Flansch A einander gegenübergestellt.

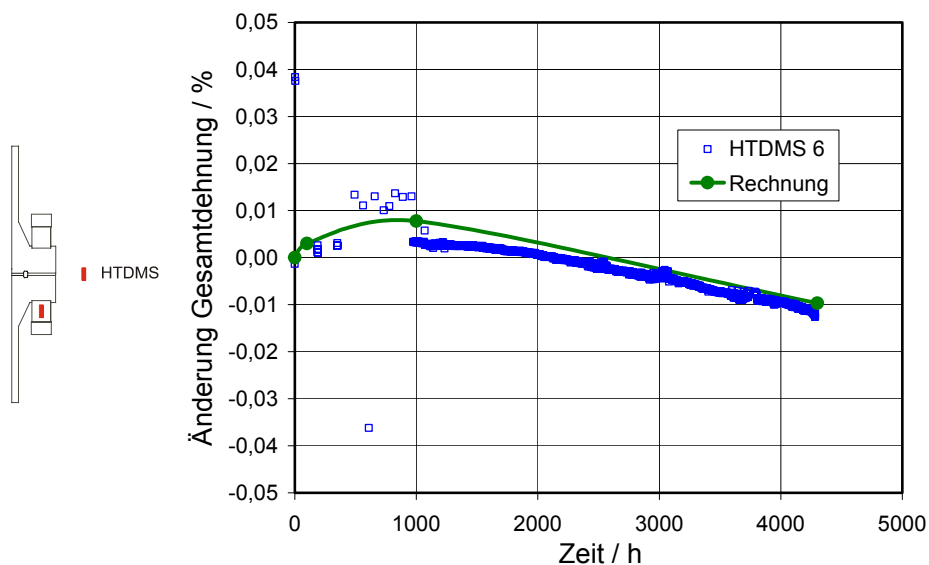


Bild 5.1: Hülse Flansch A (axial) - 1. Auslagerung

Die auftretenden Dehnungen sind sehr klein, weshalb durch den Drift und die Toleranz der HTDMS die Resultate kritisch zu betrachten sind. Jedoch verhalten sich Experiment und Rechnung nahezu gleich. Die Schrauben und Hülsen zeigen im Vergleich zu den Flanschen praktisch kein viskoplastisches Verhalten. Dies ergibt sich aus der sehr hohen Warmfestigkeit des Schrauben- und Hülsenwerkstoffs. Die gemessenen Dehnungsänderungen bei der Hülse sind demzufolge auf elastische Rückfederungseffekte sowie auf Gefügeumlagerungsvorgänge (dem sogenannten Negativen Kriechen) zurückzuführen, vergleiche Abschnitt 3.7.

Zunächst kommt es bei der Hülse durch Kriechvorgänge im Flanschkörper zu einer Entspannung und somit Dehnungsabnahme (Zunahme der Gesamtdehnungsänderung) in der Hülse. Nach einiger Zeit überwiegen jedoch die Auswirkungen der Gefügeumlagerungen, die zu einer Abnahme der gemessenen Dehnungsänderung führen. Hierbei ist zu beachten, dass in diesem Fall Kriechen und Werkstoffkontraktion in die gleiche Richtung wirken, da die Hülse auf Druck beansprucht ist.

In Bild 5.2-5.3 ist die Änderung des Ringspalt an der Innen- und Außenseite von Flansch A dargestellt.

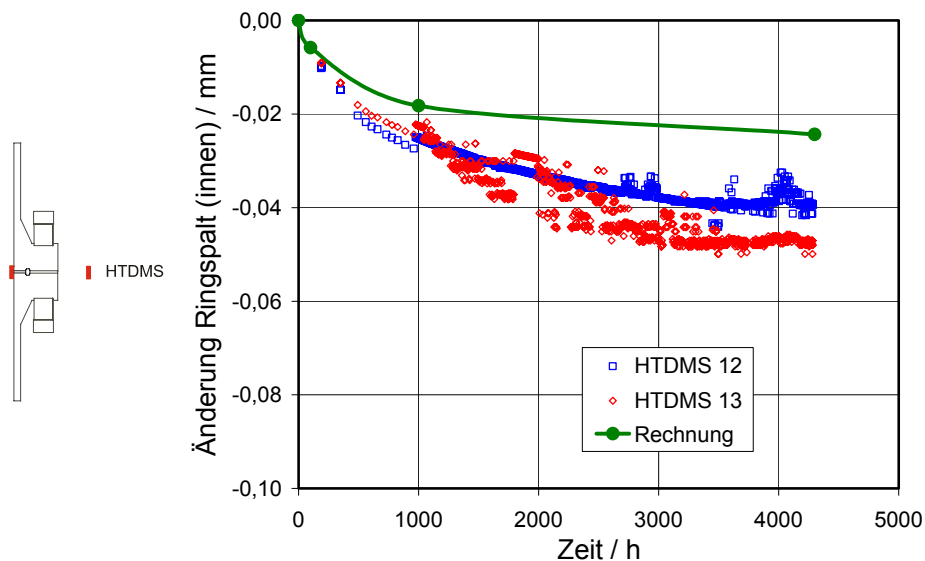


Bild 5.2: Ringspalt innen Flansch A (axial) - 1. Auslagerung

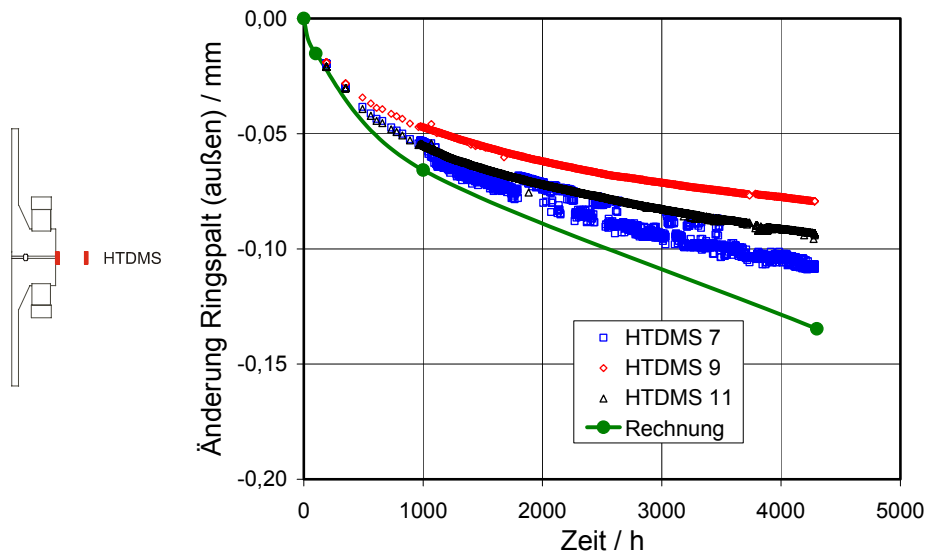


Bild 5.3: Ringspalt außen Flansch A (axial) - 1. Auslagerung

An diesen Positionen treten vergleichsweise große Messwerte auf, wodurch eine genauere Messung ermöglicht wird. Die experimentellen und numerischen Ergebnisse stimmen bei beiden Ringspalten relativ gut überein.

Die Dehnungsänderung an der Rohrinneenseite in axialer und tangentialer Richtung sind in Versuch und Rechnung betragsmäßig sehr klein ($< 0,03\%$), da keine Innendruckbeanspruchung vorliegt, vergleiche [Purp]. Aus diesem Grund haben diese Messpositionen eine geringere Bedeutung.

Die experimentellen und numerischen Ergebnisse im Bereich der Dichtung sind analog zur Rohrinneenseite sehr klein. Weiterhin ist an dieser Messstelle die exakte Applizierung der HTDMS äußerst kompliziert, wodurch ein Vergleich der Messergebnisse erschwert wird. Eine Darstellung sämtlicher Ergebnisse ist im Anhang B zu finden.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass mit den experimentellen Ergebnissen der Online-Messung die ANSYS-Simulation bestätigt wird. Das globale Flanschverhalten, wie beispielsweise die Änderung des Ringspalt, lässt sich mit der Rechnung beschreiben. Jedoch ist eine Beschreibung von lokalen Effekten verbunden mit sehr kleinen Dehnungsänderungen nur eingeschränkt möglich.

5.2 Messergebnisse der Revision

Die gemittelten Revisionsergebnisse beider Auslagerungen sind in Tabelle 5.2-5.4 zu finden. Die Bestimmung dieser Werte aus den Messergebnissen wird in Abschnitt 3.6 beschrieben.

Messung	1. Auslagerung		2. Auslagerung	
	Experiment	Rechnung	Experiment	Rechnung
Restspannung / MPa	93,2	161,7	167,9	197,5
Modifizierte Restspannung / MPa	109,6		205,8	
Flanschblattneigung / mm	0,10	0,09	0,22	0,19
Bleibende Dehnung Schraube / %	0,016	0,012	0,052	0,014
Bleibende Dehnung Hülse / %	-0,035	-0,057	-0,068	-0,057
Setzdehnung Ringspalt / mm	0,24	0,25	-	-
Abnahme Innendurchmesser A / %	-	-	0,0	0,0
Abnahme Innendurchmesser B / %	-	-	0,2	0,0

Tabelle 5.2: Revisionsergebnisse von Flansch A

Messung	1. Auslagerung		2. Auslagerung	
	Experiment	Rechnung	Experiment	Rechnung
Restspannung / MPa	139,9	186,3	123,1	228,7
Modifizierte Restspannung / MPa	144,5		225,0	
Flanschblattneigung / mm	0,26	0,23	0,37	0,56
Bleibende Dehnung Schraube / %	0,003	0,010	0,107	0,012
Bleibende Dehnung Hülse / %	-0,062	-0,056	-0,083	-0,056
Abnahme Innendurchmesser A / %	-	-	0,1	0,0
Abnahme Innendurchmesser B / %	-	-	0,0	0,0

Tabelle 5.3: Revisionsergebnisse von Flansch B

Messung	1. Auslagerung		2. Auslagerung	
	Experiment	Rechnung	Experiment	Rechnung
Restspannung / MPa	107,1	153,8	138,9	201,7
Modifizierte Restspannung / MPa	111,6		182,8	
Flanschblattneigung / mm	0,18	0,20	0,33	0,38
Bleibende Dehnung Schraube / %	0,004	0,006	0,048	0,009
Bleibende Dehnung Hülse / %	-0,049	-0,054	-0,068	-0,054
Abnahme Innendurchmesser A / %	-	-	0,0	0,0
Abnahme Innendurchmesser B / %	-	-	0,0	0,0

Tabelle 5.4: Revisionsergebnisse von Flansch C

Im Folgenden wird eine verfeinerte Vorgehensweise zur Bestimmung der experimentellen Restspannung (modifizierte Restspannung) diskutiert.

Die relativ hohen Werte der bleibenden gemessenen Dehnung der Schrauben, vor allem bei der zweiten Auslagerung, ist auf plastische Verformungen beim Verspannen bzw. Entspannen zurückzuführen, da die Kriechdehnungen der hochwarmfesten Ni80A-Schrauben bei der vorliegenden Beanspruchung nur sehr kleine Werte annehmen. Die plastischen Verformungen beim Entspannen verkleinern die gemessenen Längenänderungen der Schraubenbolzen und somit die experimentellen Restspannungswerte. Dieser Zusammenhang wird vom Korrelationskoeffizienten $\rho = -0,77$ der experimentellen Restspannungswerte und bleibenden Dehnungszunahmen der Schrauben während der zweiten Auslagerung bestätigt.

Eine Abschätzung des wirkenden Drehmoments auf die Schraubenbolzen nach Gleichung 2.36 ergibt mit der Reibungszahl im Gewinde $\mu_G = 0,15$ (geschmiert) sowie der Reibungszahl der Auflage und des Schraubenkopfes $\mu_K = 0,2$ (geölt) das Montagemoment $M_M = 1,0$ kNm und stimmt mit den Messungen des Montagemoments bei der ersten Auslagerung gut überein.

Zusammen mit der sich überlagernden Zugbeanspruchung ergibt sich aus Gleichung 2.37 eine Montagebeanspruchung im Bolzenschaft, die von der auftretenden Reibungszahl im Gewinde abhängt und bei der mit Fließen zu rechnen ist, vergleiche Bild 5.4.

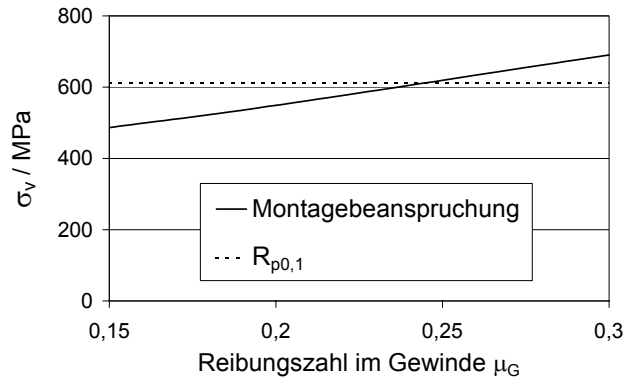


Bild 5.4: Montagebeanspruchung im Bolzenschaft

Unter der Annahme, dass die plastischen Verformungen jeweils zur Hälfte beim Verspannen bzw. Entspannen auftreten, kann die plastische Verformung durch das Entspannen bei der Bestimmung der Restspannungswerte berücksichtigt werden. Dadurch ergibt sich eine modifizierte Restspannung σ_{mod} in Abhängigkeit der nicht korrigierten Restspannung σ , des Elastizitätsmoduls E und der bleibenden plastischen Dehnung ε_{pl} .

$$\sigma_{mod} = \sigma + 0,5E\varepsilon_{pl} \quad (5.1)$$

Die Auswirkungen der plastischen Verformungen beim Anziehen werden dabei vernachlässigt. Die Abweichungen von Rechnung und Mittelwert der experimentellen Restspannung bzw. modifizierten experimentellen Restspannung werden in **Bild 5.5** verglichen.

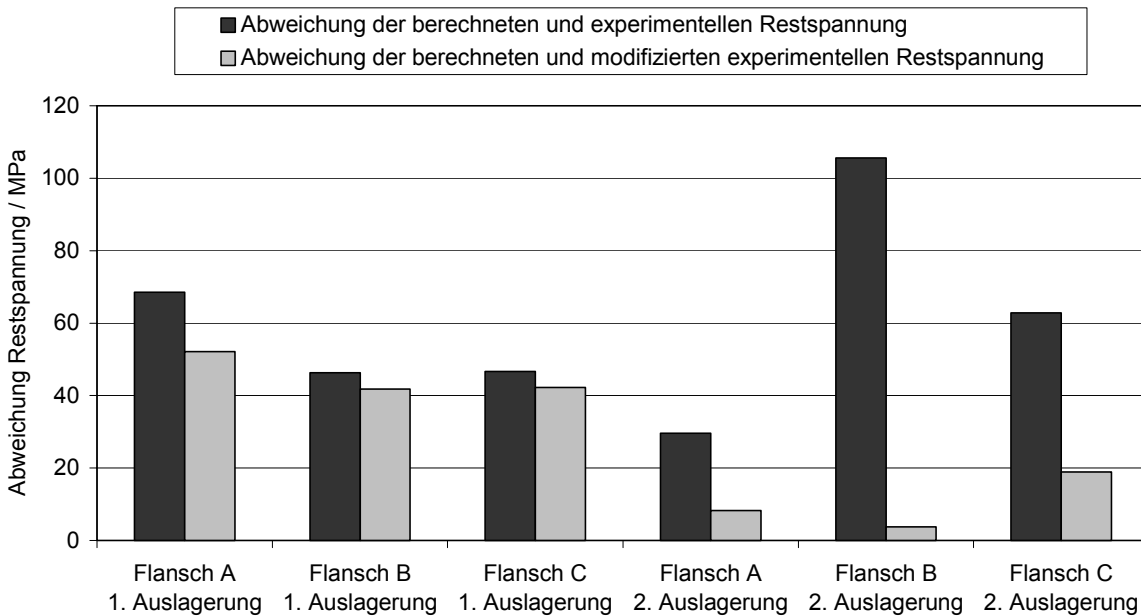


Bild 5.5: Abweichung der (modifizierten) experimentellen Restspannung von der berechneten Restspannung

In Bild 5.6 sind die Standardabweichungen der experimentellen Restspannung bei den Schraubenbolzen dargestellt. Die Standardabweichungen wurden aus den 16 Restspannungswerten der Schrauben für jede Flanschverbindung berechnet.

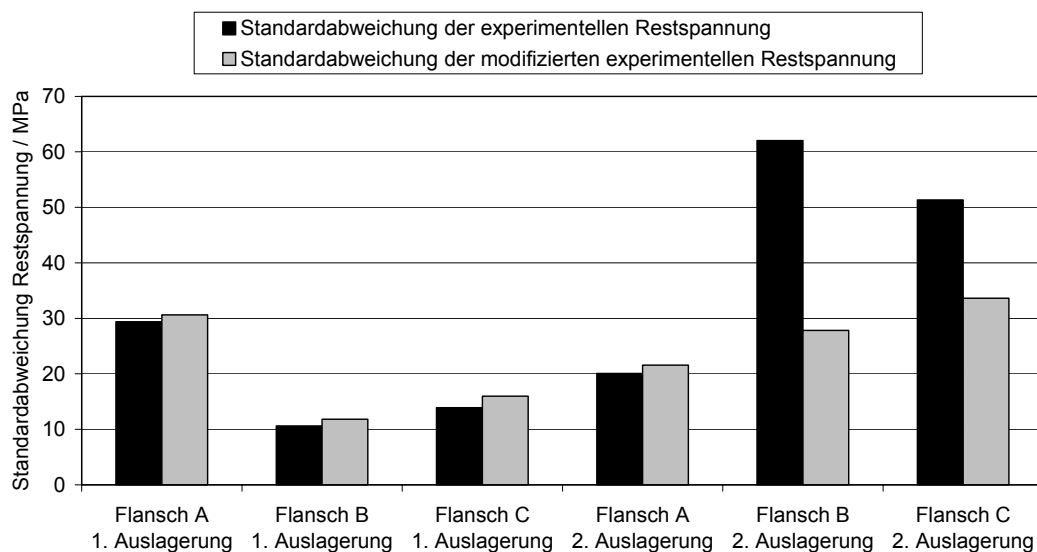


Bild 5.6: Standardabweichung der (modifizierten) experimentellen Restspannung

Die Abweichungen und Standardabweichungen der modifizierten experimentellen Restspannung sind erheblich geringer als bei den nicht korrigierten Werten. Aus diesem Grund wird im Weiteren die modifizierte experimentelle Restspannung verwendet.

Im Nachfolgenden werden die rechnerischen Ergebnisse und die Mittelwerte der experimentellen Ergebnisse der Revision einander gegenübergestellt. Die auftretenden Abweichungen und Streuungen lassen sich vor allem auf die Komplexität des Systems und das Anzugsverfahren beim Verspannen der Flansche zurückführen, vergleiche Abschnitt 3.4. Eine Bewertung der Abweichungen und Streuungen wird in Kapitel 8 vorgenommen.

Restspannung

Die berechnete Restspannung wurde im Folgenden an einem Knoten in der Mitte der Schraube des FE-Modells ermittelt. Die experimentelle Restspannung, vergleiche Abschnitt 3.6, ergibt sich aus dem Mittelwert der modifizierten Werte nach Gleichung 5.1.

Bei der ersten Auslagerung sind die numerischen Ergebnisse der Restspannung größer als die experimentellen Ergebnisse der modifizierten Restspannung, bei der zweiten Auslagerung stimmen Versuch und Rechnung sehr gut überein. Dies wird in Bild 5.7 verdeutlicht.

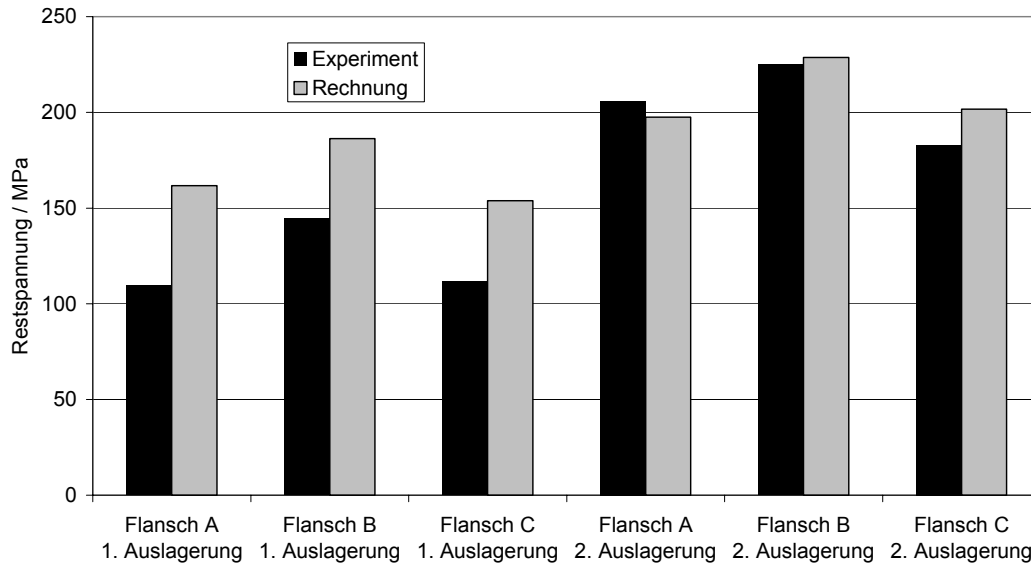


Bild 5.7: Vergleich der Restspannung bei Experiment und Rechnung

Die mittleren Restspannungswerte nehmen für jeden Flansch von der ersten zur zweiten Auslagerung bei Experiment und Rechnung zu. Dieses Verhalten lässt sich vor allem durch das reduzierte Primärkriechen bei der zweiten Auslagerung erklären.

In **Bild 5.8** sind die berechneten Restspannungswerte der beiden Auslagerungen in die experimentellen Streubänder der modifizierten Restspannungen eingeordnet. Die Streubänder ergeben sich aus den 16 mittleren Restspannungswerten für die Schraubenbolzen, vergleiche Abschnitt 3.6.

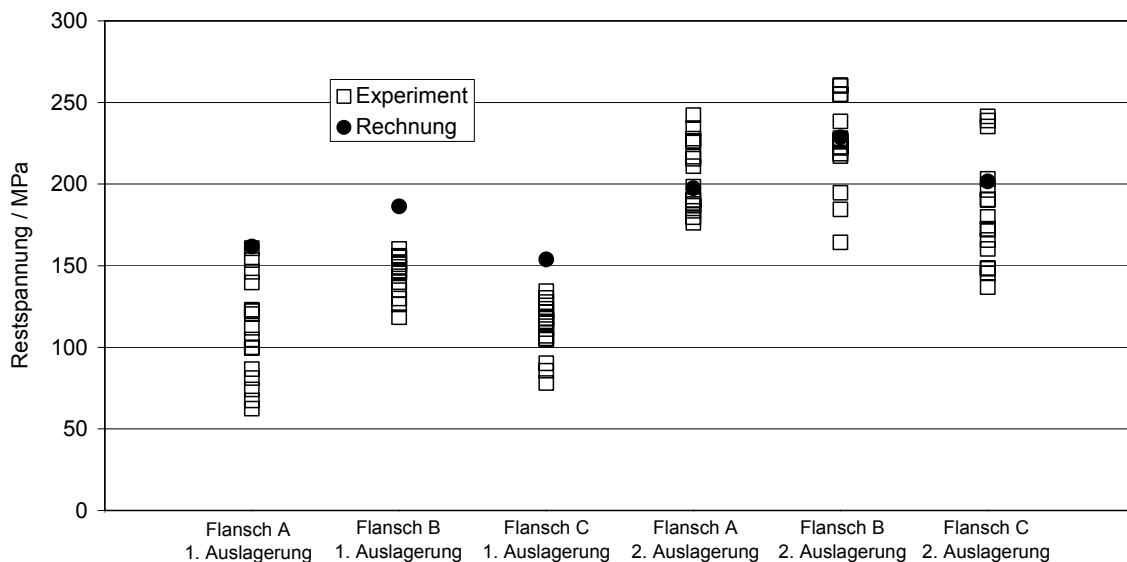


Bild 5.8: Vergleich von experimentellem Streuband und berechneter Restspannung

Flanschblattneigung

Die mittlere Flanschblattneigung stimmt bei Versuch und Simulation nach der ersten Auslagerung sehr gut überein. Bei der zweiten Auslagerung sind bei Flansch B und C die berechneten Flanschblattneigungen größer als die im Versuch gemessenen. Dies wird in Bild 5.9 belegt.

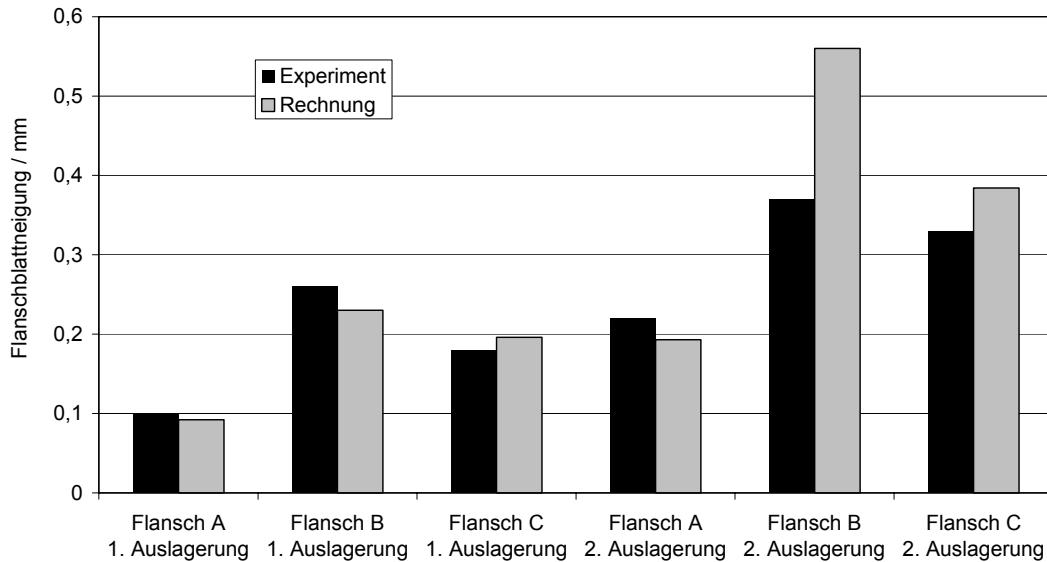


Bild 5.9: Vergleich der Flanschblattneigung bei Experiment und Rechnung

In Bild 5.10 werden die berechneten Werte der Flanschblattneigung in das Streuband der experimentellen Werte eingeordnet.

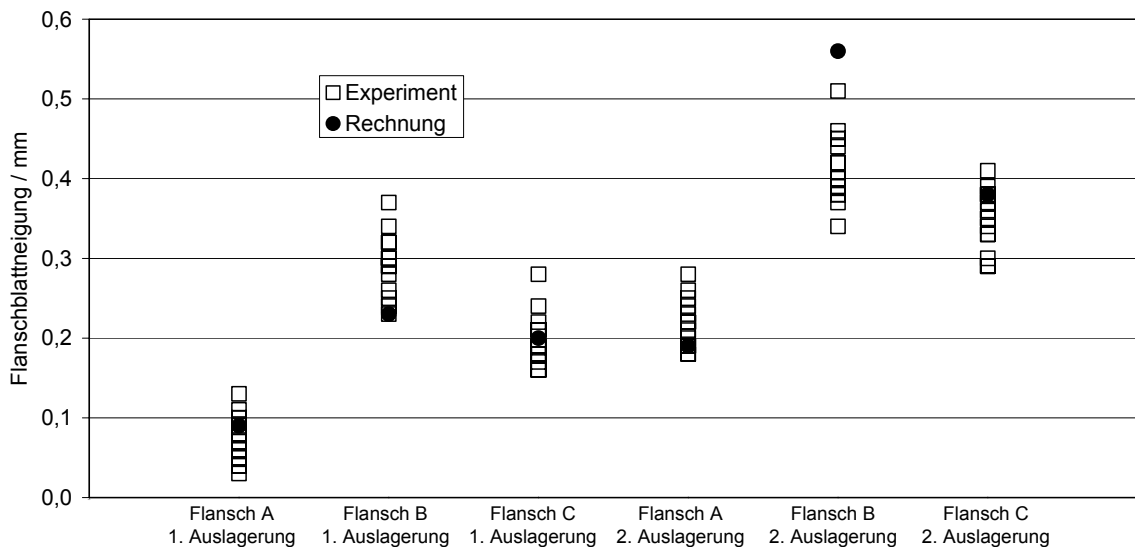


Bild 5.10: Vergleich von experimentellem Streuband und berechneter Flanschblattneigung

Wie bereits bei der Bestimmung der Restspannung in den Schrauben liegen bei den Ergebnissen der Flanschblattneigung teilweise erhebliche Abweichungen und Streuungen vor, die in Kapitel 8 diskutiert werden. Speziell bei der Messung der Flanschblattneigung ist durch die aufgetretene Verzunderung eine Beeinflussung der Messung aufgetreten, wodurch die Größe der Streubänder erklärbar wird.

Bleibende Schraubendehnung

Die bleibenden Dehnungen in den Schrauben sind bei der ersten Auslagerung sehr klein, wodurch eine genaue Bestimmung der Messgrößen erschwert wird. Jedoch stimmt die Größenordnung von Rechnung und Experiment in [Bild 5.11](#) gut überein. Bei der zweiten Auslagerung sind die gemessenen bleibenden Dehnungen gegenüber den berechneten Ergebnissen deutlich größer.

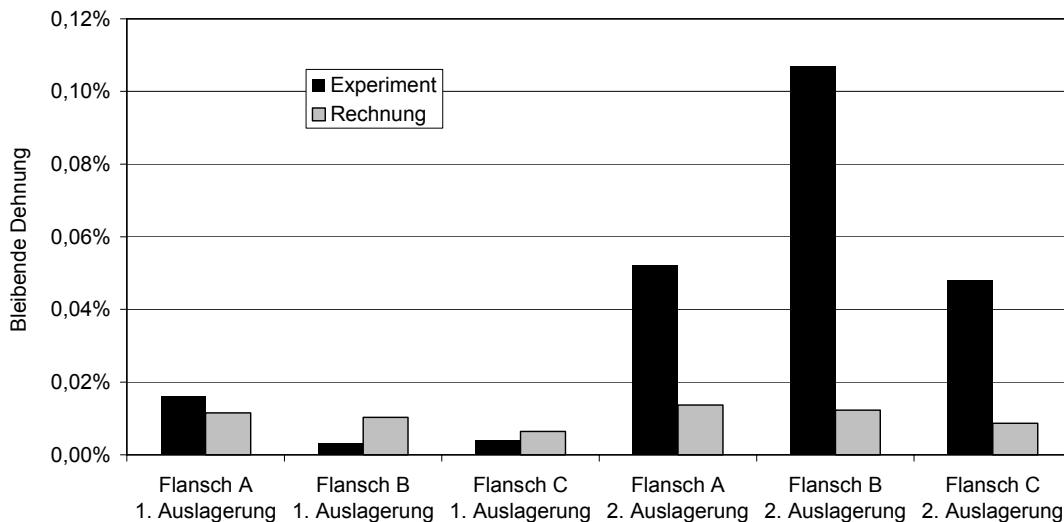


Bild 5.11: Vergleich der bleibenden Schraubendehnung bei Experiment und Rechnung

In [Bild 5.12](#) werden die Ergebnisse der Simulation in das Streuband des Experiments eingeordnet. Bei der ersten Auslagerung liegt die Rechnung in der Mitte des experimentellen Streubands, wohingegen bei der zweiten Auslagerung die berechneten Werte etwas unterhalb des Streubands liegen.

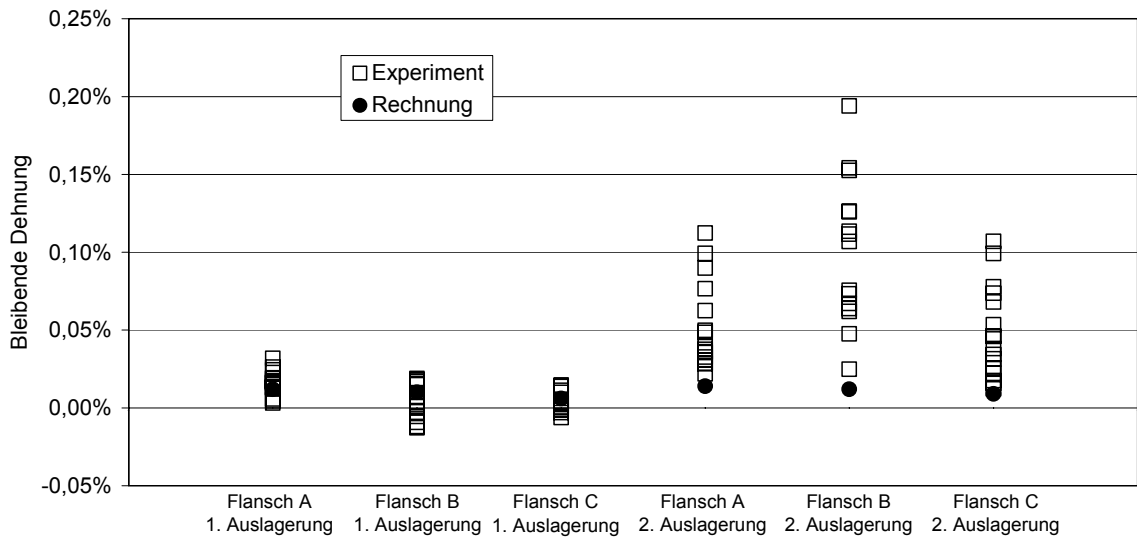


Bild 5.12: Vergleich von experimentellem Streuband und berechneter bleibender Schraubendehnung

Die bei der zweiten Auslagerung größere bleibende Dehnung im Experiment ist mit einer, zu Beginn dieses Abschnitts beschriebenen, plastischen Beanspruchung beim Anziehen bzw. Lösen der Schrauben zu erklären, die bei der Simulation nicht entsprechend berücksichtigt wurde.

Die bleibende Dehnung der Schrauben besteht vor allem aus plastischer Anfangsdehnung durch Fließen beim Anziehen und Lösen, hingegen besitzt die Kriechdehnung praktisch keinen Einfluss auf die gesamte bleibende Dehnung. Dies wird durch die Simulationsergebnisse in [Bild 5.13](#) verdeutlicht.

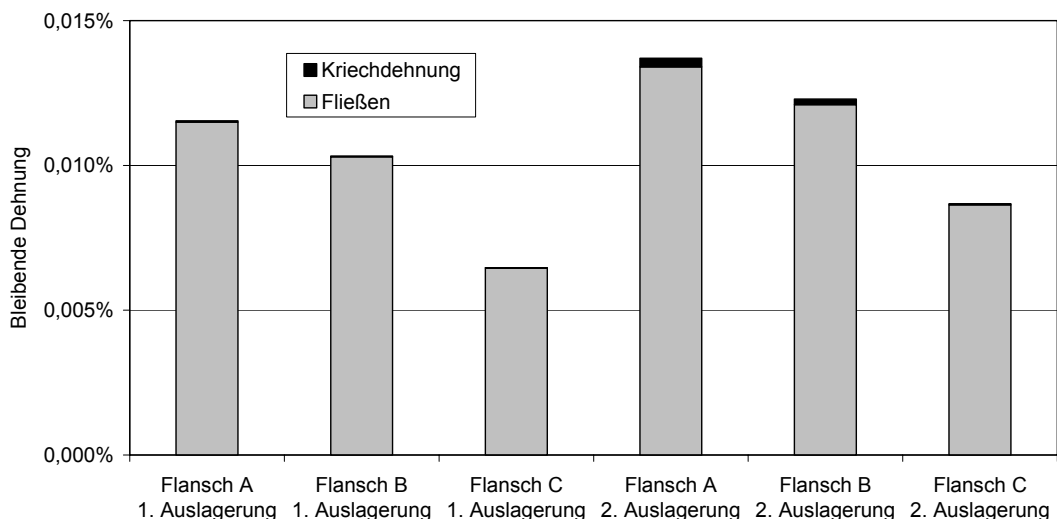


Bild 5.13: Anteile der bleibenden Schraubendehnung bei der Rechnung

Bleibende Hüsendehnung

Die bleibenden Dehnungen in den Hülsen sind, wie bei den Schrauben, betragsmäßig sehr klein, wodurch eine genaue Bestimmung der Messgrößen erschwert wird. Dennoch stimmen Versuch und Experiment bei beiden Auslagerungen in Bild 5.14 gut überein.

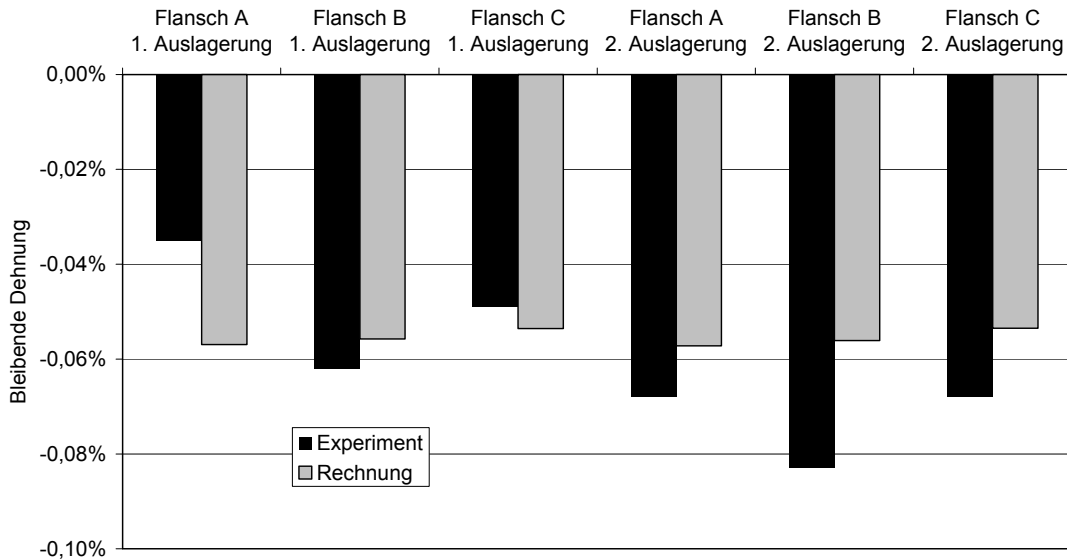


Bild 5.14: Vergleich der bleibenden Hüsendehnung bei Experiment und Rechnung

Die gute Übereinstimmung von Experiment und Rechnung wird in Bild 5.15 nochmals mit Hilfe des Streubands der experimentellen Daten verdeutlicht.

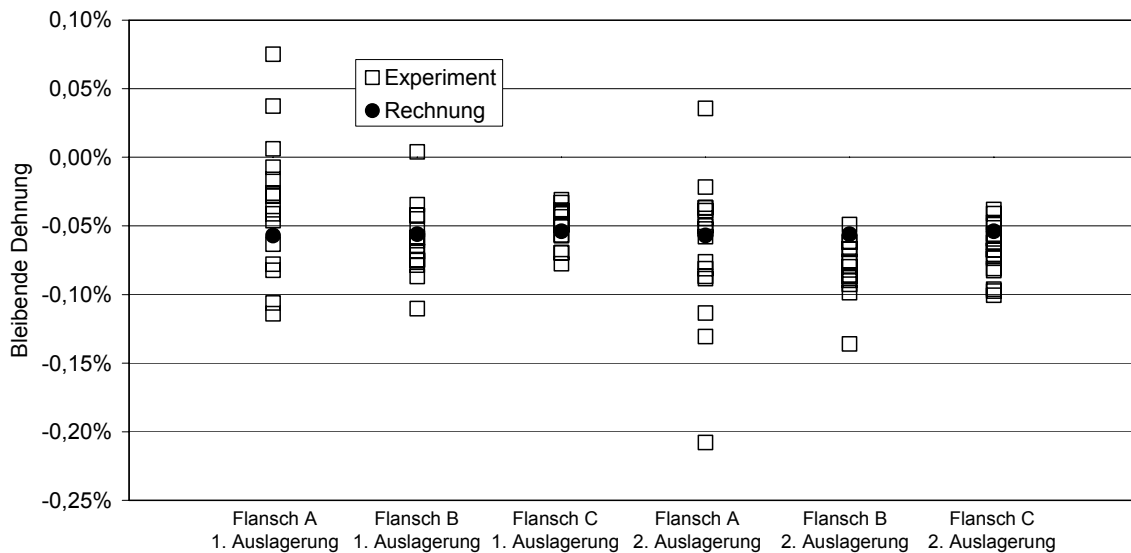


Bild 5.15: Vergleich von experimentellem Streuband und berechneter bleibender Hüsendehnung

Die bleibende Dehnung der Hülsen setzt sich vor allem aus plastischer Anfangsdehnung durch Fließen beim Anziehen und Lösen sowie aus gefügebedingter Volumenänderung, siehe Abschnitt 3.7, zusammen. Die Kriechdehnung hat bei den Hülsen analog zu den Schrauben einen sehr geringen Anteil an der gesamten bleibenden Dehnung. Zur Veranschaulichung sind hierzu in Bild 5.16 die verschiedenen Anteile der bleibenden Dehnung bei der Simulation dargestellt.

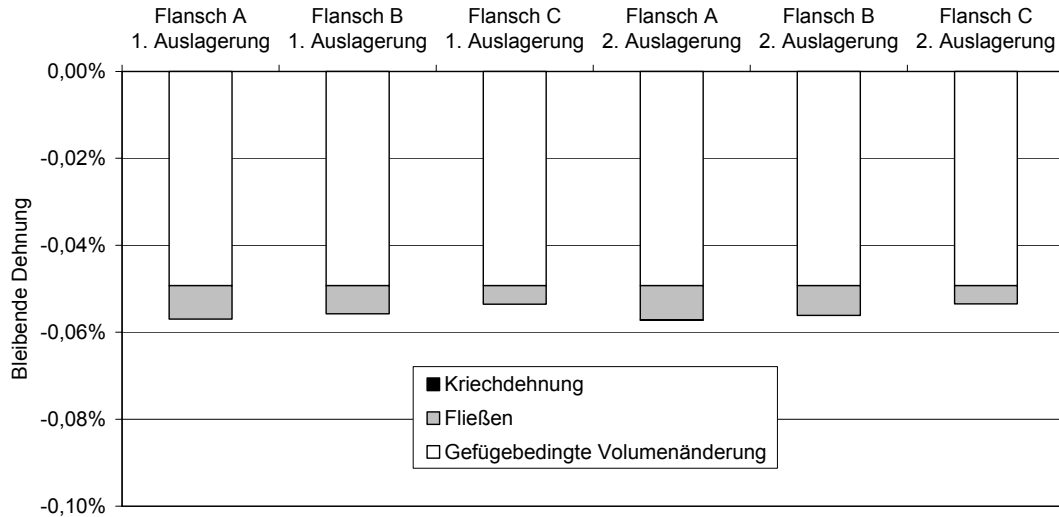


Bild 5.16: Anteile der bleibenden Hülsendehnung bei der Rechnung

Setzdehnung

Der berechnete Wert für die auftretende Setzdehnung, vergleiche Abschnitt 3.6, von Flansch A bei der ersten Auslagerung entspricht nahezu dem experimentellen Messwert. Dies wird in Bild 5.17 verdeutlicht.

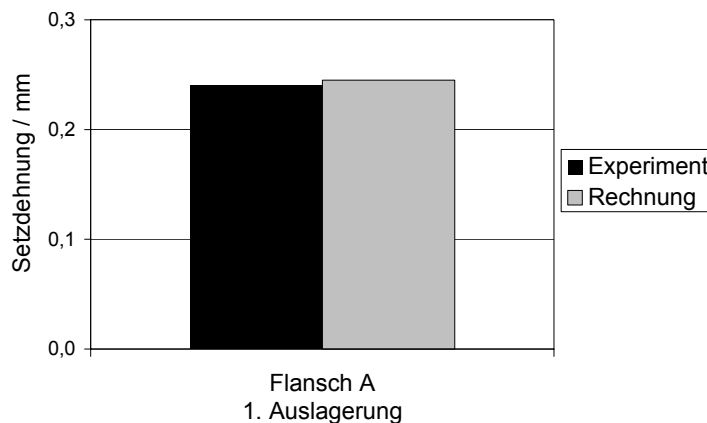


Bild 5.17: Vergleich der Setzdehnung bei Experiment und Rechnung

Innendurchmesser

Bei der experimentellen und rechnerischen Überprüfung des Innendurchmessers der Rohrflansche ergibt sich keine signifikante Änderung während der Auslagerung.

In Anhang C wird eine Abschätzung der Messgenauigkeit durchgeführt und im Anhang D sind die Streubänder sämtlicher Messungen zusammengefasst.

6 Variation der Randbedingungen

Im vorhergehenden Kapitel wurde die ANSYS-Simulation durch einen Vergleich mit experimentellen Daten verifiziert. Damit wird es möglich, mit dem bestätigten Modell verschiedene Änderungen der Randbedingungen durchzuführen. Beispielsweise ergibt sich der Einfluss der Vorspannung durch einen Vergleich der Restspannung bei unterschiedlicher Anfangsdehnung. Weiterhin erfolgt eine Betrachtung des Einflusses der Werkstoffe. Zur Bestimmung des Langzeitverhaltens der Flanschverbindung wird eine Auslagerung unter Innendruck mit $p = 80 \text{ bar}$ für 100000 h simuliert. Anschließend werden die Flanschgeometrien unter gleichen Voraussetzungen (identischer Werkstoff sowie Innendruck $p = 80 \text{ bar}$) in Bezug auf ihre Dichtheit miteinander verglichen. Als maßgebliche Größe zur Beurteilung der Dichtheit der Flanschverbindungen wird die Dichtkraft, d.h. die Kraft auf die Dichtung in Normalenrichtung, betrachtet.

6.1 Einfluss der Vorspannung

Zur Bestimmung des Einflusses der Vorspannkraft wurde bei Flansch B eine Vorspannung von $\varepsilon_0' = 0,2 \%$ anstelle von $\varepsilon_0 = 0,173 \%$ simuliert. Die Restspannung der Schrauben erhöhte sich dadurch auf $195,7 \text{ MPa}$. Eine Erhöhung der Vorspannkraft um $15,6 \%$ bewirkt somit lediglich eine verhältnismäßig geringe Erhöhung der Restspannung um $5,0 \%$. Weiterhin ist zu berücksichtigen, dass durch die Erhöhung erheblich größere Kriechverformungen in der Flanschverbindung auftreten.

6.2 Einfluss des verwendeten Werkstoffs

Die Warmfestigkeitskennwerte der drei untersuchten 9% Chrom-Stähle unterscheiden sich erheblich. In [Bild 6.1](#) werden die chargenspezifisch bestimmten Zeitdehngrenzen $R_{p1/10^4/600^\circ\text{C}}$ der Werkstoffe miteinander verglichen.

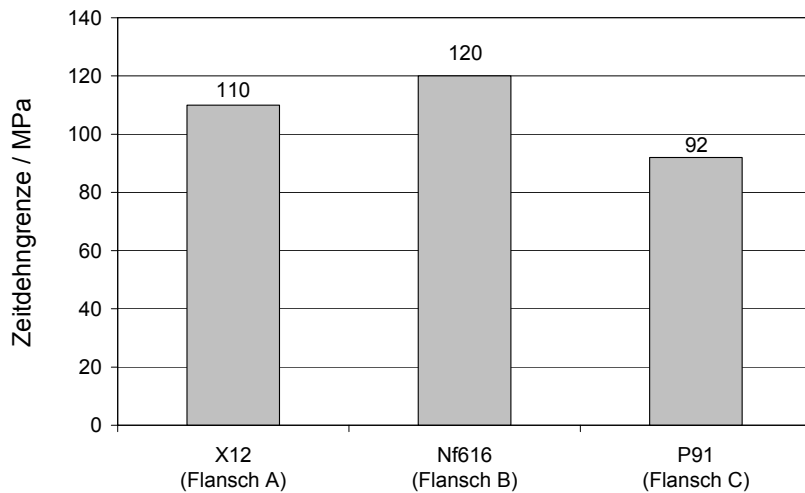


Bild 6.1: Zeitdehngrenzen $R_{p1/10^4/600^\circ\text{C}}$ der 9 % Chrom-Stähle

Aus den Kennwerten ergibt sich für den japanischen Stahl Nf616 die höchste Warmfestigkeit, die durch chargenunabhängige Versuche bestätigt wird [Melz]. Damit tritt bei gleicher geometrischer Konstruktion für einen Flansch aus Nf616 die geringste Spannungsrelaxation auf, vergleiche Abschnitt 6.3.

6.3 Langzeitverhalten der Flanschverbindungen unter Innendruck

Zur Veranschaulichung des Einflusses einer zusätzlichen Beanspruchung mit Innendruck ist in **Bild 6.2** der Verlauf der Restspannung in den Schraubenbolzen für Flansch B über der Zeit für eine Auslagerung mit dem Innendruck $p = 0$ sowie $p = 80$ bar aufgetragen.

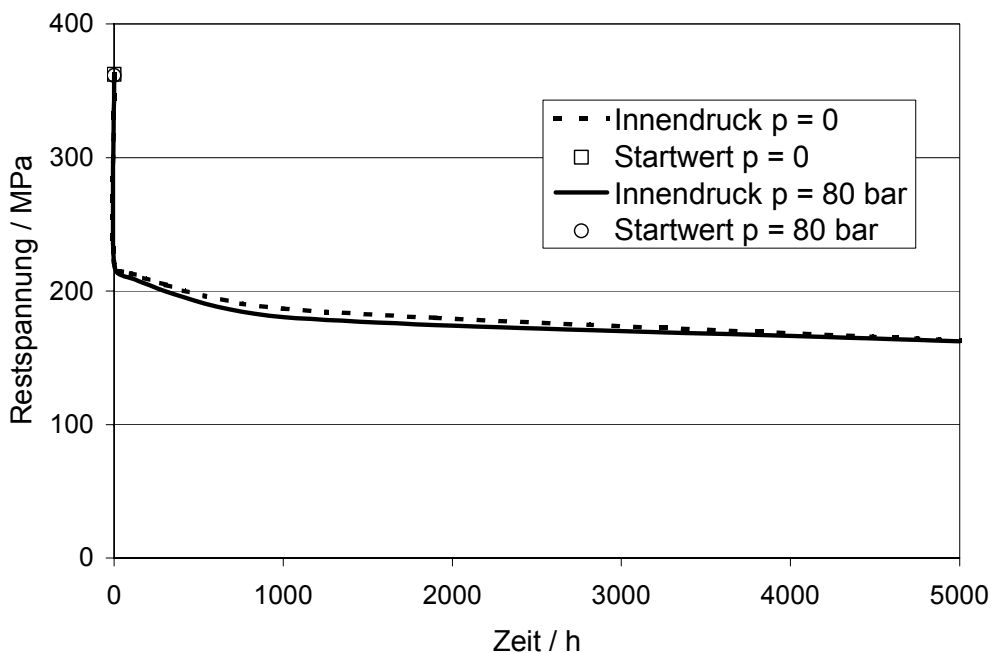


Bild 6.2: Verlauf der Restspannung mit Innendruck $p = 0$ sowie $p = 80$ bar

Bei der Beanspruchung mit Innendruck ändert sich der prinzipielle Verlauf der Restspannung gegenüber dem Verlauf ohne Innendruck praktisch nicht. In Bild 6.3 ist die von Mises Vergleichsspannung beispielhaft für Flansch B nach der Aufbringung von Innendruck und Temperatur veranschaulicht.

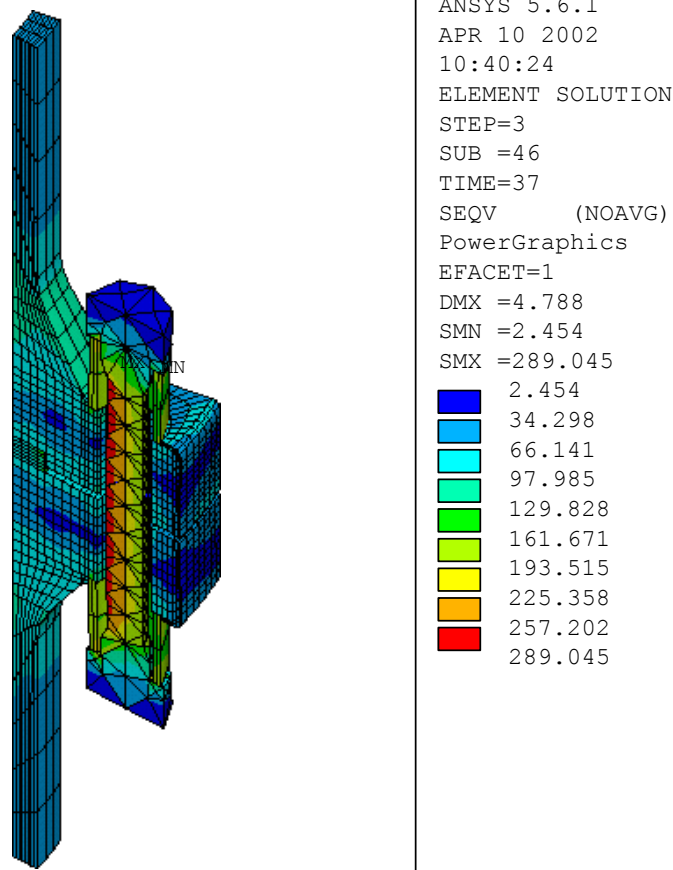


Bild 6.3: Vergleichsspannung nach Aufbringung von Innendruck und Temperatur

Zur Realisierung des Innendrucks bei der Simulation wurden sämtliche dem Dampfdruck ausgesetzten Flächen des Rohrflansches mit dem Innendruck $p = 80$ bar beaufschlagt. Der Innendruck bewirkt darüber hinaus eine axiale Zugkraft, die zusätzlich in der Berechnung berücksichtigt wurde. Der Verlauf der Dichtkraft über der Zeit für eine gegebene Anfangsdehnung $\varepsilon_0 = 0,173\%$ ist in Bild 6.4-6.6 für die drei Flanschgeometrien aufgezeigt. Bei Flansch A wird hierbei die Dichtkraft auf die äußere Fläche des Dichtrings, siehe Abschnitt 3.3, dargestellt.

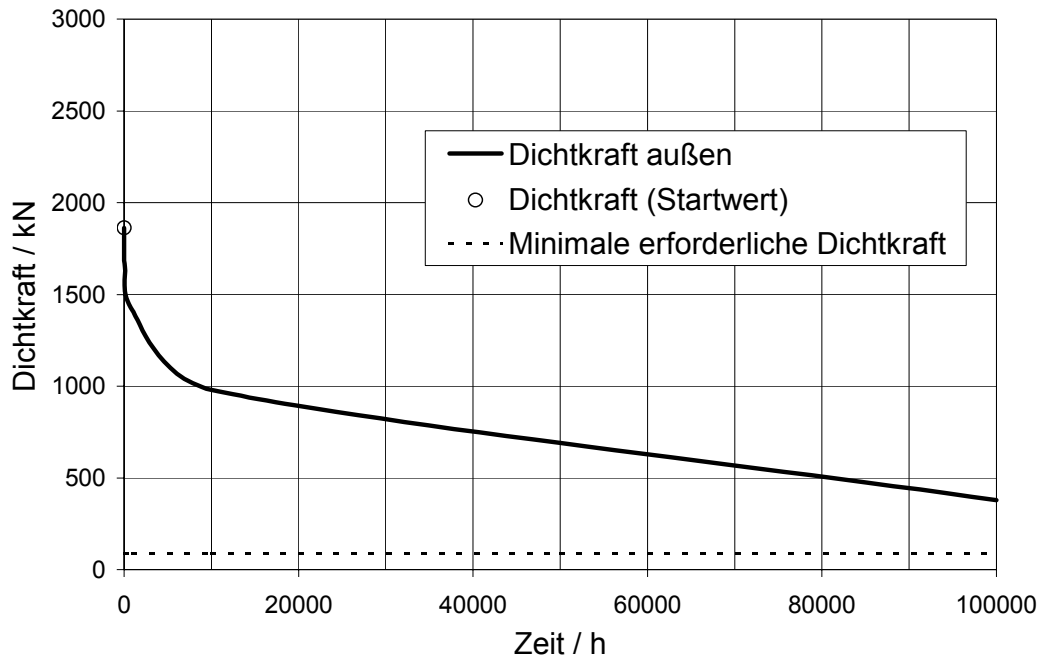


Bild 6.4: Verlauf der Dichtkraft bei Flansch A

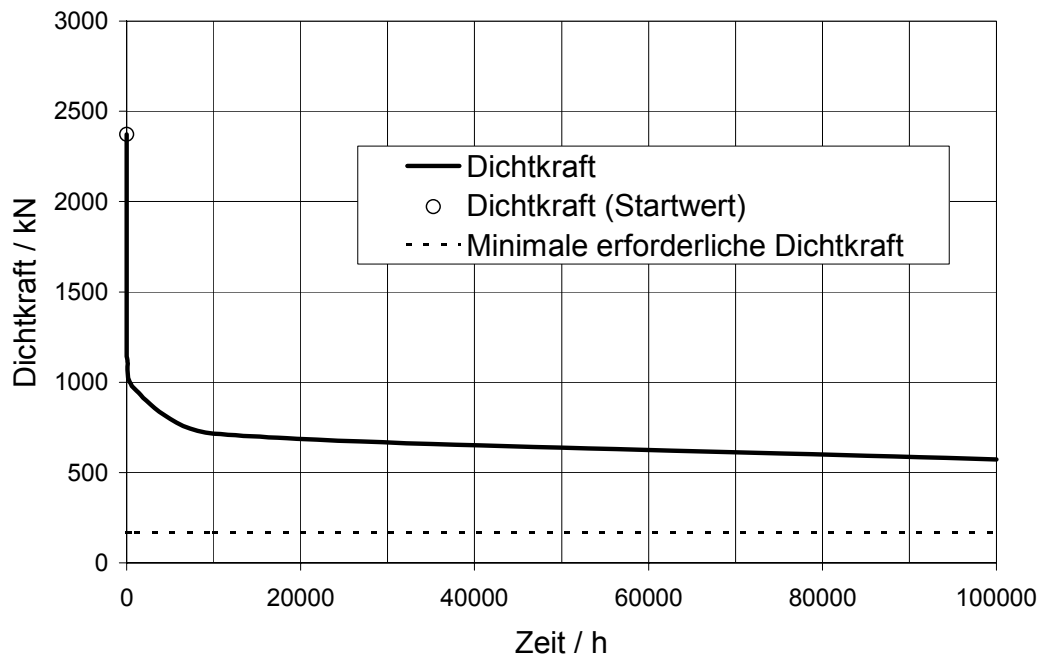


Bild 6.5: Verlauf der Dichtkraft bei Flansch B

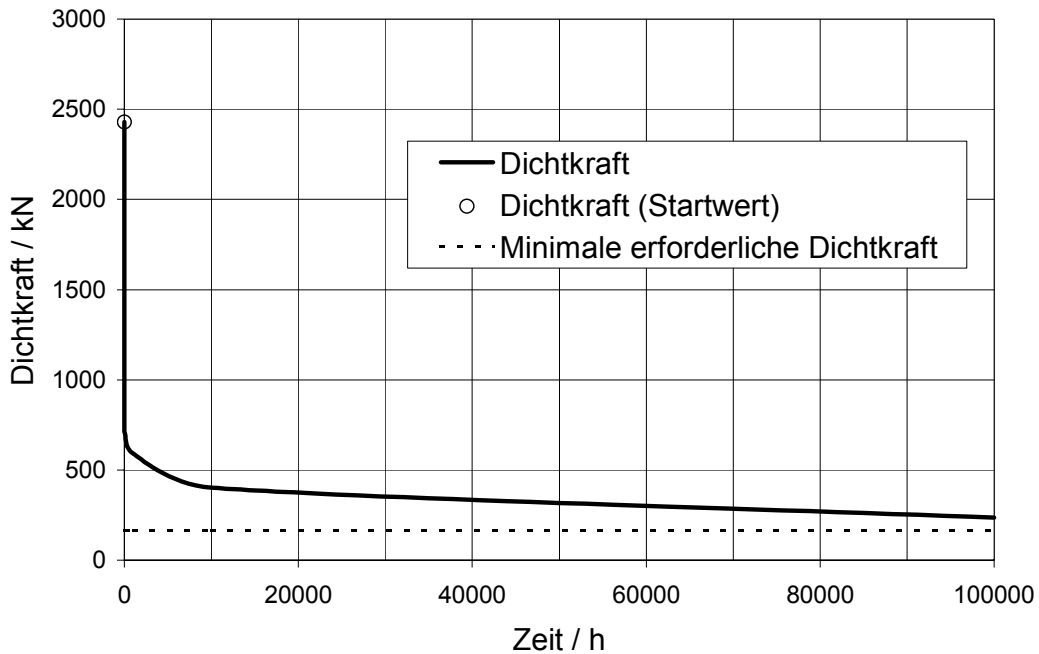


Bild 6.6: Verlauf der Dichtkraft bei Flansch C

Aus Gleichung 6.1 ergibt sich die Berechnungsvorschrift zur Bestimmung der minimalen erforderlichen Dichtkraft $F_{D,min}$, vergleiche DIN 2505.

$$F_{D,min} = S \cdot p \cdot A_{Dichtfläche} = 1,5 \cdot p \cdot A_{Dichtfläche} \quad (6.1)$$

Der schnellere Verlust der Dichtkraft bei Flansch C im Vergleich zu Flansch B ist unter anderem auf die geringeren Warmfestigkeitskennwerte des Werkstoffs P91 zurückzuführen.

Ziel der durchgeführten Untersuchungen ist die Entwicklung eines Berechnungsverfahrens zur Bestimmung des Verformungsverhaltens von Flanschverbindungen. Die Prüfung der Dichtheit der untersuchten Flansche stand nicht im Vordergrund dieser Arbeit. Jedoch zeigt die Langzeitsimulation des Relaxationsverhaltens, dass bei den untersuchten Flanschmodellen die minimale erforderliche Dichtkraft bei einer Laufzeit von 100000 h nicht unterschritten wird. Insbesondere Flansch A ist in Bezug auf die Dichtheit sehr konservativ ausgelegt. Dies zeigt, dass mit dem im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Berechnungsverfahren Flanschverbindungen nachgerechnet und Bewertungen der Dichtheit bzw. der Revisionsintervalle durchgeführt werden können.

6.4 Vergleich der Flanschgeometrien

Um einen Vergleich der drei Flanschgeometrien durchzuführen, wurde eine Simulation bei $p = 80$ bar Innendruck vorgenommen, wobei sämtliche Flansche aus dem Werkstoff X12 modelliert wurden. Bild 6.7- 6.8 zeigen die Dichtkraft und die Dichtspannung der drei Geometrien nach einer Auslagerungszeit von 10000 h. Bei Flansch A ist die Dichtkraft am äußeren Bereich des Dichtrings, siehe Abschnitt 3.3, dargestellt.

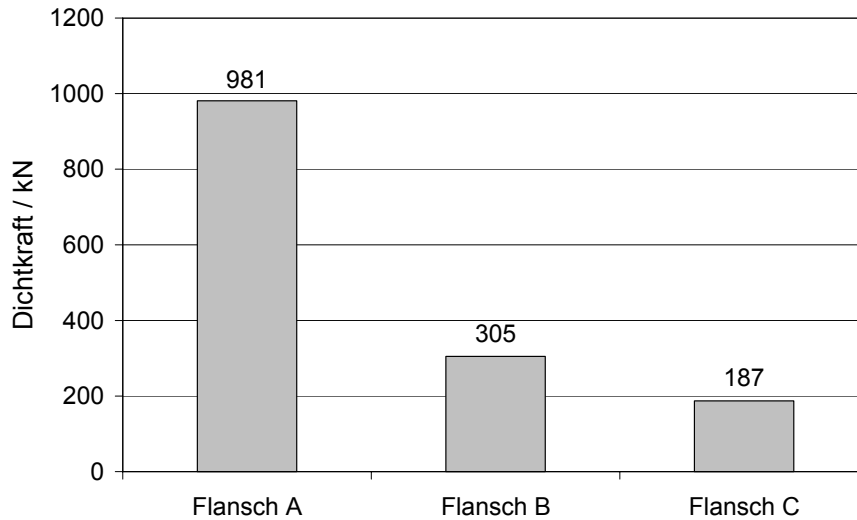


Bild 6.7: Dichtkraft nach einer Auslagerungszeit von 10000 h

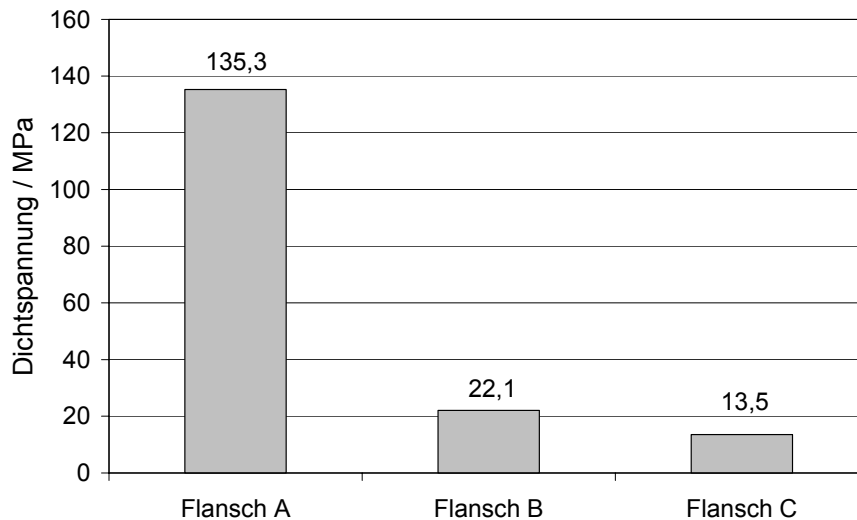


Bild 6.8: Dichtspannung nach einer Auslagerungszeit von 10000 h

Bei Verwendung des identischen Flanschwerkstoffs ist die Dichtspannung bei Flansch A im Vergleich zu den beiden anderen Flanschen deutlich höher. Bei der Konstruktionsvariante ohne Dichtring zeigt Flansch B nach 10000 h eine höhere Dichtspannung als Flansch C.

7 Bestimmung der kritischen Stelle für Anrisse

Im Folgenden wird die kritische Stelle für das Auftreten von Rissen bei Flansch A anhand einer Gegenüberstellung der maximalen Hauptspannung σ_{\max} sowie des Mehrachsigsigkoeffizienten q in Bild 7.1 bestimmt.

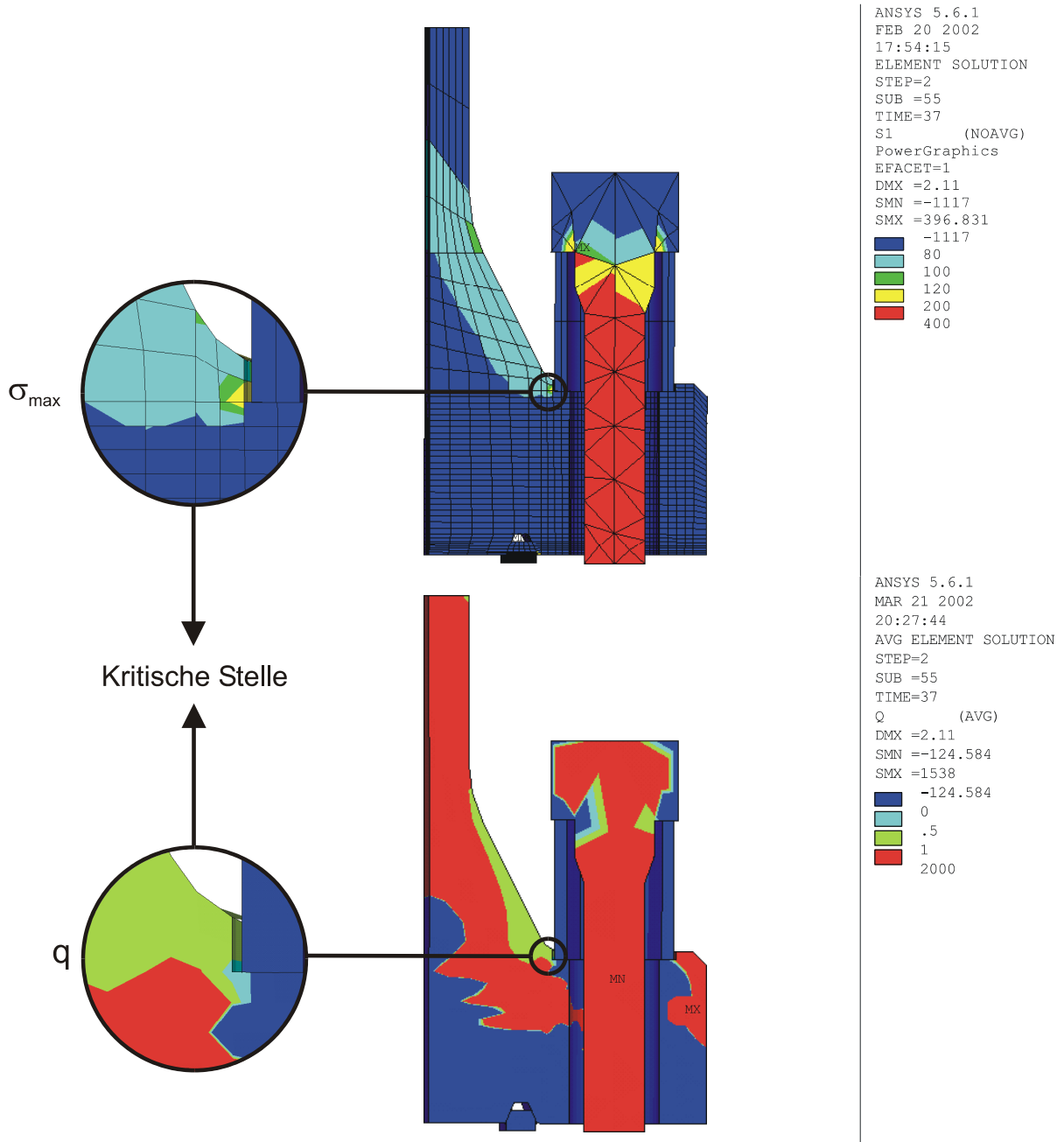


Bild 7.1: Maximale Hauptspannung σ_{\max} sowie Mehrachsigsigkoeffizient q nach Aufbringung von Innendruck und Temperatur bei Flansch A

An der kritischen Stelle im Übergangsbereich von Flanschteller zum konischen Hals tritt im Flanschkörper (ohne Betrachtung der hochfesten Schraubenbolzen) nach der Aufbringung von Innendruck und Temperatur die größte 1. Hauptspannung sowie eine hohe Mehrachsigkeit der Beanspruchung ($0 < q < 0,5$) auf. An diesem Ort liegt ebenfalls eine hohe Vergleichsspannung nach von Mises sowie eine große Vergleichskriechdehnung vor, vergleiche Abschnitt 4.3.

Die bei der Rechnung ermittelte kritische Stelle stimmt mit der Lage von aufgetretenen Anrissen bei Flanschen während des Betriebs überein, vergleiche [Purp]. Darüber hinaus stellt der hochbeanspruchte Dichtring ebenfalls eine kritische Stelle für das Auftreten von Schädigung der Flanschverbindung dar, vergleiche [Brow2]. Aus diesem Grund ist die Gestaltung dieser problematischen Bereiche bei der Entwicklung zukünftiger Rohrflansche besonders sorgfältig durchzuführen.

8 Bewertung der Ergebnisse

Das Relaxationsverhalten der untersuchten Flanschverbindungen ist äußerst komplex, da die zum Einsatz kommenden Materialien ein stark unterschiedliches Werkstoffverhalten besitzen. Insbesondere die unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten wirken sich erheblich auf das Flanschverhalten aus. Weiterhin tritt durch die gegenseitige Beeinflussung von Flansch, Schrauben und Dehnhülsen keine reine Relaxation auf, sondern eine Kombination aus Relaxation und Kriechen.

In Anbetracht dieser Komplexität konnte mit Hilfe der FEM das Bauteilverhalten gut beschrieben werden. Insbesondere die für das Dichtverhalten entscheidende Restspannung in den Schraubenbolzen konnte bei den zwei Auslagerungen der drei Flansche mit guter Genauigkeit berechnet werden (16 % durchschnittlicher Fehler). Die durchgeführten Rechnungen wurden anhand eines Vergleichs von insgesamt 59 verschiedenen Versuchsergebnissen verifiziert, wobei diese Versuchsergebnisse jeweils aus der Mittelung mehrerer Einzelmessungen resultieren.

In Tabelle 8.1 sind die Standardabweichungen sämtlicher experimenteller Revisionsergebnisse aufgeführt.

Standardabweichung	Flansch A		Flansch B		Flansch C	
	1. Auslagerung	2. Auslagerung	1. Auslagerung	2. Auslagerung	1. Auslagerung	2. Auslagerung
Restspannung / MPa	29,4	20,1	10,6	62,0	13,9	51,3
Modifizierte Restspannung / MPa	30,6	21,6	11,8	27,8	16,0	33,7
Flanschblattneigung / mm	0,04	0,05	0,04	0,10	0,03	0,10
Bleibende Dehnung Schraube / %	0,007	0,028	0,01	0,053	0,006	0,030
Bleibende Dehnung Hülse / %	0,048	0,054	0,025	0,021	0,014	0,020

Tabelle 8.1: Standardabweichung der Revisionsergebnisse

Die Standardabweichung der Revisionsergebnisse nimmt bei der zweiten Auslagerung zu. Dies lässt sich unter anderem mit dem Einfluss der Verzunderung erklären, die bereits vor der zweiten Auslagerung vorhanden war und die Messergebnisse beeinflussen kann.

Die experimentellen Ergebnisse der Restspannung und bleibender Schraubendehnung weisen eine verhältnismäßig starke Streuung auf. Dies lässt sich beispielsweise mit dem Einfluss der Anzugsreihenfolge bei den Schrauben [Fuku] oder mit der Streuung des erforderlichen Montagemoments [Karg] erklären. Insbesondere bei der zweiten Auslagerung treten bei Restspannung und bleibender Schraubendehnung erhebliche Streuungen auf, die jedoch durch die Berücksichtigung des Fließvorgangs beim Entspannen (modifizierte Restspannung) in Abschnitt 5.2 bereits reduziert wurden. Mit Hilfe der Messung des auf die Schrauben aufzubringenden Drehmoments sowie mit auf den Hülsen applizierten Dehnmessstreifen beim Anziehen bzw. Lösen der Schrauben lassen sich bei zukünftigen Untersuchungen auf diesem Gebiet Verbesserungen erzielen.

Durch ein hydraulisches Vorspannen der Flansche lässt sich die Unsicherheit beim Verspannen weitestgehend vermeiden. Bei einem Einsatz dieses Verfahrens könnten somit größere Revisionsintervalle erzielt werden, da Streuungen bei der Dichtspannung reduziert werden. Jedoch erfordert dieses Verfahren einen erheblichen technischen Aufwand.

Die Ergebnisse der Online-Messung bestätigen, wie die Revisionsergebnisse, dass das globale Flanschverhalten, wie beispielsweise die Änderung des Ringspaltes, nachgerechnet werden kann. Allerdings ist eine Beschreibung von lokalen Effekten verbunden mit sehr kleinen Dehnungsänderungen nur eingeschränkt möglich. Dies kann zu teilweise erheblichen Streubändern führen, die jedoch stets in Relation zu den sehr kleinen Messwerten zu sehen sind.

Es lässt sich feststellen, dass bei Flansch A (Konstruktion mit Dichtring) eine erheblich größere Dichtspannung während des Betriebs erzielt werden kann. Bei den Konstruktionen ohne Dichtring ergibt sich bei der Verwendung von zwei Dehnhülsen (Flansch B) eine größere Dichtheit als bei lediglich einer Dehnhülse (Flansch C).

Die Verkleinerung des Flanschspaltes während der Auslagerung, die als Setzdehnung gemessen wurde, ist vor allem auf die bleibende Flanschblattneigung zurückzuführen. Das Ergebnis der Setzdehnungsmessung bei Flansch A während der ersten Auslagerung liefert in Experiment und Rechnung jedoch etwas größere Ergebnisse, als die doppelte Flanschblattneigung. Dies ist auf Effekte zurückzuführen, die sich der bleibenden Flanschblattneigung überlagern, wie zum Beispiel Setz- und Abgleitvorgänge am Dichtring.

Bei einer für Mitteldruckflansche maximalen Beanspruchung von $p = 80$ bar zeigen sich im Vergleich zu einer Belastung ohne Innendruck in den ersten 5000 h keine wesentlichen Abweichungen beim globalen Relaxationsverhalten.

Die durchgeführte Sensitivitätsanalyse zeigt, dass bei Flansch B die Modellierung einer Flanschhälfte die Relaxationsvorgänge hinreichend genau beschreibt. Die dabei vorgenommenen Vereinfachungen an der Dichtung besitzen keinen entscheidenden Einfluss auf das globale Flanschverhalten, während der Aufwand für die Modellierung und Berechnung beim Halbmodell jedoch bedeutend geringer ausfällt.

Der Wärmeausdehnungskoeffizient α besitzt bei der Simulation der Relaxationsvorgänge in einer Flanschverbindung aus unterschiedlichen Werkstoffen eine herausragende Bedeutung. Aus diesem Grund muss dieser Werkstoffkennwert für eine Simulation des Flanschverhaltens gut abgesichert sein. Mit der durchgeführten Sensitivitätsanalyse konnte gezeigt werden, dass schon kleine Abweichungen bei der Wärmeausdehnung eine erhebliche Änderung des Dichtverhaltens zur Folge haben.

Mit den Simulationsergebnissen dieser Arbeit steht ein Werkzeug zur Verfügung, mit dem das langzeitige Relaxationsverhalten von Flanschverbindungen bestimmt werden kann. Dieses Relaxationsverhalten wird von den vorhandenen Berechnungsnormen nicht hinreichend beschrieben. Durch die Berücksichtigung des zeitabhängigen Verformungsverhaltens stellt die vorliegende Arbeit somit eine geeignete Ergänzung der Regelwerke zur Auslegung von Rohrleitungsflanschen und zur Definition von Revisionsintervallen dar.

9 Literatur

- [Ansy] ANSYS 5.6 Online-Dokumentation
- [Bail] Bailey, R.W.: The Utilization of Creep Test Data in Engineering Design
Proc. Inst. Mechn. Engrs. 131, 1935
- [Barth] Barth, H.: Zum Zeitstandverhalten warmfester Stähle unter zeitlich ver-
änderter Beanspruchung
Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, 1984
- [Barto] Bartonicek, J., H. Kockelmann, K.-J. Metzner und M. Schaaf: Stand der
Regelwerke für die Auslegung von Flanschverbindungen mit der Dichtung
im Krafthaupt- und Kraftnebenschluss
27. MPA Seminar, Universität Stuttgart, 2001
- [Bend] Bendick, W., K. Haarmann, G. Wellnitz und M. Zschau: Eigenschaften der
9- bis 12%-Chromstähle und ihr Verhalten unter Zeitstandbeanspruchung
VGB Kraftwerkstechnik 73, 1993
- [Bend2] Bendick, W., K. Haarmann, M. Ring und M. Zschau: Stand der Entwick-
lung neuer Rohrwerkstoffe für den Kraftwerksbau in Deutschland und
Europa
VGB Kraftwerkstechnik 77, 1997
- [Bend3] Bendick, W., K. Haarmann, G. Kubla und M. Zschau: Neue Werkstoffe für
Kessel- und Rohrleitungsbereich von Kraftwerken mit erhöhten Dampf-
parametern
Tagungsband der 6. Werkstofftagung TU Graz, 1999
- [Bend4] Bendick, W., K. Haarmann und M. Zschau: E 911 – Ein neuer Werkstoff
für Dampfleitungen im Kraftwerksbau
VGB Kraftwerkstechnik 80, 2000
- [Best] Bestle, D.: Analyse und Optimierung von Mehrkörpersystemen
Springer Verlag, 1994
- [Bhan] Bhandari, S., X. Feral, J.-M. Bergheau, G. Mottet, P. Dupas and L.
Nicolas: Creep-Damage Analysis: Comparison Between Coupled and
Uncoupled Models
Journal of Pressure Vessel Technology 122, 2000
- [Blum] Blum, W., S. Straub, P. Polc und K.H. Mayer: Quantitative Untersuchung
der mikrostrukturellen Entwicklung zweier Schmelzen des martensitischen
Wellenstahls X12CrMoWVNbN10-1-1
VGB Kraftwerkstechnik 80, 2000

- [Bron] Bronstein, I.N. und K.A. Semendjajew: Taschenbuch der Mathematik
Verlag Harri Deutsch, 1989
- [Brow] Browne, R.J., D. Lonsdale and P.E.J. Flewitt: Multiaxial Stress Rupture
Testing and Compendium of Data for Creep Resisting Steels
Journal of Engineering Materials and Technology 104, 1982
- [Brow2] Brown, R.G., G.M. Buchheim, D.A. Osage and J.L. Janelle: Fitness for
Service Evaluation of Ring Joint Groove Cracking
Journal of Pressure Vessel Technology 122, 2000
- [Cerj] Cerjak, H., P. Hofer, B. Schaffernak, K. Spiradek und G. Zeiler: Haupt-
einflußgrößen auf die Kriechbeständigkeit von 9- bis 12%igen Cr-Stählen
für Kraftwerke mit erhöhten Dampfparametern
VGB Kraftwerkstechnik 77, 1997
- [Chab] Chaboche, J.L.: Constitutive Equations for Cyclic Plasticity and Cyclic
Viscoplasticity
International Journal of Plasticity Vol. 5, 1989
- [Clau] Clausmeyer, H., K. Kußmaul und E. Roos: Der Einfluß des Spannungs-
zustandes auf den Versagensablauf angerissener Bauteile aus Stahl
Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 20, 1989
- [Diet] Dietmann, H. und H. Kockelmann: Verwendung der Gestaltänderungs-
energiehypothese im Anwendungsbereich der KTA-Regeln
VGB Kraftwerkstechnik 74, 1994
- [Efti] Eftis, J., M.S. Abdel-Kader and D.L. Jones: Comparison between the
Modified Chaboche and Bodner-Partom Viscoplastic Constitutive Theories
at High Temperature
International Journal of Plasticity Vol. 5, 1989
- [Enni] Ennis, P.J. und O. Wachter: Betriebsrelevante mechanische Eigen-
schaften und Gefügeänderungen in 9%-Chromstählen, deren
Anwendungsgrenzen und das Potential für weitere Entwicklungen
Tagungsband der 6. Werkstofftagung TU Graz, 1999
- [Ewal] Ewald, J.: Verminderung des Verformungsvermögens bei mehrachsigen
Spannungszuständen unter Kriechbeanspruchung
Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 22, 1991
- [Finn] Finnie, I. and W.R. Heller: Creep of Engineering Materials
McGraw-Hill Book Company, Inc., 1959
- [Flet] Fletcher, R.: Practical Methods of Optimization
Chichester: Wiley, 1987

- [Förs] Förster, M., K. Hannes and R. Telöken: Combined Cycle Power Plant with Pressurized Pulverized Coal Combustion (PPCC): State of Development and Perspectives
VGB PowerTech 81, 2001
- [Fuku] Fukuoka, T. and T. Takaki: Finite Element Simulation of Bolt-Up Process of Pipe Flange Connections
Journal of Pressure Vessel Technology 123, 2001
- [Garo] Garofalo, F.: Fundamentals of Creep and Creep-Rupture in Metals
McMillan Series in Materials Science, 1965
- [Gaud] Gaudig, W., K. Kußmaul, K. Maile, M. Tramer, J. Granacher and K.H. Kloss: A Microstructural Model to Predict the Multiaxial Creep and Damage in 12 Cr Steel Grade at 550 °C
Microstructure and Mechanical Properties of Metallic High-Temperature Materials, DFG Research Report, Wiley-VCH, 1999
- [Geng] Gengenbach, T. und E. Roos: Kriech- und Relaxationsverhalten von 9-10% Cr-Rohrleitungsflanschen für Dampftemperaturen bis 620 °C
Schlussbericht zum Forschungsvorhaben AIF-Nr. 10012, 2002
- [Götz] Götz, G. und W. Blum: Mikrostruktur und Kriechwiderstand der Stähle G-X12CrMoWVNbN10-1-1 und X12CrMoWVNbN10-1-1
VDEh 24. Vortragsveranstaltung, 2001
- [Grah] Graham, A. and K.F.A. Walles: Relations between long and short time properties of a commercial alloy
J. Iron and Steel Inst. 179, 1955
- [Gude] Gudehus, H. und H. Zenner: Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung
Verlag Stahleisen, 2000
- [Hahn] Hahn, B., V. Baumhoff, K. Peters und M. Zschau: Einsatz des Stahls X10CrMoVNb9-1 im Rahmen von Anlagenertüchtigungen
VGB Kraftwerkstechnik 77, 1997
- [Hahn2] Hahn, R., H. Kockelmann, J. Bartonicek, R. Jastrow und F. Schöckle: Ermittlung von Kennwerten für Flanschverbindungen mit der Dichtung im Krafthaupt- und Kraftnebenschluß
27. MPA Seminar, Universität Stuttgart, 2001
- [Hofe] Hofer, P., H. Cerjak, B. Schaffernak and P. Warbichler: Quantification of precipitates in advanced creep resistant 9-12% Cr steels
Steel research 69, No. 8, 1998

- [Issl] Issler, S.: Entwicklung eines Verfahrens zur Lebensdauervorhersage für Schaufel-Scheibe-Verbindungen bei Gasturbinen
Dissertation, Universität Stuttgart, 2002
- [Kach] Kachanov, L.M.: The Theory of Creep
National Lending Library for Science and Technology, 1967
- [Karg] Kargarrer: Dehnungsmessung an zwei Befestigungsschrauben M24 x 140 für ISO-Ventile
Untersuchungsbericht Nr.: U.1632-91-897, FH Hamburg, 1989
- [Kaue] Kauer, R.: Numerische Berechnung von Flanschverbindungen
28. MPA Seminar, Universität Stuttgart, 2002
- [Kern] Kern, T.-U. and K. Wieghardt: The Application of High-temperature 10Cr Materials in Steam Power Plants
VGB PowerTech 5, 2001
- [Klen] Klenk, A., K. Maile und J. Schemmel: Zeitstandfestigkeit von Schweißverbindungen warmfester Stähle - Anwendung von Auswerteverfahren und numerische Untersuchungen zur Übertragbarkeit auf Bauteilgeometrien
VDEh 24. Vortragsveranstaltung, 2001
- [Klin] Klingmüller, O. und U. Bourgund: Sicherheit und Risiko im Konstruktiven Ingenieurbau
Friedr. Vieweg & Sohn, 1992
- [Kloo] Kloos, K.H., J. Granacher und A. Pfennig: Kriechgleichungen II
Forschungsberichte, Verbrennungskraftmaschinen Heft 534, 1993
- [Kloo2] Kloos, K.H., C. Berger, J. Granacher und M. Monsees: Optimierung und Verifizierung von Kriechgleichungen für warmfeste Stähle
Schlussbericht zum Forschungsvorhaben AIF-Nr. 8787, 1995
- [Koni] Konish, H.J.: Simplified Estimation of Creep-Rupture Strength for Notched Tensile Specimens of Austenitic Stainless Steels
Journal of Pressure Vessel Technology 110, 1988
- [Kord] Kordisch, H., E. Sommer und W. Schmitt: Einfluß der Mehrachsigkeit auf das stabile Rißwachstum
13. MPA Seminar, Universität Stuttgart, 1987
- [Krau] Kraus, H.: Creep Analysis
John Wiley & Sons, 1980

- [Kuss] Kussmaul, K., W. Gaudig and K. Maile: Creep and Stress Relaxation Behaviour of a Type INCOLOY 800 Alloy at 550 °C
MD-Vol. 26/ AMD-Vol. 121, High Temperature Constitutive Modeling - Theory and Application, ASME, 1991
- [Lack] Lackmann, J.: Dubbel - B Mechanik
Springer Verlag, 1999
- [Lema] Lemaitre, J. and J.-L. Chaboche: Mechanics of solid materials
Cambridge University Press, 1994
- [Löse] Löser, K.: Mechanische Langzeiteigenschaften von Nickelbasislegierungen für Dampfturbinenschraubungen
VDI Fortschrittberichte Reihe 5: Grund- und Werkstoffe Nr. 255
- [Mail] Maile, K., H. Purper und H. Theofel: Innendruckversuche an Rohrbogen aus warmfesten Stählen mit zusätzlich aufgebrachten Biegemomenten bei Temperaturen im Kriechbereich
Schlussbericht zum Forschungsvorhaben BMBF-Nr. 1500 727, 1995
- [Mail2] Maile, K., H. Xu, C. Gerdes, N. Kasik, Brändle and K.H. Mayer: Verified Approaches to Life Assessment and Improved Design of Elevated Temperature Turbine Equipment
Final Report Brite-Euram Project 4285, 1996
- [Mail3] Maile, K.: Fortgeschrittene Verfahren zur Beschreibung des Verformungs- und Schädigungsverhaltens von Hochtemperaturbauteilen im Kraftwerksbau
Habilitationsschrift, Universität Stuttgart, 1999
- [Mail4] Maile, K. and A. Klenk: Analysis of bolted Joints
ASME-PVP-Vol. 382, 1999
- [Melz] Melzer, B. und P. Seliger: 1991 bis 2000 - Das Jahrzehnt der warmfesten 9- bis 12-% Chromstähle (in Europa)
VDEh 24. Vortragsveranstaltung, 2001
- [Mise] Mises, R. von: Mechanik der festen und flüssigen Körper in plastisch deformablem Zustand
Nachrichten von der Königlichen Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, 1913
- [Naka] Nakai, T.: Simulation of Ratcheting Tests with Large Scale Specimen Using Unified Constitutive Equations by FEM
Internal Report MPA Stuttgart, 2000

- [Nimo] Nickel-Informationsbüro: Die Nimonic-Legierung
Hans-Druck, Düsseldorf
- [Noua] Nouailhas, D.: Unified Modelling of Cyclic Viscoplasticity: Application to Austenitic Stainless Steels
International Journal of Plasticity Vol. 5, 1989
- [Nrim] Data Sheets on the Elevated-Temperature Properties of Iron Based 15Cr-26Ni-1.3Mo-2.1Ti-0.3V Superalloy Forgings for Gas Turbine Discs
National Research Institut for Metals, 1993
- [Nort] Norton, F.H.: The creep of steel at high temperature
McGraw-Hill, 1929
- [Odqv] Odqvist, K.G. und J. Hult: Kriechfestigkeit metallischer Werkstoffe
Springer-Verlag, 1962
- [Oehl] Oehl, M.: Numerische Beschreibung des Langzeitverhaltens warmfester Stähle
VDI-Verlag, 1994
- [Oeyn] Oeynhausen, H., A. Drosdziok und M. Deckers: Dampfturbinen für die neue Kraftwerksgeneration
VGB Kraftwerkstechnik 76, 1996
- [Penn] Penny, R.K. and D.L. Marriott: Design for creep
McGraw-Hill Book Company (UK) Limited, 1971
- [Purp] Purper, H.: Experimentelle und numerische Untersuchung des Relaxationsverhaltens von Rohrflanschverbindungen
Schlussbericht zum Forschungsvorhaben AIF-Nr. 8532, 1998
- [Rabo] Rabotnov, Y.N.: Creep Problems in Structural Members
North-Holland Publishing Company, 1969
- [Ramb] Ramberg, W. and W.R. Osgood: Description of Stress-Strain-Curves by Three Parameters
Technical notes 902, NACA, 1943
- [Repp] Reppich, B.: Negatives Kriechen
Z. Metallkunde 75, 1984
- [Richa] Richardot, D., J.C. Vaillant, A. Arbab and W. Bendick: The T92/P92 Book
Vallourec & Mannesmann Tubes, 2000
- [Richt] Richter, F.: Physikalische Eigenschaften von Stählen und ihre Temperaturabhängigkeit
Stahleisen - Sonderberichte, 1983

- [Rick] Rick, K., F. Kemter, R. Gillessen und M. Becker: Berechnung von Rohrleitungssystemen im Zeitstandbereich
3R international 35, 1996
- [Roos] Roos, E.: Grundlagen und notwendige Voraussetzungen zur Anwendung der Reißwiderstandskurve in der Sicherheitsanalyse angerissener Bauteile
Habilitationsschrift, Universität Stuttgart, 1992
- [Sähn] Sähn, S. und H. Göldner: Bruch- und Beurteilungskriterien in der Festigkeitslehre
Fachbuchverlag Leipzig - Köln, 1992
- [Schaf] Schaffernak, B. und H. Cerjak: Computermodellierung als Werkzeug zur Entwicklung von Kraftwerkswerkstoffen
6. Werkstofftagung TU Graz, 1999
- [Schar] Scharnberg, W.: Werkstoffe für HD-Rohrleitungen unter Berücksichtigung gesteigerter Dampfparameter – Anwendung in der Praxis und Entwicklungstendenzen
3R international, 1997
- [Sche] Schemmel, J., A. Klenk und E. Roos: Numerische Simulation von Kriechermüdungsbeanspruchung bei mehrachsiger Beanspruchung von 1%- und 9%-Chromstählen
VDEh 24. Vortragsveranstaltung, 2001
- [Schu] Schuster, F.A., A. Buberl, R. Hanus und H. Cerjak: Erfahrungsbericht über die Herstellung von Turbinen- und Ventilgehäusen aus den neuen 9%-Cr-Stahlgußsorten
VGB Kraftwerkstechnik 77, 1997
- [Schw] Schwienheer, M., J. Granacher, A. Scholz und C. Berger: Zeitstand-, Dehnwechsel- und Kerbverhalten der neuen wolframhaltigen 600°C-Stähle
VDEh 24. Vortragsveranstaltung, 2001
- [Shen] Sheng, S. und K. Kußmaul: Festigkeitshypothesen im Kriechgebiet I
Forschungsberichte, Verbrennungskraftmaschinen Heft 472, 1990
- [Shen2] Sheng, S., K. Maile und K. Kußmaul: Festigkeitshypothesen im Kriechgebiet II
Forschungsberichte, Verbrennungskraftmaschinen Heft 521, 1993
- [Siem] 800-MW-Dampfturbinenanlage "Schwarze Pumpe" der Siemens AG
Power Generation

- [Srin] Srinivasan, G. and T.F. Lehnhoff: Bolt Head Fillet Stress Concentration Factors in Cylindrical Pressure Vessels
Journal of Pressure Vessel Technology 123, 2001
- [Stoi] Stoiber, J.: Einsatz neuer Werkstoffe für moderne Gasturbinenschaufeln
Allianz Report 4, 1998
- [Wach] Wachter, O. und P.J. Ennis: Die Eigenschaften eines 9%-Chromstahles vom Typ 9 Cr-0,5 Mo-1,8 W-V-Nb im Hinblick auf seine Verwendung als Rohrleitungs- und Kesselbaustahl
VGB Kraftwerkstechnik 77, 1997
- [Well] Wellinger, K. und H. Dietmann: Festigkeitsberechnung - Grundlagen und technische Anwendung
Alfred Kröner Verlag, 1976
- [Xu] Xu, H. und E. Roos: Anwendung eines viskoplastischen Schädigungsmodells zur Beschreibung des Verformungs- und Versagensverhaltens einer Hochtemperatur-Schraubenverbindung
Techn.-wiss. Bericht MPA Stuttgart, 1998
- [Xu2] Xu, H., K. Maile and E. Roos: Evaluation of component creep behaviour by means of a treshhold approach
Steel research 70 No. 2, 1999
- [Zabe] Zabelt, K., B. Melzer, A. Reuter und P. Seliger: Eigenschaften und Einsatzgrenzen von dünn- und dickwandigen Bauteilen aus den hochwarmfesten Stählen NF616 und P92
VGB Kraftwerkstechnik 80, 2000

Normen und Technische Regeln

ASTM A 335	Standard Specification for Seamless Ferritic Alloy-Steel Pipe for High-Temperature Service
ASTM E 228	Standard Test Method for Linear Thermal Expansion of Solid Materials With a Vitreous Silica Dilatometer
DIN 2505	Berechnung von Flanschverbindungen (zurückgezogen)
DIN EN 1591	Flansche und ihre Verbindungen - Regeln für die Auslegung von Flanschverbindungen mit runden Flanschen und Dichtung
DIN EN 10002	Metallische Werkstoffe - Zugversuch
DIN EN 10045	Metallische Werkstoffe - Kerbschlagbiegeversuch nach Charpy
DIN EN 10291	Metallische Werkstoffe - Einachsiger Zeitstandversuch unter Zugbeanspruchung - Prüfverfahren
DIN EN 10269	Stähle und Nickellegierungen für Befestigungselemente für den Einsatz bei erhöhten und/oder tiefen Temperaturen
DIN EN 10319	Metallische Werkstoffe - Relaxationsversuch unter Zugbeanspruchung
KTA 3211	Druck- und aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises
TRD 301	Zylinderschalen unter innerem Überdruck
TRD 508	Zusätzliche Prüfungen an Bauteilen - Verfahren zur Berechnung von Bauteilen mit zeitabhängigen Festigkeitskennwerten
VDI 2230	Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen - Zylindrische Einschraubenverbindungen
VdTÜV 511	Warmfester Stahl X10CrMoVNb9-1, Werkstoff-Nr.: 1.4903
VdTÜV 522	Warmfester Stahl X11CrMoWVNb9-1-1 Werkstoff-Nr.: 1.4905

10 Anhang

A Basischarakterisierung der Werkstoffe

Werkstoff		Massenprozent															
		C	Si	Mn	P	S	N	Al	Cr	Co	Fe	Mo	Nb	Ni	Ti	V	W
Ni80A	Analyse	0,09	0,12	0,06	0,00	0,00	-	1,40	19,5	0,11	0,8	-	-	75,4	2,5	-	-
	min.	0,04	0,00	0,00	0,00	0,00	-	1,00	18,0	0,00	0,00	-	-	65,0	1,80	-	-
	max.	0,10	1,00	1,00	0,02	0,02	-	1,80	21,0	1,00	1,50	-	-	-	2,70	-	-
A286	Analyse	0,03	0,19	1,20	0,02	0,00	-	-	15,0	-	-	1,20	-	25,0	2,26	0,25	-
	min.	0,03	0,00	1,00	0,00	0,00	0,00	0,00	13,5	-	-	1,00	0,00	24,0	1,90	0,10	0,00
	max.	0,08	1,00	2,00	0,03	0,02	0,00	0,35	16,0	-	-	1,50	0,00	27,0	2,30	0,50	0,00
X12	Analyse	0,12	0,28	0,77	0,01	0,01	0,04	0,01	9,38	0,09	-	0,98	0,05	0,66	0,00	0,20	1,00
	min.	0,12	0,04	0,45	0,01	-	0,04	0,00	9,45	-	-	0,97	0,01	0,70	0,00	0,18	0,81
	max.	0,13	0,39	0,97	0,02	-	0,05	0,01	10,6	-	-	1,10	0,09	0,93	0,01	0,24	1,05
Nf616	Analyse	0,09	0,02	0,51	0,01	0,01	0,04	0,01	8,98	-	-	0,51	0,05	0,09	-	0,19	1,89
	min.	0,07	0,20	0,30	0,00	0,00	0,03	0,00	8,50	-	-	0,30	-	0,00	-	0,15	1,50
	max.	0,13	0,50	0,60	0,02	0,01	0,07	0,04	9,50	-	-	0,60	-	0,40	-	0,25	2,00
P91	Analyse	0,12	0,28	0,42	0,02	0,01	0,05	0,00	8,35	-	-	0,99	0,07	0,22	-	0,21	-
	min.	0,08	0,00	0,30	0,00	0,00	0,03	0,00	8,00	-	-	0,85	0,06	0,00	0,00	0,18	0,00
	max.	0,12	0,50	0,60	0,03	0,02	0,07	0,03	9,50	-	-	1,05	0,10	0,40	0,00	0,25	0,00

Tabelle A.1: Chemische Zusammensetzung der verwendeten Werkstoffe

Werkstoff	Wärmebehandlung	Gefüge
Ni80A	1050°C - 8h - Luft, 850°C - 24h - Luft, 700°C - 16h - Luft	Nickelbasis- legierung
A286	980°C - 3h - Wasser, 720°C - 16h - Luft	austenitisch
X12	1085°C - 8h - Luft, 730°C - 8h - Luft, 730°C - 8h - Ofen	ferritisch- martensitisch
Nf616	1050°C - 6h - Luft, 760°C - 5h - Luft	ferritisch- martensitisch
P91	1050°C - 9,5h - Öl, 760°C - 17h - Luft	ferritisch- martensitisch

Tabelle A.2: Wärmebehandlung und Gefügestand der untersuchten Werkstoffe

Werkstoff	A (Versuch) / %	A (min.) / %	KV (min.) / J
Ni80A	24	12	20
A286	23	15	50
X12	21	19	68
Nf616	24	20	41
P91	28	19	68

Tabelle A.3: Bruchdehnung und Kerbschlagarbeit bei RT

Parameter	Ni80A		A286		X12		Nf616		P91	
	RT	600°C	RT	600°C	RT	600°C	RT	600°C	RT	600°C
E / GPa	209,5	181,5	203,0	145,6	217,0	143,9	206,3	155,3	194,3	117,9
K' / MPa	1428	1323	1313	987	766	529	780	480	671	403
n'	0,123	0,130	0,085	0,047	0,035	0,066	0,093	0,083	0,058	0,063
R _{p0,2} / MPa	667	594	758	742	615	353	439	288	475	273
R _m / MPa	1183	1054	1123	904	750	379	619	336	655	311

Tabelle A.4: Mechanische Kenngrößen der untersuchten Werkstoffe

Parameter	Ni80A	A286	X12	X12 modifiziert	Nf616	P91
A_1	5,201E-43	1,001E-60	4,974E-34	1,887E-35	2,955E-33	1,740E-29
n_1	1,229E+01	1,616E+01	1,066E+01	1,123E+01	1,034E+01	8,534E+00
m_1	-1,249E+00	-3,635E+00	-2,377E+00	-2,441E+00	-2,290E+00	-2,503E+00
A_2	3,286E-48	2,271E-40	9,469E-11	2,079E-08	7,582E-23	4,074E-34
n_2	1,548E+01	1,276E+01	1,754E+00	2,225E-01	5,666E+00	1,381E+01

Tabelle A.5: Kriechparameter nach Graham-Walles (Gleichung 3.1) bei 600 °C

Parameter	Ni80A		A286		X12		Nf616		P91	
	RT	600°C	RT	600°C	RT	600°C	RT	600°C	RT	600°C
$\alpha / 10^{-5} K^{-1}$	1,40	1,61	1,73	1,94	1,14	1,35	1,14	1,35	1,14	1,35

Tabelle A.6: Wärmeausdehnungskoeffizienten α

B Vergleich der experimentellen und numerischen Ergebnisse

Ergebnisse der ersten Auslagerung

In diesem Abschnitt werden die experimentellen und numerischen Ergebnisse der Online-Messung für die erste Auslagerung zusammengestellt.

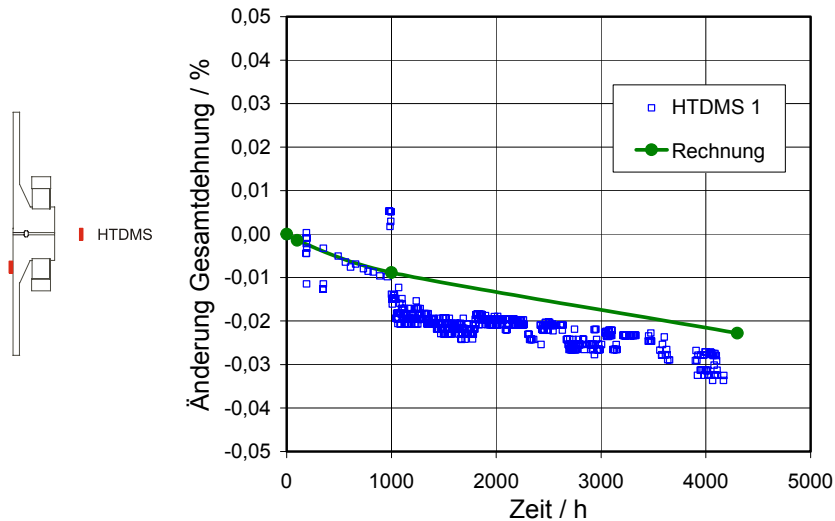


Bild B.1: Rohrinnenseite Flansch A (axial)

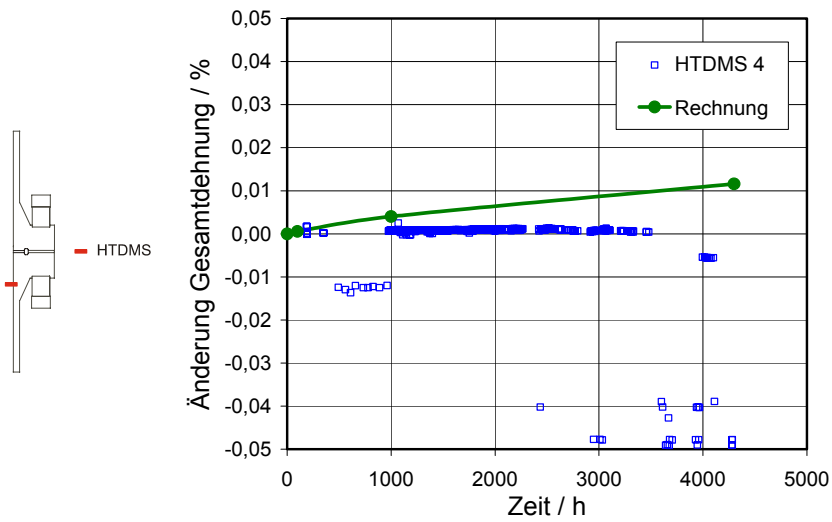


Bild B.2: Rohrinnenseite Flansch A (tangential)

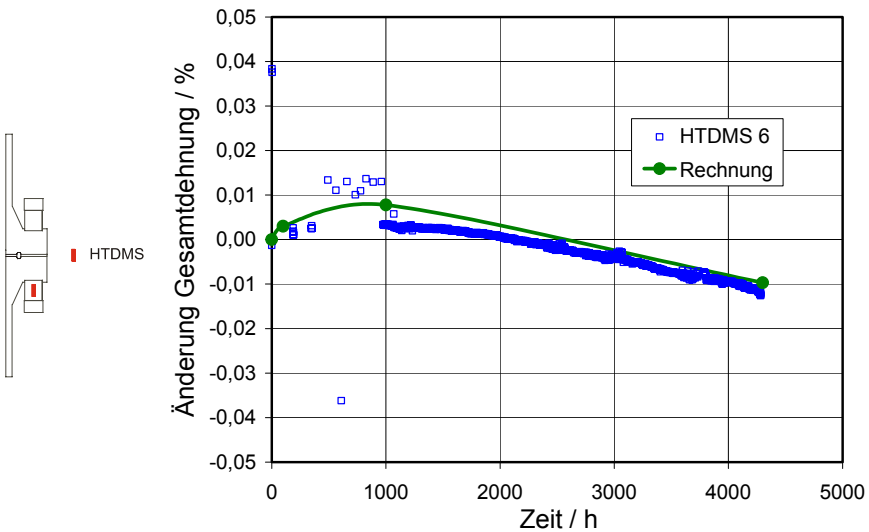


Bild B.3: Hülse Flansch A (axial)

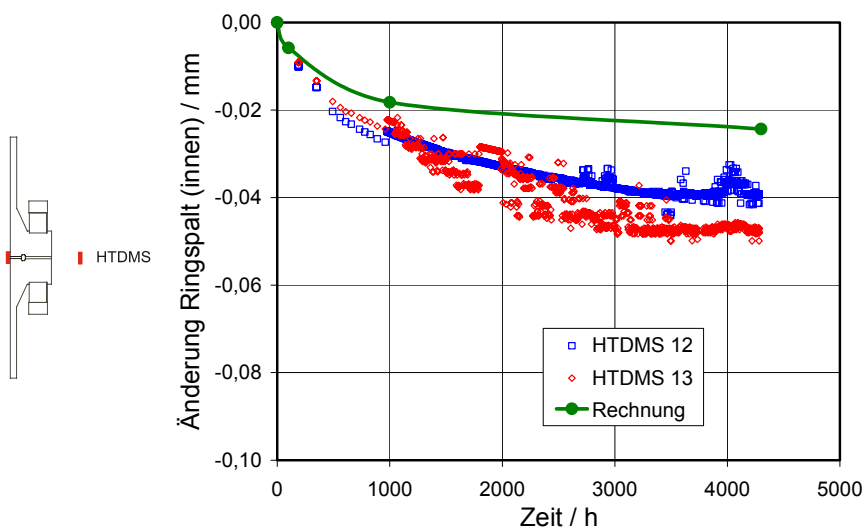


Bild B.4: Ringspalt innen Flansch A (axial)

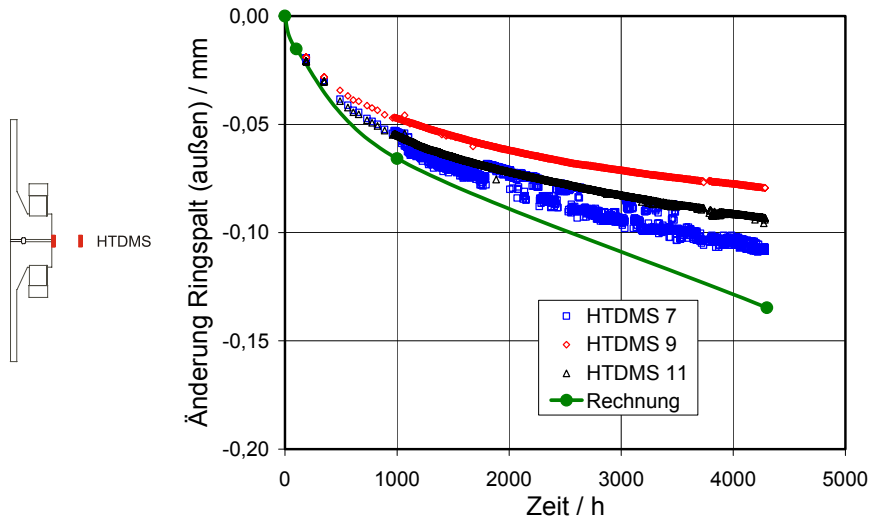


Bild B.5: Ringspalt außen Flansch A (axial)

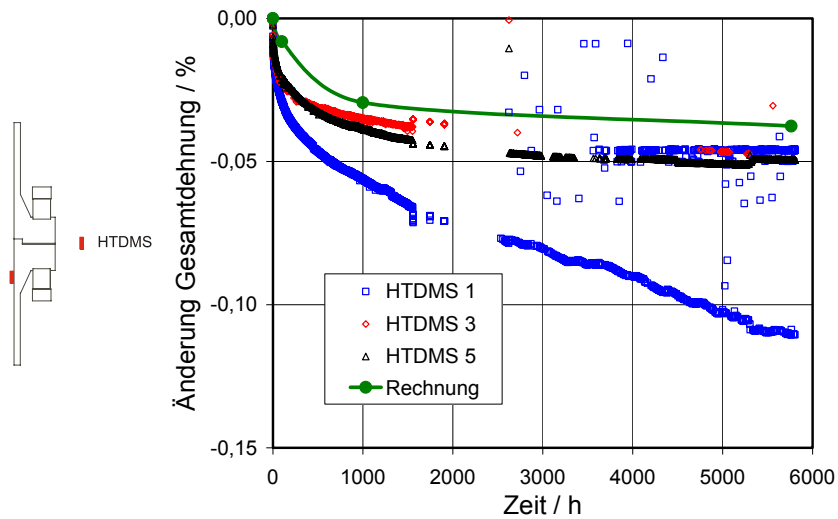


Bild B.6: Rohrinenseite Flansch B (axial)

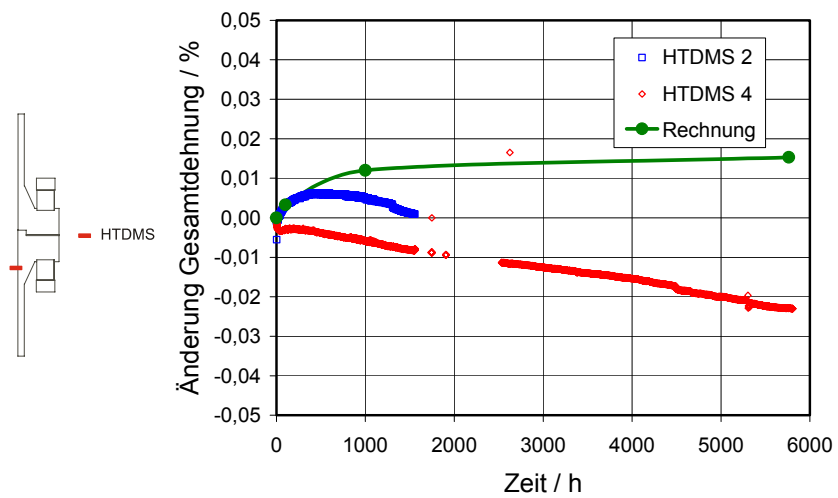


Bild B.7: Rohrinenseite Flansch B (tangential)

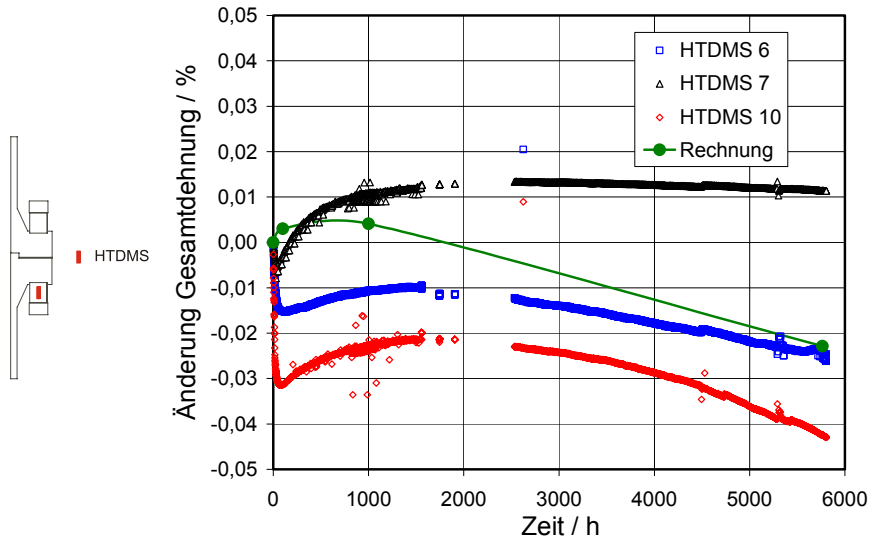


Bild B.8: Hülse Flansch B (axial)

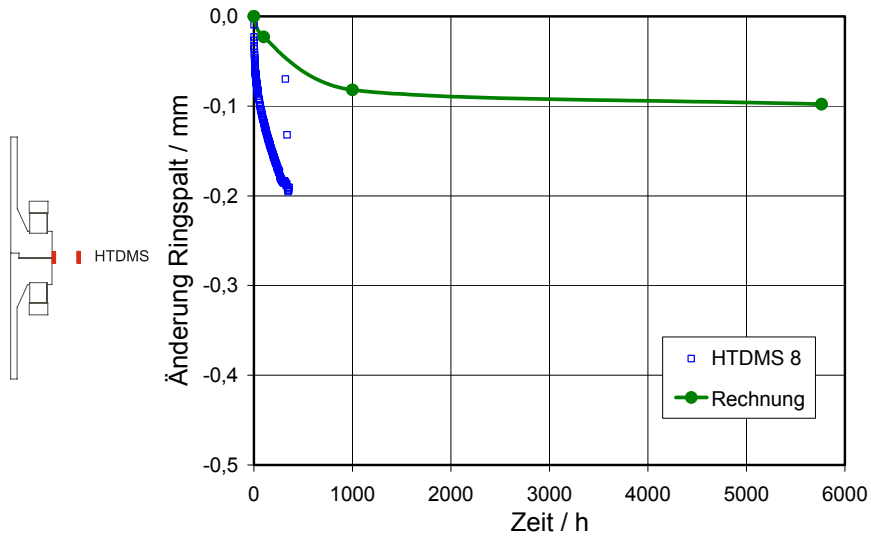


Bild B.9: Ringspalt Flansch B (axial)

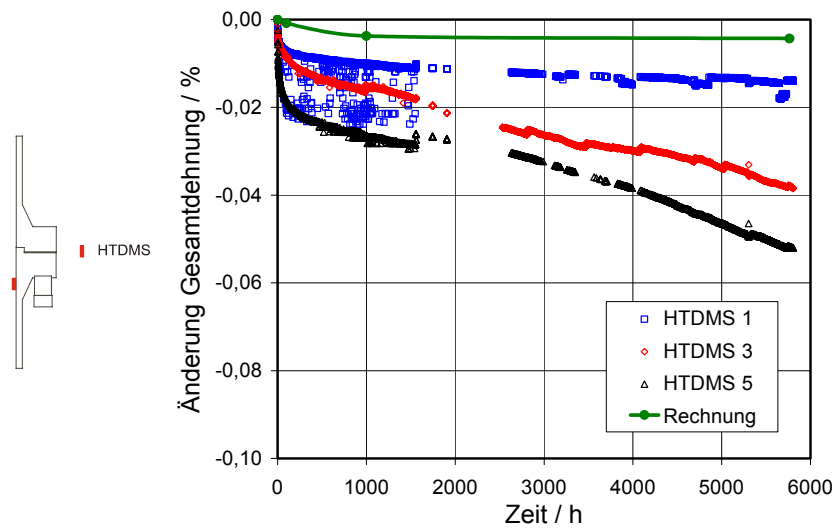


Bild B.10: Rohrrinnenseite Flansch C (axial)

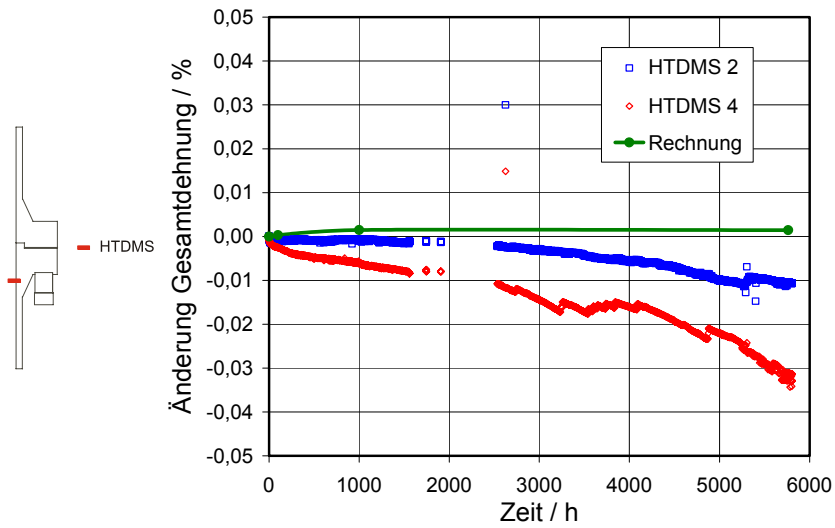


Bild B.11: Rohrinenseite Flansch C (tangential)

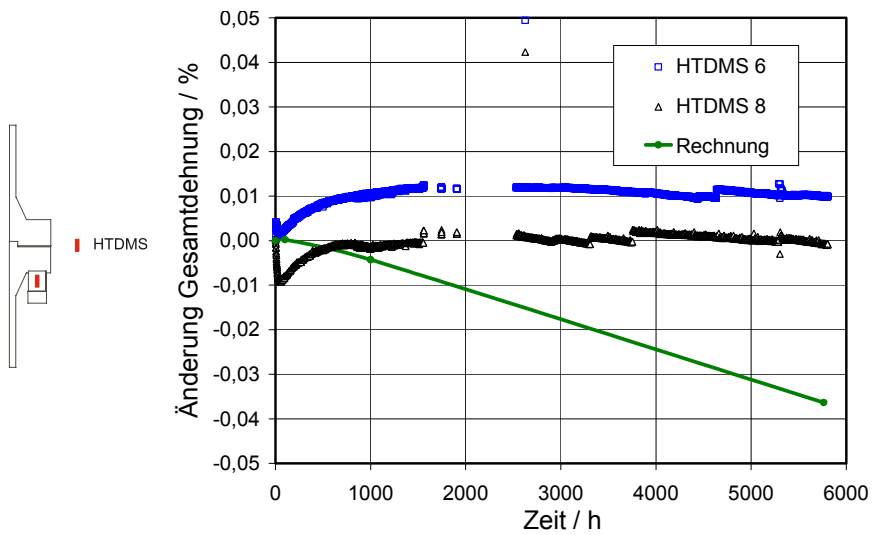


Bild B.12: Hülse Flansch C (axial)

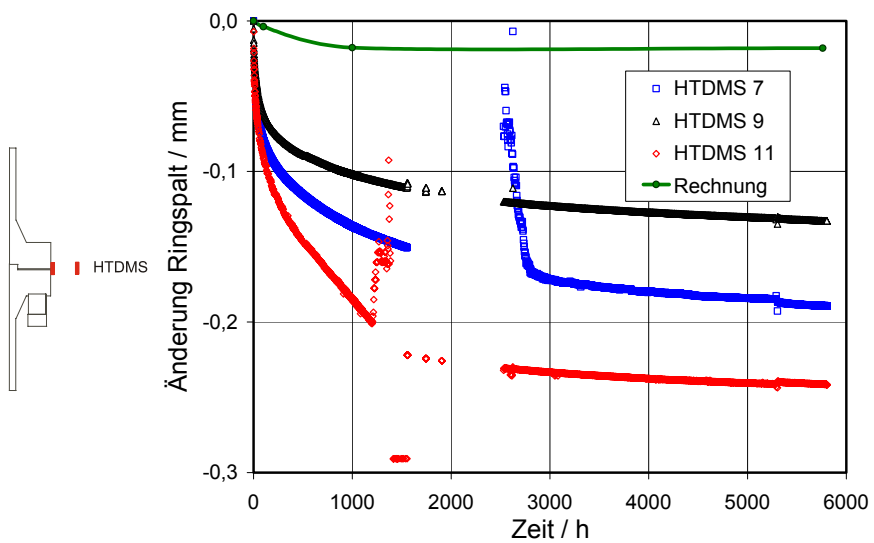


Bild B.13: Ringspalt Flansch C (axial)

Ergebnisse der zweiten Auslagerung

Im Folgenden sind die Ergebnisse der Online-Messung für die zweite Auslagerung dargestellt.

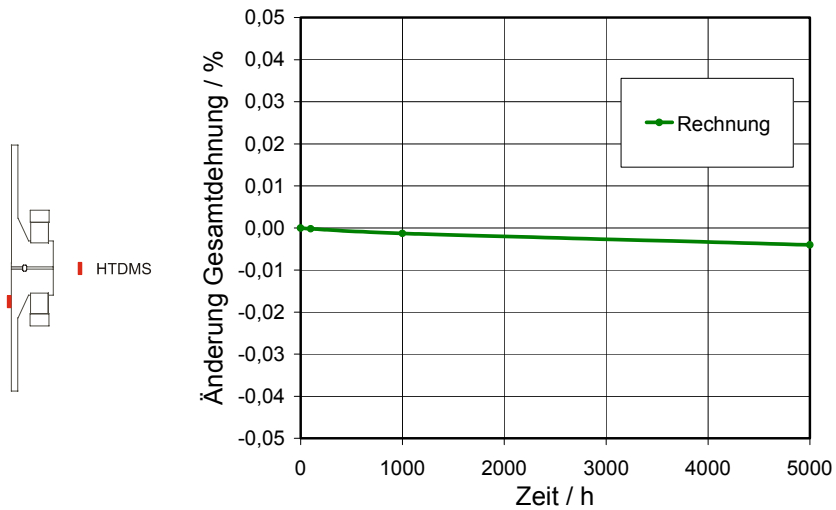


Bild B.14: Rohrinneiseite Flansch A (axial)

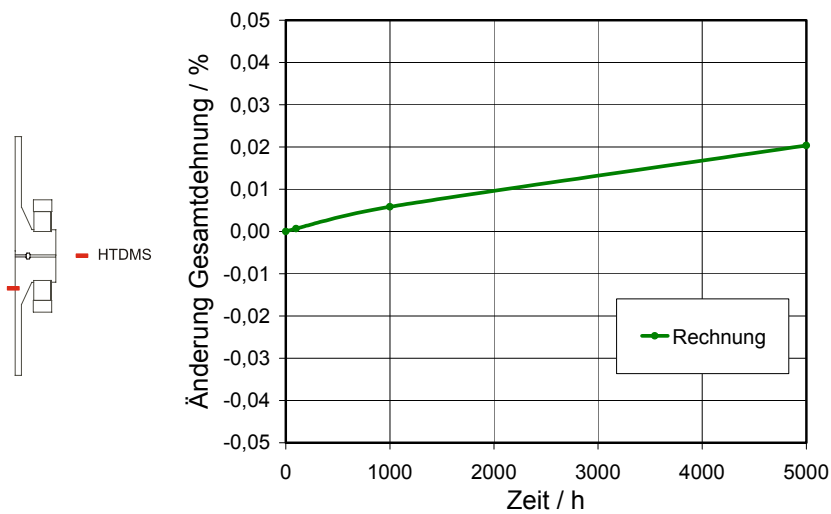


Bild B.15: Rohrinneiseite Flansch A (tangential)

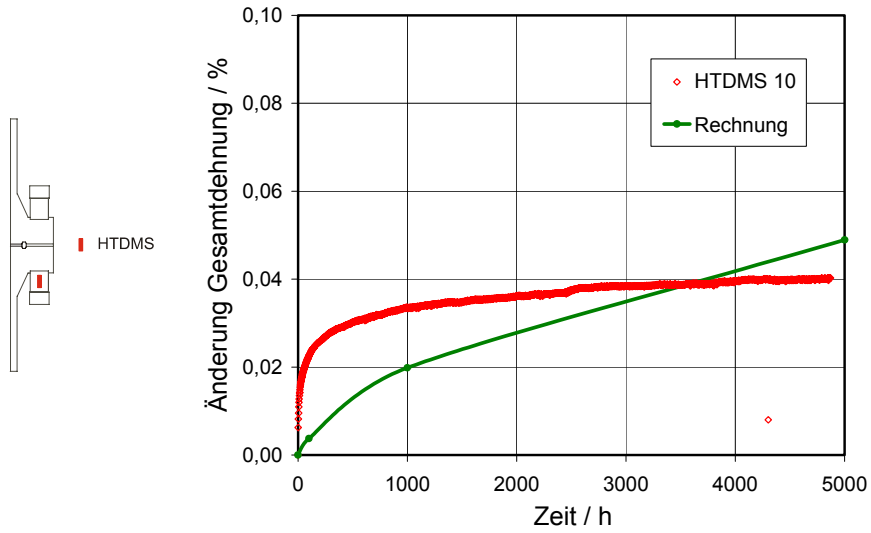


Bild B.16: Hülse Flansch A (axial)

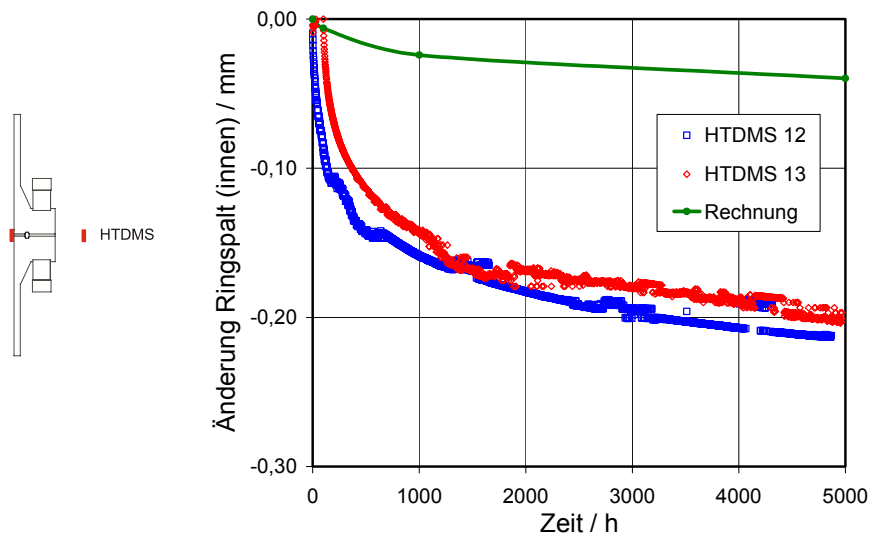


Bild B.17: Ringspalt innen Flansch A (axial)

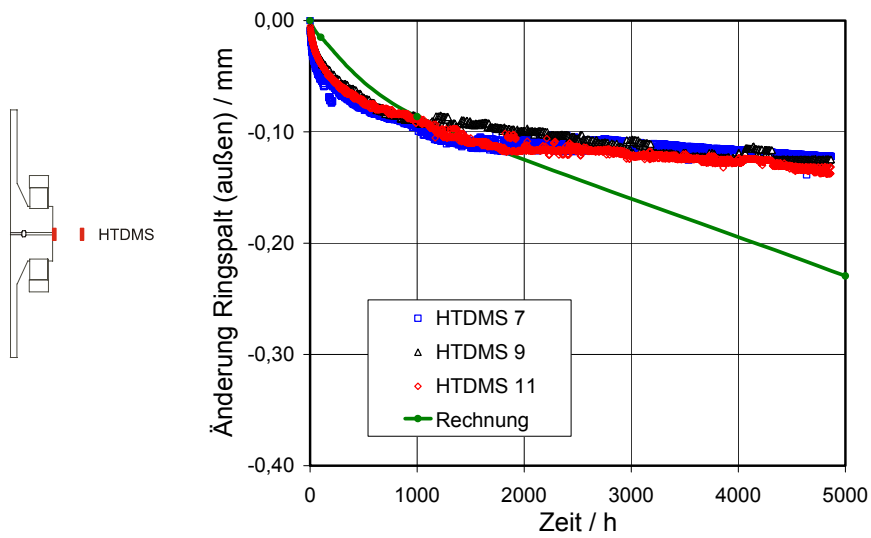


Bild B.18: Ringspalt außen Flansch A (axial)

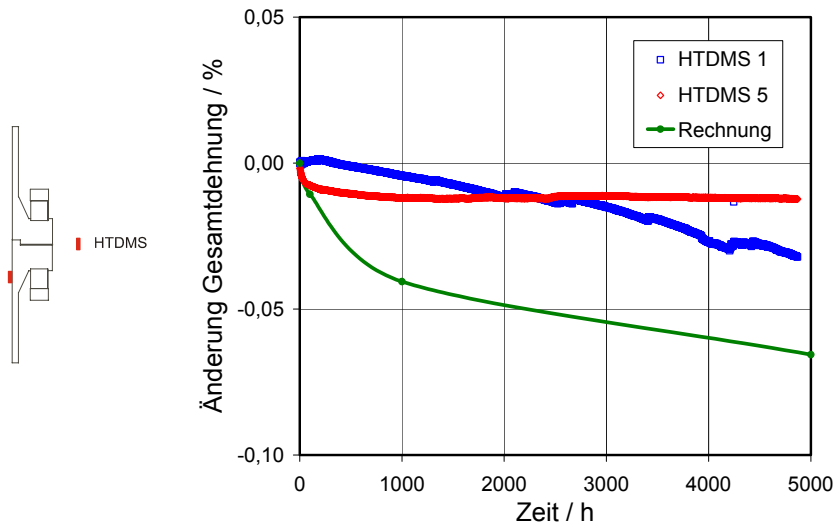


Bild B.19: Rohrinneiseite Flansch B (axial)

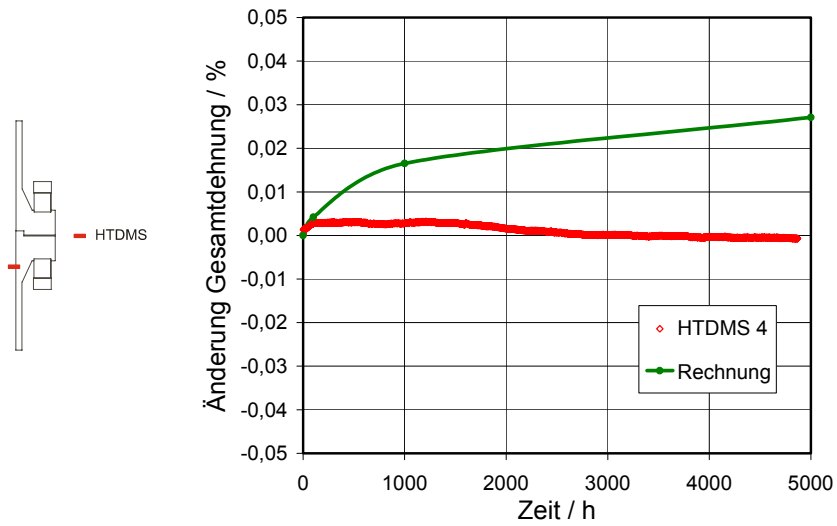


Bild B.20: Rohrinneiseite Flansch B (tangential)

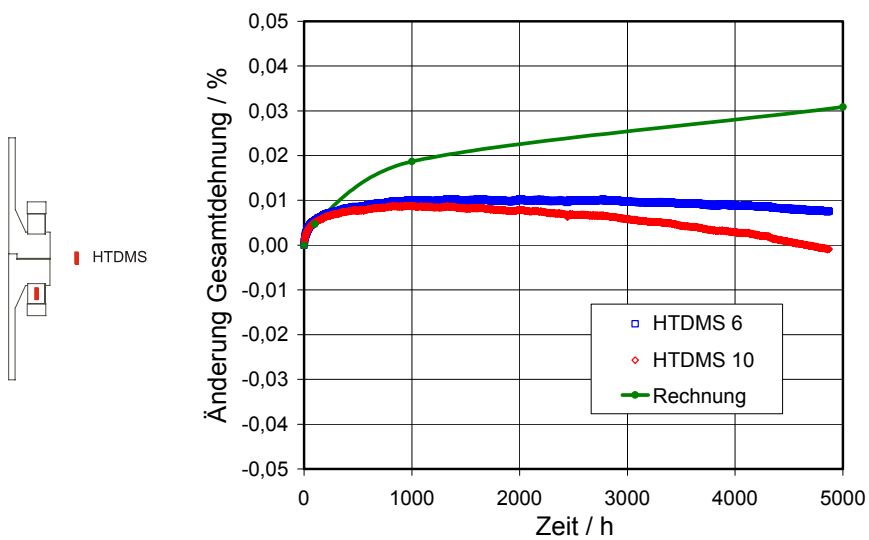


Bild B.21: Hülse Flansch B (axial)

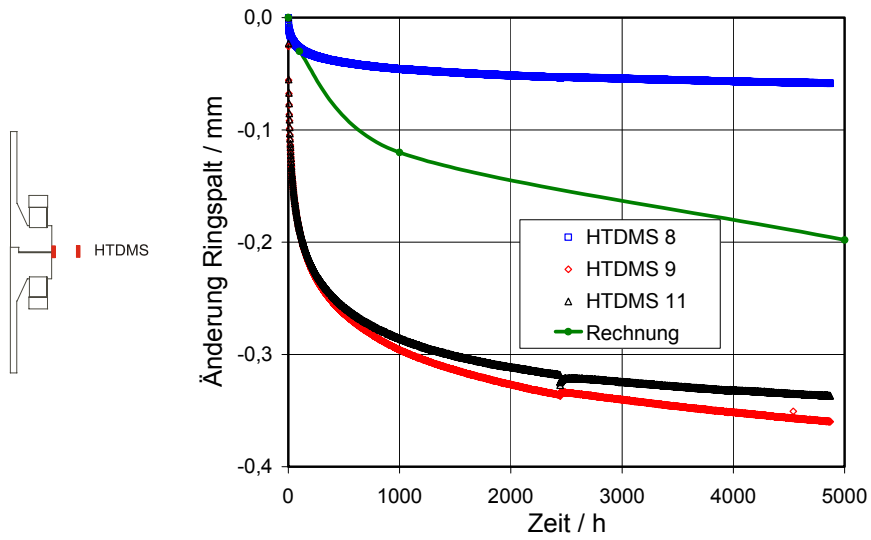


Bild B.22: Ringspalt Flansch B (axial)

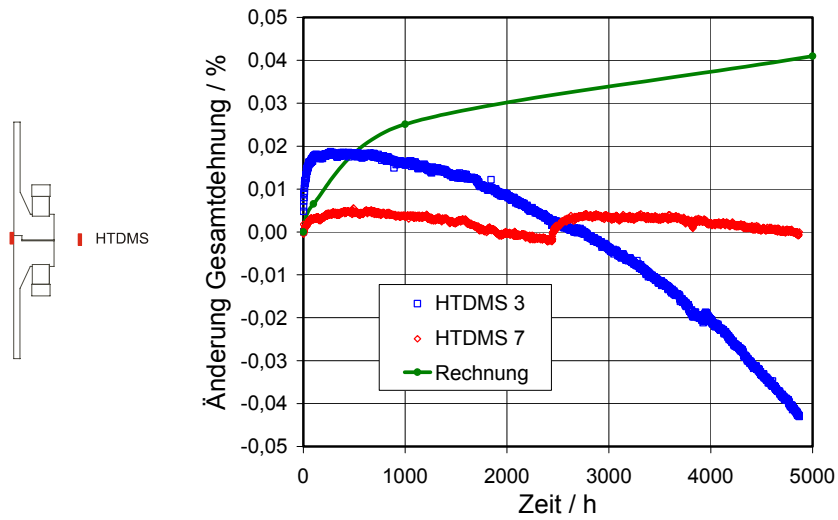


Bild B.23: Dichtung Flansch B (axial)

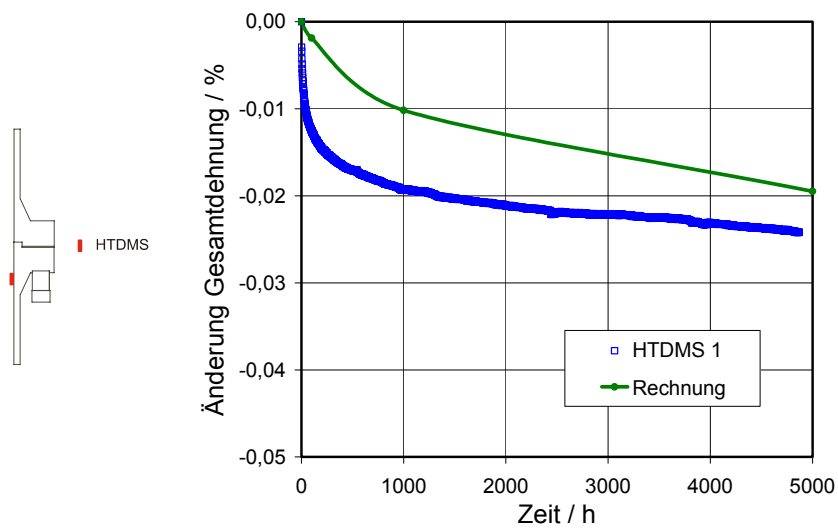


Bild B.24: Rohrinnenseite Flansch C (axial)

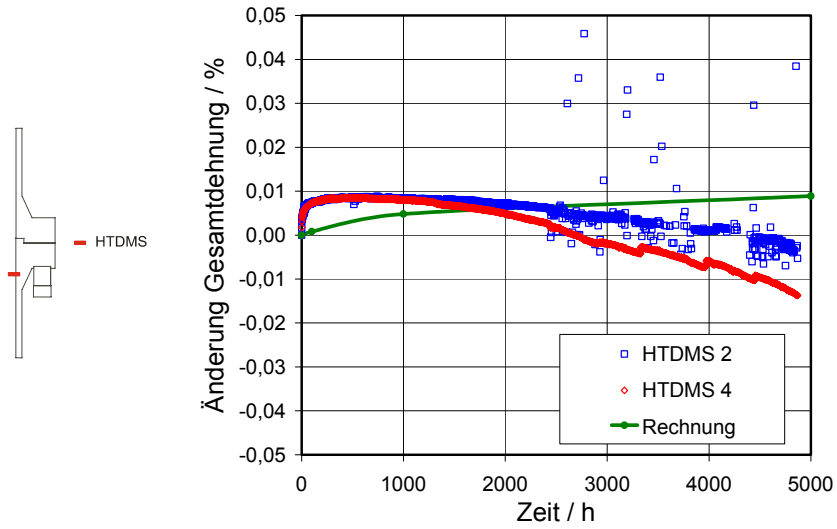


Bild B.25: Rohrinneseite Flansch C (tangential)

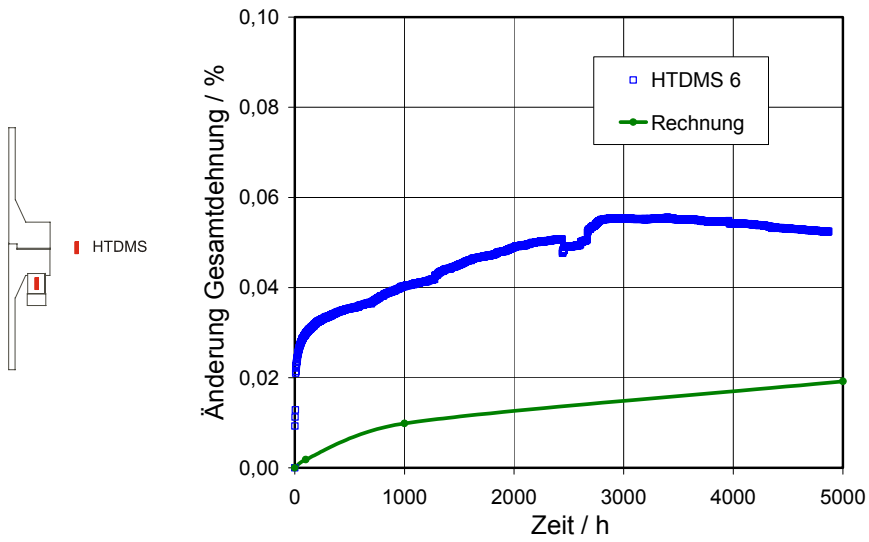


Bild B.26: Hülse Flansch C (axial)

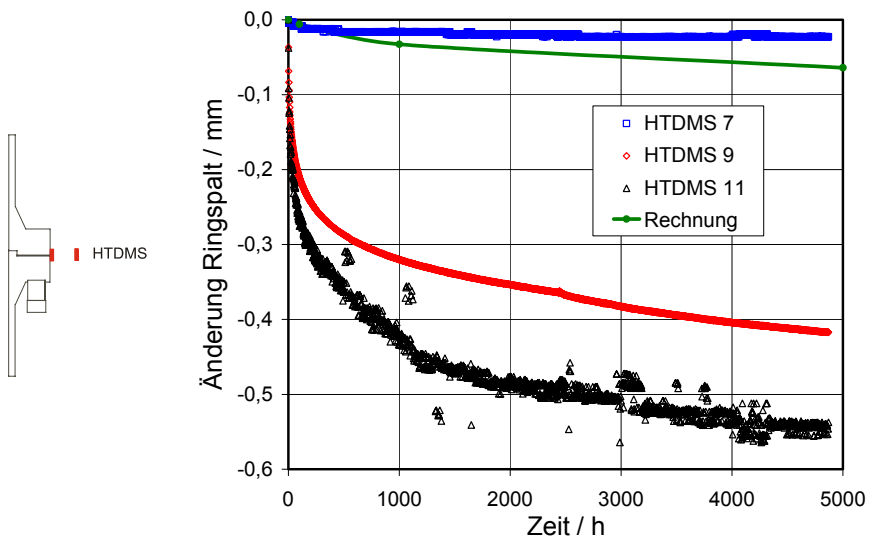


Bild B.27: Ringspalt Flansch C (axial)

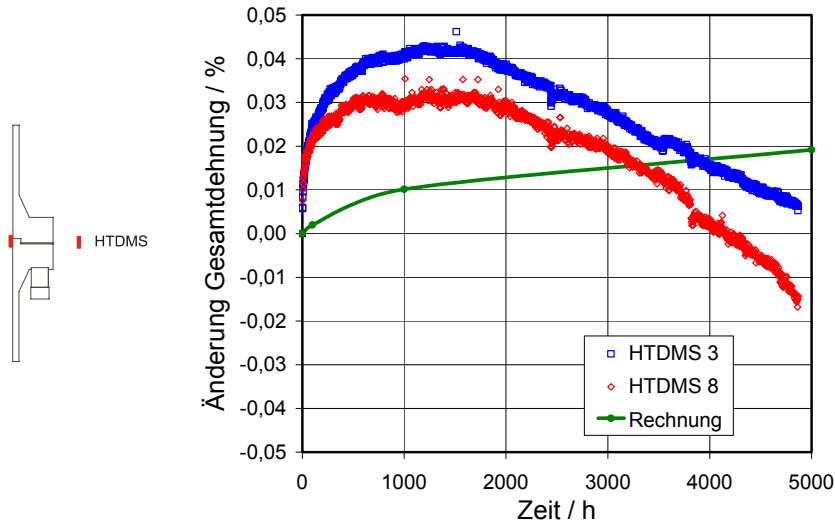


Bild B.28: Dichtung Flansch C (axial)

C Messfehler

Zur Bestimmung der Restspannung durch die Messung der Längenänderung der Schrauben beim Entspannen wurde eine Messuhr verwendet, deren Skala eine Ablesegenauigkeit von 0,01 mm erlaubt. Mit Hilfe einer Messreihe von 15 Messungen wurde die Standardabweichung $s = 0,011$ mm bestimmt. Die entsprechenden Standardabweichungen der Restspannung in MPa aufgrund von Messfehlern sind in Tabelle C.1 dargestellt.

Standardabweichung	Flansch A	Flansch B	Flansch C
Restspannung / MPa	9,6	9,6	17,5

Tabelle C.1: Standardabweichung der Restspannung

Die Ermittlung der bleibenden Dehnung von Schrauben und Hülsen wurde an einem Messtisch durchgeführt. Unter Zuhilfenahme einer Messreihe mit 15 Messungen wurde die Standardabweichung $s = 0,0045$ mm bestimmt. Daraus ergibt sich die in Tabelle C.2 zusammengefasste Standardabweichung für die gemessene bleibende Dehnung bei Schrauben und Hülsen.

Standardabweichung	Schrauben	Hülsen
Bleibende Dehnung / %	0,003	0,010

Tabelle C.2: Standardabweichung der bleibenden Dehnung

D Streubänder

In Bild D.1-D.15 sind die Streubänder der Revisionsergebnisse für die einzelnen Schraubenpositionen veranschaulicht. Bei der Restspannung wurden die Fließvorgänge durch die Montage nicht berücksichtigt, vergleiche Abschnitt 5.2.

Restspannung

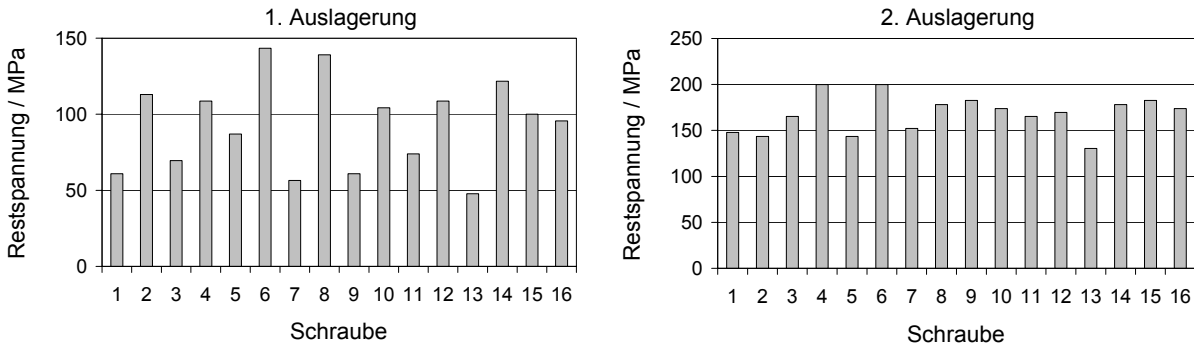


Bild D.1: Restspannung bei Flansch A

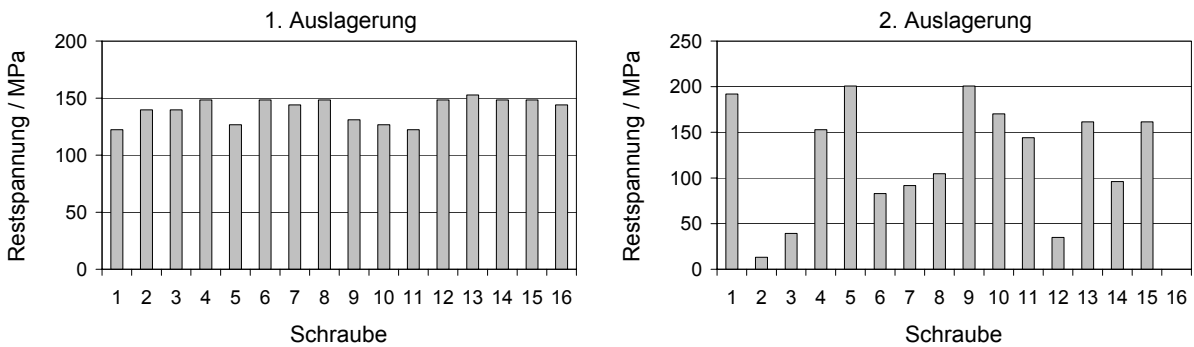


Bild D.2: Restspannung bei Flansch B

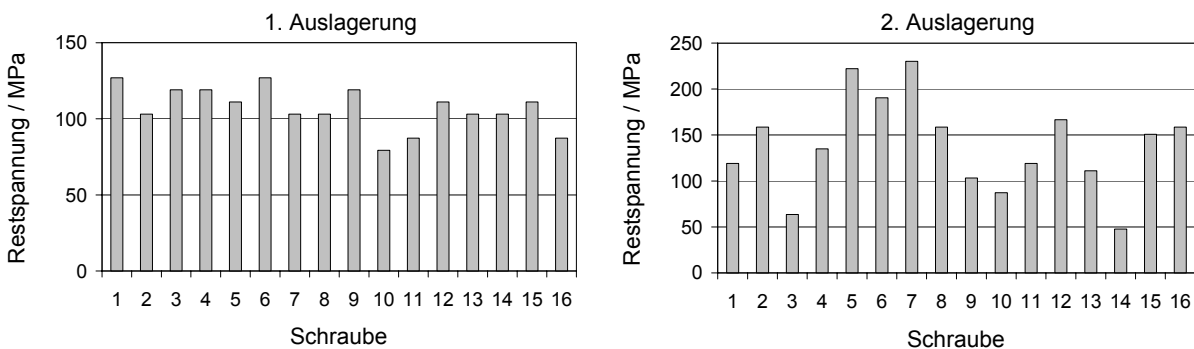


Bild D.3: Restspannung bei Flansch C

Flanschblattneigung

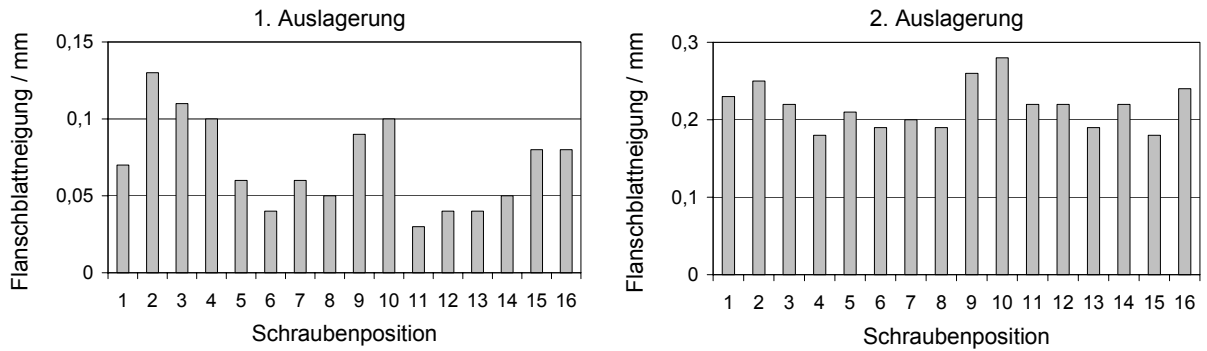


Bild D.4: Flanschblattneigung bei Flansch A (oben)

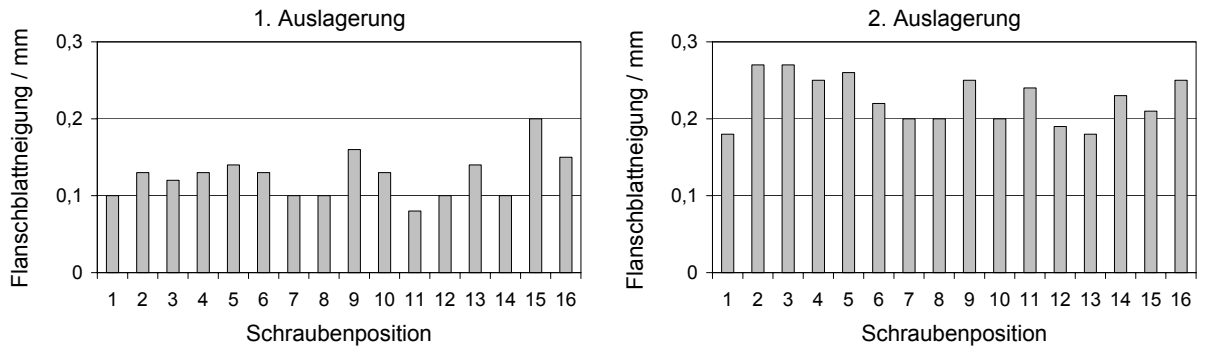


Bild D.5: Flanschblattneigung bei Flansch A (unten)

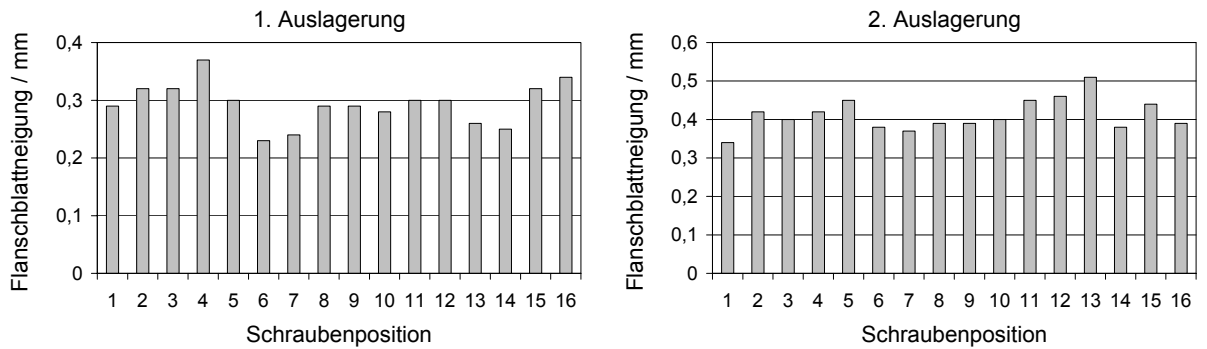


Bild D.6: Flanschblattneigung bei Flansch B (oben)

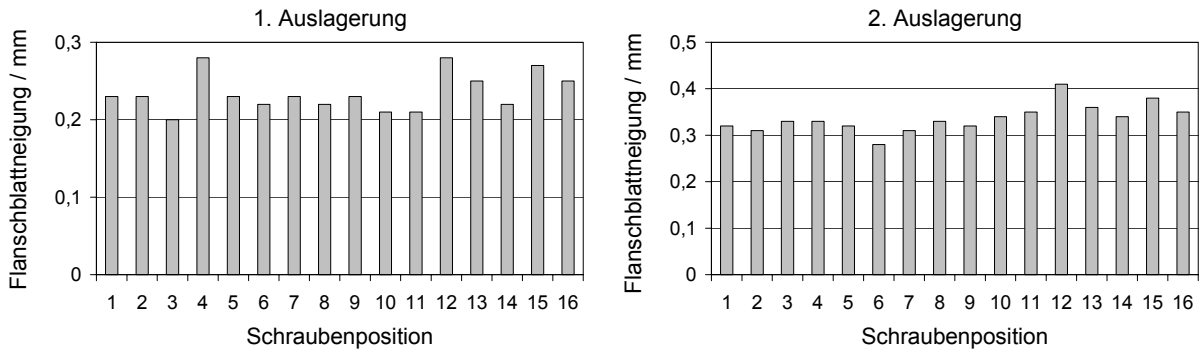


Bild D.7: Flanschblattneigung bei Flansch B (unten)

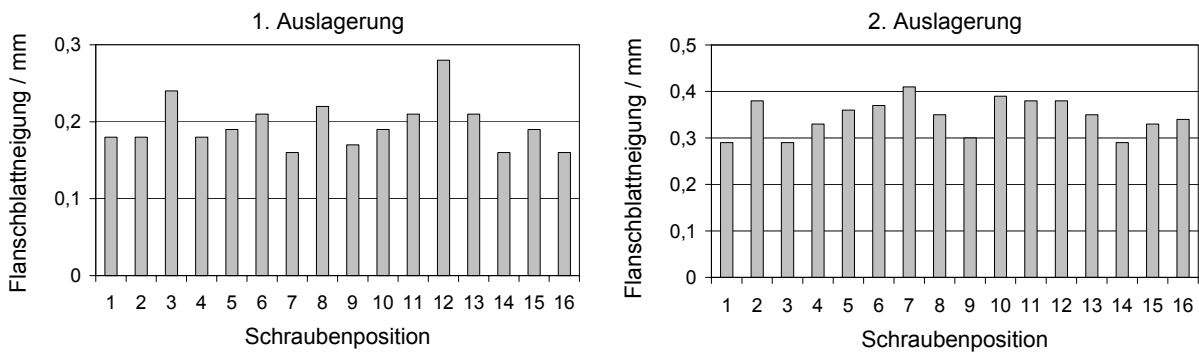


Bild D.8: Flanschblattneigung bei Flansch C (oben)

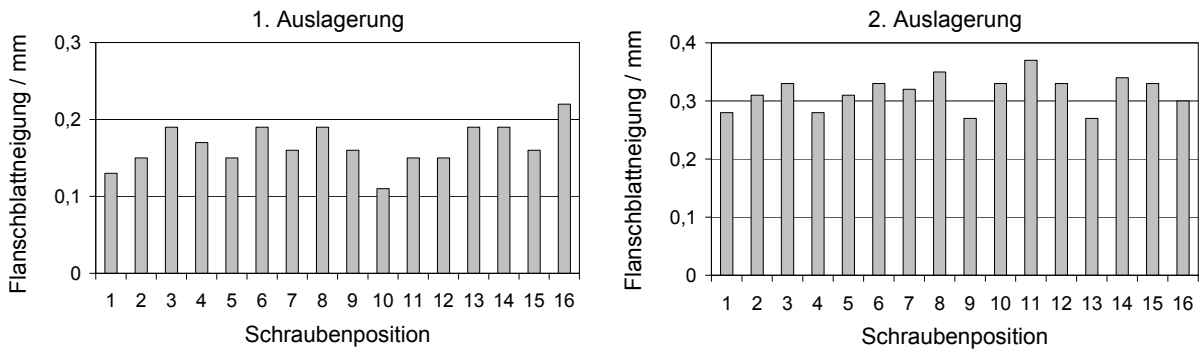


Bild D.9: Flanschblattneigung bei Flansch C (unten)

Bleibende Dehnung der Schrauben

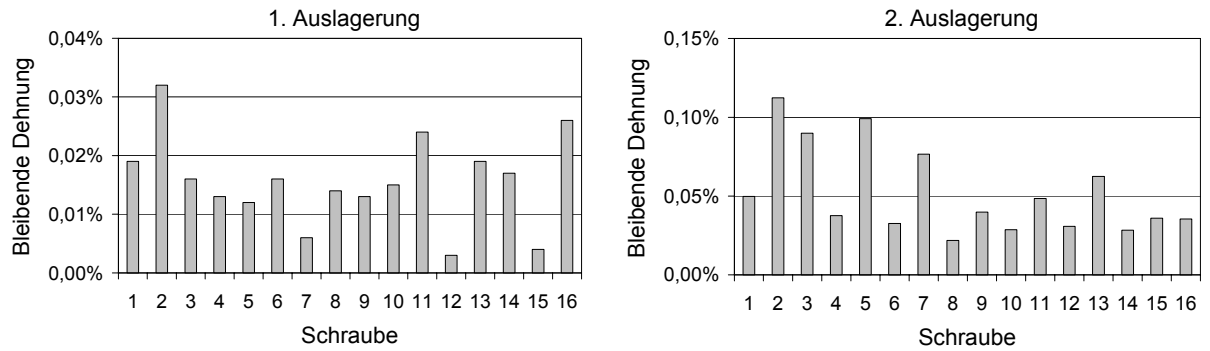


Bild D.10: Bleibende Dehnung der Schrauben bei Flansch A

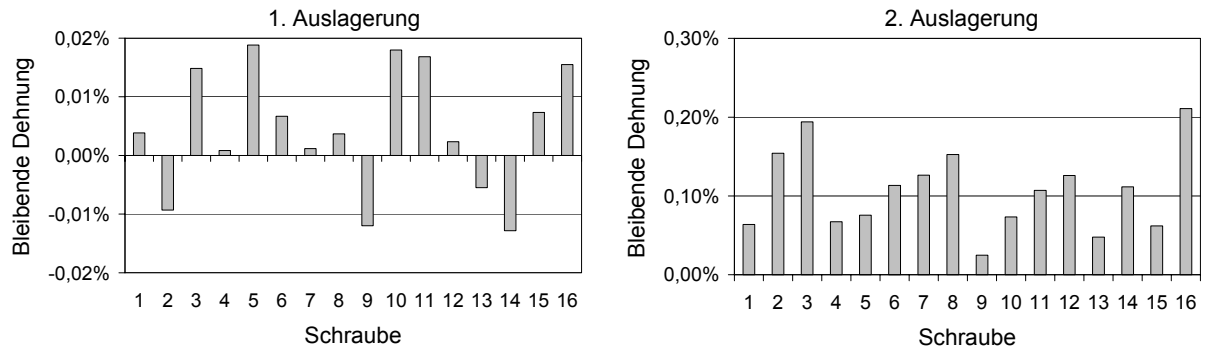


Bild D.11: Bleibende Dehnung der Schrauben bei Flansch B

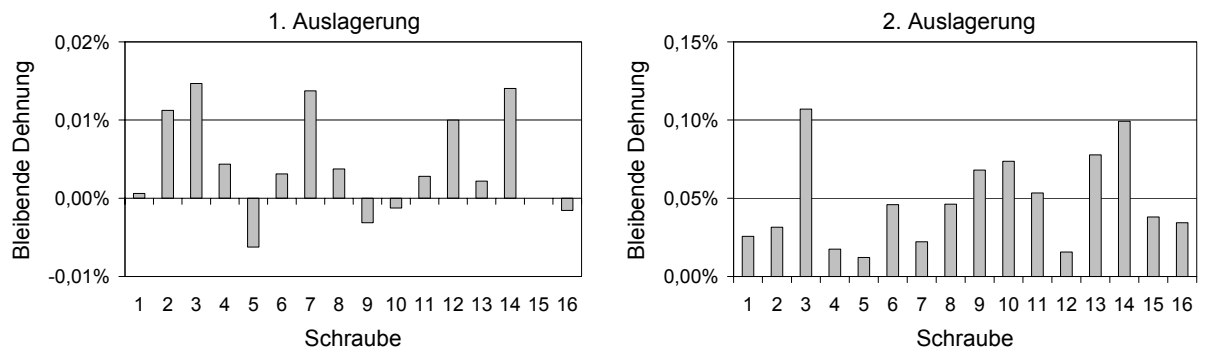


Bild D.12: Bleibende Dehnung der Schrauben bei Flansch C

Bleibende Dehnung der Hülsen

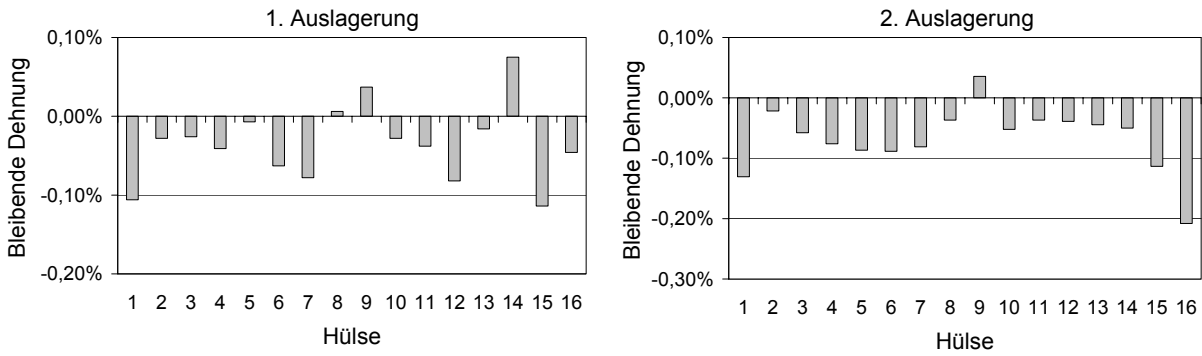


Bild D.13: Bleibende Dehnung der Hülsen bei Flansch A

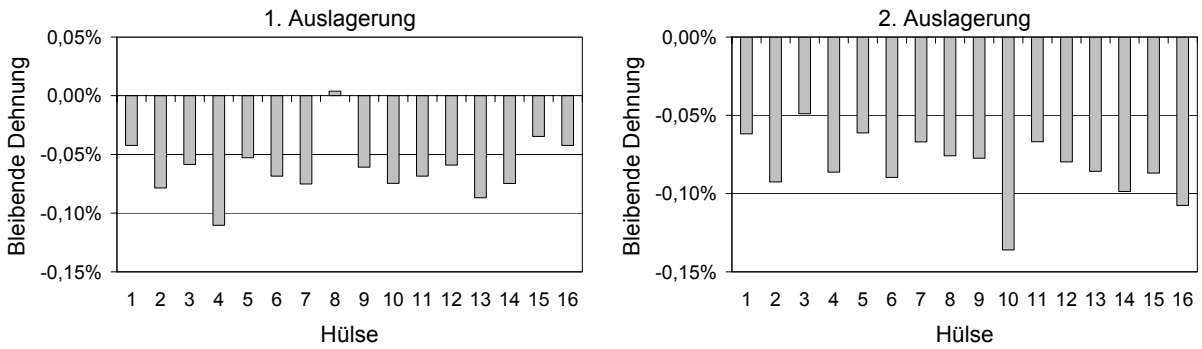


Bild D.14: Bleibende Dehnung der Hülsen bei Flansch B

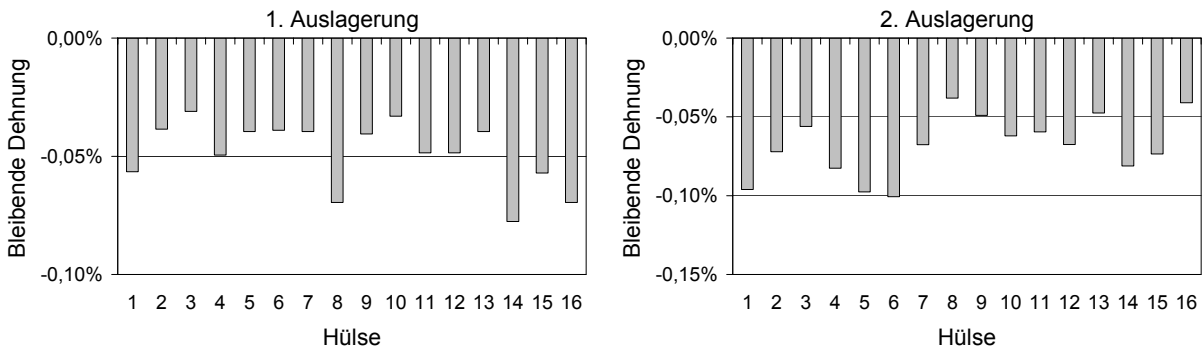


Bild D.15: Bleibende Dehnung der Hülsen bei Flansch C

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Thomas Gengenbach
Geburtsdatum: 19. Juni 1974 in Leonberg

Schulbildung

1980 - 1984 Grundschule Hirschlanden
1984 - 1993 Gymnasium Ditzingen

Zivildienst

1993 - 1994 Sozialstation Ditzingen

Studium

1994 - 1999 Allgemeines Maschinenwesen an der Universität Stuttgart mit den Hauptfächern Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre sowie Technische Dynamik
1997 - 1998 Integriertes Auslandsstudium an der Northwestern University, Chicago
1999 Praktikum bei der Robert Bosch GmbH, Madrid

Berufstätigkeit

Seit 2000 Wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Fachgruppe Stoffgesetze der Staatlichen Materialprüfungsanstalt (MPA) Stuttgart sowie am Lehrstuhl für Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre der Universität Stuttgart