

Auslegung und Optimierung von Flanschverbindungen mit SMC-Losflanschen und PTFE-Dichtungen

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

vorgelegt von
Dipl.-Ing. Hariolf Kurz
aus Schwäbisch Hall

Hauptberichter:	Prof. Dr.-Ing. habil. E. Roos
Mitberichter:	Prof. Dr.-Ing. habil. W. Haas
Tag der mündlichen Prüfung:	28. Mai 2014

Materialprüfungsanstalt (MPA) der Universität Stuttgart

2014

*„Wenn ich weiter gesehen habe als andere, dann nur
deshalb, weil ich auf den Schultern von Giganten stand“*

Isaac Newton

Diese Arbeit, die ich meiner Familie widme, basiert auf dem von der DECHEMA und der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen (AIF) „Otto von Guericke“ geförderten und mit den Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Arbeit finanzierten Forschungsvorhaben mit dem Titel „Auslegung von Flanschverbindungen aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK) für die chemische Industrie“, welches in Zusammenarbeit mit dem Institut für Polymerwerkstoffe und Kunststofftechnik an der TU Clausthal und dem LMI an der Universität Magdeburg durchgeführt wurde. Die Werte für die Zugfestigkeit und den Faservolumengehalt des SMC-Werkstoffes entstammen den Untersuchungen des Instituts für Polymerwerkstoffe und Kunststofftechnik an der TU Clausthal.

Inhalt

Zusammenfassung.....	1
Abstract.....	5
1 Einleitung und Zielsetzung.....	9
2 Stand von Wissenschaft und Technik	13
2.1 Grundlagen der Flanschverbindungsberechnung	14
2.2 Berechnung des mechanischen Verhaltens von Flanschverbindungen mit der Methode der Finiten Elemente.....	19
2.3 Auslegung von Flanschverbindungen mit Flanschen aus GFK.....	19
3 Untersuchung und Optimierung der Eigenschaften von PTFE-Dichtungen für GFK- Flanschverbindungen.....	21
3.1 Grundlagen der Dichtungsprüfung	21
3.1.1 Leckageversuch.....	24
3.1.2 Kriechrelaxationsversuch.....	26
3.1.3 Stauchversuch	27
3.2 Untersuchte Dichtungen	29
3.3 Ergebnisse der Dichtungsprüfung	32
3.3.1 Leckageversuche.....	32
3.3.2 Kriechrelaxationsversuche.....	37
3.3.3 Stauchversuche	38
3.3.4 Ausblasversuche.....	40
3.4 Optimierung der Dichtheit von PTFE-Dichtungen	41
3.4.1 Abbildung der Leckage mittels Transportansatz	42
3.4.2 Zweistufiges numerisches Konzept.....	45
3.4.3 Verifikation an einer inhomogen verpressten Dichtung	48
3.4.4 Optimierung einer PTFE-Flachdichtung unter Verwendung des entwickelten Konzepts	51
3.5 Modellierung des Kriechrelaxationsverhaltens von Dichtungen	53
4 Untersuchung und Optimierung des mechanischen Verhaltens von SMC-Losflanschen.....	57
4.1 Überprüfung der Qualität von SMC-Losflanschen nach bestehendem Regelwerk.....	59

4.2	Kontrollierter Stauchversuch mit Messwerverfassung	60
4.3	Prüfung einer Flanschverbindung DN 50 mit SMC-Losflansch und Bund im Prüfstand ..	64
4.4	Bauteilversuch – SMC-Losflansche und Bunde mit der PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE	67
4.5	Charakterisierung des Werkstoffverhaltens von SMC	71
4.5.1	Mikrostruktur des SMC-Verbundwerkstoffes.....	71
4.5.2	Messtechnische Ermittlung der anisotropen Werkstoffeigenschaften	73
4.5.3	Analytische Herleitung der transversal-isotropen Elastizitätskonstanten	78
4.5.4	Untersuchung des anisotropen Kriechverhaltens	81
4.6	Modellierung und Optimierung des mechanischen Verhaltens von SMC-Losflanschen mit der FEM	83
4.6.1	Linear-elastische Berechnung	87
4.6.2	Modellierung des Tragverhaltens von SMC-Losflanschen	89
4.6.3	Optimierung des Tragverhaltens von SMC-Losflanschen	91
4.6.4	Modellierung und Berechnung des anisotropen Kriechverhaltens von SMC- Losflanschen	95
4.6.5	Anpassung der Kriechparameter	96
4.6.6	Berechnung des Kriechrelaxationsverhalten der SMC-Losflansche	101
5	Anpassung der Berechnungsvorschrift für SMC-Losflansche	105
5.1	Diskussion der bestehenden Auslegung von Flanschverbindungen mit Losflanschen aus SMC	105
5.1.1	Berücksichtigung des Werkstoffverhaltens von GFK im bestehenden Regelwerk	106
5.1.2	Beschreibung des mechanischen Verhaltens von Losflanschen im bestehenden Regelwerk	108
5.2	Anpassung des analytischen Modells für Losflansche	112
5.2.1	Analytische Berechnung der Stülpung	112
5.2.2	Analytische Berechnung der Biegung in Umfangsrichtung.....	116
5.3	Vergleich der Ergebnisse der bestehenden Regelwerke, des Berechnungskonzepts und der FE-Simulation	118
5.4	Durchführung einer Auslegung mit dem Berechnungskonzept	121
6	Literatur	125

Abkürzungen

DMS	Dehnungsmessstreifen
DN	Nennweite
EPDM	Ethylen Propylen Dien Kautschuk
FE	Finite Elemente
FEM	Finite Elemente Methode
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
PTFE	Polytetrafluorethylen
REM	Rasterelektronenmikroskopie
RT	Raumtemperatur
SMC	Sheet Moulding Compound

Formelzeichen

A	mm ²	Fläche
a	mm	Hebelarm
A ₁ -A ₄	-	Werkstoffabminderungsfaktoren nach AD 2000-Merkblatt N1
A _L	mm ²	Querschnittsfläche des Losflansches nach DIN EN 1591-1
b	mm	effektive Losflanscbreite
C	kN/mm	Steifigkeit
C ₁₋₇	-	Parameter für das „Time-Hardening“-Kriechgesetz
C _{XY/YZ/XZ}	-	Kopplungskoeffizienten nach Tsai-Wu
d	mm	Durchmesser
d ₄	mm	Bundaußendurchmesser
d ₇	mm	Durchmesser der Lastübertragung
d _a	mm	Außendurchmesser
d _i	mm	Innendurchmesser
d _L	mm	Schraubenlochdurchmesser
d' _L	mm	reduzierter Schraubenlochdurchmesser
d _t	mm	Teilkreisdurchmesser
d _t *	mm	Durchmesser der Lastübertragung (KTA3211.2)
d _{te}	mm	Durchmesser der Lastübertragung (DIN EN 1591-1)
e _A	mm	Dichtungsdicke bei Montage
E	MPa	E-Modul
E _G	MPa	Sekantenmodul der Dichtung (Entlastung)
E _T	MPa	tangentialer Sekantenmodul der Dichtung (Entlastung)
F	N	Kraft
F _R	N	Rohrkraft
F _{DB}	N	Dichtkraft im Betrieb

F_S	N	Schraubenkraft
F_{S0}	N	Schraubenkraft bei Montage
F_{SB}	N	Schraubenkraft im Betrieb
FGHLMN	-	Hill-Koeffizienten
G	MPa	Schubmodul
H	mm	Dichtungsdicke
h_F	mm	Flanschblatthöhe
$K_{1,2,3}$	-	Parameter für das Kriechgesetz nach Graham-Walles
L	mbar·l/(s·m)	Dichtheitsklasse
M	Nm	Moment
\dot{M}	mg/(s·m)	spezifische Massenleckagerate
\dot{m}	mg·m/s	Massenstromdichte
n	-	Schraubenanzahl
p	bar	Druck
P_{QR}	-	Kriechfaktor (Verhältnis der Flächenpressung der Dichtung nach und vor der Relaxation)
Q	MPa	Dichtungsflächenpressung
Q_A	MPa	Flächenpressung bei Montage
Q_{bo}	MPa	Flächenpressung für Ausblasen
$Q_{min(L)}$	MPa	Erforderliche Mindestflächenpressung für Dichtheitsklasse L bei der Montage
$Q_{S min(L)}$	MPa	Erforderliche Mindestflächenpressung für Dichtheitsklasse L nach Entlastung (Betrieb)
q	-	Mehrachsigkeitsquotient
q_l	N/m	Linienlast
r	mm	Radius / Breite der Fase am Innendurchmesser des Losflansches
R_{ij}	-	Hill-Koeffizienten in ANSYS
S	-	Sicherheitsbeiwert
S_{bo}	-	Sicherheit gegen Ausblasen
S_{ij}	MPa	deviatorischer Spannungstensor
T	°C	Temperatur
t	h	Zeit
V	m ³	Volumen
W	m ³	Widerstandsmoment
α	K ⁻¹	Wärmeausdehnungskoeffizient
Δe_A	mm	Dickenabnahme der Dichtung bei Entlastung
ΔH	mm	Setzweg und Dickenabnahme der Dichtung bei Kriechrelaxation
ΔM	mm	Mutterweg
Δl_s	mm	Schraubenlängung

ε	%	Dehnung
ε_{ij}	-	Dehnungstensor
γ	°	Neigung
κ	-	Anisotropiegrad
λ	mbar·l/(s·m)	spezifische Volumenleckagerate
ν	-	Querdehnungszahl
θ	-	Vergleichswert nach Tsai-Wu
σ	MPa	Spannung
σ_{ij}	MPa	Spannungstensor
σ_m	MPa	hydrostatischer Spannungsanteil
τ	MPa	Schubspannung
τ_r	MPa	reduzierte Schubspannung
ξ	g/(m·s·bar)	Durchlässigkeit
∇	-	Nabla Operator

Indizes

0	Ausgangszustand
a	außen
B	Bund
b	Biegung
bo	„blow-out“
C	Druck
cr	Kriechen
D	Dichtung
f	Faser
ges	gesamt
i	innen
L	Losflansch
m	Matrix
max	maximal zulässig
min	minimal erforderlich
R	Rohr
RT	Raumtemperatur
S	Schraube
St	Stülpung
T	Zug
u	Umfangsrichtung
vorh	vorhanden

Koordinaten- bzw. Richtungsbezeichnungen

11 / 22	in der Ebene der SMC-Matten
33	senkrecht zu den SMC-Matten
x,y,z	Kartesische Koordinaten
r,φ,z	Zylindrische Koordinaten
L,Q	Orientierungen <u>L</u> ängs- und <u>Q</u> uer zu den Fasern in einem unidirektionalen Volumenelement

Zusammenfassung

Die Anforderungen an Rohrleitungen aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK) sind im Hinblick auf die Dichtheit, die Medienbeständigkeit und die Betriebssicherheit in den letzten Jahren gestiegen. Dennoch müssen die Betreiber chemischer Anlagen mit Rohrleitungen aus glasfaserverstärktem Kunststoff mit Losflanschen aus sheet-molding-compound (SMC) diese nachweislich sicher betreiben. Die Motivation zu dieser Arbeit liegt darin, dieses Bestreben mit der Auswahl von geeigneten PTFE-Dichtungen und mit der Untersuchung und Optimierung des mechanischen Verhaltens der SMC-Losflansche sowie ihrer analytischen Berechnung zu unterstützen. Die gewonnenen Erkenntnisse sind im Folgenden zusammengefasst.

- Optimierung der Dichtungen

In diesem Themenbereich wurden neun verschiedene Dichtungen aus Polytetrafluorethylen (PTFE) und zwei Gummidichtungen hinsichtlich ihrer Eignung für den Einsatz in GFK-Flanschverbindungen untersucht. Die Basis der Untersuchungen bildeten die Dichtungskennwerte nach DIN EN 13555, welche unter reduzierten Anfangspressungen im Leckage- und Stauchversuch und bei niedrigerer Steifigkeit und verlängerter Versuchsdauer im Kriechrelaxationsversuch ermittelt wurden. Vier PTFE-Dichtungen stellten sich im Leckageversuch als besonders geeignet heraus. An diesen wurden zusätzlich Untersuchungen zum Rückfeder- und Kriechrelaxationsverhalten durchgeführt.

Die wichtigsten Erkenntnisse aus der Dichtungsprüfung sind zum einen, dass das Leckageratenkriterium der TA Luft mit $0,01 \text{ mbar}\cdot\text{l}/(\text{s}\cdot\text{m})$ bei 40 bar Helium von einigen PTFE-Dichtungen auch bei den in GFK-Flanschverbindungen typischen Flächenpressungen unterhalb 10 MPa eingehalten werden kann. Zum anderen entspricht das Rückfederverhalten der PTFE-Dichtungen dem der Gummidichtungen und die Kriechrelaxation der PTFE-Dichtungen unter den Bedingungen in GFK-Flanschverbindungen ist mit etwa 80% verbleibender Flächenpressung im Betrieb akzeptabel. Der Verlust der Vorspannkraft der Flanschverbindung im Betrieb resultiert maßgeblich aus der Kriechrelaxation der GFK-Flansche.

Zur Optimierung von PTFE-Dichtungen werden von den Dichtungsherstellern verschiedene Maßnahmen getroffen, wie zum Beispiel die Kombination unterschiedlicher Werkstoffe oder Variation der Dichtungsgeometrie, welche das Abdichtverhalten verbessern. Um die Auswirkungen dieser Modifikationen rechnerisch erfassen zu können, wurde ein zweistufiges numerisches Konzept entwickelt, welches die Durchlässigkeit der Dichtung mit einem Transportansatz beschreibt. Dafür wird im ersten Schritt in einer Finite-Elemente-Simulation die Flächenpressungsverteilung der Dichtung bestimmt. Die lokale Dichtheit kann mit dem Leckageversuch nach DIN EN 13555 bestimmt und in einem zweiten Schritt der in Finite Elemente

diskretisierten Dichtung örtlich zugewiesen werden. Die Lösung des Transportproblems führt zur Druckverteilung innerhalb der Dichtung und zur globalen Leckagerate der optimierten Dichtung.

Diese Vorgehensweise liefert im Vergleich zu den gemessenen Druckprofilen innerhalb unterschiedlich verpresster Dichtungen und für die globale Leckagerate einer vorverpressten PTFE-Dichtung konsistente Werte. Dem entsprechend konnte die Reduktion der Leckagerate einer durch Vorverpressen optimierten PTFE-Flachdichtung um den Faktor 3000 korrekt vorhergesagt werden. Die Methodik ermöglicht ebenfalls eine realistische Bewertung der Dichtheit von Flanschverbindungen mit der Finite-Elemente-Methode (FEM), mit dem Ergebnis, dass in der Regel die zur Einhaltung der Dichtheit benötigten Mindestwerte der Schraubenkräfte im Vergleich zur herkömmlichen Bewertung der Dichtheit mit der mittleren Flächenpressung der Dichtung geringer werden.

- Optimierung der Flansche

Zunächst wurde der fertigungsbedingte Lagenaufbau und die damit verbundenen Werkstoffeigenschaften der SMC-Losflansche bestimmt. Es handelt sich um eine unregelmäßige Verteilung eines transversal isotropen Lagenaufbaus. Dies wurde durch die Untersuchung der Mikrostruktur verdeutlicht, wobei festgestellt wurde, dass innerhalb der Flansche neben den eingeschlossenen Luftblasen auch die Matrix zwischen den Fasern von mikroskopischen Lufteinschlüssen durchsetzt ist. Aus diesem Grund weichen die Elastizitätskonstanten aus der theoretischen Herleitung deutlich von den gemessenen Werten an Bauteilausschnitten ab.

Die Untersuchung des mechanischen Verhaltens der SMC-Losflansche wurde in einem Stauchversuch durchgeführt. Der Unterschied zur genormten Vorgehensweise nach DIN EN 16966 Teil 7 besteht darin, dass die Last kontinuierlich bis zum Bauteilversagen aufgebracht und dabei die axiale Verformung des Losflansches aufgezeichnet wird. Die Auswertung des Stauchverhaltens liefert als Ergebnis die maximale Traglast und die Steifigkeit der Losflansche. Beide Werte sind zur Bestimmung der Qualität einer Flanschverbindung von entscheidender Bedeutung. Zusätzlich werden mögliche Schwächen im Bauteil, welche zu vorzeitigem Versagen führen, erkannt. Dies ermöglicht dem Hersteller, beispielsweise durch die Variation des Lagenaufbaus oder des Matrixwerkstoffes, die Eigenschaften der Losflansche zu optimieren. Mit der messtechnischen Erfassung des Kriechrelaxationsverhaltens unter Temperatur in einem speziell dafür entwickelten Prüfstand wurde bestätigt, dass der Vorspannkraftverlust der Flanschverbindung im Betrieb maßgeblich durch die viskose Verformung der Flansche bedingt ist.

Mit dem Ziel, den Lagenaufbau der SMC-Losflansche zu verbessern und die analytische Beschreibung der Losflansche zu verifizieren, wurde ein Finite-Elemente-Modell der Flanschverbindung erstellt. Darin wurden die an Bauteilausschnitten senkrecht und längs der SMC-Matten ermittelten anisotropen Elastizitätskonstanten, Festigkeits- und Kriecheigenschaften mittels geeigneter Werkstoffmodelle eingebunden. Der unregelmäßige Lagenaufbau wurde durch die Anpassung der Elementkoordinatensysteme an die an Schnitten visuell ermittelte Orientierung der SMC-Matten abgebildet. Die Bewertung der Ergebnisse der FE-Simulation mit der Festigkeits-hypothese nach Tsai-Wu bestätigt das verbesserte Tragverhalten eines Losflansches mit dem durch eine Fertigungsumstellung erzielten ebenen Lagenaufbau. Damit konnte die maximale

Traglast des SMC-Losflansches um 50 % erhöht werden. Die Kriechrelaxation des SMC-Losflansches wird durch die Abbildung der an den Bauteilausschnitten ermittelten, richtungsabhängigen Kriechkurven mit dem von Hill modifizierten Kriechgesetz nach Graham-Walles beschrieben. Damit werden die gemessenen zeitlichen Verläufe der Schraubenkraft im Betrieb realistisch abgebildet. Die Vorhersage der im Vergleich zum bestehenden Losflansch geringfügig erhöhten Kriechrelaxation des Prototyps mit ebenem Lagenaufbau wird durch die Messung bestätigt. Insgesamt bedeutet die Erhöhung der zulässigen Schraubenkräfte bei Montage von 40 kN auf 60 kN eine deutliche Zunahme der Schraubenkraft im Betrieb, was die Betriebssicherheit erhöht und die Verwendung von PTFE-Dichtungen begünstigt.

- Optimierung der Berechnungsmethode

Mit den Erkenntnissen zur Beanspruchung von Losflanschen aus der messtechnischen Untersuchung der Flanschverbindung und aus der numerischen Simulation wurde ein analytisches Berechnungskonzept für den Losflansch entwickelt. Dieses berechnet die Beanspruchung in Umfangsrichtung aus dem Stülpmoment. Die Umfangsspannungen und die Verformung des Losflansches werden damit realistischer beschrieben als durch die bestehenden Regelwerke. Da das Berechnungskonzept ausschließlich die Spannung an der Losflanschoberseite zwischen den Schrauben abbildet, kann ein Bauteilversagen an anderer Stelle nicht erfasst werden. So muss bei der Auslegung differenziert nach der Lokalisierung des Versagens im Stauchversuch vorgegangen werden:

- Losflansch versagt im Stauchversuch an der Flanschoberseite zwischen den Schrauben

Das Berechnungskonzept ist anwendbar. Zur Berechnung der Flanschverbindung kann die analytische Beschreibung des Verhaltens von Losflanschen die bestehenden Regelwerken ersetzen. Mit dem zur Diskussion stehenden Wegfall der Werkstoffabminderungsfaktoren gemäß den Definitionen im AD 2000-Merkblatt führt die beschriebene Vorgehensweise zu höheren Schraubenkräften bei Montage und im Betrieb der Flanschverbindung. Dies bewirkt eine höhere Dichtheit und Betriebssicherheit von Anlagen mit GFK-Rohrleitungen.

- Losflansch versagt an anderer Stelle

Das Berechnungskonzept kann nicht angewendet werden. Alternativ können die maximale zulässige Schraubenkraft für Montage und im Betrieb sowie die Steifigkeiten im Stauchversuch ermittelt werden. Der Hersteller kann die sich im Stauchversuch offenbarenden Schwachstellen im Bauteil identifizieren und den Fertigungsprozess hinsichtlich des Tragverhaltens der Losflansche optimieren.

Abstract

The present discussion on environmental impact leads to the need to reduce fugitive emissions in the processing industry. In the European Union, the strategy to avoid and reduce fugitive emissions is drafted in the EG-guideline 96/61/EG with its corresponding German version, the IVU-Richtlinie. It describes the required measures that plant operators have to apply, in order to meet the requirements on national level. In Germany, the TA Luft in conjunction with the VDI guidelines 2440 and 2200 refer to the standards DIN EN 1591-1 and KTA 3211.2 to carry out the requested strength and tightness proof with the gasket parameters according to DIN EN 13555.

For flange connections with grp-flanges, the design method according to AD 2000-Merkblatt B8 is used with the specifications in AD 2000-Merkblatt N1, which account for the specific material behaviour of grp in terms of reduction ratios for the strength analysis. According to the operational experience of the plant operators, this method leads to unrealistic results for the allowable bolt loads. The aim of the present work is to enable plant operators to design and to operate grp-piping with grp-flanges at temperatures up to 80 °C, using polytetrafluorethylene (PTFE) gaskets that shall replace the mandatory rubber gaskets. PTFE-gaskets, unlike rubber gaskets, provide an extraordinary chemical resistance to almost all corrosive media and no deterioration. Unfortunately, applying PTFE-gaskets leads to increased creep-relaxation behaviour and higher leakage rates at the characteristically low bolt forces in grp-flange connections.

Nine PTFE gaskets have been evaluated according to the gasket test procedure DIN EN 13555 with respect to their qualification for grp-flange connections in terms of tightness, elastic recovery and creep relaxation behaviour. In comparison to the rubber gaskets, the leakage rates of the PTFE-gaskets were higher, but four gaskets met the leakage rate criterion of the TA Luft under the condition in grp-flange connections. These four PTFE-gaskets showed an elastic resilience comparable to rubber gaskets and acceptable creep-relaxation behaviour. Altogether, it was shown, that PTFE-gaskets can be suitable for grp-flange connections.

In order to improve the sealing performance and reduce fugitive emissions, an approach was developed to estimate the effects of inhomogeneous gasket stresses, geometry changes and combinations of different gasket materials. Compression and leakage tests according to DIN EN 13555 formed the basis to characterize the gasket pressure-closure behaviour and the permeability of a homogeneously stressed sheet gasket material. Provided that linear pressure dependency is applicable, a transport-theory according to heat conduction could be applied to calculate the effects of an inhomogeneous gasket stress distribution or a variation of gasket geometry, particularly the gasket width.

The developed method implies a two-stage procedure. In the first step, the local gasket stress distribution and subsequently the corresponding permeability in a flange connection was calculated. The local permeability was allocated for each element in terms of a unique material definition. Solving the steady state in the second step under inner and ambient pressure constraint leads to the internal pressure distribution, the local leakage flow and the overall leak rate. The approach is applied and verified at an inhomogeneously stressed sheet gasket and enables us to predict a reduction in the leak rate of a prestressed PTFE-sheet gasket by a factor of 3000 due to the decreased gasket width. This method can form the basis for conducting appropriate tightness proofs in designing flange connections using the finite element method.

For the development of a design method that accounts for the specific material properties of grp, a detailed knowledge of the mechanical behaviour of grp-flanges was essential. In this work, the mechanical behaviour of grp slip-on flanges, fabricated using sheet molding compound (smc) was investigated in compression tests and creep-relaxation tests in order to develop a procedure to characterize their mechanical behaviour and describe it in a design method. The fabrication process of the smc slip-on flanges yields a wavy transverse isotropic layer structure.

The elastic constants, the strength properties and the creep behaviour with respect to the layer orientations were determined from cylindrical cut outs with known layer orientation, and implemented in a finite element model. Comparative calculations show good agreement with the compression tests and creep-relaxation tests. Calculating the effects of different layer structures, the advantage of a slip-on flange with uniformly stacked layer structure became evident. The bearing load of a slip-on flange with uniformly stacked layer structure exceeds the load bearing capacity of the slip-on flange with wavy layer structure by a factor of 1,5.

The calculation of the bolted flange connection in accordance with AD-Merkblatt does not agree with the real loading situation in a slip-on flange. The AD-Merkblatt design is based on a radially clamped bending beam. Thus, the design calculates a radial stress which represents the usage level of the flange. In real terms, the loose flange is rotated due to the lever arm caused by the difference between the diameter of the bolt-force circle and the outer diameter of the collar. Additionally, a linearly distributed load in circumferential direction is caused by the finite bolt hole pitch with the consequence of an additional bending stress. The circumferential stresses and the flange rotation were described analytically, showing good agreement with the results of the FE simulation and the experimental investigations.

If the compression test of the slip-on flange shows failure under the washer, the analytical concept cannot be applied. Alternatively, it was possible to determine the maximum load bearing capacity and the stiffness in the compression test. If the slip-on flange fails at the position between the bolts, and the material strength value is known, the flange connection can be designed according to the presented new analytical concept. If the maximum strength of the grp material in the

circumferential direction was reached at the position between the bolts it can be assumed that weak points existed in the structure of the grp-compound.

If the reduction ratios according to AD 2000-Merkblatt-N1 were omitted and the specific material properties of grp were characterized in the design method with the analytic concept for slip-on flanges, the allowable bolt forces for grp-flange connections with slip-on flanges increased significantly. This leads to increased gasket stresses during mounting and service conditions with the benefit of improved tightness behaviour and a reduction of fugitive emissions.

1 Einleitung und Zielsetzung

In Anbetracht einer steigenden Sensibilität gegenüber dem Eintrag anthropogener Emissionen in die Erdatmosphäre und den damit verbundenen Konsequenzen werden vermehrt Anstrengungen unternommen, durch den Einsatz neuer Technologien Emissionen zu mindern oder gänzlich zu vermeiden. Innerhalb der Europäischen Union sind die Strategien und die erforderlichen Maßnahmen zur Vermeidung und Verminderung von Umweltverschmutzung in der EG-Richtlinie 96/61/EG formuliert. Ihre deutsche Fassung, die IVU-Richtlinie [1,2], beinhaltet Forderungen für die Energiewirtschaft, die Abfallbehandlung, die Metallindustrie, die mineralölverarbeitende sowie die chemische Industrie. Es werden Referenzdokumente und Merkblätter benannt, welche den aktuellen Stand der besten verfügbaren Technik wiedergeben. Diese sind in den EU-Ländern anzuwenden und werden regelmäßig an neue Erkenntnisse aus Wissenschaft und Technik angepasst.



Bild 1.1: Chemische Anlage mit Rohrleitungen und Flanschen aus GFK
Quelle: Neßler GmbH

Für den Bereich der chemischen Industrie gilt in Deutschland weiterhin die im Oktober 2002 in Kraft getretene *Technische Anleitung zur Reinhaltung der Luft – TA Luft* [3,4,5]. Diese bezieht sich bei der Ermittlung des Standes der Technik unter anderem auf die Richtlinie 2440 des VDI [6,7].

Diese Richtlinien bilden den Rahmen für die Erstellung und Auslegung von Rohrleitungen der in Bild 1.1 dargestellten Rohrleitungen aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK) entsprechend DIN 16965 [8] mit GFK-Flanschen nach DIN 16966 [9]. Gemäß einer Untersuchung in der chemischen Industrie [10] beträgt der Anteil der diffusen Emissionen von Flanschverbindungen 28 % an der Gesamtheit diffuser Emissionen. Die Optimierung der Dichtheit von Flanschverbindungen birgt daher ein großes Potenzial zur Reduktion der Umweltbelastung.

Bauteile aus GFK bieten für den Einsatz in der chemischen Industrie gegenüber Leitungen und Flanschen aus Stahl vor allem die folgenden Vorteile:

- Medienbeständigkeit,
- geringes Gewicht,
- kostengünstige Fertigung auch komplexer Bauteile,
- chemischer Angriff von innen ist von außen zu erkennen und ausbesserbar und
- geringe Kosten im Vergleich zu korrosionsbeständigen Stählen.

Um die Einsatzmöglichkeiten von GFK-Rohrleitungen in Bezug auf ihre Medienbeständigkeit und ihre Betriebstemperatur zu erweitern, sollen die heute vorgeschriebenen Gummidichtungen aufgrund ihrer eingeschränkten Medienbeständigkeit [11,12] durch Dichtungen auf der Basis von PTFE [13] ersetzt werden. Da PTFE-Dichtungen gegenüber Gummidichtungen deutlich höhere Einbaupressungen benötigen, um die geforderte Dichtheit einzuhalten, steigen die erforderlichen Schraubenkräfte und damit die Beanspruchung der Flansche. Gleichzeitig zeigt die Erfahrung der Anlagenbetreiber [14], dass eine Auslegung nach dem AD 2000-Merkblatt [15] mit den dort angegebenen Werkstoffabminderungsfaktoren häufig nicht möglich ist. Eine alternative Auslegung von Flanschverbindungen mit Flanschen aus GFK gemäß der DIN EN 1591-1 [16] oder der KTA 3211.2 [17], welche entsprechend der TA Luft in Verbindung mit den VDI-Richtlinien 2440 und 2200 [18,19] zur Bewertung der Dichtheit anzuwenden sind, ist nicht möglich, da sie für GFK-Flansche nicht gültig sind. Aus der beschriebenen Problematik ergeben sich für diese Arbeit drei Ziele:

- Optimierung der Dichtungen

Im Einsatz befindliche PTFE-Dichtungen werden bezüglich ihrer Eignung für GFK-Flanschverbindungen untersucht. Dazu werden jeweils ihre Dichtungskennwerte nach DIN EN 13555 [20,21] bestimmt. Gesucht sind Dichtungen, welche bei niedrigen Flächenpressungen eine hohe Dichtheit aufweisen und gleichzeitig eine geringe Kriechrelaxation durch viskose Verformung unter Temperatur, verbunden mit einem geringen Flächenpressungsabfall aufweisen.

- Optimierung der Flansche

Bei der Fertigung von Bauteilen aus GFK bietet die Wahl des Harzsystems, des Fertigungsprozesses und des Lagenaufbaus die Möglichkeit, gezielt die gewünschten mechanischen Eigenschaften herzustellen. Im Falle von Losflanschen führt die Erhöhung der ertragbaren Schraubenkraft zu höheren Flächenpressungen und steigender Dichtheit. Um dies zu erreichen, werden die anisotropen Eigenschaften eines im Rahmen dieser Arbeit untersuchten GFK-Losflansches aus Sheet-Molding-Compound (SMC) ermittelt. Mit der Kenntnis der richtungsabhängigen elastischen Eigenschaften, der Festigkeitskennwerte und der Kriecheigenschaften können diese in die Modellierung des Losflansches mit Finiten Elementen eingebunden werden. Damit erfolgt die Optimierung des Lagenaufbaus im Hinblick auf die maximal ertragbare Belastung und Kriechrelaxation.

- Optimierung der Berechnungsmethode

Eine realistische analytische Abbildung des mechanischen Verhaltens von Losflanschen unter der Berücksichtigung eines gezielt hergestellten Lagenaufbaus ermöglicht den Abbau von Konservativitäten in der bestehenden Berechnungsmethode. Voraussetzung dafür ist die Kenntnis des Lagenaufbaus und des Festigkeitskennwertes an der Versagensstelle. Wird die Berechnungsmethode auf die Beanspruchungssituation und auf den Lagenaufbau abgestimmt, dann führt dies zu höheren zulässigen Schraubenkräften.

Kann für eine Flanschverbindung aus GFK mit verbessertem Lagenaufbau und optimierter PTFE-Dichtung der Festigkeits- und Dichtheitsnachweis mit einer für GFK-Flansche angepassten Berechnungsmethode geführt werden und beispielsweise in die DIN EN 1591-1 mit eingebunden werden, dann bieten auch zukünftig GFK-Rohrleitungen mit GFK-Flanschen bei den gestiegenen Anforderungen durch verschärfte Betriebsbedingungen und im Umfeld neuer Bestimmungen zur Dichtheit eine leistungsfähige Alternative zu Rohrleitungen und Flanschverbindungen aus Stahl.

2 Stand von Wissenschaft und Technik

In nahezu allen Bereichen des produzierenden und verarbeitenden Gewerbes werden Produkte, Rohstoffe und Betriebsmedien entweder gasförmig, flüssig oder fest durch Produktionsanlagen mit oder ohne Druck aufbewahrt und befördert. Um ihren unerwünschten Austritt in die Umgebung oder ihren Übertritt in benachbarte Anlagenteile zu verhindern, müssen an den Verbindungsstellen der jeweiligen Komponenten geeignete Maßnahmen ergriffen werden, um die Dichtheit der Verbindungsstelle in jedem Zustand zu gewährleisten. Generell ist bei Dichtverbindungen zwischen statischen und dynamischen Abdichtungen zu unterscheiden. Statische Dichtungen werden zwischen ruhenden Teilen eingesetzt, dynamische Abdichtungen verhindern den Austritt von Medien zwischen bewegten Teilen. Bild 2.1 gibt einen Überblick über die vielfältige Gestaltung von den in dieser Arbeit betrachteten statischen Dichtverbindungen.

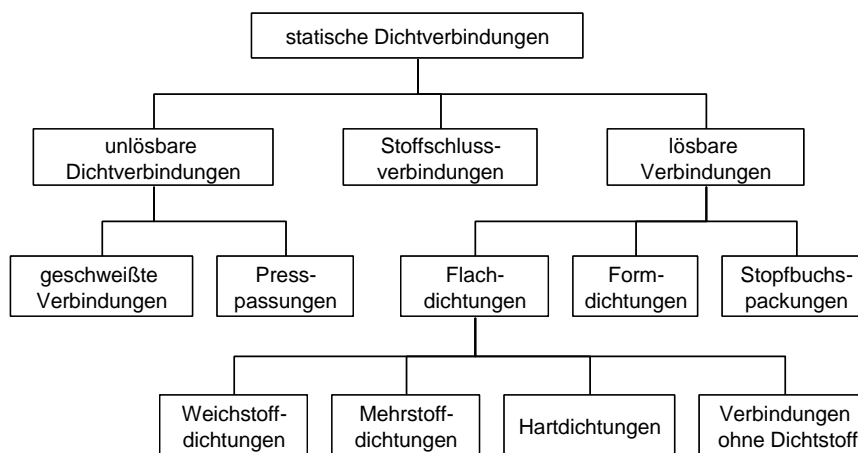


Bild 2.1: Gestaltungsmöglichkeiten statischer Dichtverbindungen [22]

Die bei statischen Abdichtungen am häufigsten eingesetzte Verbindung ist die Schweißverbindung. Ist diese jedoch nicht einsetzbar, zum Beispiel aus Gründen der Zugänglichkeit bei Revisionen oder um Anlagen flexibel umrüsten zu können, kommen lösbare Verbindungen zum Einsatz. Geschraubte Flanschverbindungen mit Flachdichtungen nehmen hierbei einen bedeutenden Platz ein. In vielen Industriezweigen, wie zum Beispiel in der chemischen Industrie oder im Kraftwerksbereich haben sich Flanschverbindungen mit Vorschweißflanschen entsprechend DIN EN 1092-1 und mit Flachdichtungen nach DIN 1514 durchgesetzt [23]. Üblicherweise werden dabei Flansche mit erhabenen Dichtleisten verwendet, welche den Einsatz von Weichstoffdichtungen beziehungsweise aufgrund gesteigerter Anforderungen an die mechanischen Eigenschaften und Dichtheit immer häufiger Mehrstoffdichtungen ermöglichen. Zu dieser Kategorie der Dichtverbindungen zählt die in Bild 2.2

dargestellte geschraubte Flanschverbindung mit Losflanschen, Bund aus GFK und z.B. mit PTFE-Flachdichtung.

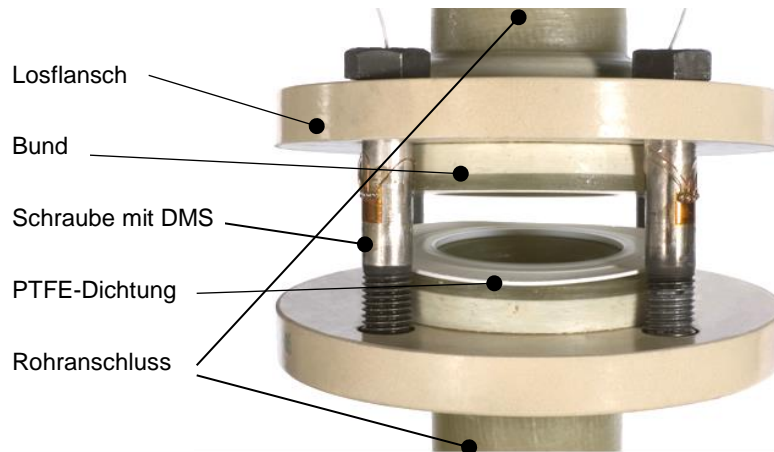


Bild 2.2: Symmetrische GFK-Losflanschverbindung DN 50

2.1 Grundlagen der Flanschverbindungsberechnung

Bereits Ende des 19. Jahrhunderts beschäftigte sich Carl von Bach [24] mit der analytischen Beschreibung des mechanischen Verhaltens von Flanschverbindungen. Damals wurden analytische Modelle entwickelt, welche einer äußeren Belastung die Beanspruchung der Flansche gegenüberstellten. Hierbei wurde die heute noch zur Berechnung der Beanspruchung von Flanschen verwendete Formulierung entsprechend Gleichung 2.1 für die Beanspruchung σ_{vorh} eines Flansches entwickelt:

$$\sigma_{\text{vorh}} = \frac{M_b}{W_b} \quad \text{Gl.2.1}$$

Dabei steht M_b für das von der Schraubenkraft und den betrieblichen Lasten wie Innendruck p_i , axiale Kräfte F_R aus der Rohrleitung in Verbindung mit dem jeweiligen Hebelarm aufgeprägte Moment. Dieses Moment bewirkt im Falle einer Flanschverbindung mit Losflanschen und Bunden jeweils eine umlaufende Neigung von Losflansch und Bund, siehe Bild 2.3. Dieser Flanschblattneigung steht jeweils das vom Querschnitt des Flanschblattes abhängige Widerstandsmoment W_b der Flansche und Bunde gegenüber. Die analytische Herleitung der Widerstandsmomente beruht auf der Theorie der runden Platten und wird in Kapitel 5 diskutiert.

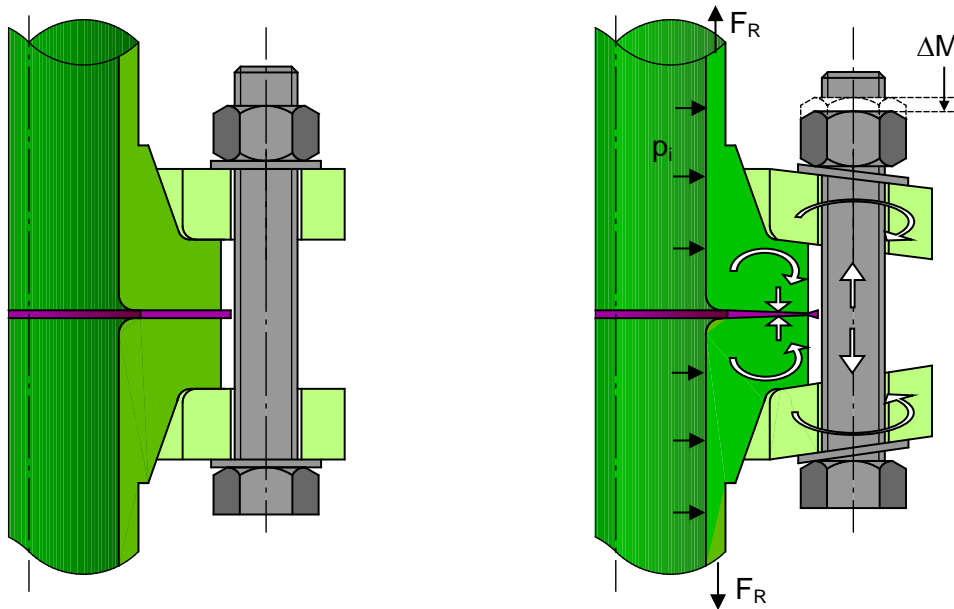


Bild 2.3: Schnitt durch die unverspannte Flanschverbindung (links) und axiale Verformung beziehungsweise Stülpung der Komponenten durch die Schraubenkraft und die betrieblichen Lasten (rechts)

In den Vereinigten Staaten entwickelte im Jahr 1905 A.D. Ristein eine ähnliche Methode [25], die eine andere Definition des Biegequerschnitts beinhaltet. Diese Herangehensweise wurde im weiteren Verlauf in einer Vielzahl von wissenschaftlichen Arbeiten weiterentwickelt. 1927 veröffentlichten Waters und Taylor [26] eine Methode, basierend auf der Elastizitätstheorie einer zylindrischen Platte in Verbindung mit einer flachen runden Platte. Hierbei werden Beanspruchungen in allen drei Richtungen getrennt voneinander betrachtet. Diese Betrachtung bildet die Grundlage für das ASME Regelwerk [27] von 1934.

Eine vereinfachte Version dessen wurde von Timoshenko abgeleitet. Er wandte die Theorie einer dicken, runden Platte an, wobei die Flanschblattdicke in Relation zur Wanddicke des angeschlossenen Rohres deutlich größer sein muss [28]. Diese Methode findet im britischen Regelwerk BS 10 [29] Anwendung für die Berechnung von Flanschverbindungen für niedere Drücke mit kleinen Rohrwanddicken.

Arbeiten von Waters, Wesstrom, Rossheim und Williams [30,31] erweitern das Anwendungsspektrum auf Vorschweißflansche und führten zur sogenannten „Taylor Forge“ Methode. Dabei wird der Flansch entsprechend der Stufenkörpermethode [32] in einer lokalen Betrachtung jeweils für das Flanschblatt, Konus und angeschlossener Rohrleitung unterteilt. Dies wurde mit der Definition der „Dichtungsfaktoren“ m und y von Rossheim und Markl [33] kombiniert und im „ASME Boiler and Pressure Vessels“ Regelwerk [34] zusammengefasst.

Wird angenommen, dass für die Auslegung einer Flanschverbindung in Bezug auf die Festigkeit nicht lokale Spannungsspitzen, sondern das globale Verhalten der Flanschverbindung

ausschlaggebend ist, kann die Formulierung der Beanspruchung eines Flansches in Form eines plastischen Gelenks erfolgen. Aus dieser Überlegung heraus entwickelte Schwaigerer [35] ein Konzept, um die Festigkeitsgrenze einer Flanschverbindung in Bezug auf ihr plastisches Versagen zu bestimmen. Diese Betrachtung findet Anwendung in der Flanschverbindungsberechnung nach DIN 2505 [36], welche wiederum die Basis für die KTA 3211.2, das AD 2000-Merkblatt und schließlich die DIN EN 1591-1 bildet.

In weiteren Arbeiten wurden die Regelwerke anhand von experimentellen Untersuchungen überprüft und an unterschiedliche konstruktive Ausführungen von Flanschverbindungen angepasst. In [37] wird zum Beispiel das Verhalten von vollflächigen Dichtungen untersucht. Diese sind im Außendurchmesser größer als der Teilkreis der Schrauben. Damit ändert sich der Hebelarm der Dichtkraft. Dies wirkt sich insbesondere auf die Rotation der Flanschblätter und damit direkt auf die Festigkeit der Flanschverbindung aus. Die Auswirkung von Biegemomenten und Axialkräften in der Rohrleitung auf die Belastung der Flansche sind in [38] bis [43] untersucht. Dafür wurden analytische Modelle auf Basis der Elastizitätstheorie entwickelt. Die Ergebnisse wurden mit messtechnischen Untersuchungen verglichen und bestätigt. Die durch die Rotation der Flanschblätter bestehende inhomogene Flächenpressungsverteilung der Dichtung wurde in [44] untersucht. Entsprechend den Ergebnissen der Arbeiten wird dadurch das Abdichtverhalten der Dichtungen durch die bestehenden Regelwerke unterschätzt.

Da die Berechnung einer Flanschverbindung für alle betrieblichen Zustände, inklusive dem Montagezustand und der Druckprüfung zu erfolgen hat, bedarf es einer analytischen Beschreibung der Auswirkungen der betrieblichen Lasten auf die wirkenden Kraftverhältnisse innerhalb der Flanschverbindung. Dies wurde in Arbeiten von Siebel und Krägeloh [45] aufgegriffen und in Form des Verspannungsdiagramms umgesetzt. Im dreiecksförmigen Verspannungsdiagramm werden die Federkennlinien der Bauteile einer verschraubten Verbindung gegenübergestellt. Im Falle einer verspannten Flanschverbindung werden die Schrauben und die Flansche durch die wirkende Innendruckkraft weiter belastet und bilden damit den linken Schenkel des Dreiecks [36]. Die Dichtung wird als einziges Bauteil durch die Innendruckkraft entlastet. Damit bildet die Federkennlinie der Dichtung den rechten Schenkel im Verspannungsdiagramm.

In Bild 2.4 ist exemplarisch das Verspannungsdiagramm für die im Rahmen dieser Arbeit betrachtete GFK-Flanschverbindung DN50 dargestellt. Nach der Montage bildet die Flanschverbindung im Betrieb ein verspanntes System, welches durch den Innendruck, die Betriebstemperatur und äußere Belastungen beansprucht wird. Als Folge der Schraubenkraft bei Montage, welche durch ein auf die Mutter aufgebrachtes Drehmoment mit der daraus resultierenden axialen Verschiebung der Mutter um ΔM erreicht wird, kommt es zur Verformung der Komponenten der Flanschverbindung. Die für die axiale Verformung ΔM benötigte Schraubenkraft wird durch die aus der in Bild 2.5 dargestellten Kombination der axialen

Federsteifigkeiten der Losflansche C_L , Bunde C_B , der Schraube C_S und der Steifigkeit der Dichtung C_D berechneten Gesamtsteifigkeit der Flanschverbindung bestimmt. Mit der Darstellung der Kraft über der Verformung im Verspannungs-diagramm kann für das mit der Schraubenkraft bei Montage F_{S0} bei Raumtemperatur (RT) verspannte System die Auswirkung der betrieblichen Belastungen auf die Kraftverhältnisse berechnet werden. Dazu wird die lineare Federkennlinie der Dichtung, deren Steigung durch den Entlastungsmodul gekennzeichnet ist an die Federkennlinie der übrigen Komponenten angefügt. Dadurch entsteht ein Dreieck mit der Seitenlänge ΔM an der Abszisse und mit einer Höhe entsprechend der Gesamtschraubenkraft bei Montage F_{S0} mit zugehöriger Schraubenlänge bei Montage Δl_s .

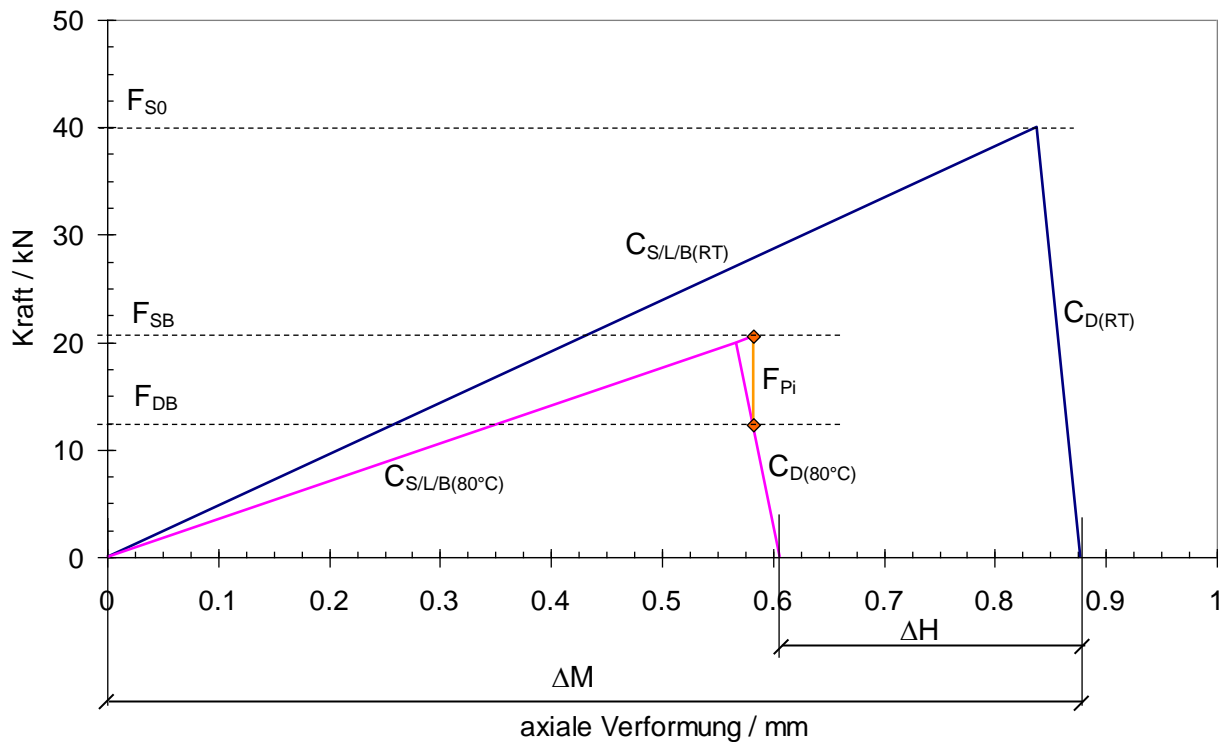


Bild 2.4: Verspannungsdiagramm für den verspannten Zustand bei Montage mit F_{S0} und den Betriebszustand F_{SB} / F_{DB} bei Temperatur und Innendruck

Wird nun beispielsweise die Temperatur der verspannten Flanschverbindung von Raumtemperatur auf die Betriebstemperatur T ($80^\circ C$) erhöht, dann ändern sich durch die Temperaturabhängigkeit der E-Moduln der Werkstoffe die Steifigkeiten ($C_{S/L/B} 80^\circ C$) und damit die Steigungen der Dreiecksflanken im Verspannungsdiagramm. Zudem erfährt die Dichtung eine bleibende Verformung ΔH , die einen irreversiblen Rückgang der elastischen Verspannung und damit der Schraubenkraft bewirkt.

Wird Innendruck aufgebracht, dann wirken, wie in Bild 2.5 dargestellt, auf den Bund die axiale Komponente der Innendruckkraft F_{Pi} auf die druckexponierte Dichtfläche und die axiale Komponente aus der Innendruckkraft der Rohrleitung F_R auf den Rohransatz. Aus diesem Grund

stellt sich ein neues Kräftegleichgewicht ein. Der Innendruck bewirkt daher die Entlastung der Dichtung und die weitere Belastung von Losflansch und Schraube.

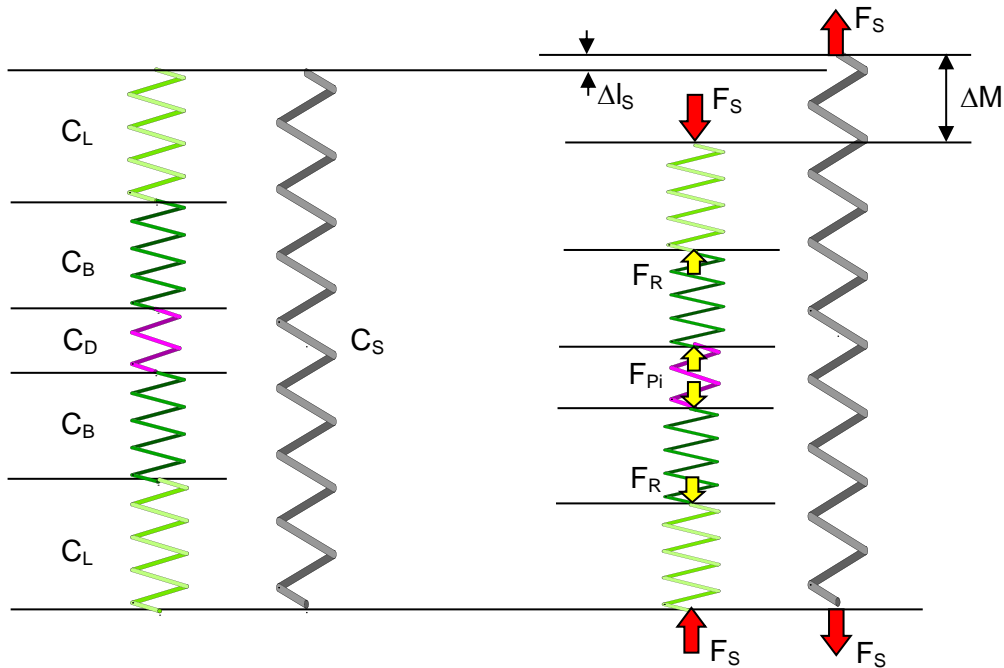


Bild 2.5: Schema der axial wirkenden Federsteifigkeiten einer Losflanschverbindung im unverspannten Zustand (links) und im Betriebszustand unter Innendruck (rechts)

Die Auswirkung der Innendruckkraft auf die Dichtkraft F_{DB} und die Schraubenkraft F_{SB} im Betrieb wird im Verspannungsdiagramm anschaulich dargestellt. Im Montagezustand befinden sich die Dichtkraft und die Schraubenkraft im Gleichgewicht. Im Betrieb stellt sich eine neue Schraubenkraft ein. Das Verhältnis, um welchen Betrag die Dichtkraft sinkt und die Schraubenkraft ansteigt, entspricht dem Verhältnis der Steifigkeit der Dichtung zu der Steifigkeit der restlichen Komponenten. Im Falle der relativ weichen GFK-Flansche bedeutet dies, dass annähernd die gesamte Innendruckkraft zu einem Rückgang der Flächenpressung der Dichtung führt, wohingegen die Schraubenkraft nur geringfügig ansteigt. Diese Tatsache wird durch die Ergebnisse der in Kapitel 4 beschriebenen Bauteilversuche bestätigt.

Im AD 2000-Merkblatt mit Verweis auf die DIN 2505, in der KTA 3211.2 und in der DIN EN 1591-1 wird der Festigkeitsnachweis unter Berücksichtigung der Schraubenkraftstreuung durch das Montageverfahren mit F_{S0} und F_{SB} für die Flansche beziehungsweise mit F_{DB} für die Dichtung geführt. Die Dichtheit der Flanschverbindung wird bezüglich des Montagezustands in der Regel mit F_{S0} bewertet, im Betrieb mit der Dichtkraft F_{DB} .

2.2 Berechnung des mechanischen Verhaltens von Flanschverbindungen mit der Methode der Finiten Elemente

In den oben beschriebenen analytischen Berechnungsverfahren bestehen Annahmen, die teilweise bei realen Flanschverbindungen nicht vollständig zutreffend sind. Besteht zum Beispiel innerhalb einer Flanschverbindung eine inhomogene Temperaturverteilung, resultieren daraus lokal unterschiedliche Wärmedehnungen. Diese bewirken Abweichungen im Zustand der verspannten Flanschverbindung im Vergleich zu einer Flanschverbindung mit konstanter Temperatur. Diese Effekte lassen sich derzeit nicht analytisch beschreiben. Aus diesem Grund beschäftigen sich einige Arbeiten mit der numerischen Betrachtung von Flanschverbindungen mit inhomogener Temperaturverteilung. Sawa et al. [46] berechnete die inhomogene Temperaturverteilung innerhalb einer Flanschverbindung mit Aluminiumflanschen mit der Methode der Finiten Elemente. Die Auswertung der Spannungsverteilung der Flansche und der Schraubenkräfte zeigte gute Übereinstimmung mit vergleichenden Experimenten.

Dass für eine realistische Berechnung der Beanspruchung der Flansche die Berücksichtigung der Biegesteifigkeit der Schrauben erforderlich ist, zeigt die Arbeit von Trenchev [47]. Er führte Berechnungen mit und ohne Berücksichtigung der Biegesteifigkeit der Schrauben durch und zeigte, dass bei Berechnung ohne Berücksichtigung der Biegesteifigkeit der Schrauben die Beanspruchung der Flansche um über 30% zu hoch ausgewiesen wird.

In den bestehenden Regelwerken wird die Rückfedersteifigkeit der Dichtung linear betrachtet. In den Arbeiten [48-50] sind mittels speziell für das Stauchverhalten von Dichtungen entwickelten Materialmodellen das nichtlineare Rückfederverhalten der Dichtungen abgebildet. Daraus ergeben sich realistische Verteilungen der Flächenpressung an der Dichtung im Betrieb.

Beim Einsatz von Flanschverbindungen bei wechselnden Temperaturen, wie zum Beispiel beim An- oder Abfahren von thermischen Kraftwerken können Leckagen auftreten, die durch die Anwendung der bestehenden Regelwerke nicht korrekt abgebildet werden. Hier liefert die FEM mögliche Ansätze, die instationäre Temperaturverteilung innerhalb einer Flanschverbindung und die damit verbundenen Auswirkungen auf die Kraftverhältnisse zu berechnen [51].

2.3 Auslegung von Flanschverbindungen mit Flanschen aus GFK

Die oben beschriebenen analytischen und rechnerischen Berechnungsmodelle wurden für metallische Flansche mit isotropen Werkstoffeigenschaften entwickelt. Für nicht-metallische Flansche mit anisotropen Werkstoffeigenschaften, wie zum Beispiel faserverstärkte Kunststoffflansche, wird im Folgenden ein kurzer Überblick über den Stand der Forschung gegeben:

Von den wenigen publizierten Arbeiten zum Thema Flanschverbindungen mit Flanschen aus GFK befasst sich der überwiegende Teil meist mit experimentellen Versuchen oder mit Berechnungen mit der FEM [53-58]. Bis heute gibt es nur wenige Ansätze, das mechanische Verhalten von GFK-Flanschverbindungen anhand der Laminattheorie analytisch herzuleiten.

Meist wurde für spezifische Ausführungen von Flanschen der Lagenaufbau vorgegeben. Damit sind die Ergebnisse nicht auf andere Herstellungsverfahren und Geometrien übertragbar. In [59] wurde beispielsweise die FE-Simulation in Verbindung mit vergleichenden Experimenten verwendet, um die Art der Faserverstärkung und die Kombination von harzreicher Schutzschicht, einem Kern aus Harz mit Kurzglasfasern und einer Hülle aus zugeschnittenen Gewebeschichten vorzugeben.

McLarty [60] befasste sich mit dem Lagenaufbau von Integralfanschen aus glasfaserverstärktem Kunststoff. Die Ergebnisse zeigen, dass zur Erhöhung der Tragfähigkeit einerseits die Verringerung des Teilkreises hilfreich ist, andererseits muss bei der Herstellung und bei der Montage darauf geachtet werden, dass alle Spezifikationen eingehalten werden. Herstellungstoleranzen, Variationen im Lagenaufbau und Montagefehler haben große Auswirkung auf die Funktionsfähigkeit einer Flanschverbindung mit Flanschen aus GFK.

Sun und Blach [61,62] haben eine analytische Auslegung für an das Ende des Rohres angeformte, glasfaserverstärkte Kunststoffflansche auf der Basis der Laminattheorie entwickelt. Dabei wird auch die Schiefstellung der Flanschblätter durch den Aushärteprozess betrachtet. Flanschverbindungen mit thermoplastischen Flanschen und Flanschen auf faserverstärkten Thermoplasten werden ebenfalls betrachtet, Ergebnisse von Simulationen mit Experimenten verglichen und eine analytische Berechnungsmethode entwickelt.

Für die im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Flanschverbindungen mit Losflanschen und Bunden aus sheet molding compound (SMC) existieren keine Untersuchungen des mechanischen Verhaltens. Weder sind Anforderungen an den Lagenaufbau und die Faserorientierung definiert, noch ist eine werkstoffgerechte Auslegungsvorschrift gegeben. Nach dem bestehenden Regelwerk werden, wie in Kapitel 5 dargestellt, die spezifischen Eigenschaften von GFK mittels Werkstoffabminderungsfaktoren berücksichtigt und die Auslegung entsprechend einer isotropen Betrachtung durchgeführt. Dies führt zu einer Diskrepanz zwischen der praktischen Erfahrung und den Ergebnissen der Auslegung. Dieser Sachverhalt führt zur Zielsetzung dieser Arbeit, das anisotrope Werkstoffverhalten in Bezug auf die Festigkeit und das Kriechen von SMC-Losflanschen in der Auslegung zu berücksichtigen.

3 Untersuchung und Optimierung der Eigenschaften von PTFE-Dichtungen für GFK-Flanschverbindungen

Seit dem Verbot von Dichtungen aus Asbest [63] werden hauptsächlich Flachdichtungen auf Basis von Graphit oder gummigebundene Faserdichtungen verwendet [64]. In den letzten Jahren steigt jedoch die Bedeutung von Dichtungen auf Basis von PTFE (Polytetrafluorethylen). Diese werden insbesondere eingesetzt, weil sie sich durch ihre

- Medienbeständigkeit
- Temperaturbeständigkeit bis 300 °C
- hohe erzielbare Dichtheit und
- Alterungs- und Witterungsbeständigkeit

auszeichnen. Ein Nachteil von PTFE-Dichtungen stellt ihre erhöhte Neigung zur Kriechrelaxation im Betrieb der Flanschverbindung dar. Auch soll hier die Problematik der Entsorgung und die aktuelle Diskussion über das Gefährdungspotenzial von Zerfallsprodukten nicht unerwähnt bleiben [65,66].

Entsprechend der Zielsetzung dieser Arbeit, geeignete Dichtungen aus PTFE für den Einsatz in GFK-Flanschverbindungen als Ersatz für die vorgeschriebenen Gummidichtungen zu finden, werden die in Kapitel 3.2 beschriebenen PTFE-Dichtungen unterschiedlicher Hersteller bezüglich ihrer Eigenschaften unter den Einsatzbedingungen in GFK-Flanschverbindungen untersucht. Teilweise sind diese auf dem Markt erhältlich, es werden aber auch Prototypen der Hersteller untersucht.

3.1 Grundlagen der Dichtungsprüfung

Eine Flanschverbindungsberechnung beinhaltet zum einen die Berechnung des mechanischen Verhaltens und die Überprüfung der Dichtheit. Entsprechend der Abbildung im Verspannungsdiagramm in Bild 2.4, muss das mechanische Verhalten der Dichtung in Form ihrer Steifigkeit C_D und ihres plastischen Verformungsverhaltens ΔH bekannt sein. Zusätzlich bedarf es für den Dichtheitsnachweis der Kenntnis der Dichtheit der Dichtung im jeweiligen Betriebszustand. Umfangreiche Untersuchungen an asbesthaltigen Dichtungen an der Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart von Siebel, Schwaigerer, Wellinger und Krägeloh in den Fünfziger- und Sechzigerjahren des 20. Jahrhunderts [67-69] bilden dafür die Grundlage.

Nach dem Verbot von Dichtungen aus Asbest [63] wurden unter anderen Flachdichtungen auf Basis von Graphit oder gummigebundene Faserdichtungen verwendet. Damit waren die für

Asbestdichtungen gewonnenen Erkenntnisse und die Prüf- und Berechnungsmethoden an das Verhalten der neuen Dichtungswerkstoffe anzupassen. Die Erkenntnisse bezüglich der Anpassung der Dichtungsprüfung für verschiedene Dichtungswerkstoffe aus den Arbeiten von Tückmantel und Bartonicek [70,71] flossen mit in die Entwicklung der DIN 28090 [72] und in die davon abgeleitete DIN EN 13555 mit den darin definierten Kennwerten entsprechend Tabelle 3.1 ein.

Die Dichtungskennwerte nach DIN EN 13555 werden in einer hydraulischen Prüfpresse zwischen biegesteifen Prüfplatten unter definierten Lasten (Flächenpressung, Innendruck und Temperatur) ermittelt. Dies geschieht losgelöst von den mechanischen Eigenschaften von Losflansch, Bund und Schrauben. Gemessen wird die Reaktion der Dichtung in Form von Dickenänderung und Leckagerate in Abhängigkeit von den aufgeprägten Beanspruchungen.

Tabelle 3.1: Dichtungskennwerte nach DIN EN 13555

Kennwert nach DIN EN 13555	Symbol	Prüfverfahren
Maximale Flächenpressung, mit der die Dichtung im Einbau- und Betriebszustand belastet werden darf, ohne dass eine Schädigung eintritt	$Q_{S \max}$	zyklischer Stauchversuch
Erforderliche Mindestflächenpressung für Dichtheitsklasse L bei der Montage	$Q_{\min (L)}$	Leckageversuch
Erforderliche Mindestflächenpressung für Dichtheitsklasse L nach Entlastung (Betrieb)	$Q_{S \min (L)}$	Leckageversuch
Kriechfaktor (Verhältnis der Flächenpressung der Dichtung nach und vor der Relaxation)	P_{QR}	Kriechrelaxationsversuch
Sekantenmodul der Dichtung (Entlastung)	E_G	zyklischer Stauchversuch

Da im AD 2000-Merkblatt auf die DIN 2505 mit den Dichtungskennwerten nach DIN 28090 verwiesen wird, kann die Berechnung von GFK-Flanschverbindungen mit den im Rahmen dieser Arbeit ermittelten Dichtungskennwerten nach DIN EN 13555 durchgeführt werden, da diese in Kennwerte nach DIN 28090 umgerechnet werden können.

Die Prüfeinrichtung für die Prüfung nach DIN EN 13555 muss die folgenden prüftechnischen Möglichkeiten bieten:

- Aufnahme einer Dichtung zwischen Prüfplatten hinreichender Größe (hier DN 50)
- Einstellung und zeitlich konstantes Halten definierter Kräfte bzw. Pressungen
- Erzeugung und Regelung des Innendrucks
- Aufheizung der Prüfplatten einschließlich Dichtung
- Messung der wesentlichen Größen (Kraft, Druck, Temperatur, Abstand der Prüfplatten zur Erfassung der Dichtungsdicke bzw. ihrer Änderung)
- Computergestützte Messdatenerfassung

Bei der in dieser Arbeit eingesetzten Prüfeinrichtung handelt es sich um eine universelle Dichtungsprüfeinrichtung vom Typ TEMES fl.ai1 (AMTEC), Bild 3.1. Die Merkmale der Prüfpresse entsprechen mindestens den Anforderungen der DIN EN 13555.

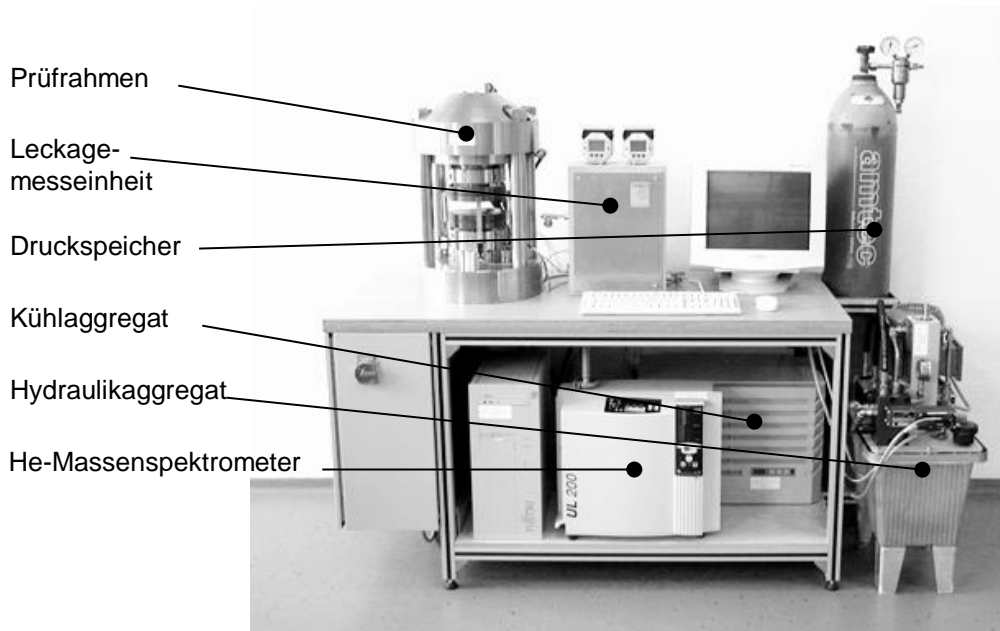


Bild 3.1: Hydraulische Dichtungsprüfeinrichtung

Der Prüfrahmen enthält im oberen Querhaupt einen Hydraulikzylinder, der in Verbindung mit dem Hydraulikaggregat eine maximale Prüfkraft von 1000 kN (entsprechend 200 MPa Flächenpressung bei einer DN 50 Flachdichtung) aufbringen kann. Auf dem unteren Querhaupt ist die Kraftmessdose angebracht. Zwischen Kraftmessdose und Hydraulikzylinder befinden sich zwei komplementäre Anordnungen, die aus je einer biegesteifen Prüfplatte, einer Heizplatte, einer Isolierplatte und einer Kühlplatte bestehen. In Bild 3.2 ist eine ähnliche Anordnung gezeigt, wobei die untere Prüfplatte speziell für den Leckageversuch modifiziert ist. Die Dichtung wird zwischen den Prüfplatten verpresst und auf bis zu 450 °C aufgeheizt. Der abgedichtete Raum innerhalb der Dichtung kann mit einem Innendruck bis zu 160 bar beaufschlagt werden. Dabei wird die Entlastung der Dichtung beim Aufbringen des Innendrucks kompensiert. Hierzu wird die Flächenpressung der Dichtung in dem Maße erhöht, in dem der Innendruck gegen die Prüfplatten und die hydraulische Presskraft wirkt. Damit ändert sich die eingestellte Flächenpressung der Dichtung, anders als bei einer verspannten Flanschverbindung, nicht mit dem Innendruck.

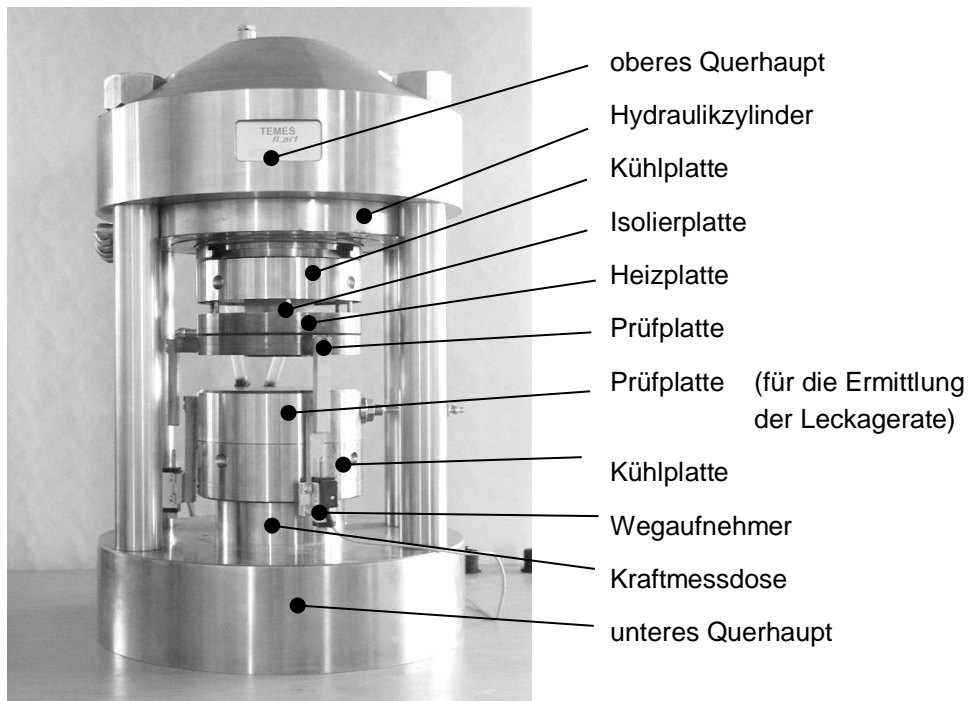


Bild 3.2: Prüfraumen der Dichtungsprüfeinrichtung mit Zubehör und Messtechnik

3.1.1 Leckageversuch

Im Leckageversuch wird die Dichtung zunächst mit einer Anfangspressung Q_A verpresst, welche dem Montagezustand entspricht, und anschließend stufenweise entlastet. Damit wird der Betriebszustand einer Flanschverbindung unter Innendruck und Kriechrelaxation der Dichtung bei betrieblichen Flächenpressungen kleiner Q_A abgebildet. Um ein möglichst breites Anwendungsgebiet der Dichtung hinsichtlich der Flächenpressung bei Montage zu beschreiben, wird die Dichtung anschließend mit einer Flächenpressung höher als das erste Q_A verpresst und erneut entlastet. Dieser Vorgang wird wiederholt, siehe Bild 3.3, bis die für den Betrieb der Dichtung relevanten Flächenpressungsstufen durch die Messung abgedeckt sind.

Bei jeder Flächenpressungsstufe wird die Leckagerate ermittelt. Im Rahmen der durchgeführten Arbeiten wurde hierzu die Massenspektrometrie mit Helium als Prüfgas eingesetzt. Helium gilt aufgrund der geringen Molekülgröße und der niedrigen Viskosität als abdeckend für alle anderen Medien, ausgenommen Wasserstoff. Der mit dem Helium-Massenspektrometer ermittelte absolute Leckageratenwert (in mbar·l/s) wird auf den mittleren Dichtungsumfang bezogen und als spezifische Leckagerate (in mbar·l/(s·m)) bezeichnet. Somit kann unter der Annahme, dass bestehende geometrische Differenzen zwischen unterschiedlichen Nennweiten keinen signifikanten Einfluss auf das Leckageverhalten der Dichtung haben, die Leckagerate von Flanschverbindungen aller Nennweiten beschrieben werden.

Aus den ermittelten Leckageraten und den zugehörigen Dichtungspressungen wird die in Bild 3.4 dargestellte Leckagefunktion ermittelt. Zu unterscheiden sind die Neukurve, welche den Montagezustand beschreibt, sowie die Entlastungskurven, die, ausgehend vom Zustand bei

Montage, für den Betriebszustand repräsentativ sind. Aus dieser Darstellung werden gemäß dem nun folgenden Beispiel die Dichtheitskennwerte $Q_{\min(L)}$ und $Q_{S \min(L)}$ bestimmt.

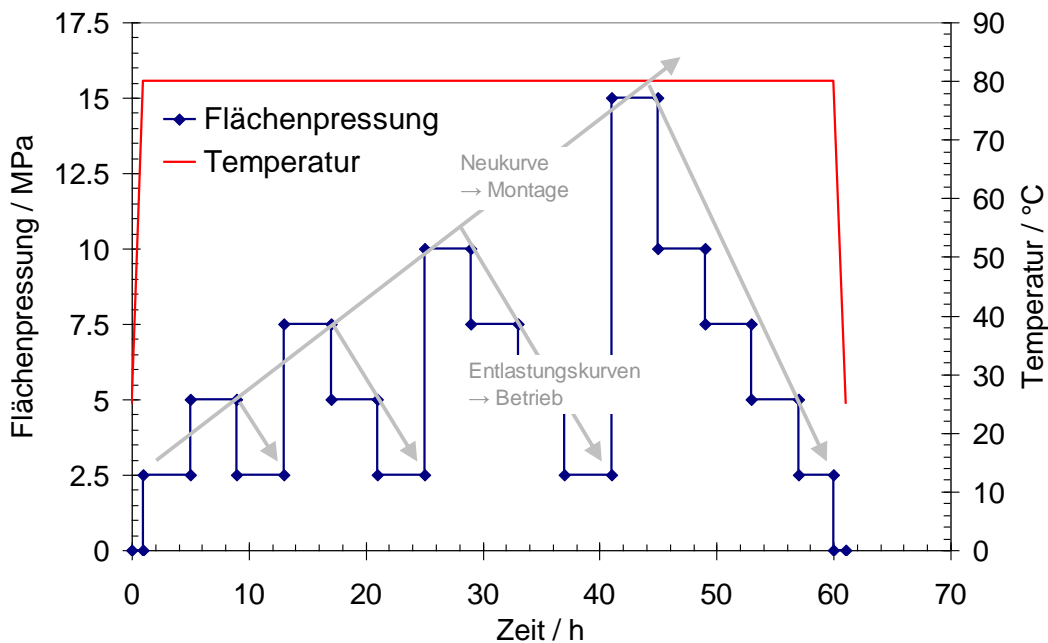


Bild 3.3: Zeitlicher Ablauf des Leckageversuchs

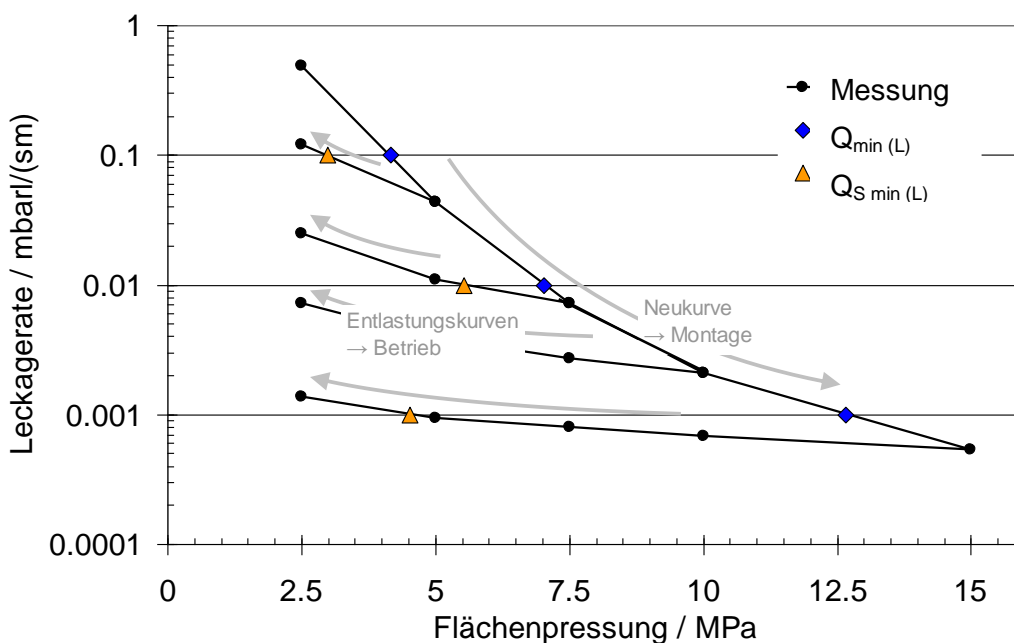


Bild 3.4: Typische Leckagefunktion und die daraus ermittelten Dichtungskennwerte $Q_{\min(L)}$ für die Montage und $Q_{S \min(L)}$ für den Betrieb

Zur Einhaltung der geforderten Dichtheitsklasse L von beispielsweise 0,01 mbar·l/(s·m) muss eine Kombination für $Q_{\min(0,01)}$ und $Q_{S \min(0,01)}$ gefunden werden, so dass bei der Montage die geforderte Dichtheitsklasse $L_{0,01}$ unterschritten (Q_{\min}), aber auch bei anschließendem Pressungsrückgang bis zum geforderten Wert für $Q_{S \min}$ nicht wieder überschritten wird. Gemäß Bild 3.4 wird dies beispielhaft mit dem Kennwertpaar $Q_{\min(0,01)} = 7,5 \text{ MPa}$ und $Q_{S \min(0,01)} = 5,5 \text{ MPa}$ erfüllt. Dieses

Wertepaar fließt in die Flanschverbindungsberechnung ein. Dabei wird überprüft, ob bei der Montage der Flanschverbindung mit Q_A einerseits die Festigkeit in allen Zuständen eingehalten ist, und andererseits wird überprüft, ob die dabei resultierende Flächenpressung im Betrieb größer $Q_{S\min}$ ist. Sind beide Kriterien erfüllt, dann ist die geforderte Dichtheit für alle Betriebszustände rechnerisch nachgewiesen.

3.1.2 Kriechrelaxationsversuch

Im Kriechrelaxationsversuch wird das Kriechrelaxationsverhalten einer Dichtung unter den Randbedingungen einer verspannten Flanschverbindung und unter Temperatureinwirkung ermittelt. Wie in Bild 2.5 dargestellt, reagiert eine verspannte Flanschverbindung entsprechend einer Reihenschaltung von einzelnen Steifigkeiten, deren Gesamtsteifigkeit C bei Kriechrelaxation der Dichtung die verbleibende Flächenpressung im Betrieb bestimmt. Für die Flanschverbindung mit SMC-Losflanschen und GFK-Bunden beträgt die Gesamtsteifigkeit entsprechend den Erkenntnissen aus dem Bauteilversuch etwa 50 kN/mm.

Bei der Prüfung der Kriechrelaxation wird, wie in Bild 3.5 dargestellt, die Dichtung zunächst mit einer definierten Montagepressung Q_A vorverpresst. Diese Pressung wird fünf Minuten konstant gehalten. Danach simuliert die Weg-Regelung der Prüfmaschine die Gesamtsteifigkeit einer Flanschverbindung bei gleichzeitigem Aufheizen auf Betriebstemperatur. Dazu wird bei einer Dickenabnahme der Dichtung im Laufe der Prüfdauer die Flächenpressung entsprechend der Gesamtsteifigkeit der Flanschverbindung reduziert. Nimmt die Dicke der Dichtung durch viskose Verformung beispielsweise um 1 mm ab, so wird die Kraft von der Prüfmaschine um 50 kN reduziert.

Der Dichtungskennwert P_{QR} bezeichnet das Verhältnis von Restpressung bei Prüfende und Anfangspressung. Die Restpressung wird entsprechend DIN EN 13555 nach vierstündiger Prüfdauer ab Erreichen der Betriebstemperatur bestimmt. Um Langzeiteffekte zu erfassen, wurde im Rahmen dieser Arbeit die Versuchsdauer auf insgesamt 100 Stunden verlängert.

Der Einfluss von Wärmedehnungseffekten während des Abkühlens wird ebenfalls erfasst. Damit ist die verbleibende Flächenpressung der Dichtungen beim Abfahren einer Anlage beschrieben, welche den Wert nach Norm unterschreiten kann. Neben dem Kennwert P_{QR} nach Norm wird so auch ein Kennwert für 100 Stunden Messdauer - $P_{QR/100}$ - und ein Kennwert für 100 Stunden Messdauer unter Berücksichtigung der Abkühlphase - $P_{QR/100/RT}$ - eingeführt. Der bei der Prüfung der Kriechrelaxation der Dichtung resultierende Zusammenhang zwischen Dichtungsdicke und Flächenpressung ist in Bild 3.6 schematisch dargestellt.

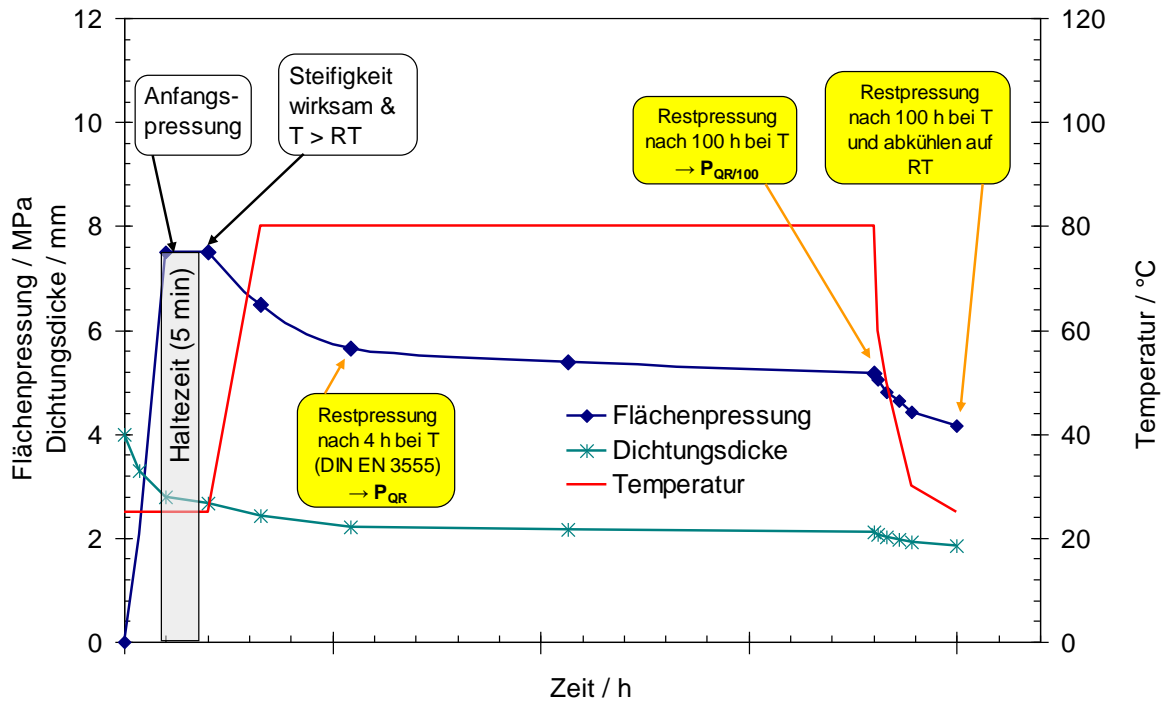


Bild 3.5: Zeitlicher Ablauf des Kriechrelaxationversuchs (die Zeitachse hat einen schematischen Charakter)

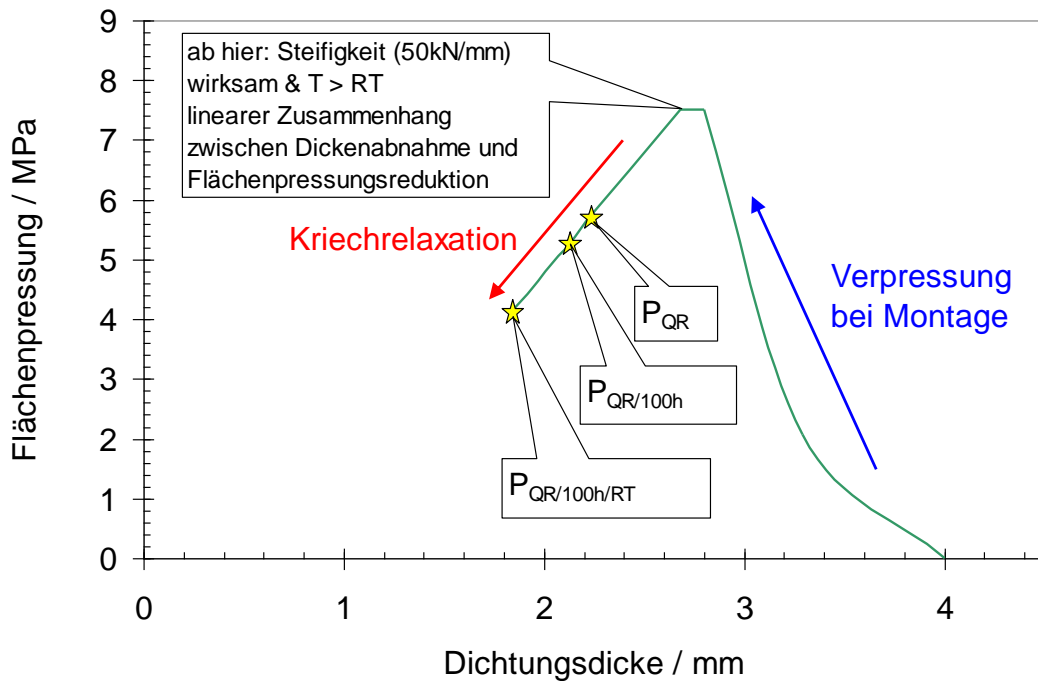


Bild 3.6: Abhängigkeit zwischen Flächenpressung und Dichtungsdicke beim Kriechrelaxationversuch

3.1.3 Stauchversuch

Im Stauchversuch werden die mechanischen Eigenschaften, insbesondere die Stauchkurve und die maximal ertragbare Flächenpressung der Dichtung ermittelt. Weiterhin wird aus der Stauchkurve der pressungs- und temperaturabhängige Sekantenmodul E_G aus den Entlastungs-

funktionen ermittelt. Dieser Wert bestimmt in Wechselwirkung mit dem Rückfederungsverhalten der weiteren verspannten Teile der Flanschverbindung die sich im Betrieb einstellenden Schraubenkräfte. Aus dem mit der Dichtungsdicke multiplizierten Sekantenmodul berechnet sich die Federsteifigkeit der Dichtung, welche das Rückfederungsverhalten der Dichtung im Verspannungsdiagramm repräsentiert.

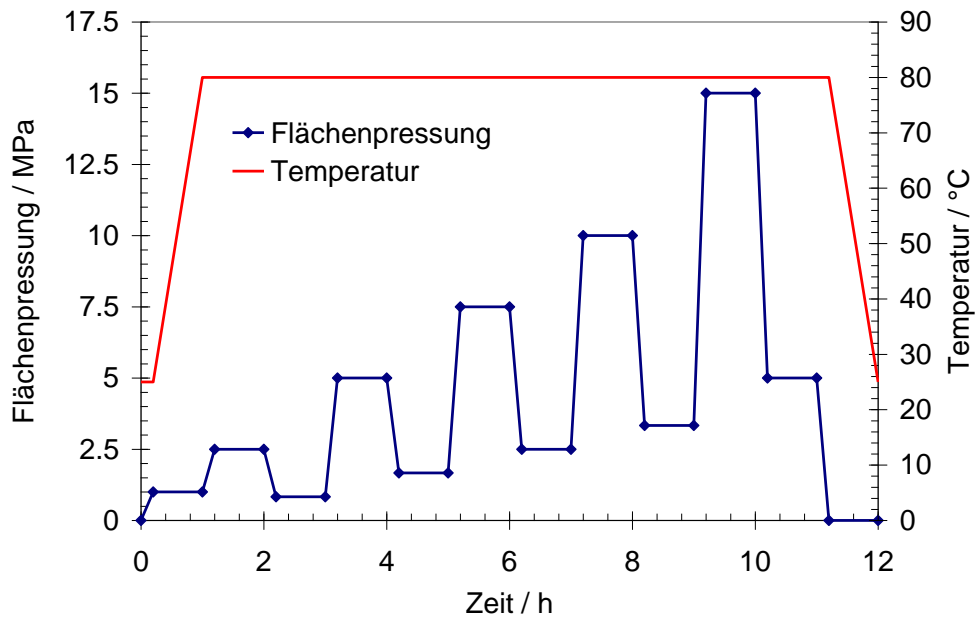


Bild 3.7: Zeitlicher Ablauf des Stauchversuchs nach DIN EN 13555

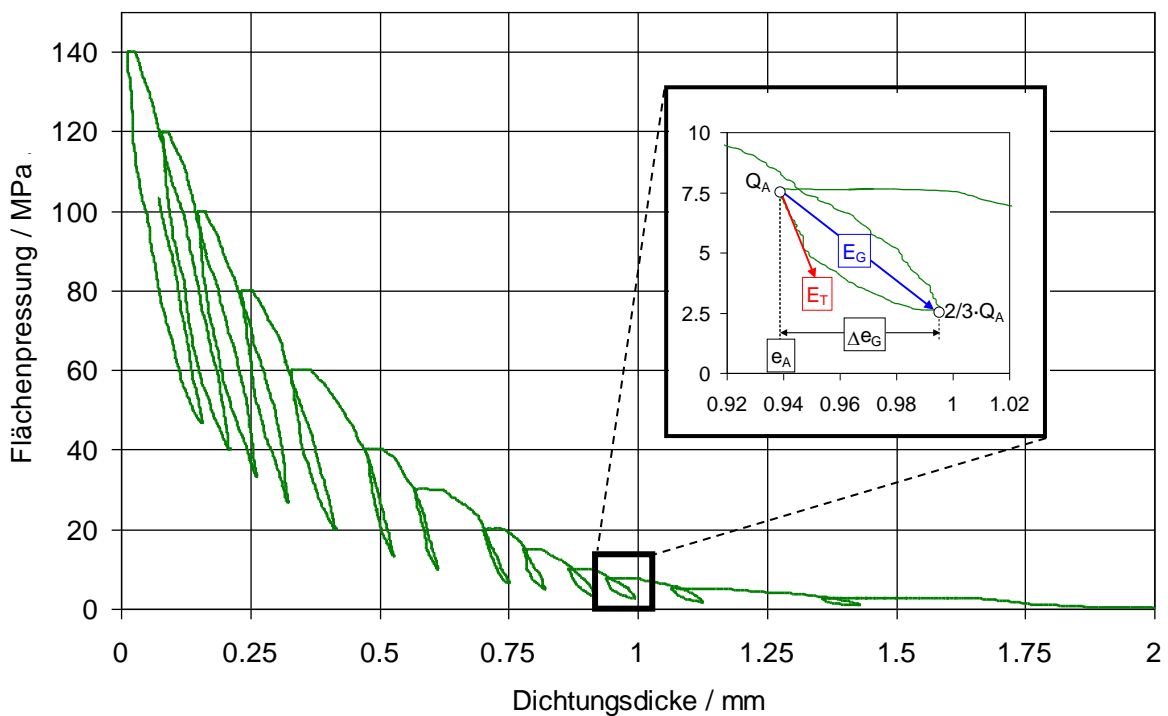


Bild 3.8: Ermittlung des Sekantenmoduls E_G nach DIN EN 13555 und des tangentialen Sekantenmoduls E_T aus den Entlastungsästen der Stauchkurve

Der zeitliche Ablauf des Stauchversuchs ist in Bild 3.7 dargestellt. Die Flächenpressung wird stufenweise erhöht. Zwischen den Stufen werden Entlastungen auf ein Drittel der jeweiligen Pressungsstufe durchgeführt. Ein Beispiel für eine aus dem Stauchversuch ermittelte Stauchkurve ist in Bild 3.8 dargestellt. Der Entlastungsmodul E_G ist von der Anfangsflächenpressung Q_A abhängig und wird entsprechend den Vorgaben der DIN EN 13555 aus dem Steigungsdreieck zwischen Anfangspunkt und Endpunkt des Entlastungsastes ermittelt. Die Flächenpressung wird, ausgehend von Q_A , auf ein Drittel reduziert. Der Wert für E_G entspricht der von der Dickenabnahme der Dichtung Δe_G abhängigen Steigung der Geraden durch den Anfangs- beziehungsweise Endpunkt des Entlastungsastes bezogen auf die Dichtungsdicke zu Beginn der Entlastung e_A , Gleichung 3.1:

$$E_G = \frac{2}{3} Q_A \cdot \frac{e_A}{\Delta e_G} . \quad \text{Gl.3.1}$$

Bei der Anwendung von E_G in der Flanschverbindungsrechnung wird ein linearer Verlauf der Entlastungsfunktion zu Grunde gelegt. Insbesondere bei PTFE-Dichtungen kann es dabei durch die Hysterese in der Stauchfunktion zu einer nicht-konservativen Bewertung der Rückfederung der Dichtung bei einem betriebsbedingten Rückgang der Schraubkraft in realen Flanschverbindungen kommen, siehe Bild 3.8. Aus diesem Grund wird alternativ der tangentielle Sekantenmodul E_T durch Anlegen einer Tangente an den Anfangspunkt der Entlastungsfunktion der Stauchkurve ermittelt, der in der Flanschverbindungsrechnung zu höheren Werten für die Steifigkeit der Dichtung und damit zu geringeren Werten für die Flächenpressung im Betrieb führt.

3.2 Untersuchte Dichtungen

Insgesamt wurden neun Dichtungen auf der Basis von PTFE in verschiedenen Ausführungen für den Einsatz in Flanschverbindungen mit GFK-Flanschen untersucht, siehe Tabelle 3.2. Zum Vergleich sind zwei der entsprechend dem Stand der Technik vorgeschriebenen Gummi-Dichtungen in die Untersuchungen mit einbezogen.

Die dargestellten PTFE-Dichtungen sind für den Einsatz in GFK-Flanschverbindungen hinsichtlich des Leckage- und Kriechverhaltens unter Anwendung der folgenden Maßnahmen optimiert:

- vorverpresste Bereiche zur lokalen Erhöhung der Flächenpressung (Dichtungen 3,6,9)
- Kombination verschiedener Werkstoffe (Dichtungen 1,10)
- kammprofilierter Träger (hier mit Träger aus GFK, Dichtung 5)
- Einsatz einer Diffusionssperre (im Weiteren als Inneneinfassung bezeichnet) an der Innenseite (Dichtung 9)

- „strukturierte“ Dichtung mit wellenförmigen Erhebungen (führt zu lokal erhöhten Pressungen, Dichtung 4)
- Einsatz von Füllstoffen zur Reduktion der Kriechrelaxation im Betrieb (Dichtungen 2,3,4)

Tabelle 3.2: Untersuchte Dichtungen (Dichtungstyp und Abmessungen)

Dichtung		d _i (mm)	d _a (mm)	H (mm)
1	Gummi / Stahl	62,5	107,2	5,90
2	PTFE modifiziert	61,0	107,0	1,97
3	PTFE modifiziert / vorverpresst	61,5	107,9	3,20
4	PTFE modifiziert / strukturiert	42,6	91,9	3,60
5	GFK-Kammprofilträger mit PTFE-Auflagen	65,4	80,8	6,83/5,59/2,00 *
6	PTFE bidirektional expandiert / innen vorverpresst	60,2	106,0	2,86
7	PTFE bidirektional expandiert	61,4	107,0	2,01
8	multidirektional expandiertes PTFE-Band	66,1	86,1	3,28
9	PTFE mit Inneneinfassung aus PTFE	60,9	105,6	2,00
10	Gummi / Stahl mit PTFE-Hülle	60,7	90,2	6,43
11	Standard-Gummidichtung (EPDM / 63°Shore)	50,4	107,7	3,07

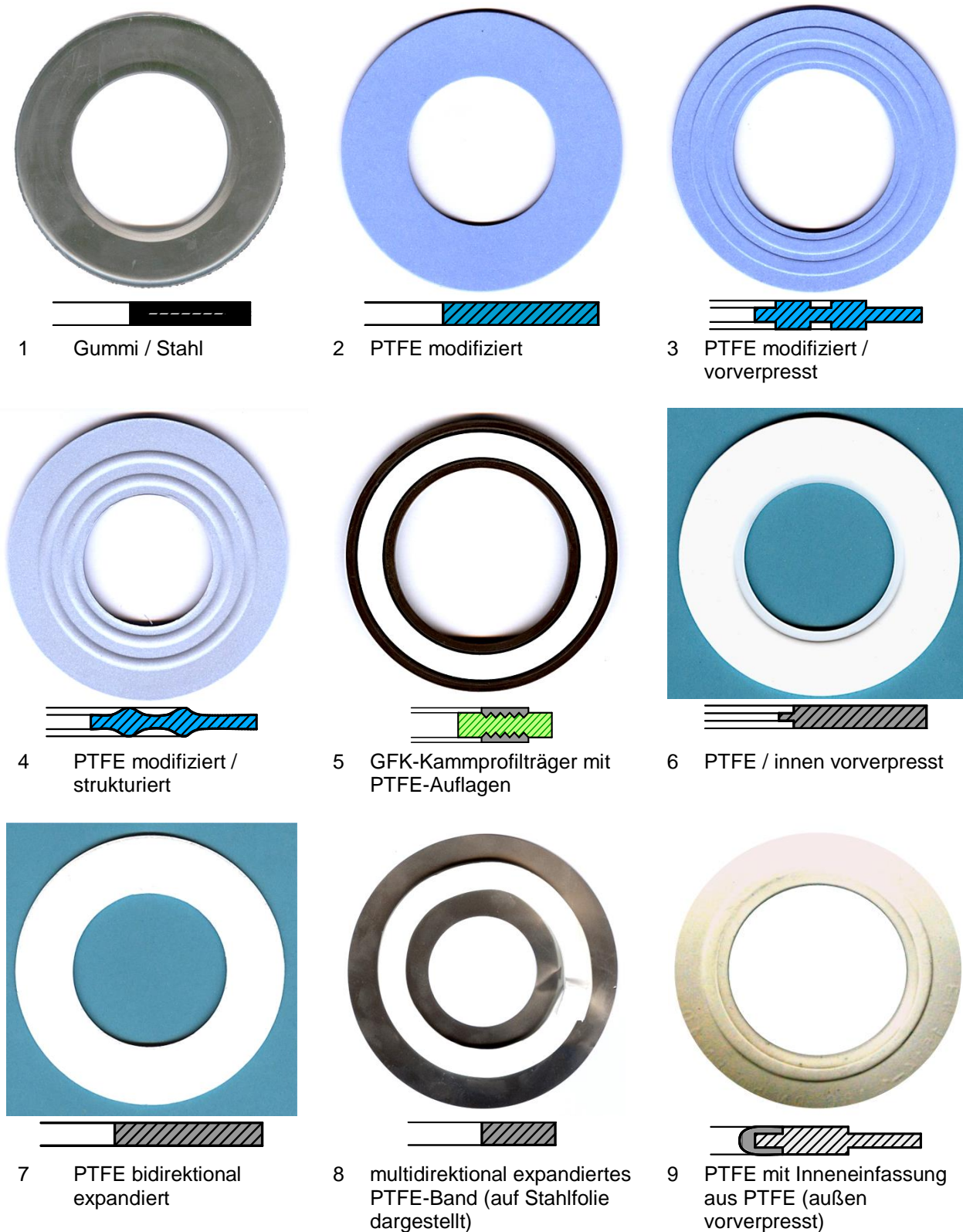
* Auflagedicke 2 mm / Auflagedicke 1,5 mm / nur Auflage ohne Träger

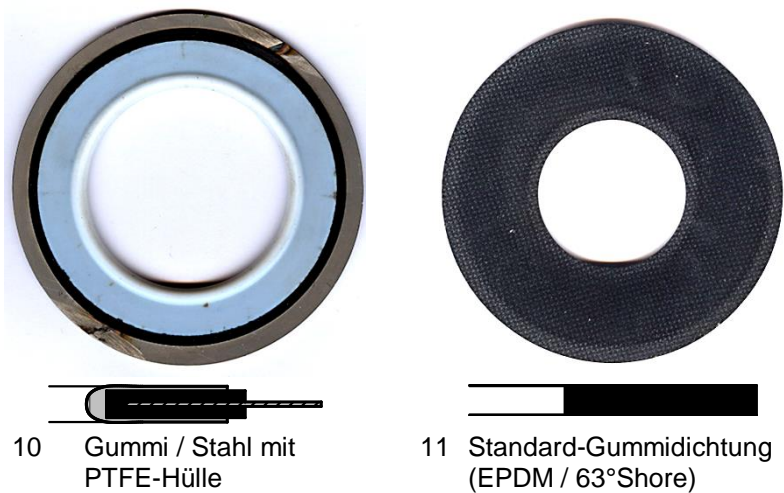
Durch teilweises Vorverpressen von Dichtungen werden in der Regel konzentrische Bereiche der Dichtung vom Dichtungshersteller im Vorfeld derart gestaucht, dass sie bei der Montage der Dichtung in GFK-Flanschverbindungen nicht mehr in Kontakt mit den Dichtflächen kommen. Es resultieren im Vergleich zur originalen Flachdichtung höhere Flächenpressungen an den nicht-vorverpressten Bereichen. Wie die Ergebnisse der Leckageversuche an Dichtungen mit vorverpressten Bereichen zeigen, kommt es dadurch zu einer Reduzierung der Leckageraten. Die Kombination unterschiedlicher Dichtungswerkstoffe erfolgt mit dem Ziel, die positiven Eigenschaften der Werkstoffe miteinander zu vereinen.

Bei der Gummi-Stahldichtung mit PTFE-Hülle wird zum Beispiel die hohe Dichtheit des Gummis kombiniert mit der Medienbeständigkeit der PTFE-Hülle. Der Stahlring im Gummi verleiht dem Verbund die nötige Stabilität. Bei der Verwendung eines kammprofilierten Trägers wird bei der Montage die PTFE-Auflage in das Profil gepresst. Es entstehen an den Kammspitzen Bereiche mit geringer Dicke und hoher Verpressung, was sich positiv auf die Dichtheit auswirkt. Eine Inneneinfassung besteht aus Werkstoffen mit hoher Dichtheit, wie zum Beispiel Stahl oder im Falle

der hier untersuchten Dichtung mit der Nummer 9 aus gesintertem PTFE und umkleidet die Innenkante der Dichtung. Damit wird die Permeation durch die Dichtung verhindert und auf die Grenzfläche zwischen Dichtung und Dichtflächen beschränkt.

Die in Tabelle 3.2 aufgeführten Dichtungen sind im Folgenden abgebildet:





3.3 Ergebnisse der Dichtungsprüfung

In Tabelle 3.3 sind die durchgeführten Versuche an den oben beschriebenen Dichtungen aufgeführt. Grau hinterlegt sind Dichtungen, welche das auf den Prüfdruck von 16 bar umgerechnete Leckageratenkriterium der TA Luft von $1,6 \cdot 10^{-3}$ mbar·l/(s·m) bei der in GFK-Flanschverbindungen gegebenen Flächenpressung bei Montage von 7,5 MPa einhalten. Die Umrechnung des Leckageratenkriteriums erfolgt ausgehend vom geforderten Leckageratenkriterium $1 \cdot 10^{-4}$ mbar·l/(s·m) bei 1 bar Prüfdruck linear entsprechend dem Druckverhältnis von 16/1 bar auf $1,6 \cdot 10^{-3}$ mbar·l/(s·m). Unter den Dichtungen, die das Leckageratenkriterium einhalten, sind die Standard-Gummidichtung, die PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE, die modifizierte und strukturierte PTFE-Dichtung und die Gummi/Stahldichtung mit PTFE-Hülle. Diese Dichtungen wurden dem vollen Versuchsprogramm nach der DIN EN 13555 unterzogen.

Die Gummi/Stahldichtung erfüllt ebenfalls die Dichtheitsanforderungen der TA Luft, der Fokus des Forschungsvorhabens liegt allerdings auf Dichtungen auf PTFE-Basis. Daher werden die weiteren Eigenschaften dieser Dichtung nicht messtechnisch untersucht.

3.3.1 Leckageversuche

Im Rahmen dieser Arbeit sollen unter den oben genannten Dichtungen diejenigen ermittelt werden, welche bezüglich ihrer Dichtheit unter den in GFK-Flanschverbindungen üblicherweise aufgetragenen Flächenpressungen zwischen 5 und 10 MPa und anschließender Entlastung auf geringe Flächenpressungen im Betrieb ein geeignetes Verhalten aufweisen. Ermittelt wird dies im Leckageversuch nach DIN EN 13555. In Bild 3.9 sind die Leckageraten der Dichtungen bei erstmaliger Verpressung mit 40 kN Schraubenkraft (entsprechend 7,5 MPa einer Flachdichtung mit Normabmessungen) und anschließender Entlastung auf ein Drittel der Schraubenkraft (13 kN und 2,5 MPa) dargestellt – sofern die Leckagemessung möglich war. Durch die Entlastung der

Dichtung im Leckageversuch wird die Dichtheit der Flanschverbindung im Betrieb nach der Kriechrelaxation abgebildet. Es konnten vier Dichtungen identifiziert werden, welche das Leckageratenkriterium der TA Luft auch nach Entlastung auf 13 kN einhalten. Die strukturierte und modifizierte PTFE-Dichtung wird ebenfalls im weiteren Verlauf der Arbeiten mit einbezogen, da sie den Einsatz bis zu einer Entlastung auf 22 kN ermöglicht und dabei unter den PTFE-Dichtungen die geringste Kriechrelaxation aufweist.

Tabelle 3.3: Durchgeführte Dichtungsprüfungen nach DIN EN 13555

Materialbeschreibung	Leckageversuch		Kriechrelaxationsversuch		Stauchversuch	
	80 °C	RT	80 °C	RT	80 °C	RT
Gummi / Stahl	X	X				
PTFE modifiziert	X	X	X	X	X	X
PTFE modifiziert vorverpresst	X	X				
PTFE modifiziert strukturiert	X		X		X	X
PTFE-GFK-Kammprofil	X	X				
PTFE bidirektional expandiert / innen vorverpresst	X	X				
PTFE bidirektional expandiert	X	X				
multidirektional expandiertes PTFE-Band		X				
PTFE mit Inneneinfassung aus PTFE	X	X	X	X	X	X
Gummi / Stahl mit PTFE-Hülle	X	X	X	X	X	X
Standard-Gummidichtung (EPDM / 63°Shore)	X	X	X	X	X	X

X = Versuch durchgeführt

Da die Flächenpressungen der Dichtungen in GFK-Flanschverbindungen sich oft unterhalb von der in DIN EN 13555 definierten, niedrigsten Flächenpressungsstufe von 10 MPa bewegen, muss der Leckageversuch angepasst werden und diesen Bereich mit ausreichender Auflösung abdecken. Die Pressungsstufen für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Dichtheitsprüfungen betragen 2,5 / 5 / 7,5 / 10 / 15 / 20 / 30 MPa. Niedrigere Flächenpressungen als 2,5 MPa können zum Ausblasen der Dichtung führen und damit zur Zerstörung des verwendeten Helium-Massenspektrometers. Die Prüfung erfolgt bei 16 bar Innendruck mit Helium als Prüfmedium, jeweils bei Raumtemperatur und 80 °C.

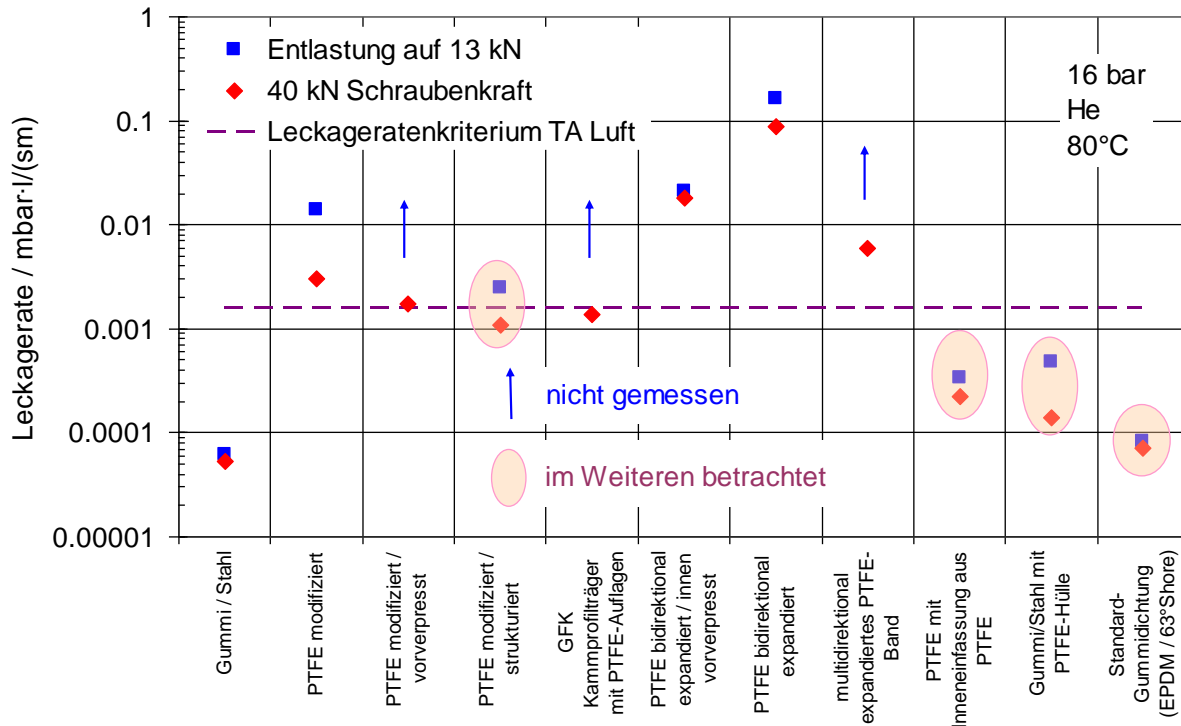


Bild 3.9: Leckagerate der DN 50 Dichtungen aus Tabelle 3.2 bei 80 °C und 16 bar Innendruck (Helium) nach erstmaliger Verpressung entsprechend 40 kN Schraubkraft und darauf folgender Entlastung auf 13 kN

Bei einigen Dichtungen war bei niedrigen Pressungen unter 10 MPa die Leckagerate zu hoch für eine Messung mittels Helium-Massenspektrometer. Deshalb wurden diese Versuche bei höheren Pressungen begonnen oder es wurde auf die Entlastung auf niedrige Flächenpressungen verzichtet, so dass der Messverlauf nicht den oben genannten Pressungsstufen entspricht.

In Bild 3.10 sind die Dichtheitsfunktionen der Standard-Gummidichtung, der PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE, der modifizierten und strukturierten PTFE-Dichtung und der Gummi / Stahldichtung mit PTFE-Hülle bei 80 °C in Abhängigkeit von der Schraubkraft dargestellt. Da die verpressten Flächen der Dichtungen zwischen 3480 mm² und 5850 mm² variieren, ist ein Vergleich der Leckageraten bezüglich der Flächenpressungsstufen nicht sinnvoll. Zur besseren Vergleichbarkeit ist daher die Leckagerate in Abhängigkeit von der Schraubkraft in einer DN 50-Verbindung statt über der Flächenpressung dargestellt.

Die folgenden Aussagen können aus dem in Bild 3.10 dargestellten Vergleich der Leckagefunktionen getroffen werden:

- Bei der Standard-Gummidichtung (EPDM / 63°Shore) ist bei 80 °C keine Abhängigkeit der Leckagerate von etwa $1 \cdot 10^{-4}$ mbar·l/(sm) von der Schraubkraft festzustellen. Diese Dichtung erfüllt das auf 16 bar umgerechnete Leckageratenkriterium der TA Luft, sofern die Dichtung mit mindestens 15 kN Schraubkraft (2,5 MPa Dichtungsflächenpressung) beaufschlagt ist.

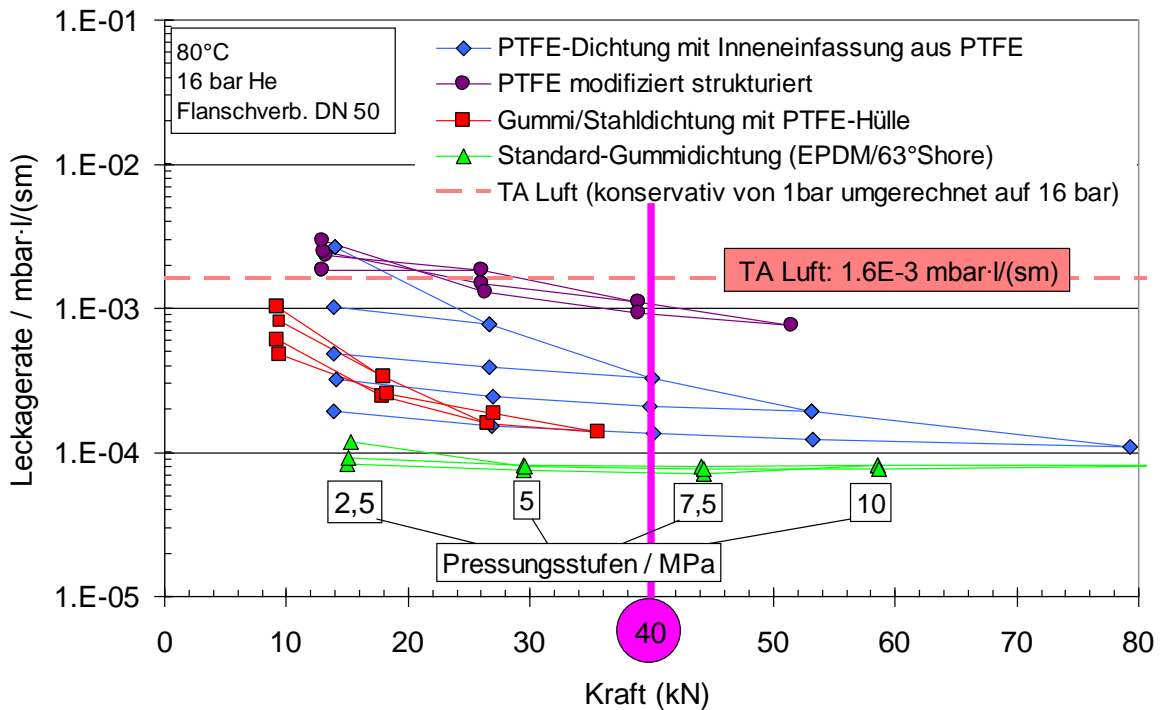


Bild 3.10: Leckagerate verschiedener Dichtungen DN 50 in Abhängigkeit von der wirkenden Gesamtschraubenkraft in einer Flanschverbindung DN 50

- Die PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE zeigt das für diesen Werkstoff typische Verhalten: Mit zunehmender Schraubenkraft (Pressung) sinkt die Leckagerate deutlich. Bei Entlastung bleibt sie jedoch näherungsweise konstant, das Abdichtvermögen ist durch die höhere Verpressung beim Montage bleibend verbessert. Wird die Dichtung mit mindestens 27 kN Gesamtschraubenkraft (entsprechend 5 MPa Dichtungsflächenpressung) vorverpresst, wird das Leckageratenkriterium der TA Luft bis zu einem Schraubenkraftrückgang auf weniger als 14 kN (2,5 MPa Dichtungsflächenpressung) nicht überschritten.
- Wird die modifizierte und strukturierte PTFE-Dichtung mit 40 kN Schraubenkraft (7,5 MPa) verpresst, wird das Leckageratenkriterium der TA Luft bis zu einem Schraubenkraftabfall auf 24 kN (4,5 MPa) eingehalten. Die Leckagefunktion ist aus Gründen der Übersichtlichkeit nur bis zur Pressungsstufe 10 MPa (entsprechend einer Gesamtschraubenkraft von 52 kN) dargestellt, eine weitere Pressungserhöhung führt nicht zu einer niedrigeren Leckagerate.
- Das Verhalten der Gummi/Stahldichtung mit PTFE-Hülle liegt zwischen dem der Standard-Gummidichtung und der PTFE-Dichtungen. Hier wird wie bei der Standard-Gummidichtung bei einer Mindestschraubenkraft von 10 kN (entsprechend 2,5 MPa Dichtungsflächenpressung) das geforderte Leckageratenkriterium eingehalten. Höhere Schraubenkräfte führen zu niedrigeren Leckageraten. Entlastungen auf 10 kN (2,5 MPa Dichtungsflächenpressung) führen jedoch zur Überschreitung des Leckageratenkriteriums.

Dieser Effekt resultiert aus der beginnenden Zerstörung der Dichtung, die nach dem Versuch mit maximal 30 MPa Flächenpressung Risse in Umfangsrichtung aufweist.

Die für die vier oben genannten Dichtungen ermittelten Kennwerte Q_{min} und $Q_{S min}$ zur Einhaltung des Leckageratenkriteriums $1,6 \cdot 10^{-3} \text{ mbar} \cdot \text{l}/(\text{s} \cdot \text{m})$ sind in Tabelle 3.4 zusammengestellt. Weiterhin sind die aus diesen Kennwerten bestimmten erforderlichen Gesamtschraubenkräfte bei Montage (F_{min}) und Betrieb ($F_{S min}$) in einer GFK-Flanschverbindung DN 50 angegeben.

Tabelle 3.4: Dichtungskennwerte Q_{min} und $Q_{S min}$ beziehungsweise Mindestschraubenkräfte zur Einhaltung des Leckageratenkriteriums nach TA Luft ($1,6 \cdot 10^{-3} \text{ mbar} \cdot \text{l}/(\text{s} \cdot \text{m})$)

Dichtung	Q_{min} / MPa	$Q_{S min}$ / MPa	F_{min} / kN	$F_{S min}$ / kN
Standard-Gummidichtung (EPDM/63°Shore)	2,5	2,5	15	15
PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE	5	2,5	27	14
Modifizierte und strukturierte PTFE-Dichtung	7,5	4,5	40	24
Gummi/Stahldichtung mit PTFE-Hülle	2,5	2,5	10	10

Die anderen geprüften Dichtungen weisen eine höhere Leckagerate auf, so dass das Leckageratenkriterium der TA Luft erst oberhalb der zugrunde gelegten Gesamtschraubenkraft von 40 kN eingehalten wird.

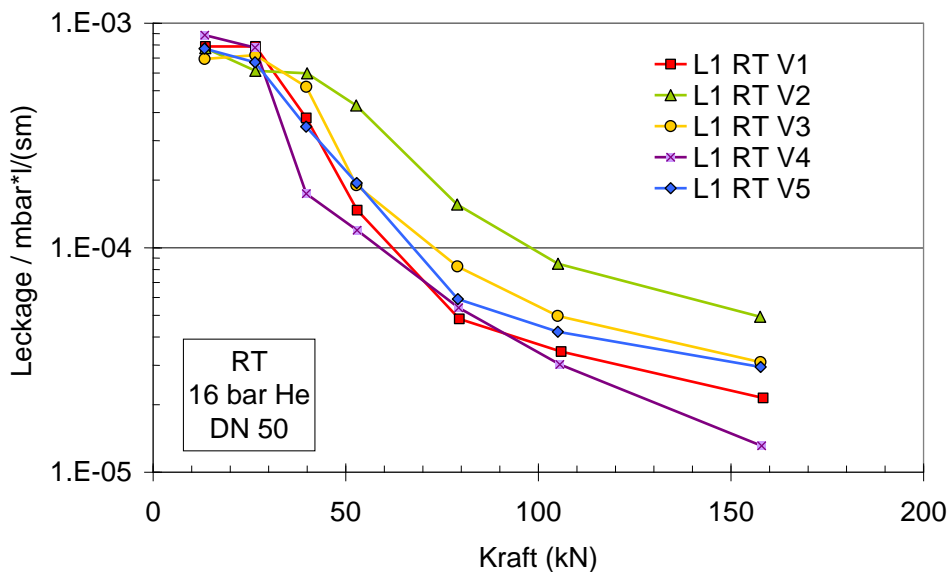


Bild 3.11: Streuband der Leckagemessung für die PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE (RT, 16 bar He)

Die Streuung der experimentellen Ergebnisse des Leckageversuchs wurde exemplarisch am Beispiel der PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE untersucht. In Bild 3.11 sind die Neukurven von fünf identisch durchgeführten Versuchen dargestellt. Ab der für

Flanschverbindungen DN 50 zugrunde zu legenden Gesamtschraubenkraft von 40 kN besteht ein Unterschied zwischen minimaler und maximaler Leckagerate entsprechend einem Faktor 3,4.

3.3.2 Kriechrelaxationsversuche

Die Kriechrelaxationsversuche wurden bei 80 °C, einer Anfangspressung von 7,5 MPa und einer für GFK-Flanschverbindungen repräsentativen Steifigkeit von 50 kN/mm durchgeführt. Die ermittelten zeitlichen Verläufe der Dichtungspressung finden sich in Bild 3.12.

Bei der Standard-Gummidichtung (EPDM/63°Shore) tritt bis 100 h Prüfdauer kein Flächenpressungsabfall auf. Nur die Wärmeausdehnungseffekte beim Abkühlen am Ende des Versuchs verursachen einen Pressungsrückgang auf das 0,89-fache der Ausgangspressung.

Die Flächenpressung der PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE fällt nach vier Stunden Prüfdauer auf 84 % der Anfangspressung (7,5 MPa) ab. Nach weiteren 96 Stunden ist kein zusätzlicher Rückgang der Flächenpressung zu verzeichnen. Die Wärmeausdehnung bewirkt beim Abkühlen einen zusätzlichen Abfall der Flächenpressung auf 77 % der Anfangspressung.

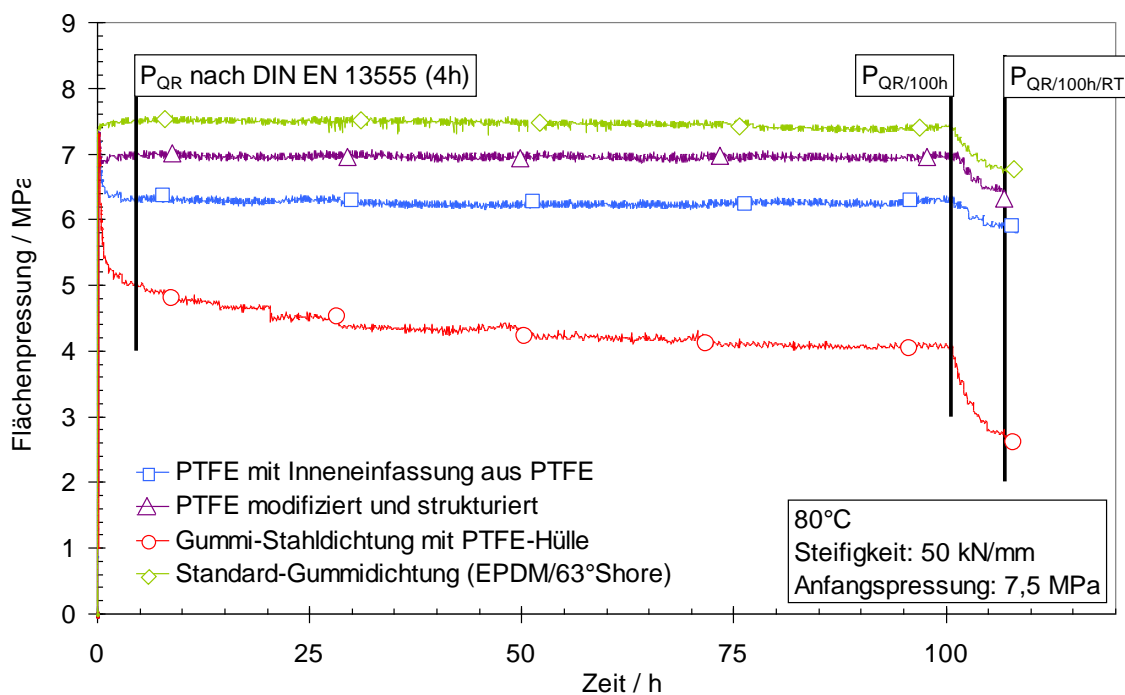


Bild 3.12: Langzeiteffekte und Einfluss der Wärmeausdehnung im Kriechrelaxationsversuch am Beispiel der Gummi / Stahldichtung mit PTFE-Hülle

Die modifizierte und strukturierte PTFE-Dichtung und die modifizierte vorverpresste PTFE-Dichtung bestehen aus demselben Grundwerkstoff. Das Kriechrelaxationsverhalten der Dichtungen ist identisch. Die Strukturierung führt zu keinem erhöhten Rückgang der Flächenpressung. Diese Dichtungen haben unter allen untersuchten Dichtungen auf der Basis von PTFE den geringsten Flächenpressungsrückgang von 7,5 auf 6,8 MPa, welcher nach kurzer Prüfdauer zum Stillstand kommt. P_{QR} und $P_{QR/100h}$ sind identisch (0,91). Nach dem Abkühlen fällt

die Flächenpressung geringfügig weiter auf 6,4 MPa ab, hieraus ergibt sich ein Wert für $P_{QR/100h/RT}$ von 0,85.

Bei der Gummi / Stahldichtung mit PTFE-Hülle wird nach vier Stunden ein Flächenpressungsabfall auf 5 MPa festgestellt. Der P_{QR} -Wert errechnet sich zu 0,67. Nach weiteren 96 Stunden Prüfdauer fällt die Flächenpressung auf 4 MPa, der Wert für $P_{QR/100h}$ beläuft sich auf 0,55. Die Kriechrelaxation ist nach dieser Prüfzeit noch nicht abgeschlossen und für eine Langzeitaussage sind noch längere Prüfzeiten erforderlich. Die Wärmedehnungseffekte verursachen beim Abkühlvorgang einen weiteren Abfall auf 2,6 MPa ($P_{QR} = 0,35$). Eine Kriechrelaxationsprüfung streng nach DIN EN 13555 führt demgegenüber aufgrund der zu kurzen Prüfdauer für diese Dichtungsart zu einem nichtkonservativen Kennwert P_{QR} von 0,67. In Bild 3.13 sind die Werte für P_{QR} , $P_{QR/100}$ und $P_{QR/100/RT}$ der fünf Dichtungen zusammengefasst.

3.3.3 Stauchversuche

Die im Stauchversuch ermittelten Sekantenmoduln nach DIN EN 13555 (E_G) und die tangentialen Sekantenmoduln (E_T) der Standard-Gummidichtung, der PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE, der modifizierten und strukturierten PTFE-Dichtung und der Gummi / Stahldichtung mit PTFE-Hülle sind in Tabelle 3.5 zusammengefasst. Die Werte gelten für eine Anfangsflächenpressung von 7,5 MPa bei Raumtemperatur und bei 80 °C.

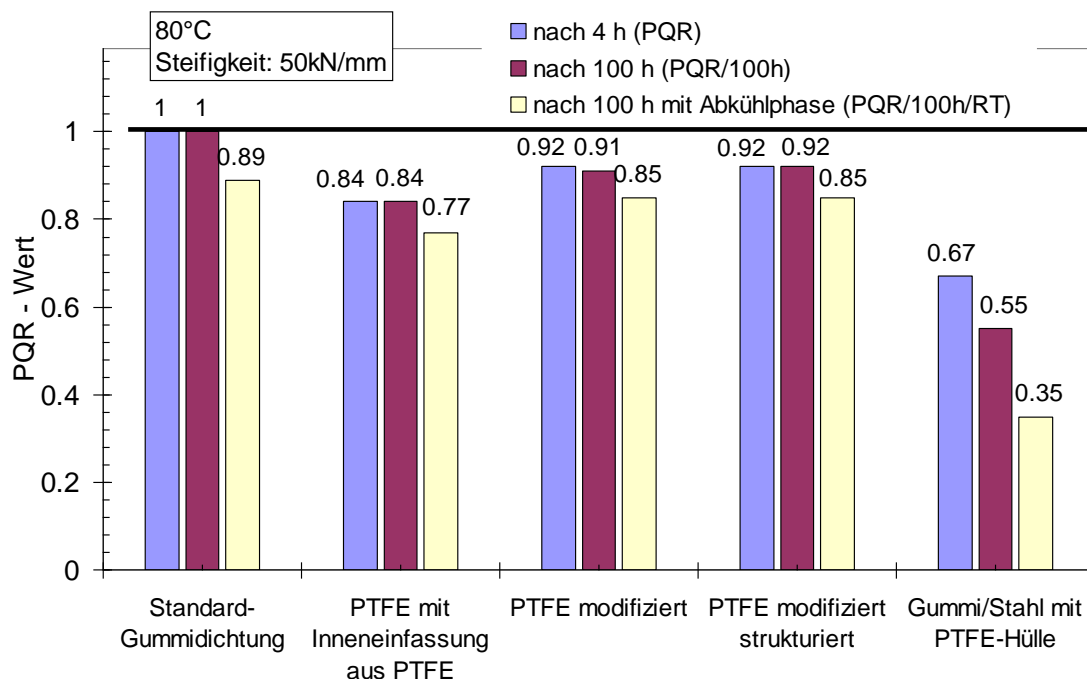


Bild 3.13: P_{QR} -Werte aus den Kriechrelaxationsversuchen bei 80°C (Steifigkeit 50 kN/mm, 7,5 MPa Anfangspressung)

Tabelle 3.5: Sekantenmodul E_G und E_T der untersuchten Dichtungen bei RT und 80 °C, ausgehend von 7,5 MPa Flächenpressung

Sekantenmodul	E_G (RT) / MPa	E_T (RT) / MPa	E_G (80 °C) / MPa	E_T (80 °C) / MPa
PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE	97	255	81	255
Modifizierte PTFE-Dichtung	353	354	280	280
Gummi / Stahldichtung mit PTFE-Hülle	171	679	82	358
Standard-Gummidichtung (EPDM / 63°Shore)	374	433	326	446

Die Ergebnisse aus Tabelle 3.5 sind in Bild 3.14 grafisch dargestellt. Die im Vergleich zu den PTFE-Dichtungen höhere Steifigkeit der Standard-Gummidichtung beim Entlasten führt zu den höchsten Werten für die Sekantenmoduln E_G und E_T . Die Dichtung kann den Schraubenkraftabfall durch die viskose Verformung der Flansche am wenigsten kompensieren. Bei der PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE und der Gummi / Stahldichtung mit PTFE-Hülle verursachen Hystereseffekte eine große Diskrepanz zwischen den Sekantenmoduln nach DIN EN 13555 und den tangentialen Sekantenmoduln E_T . Folglich wird in der Flanschverbindungsberechnung mit dem Sekantenmodul E_G entsprechend DIN EN 13555 das Rückfederverhalten überschätzt. Dadurch können sich in der Realität geringere Flächenpressungen im Betrieb einstellen, als von der Flanschverbindungsberechnung ausgewiesen wird.

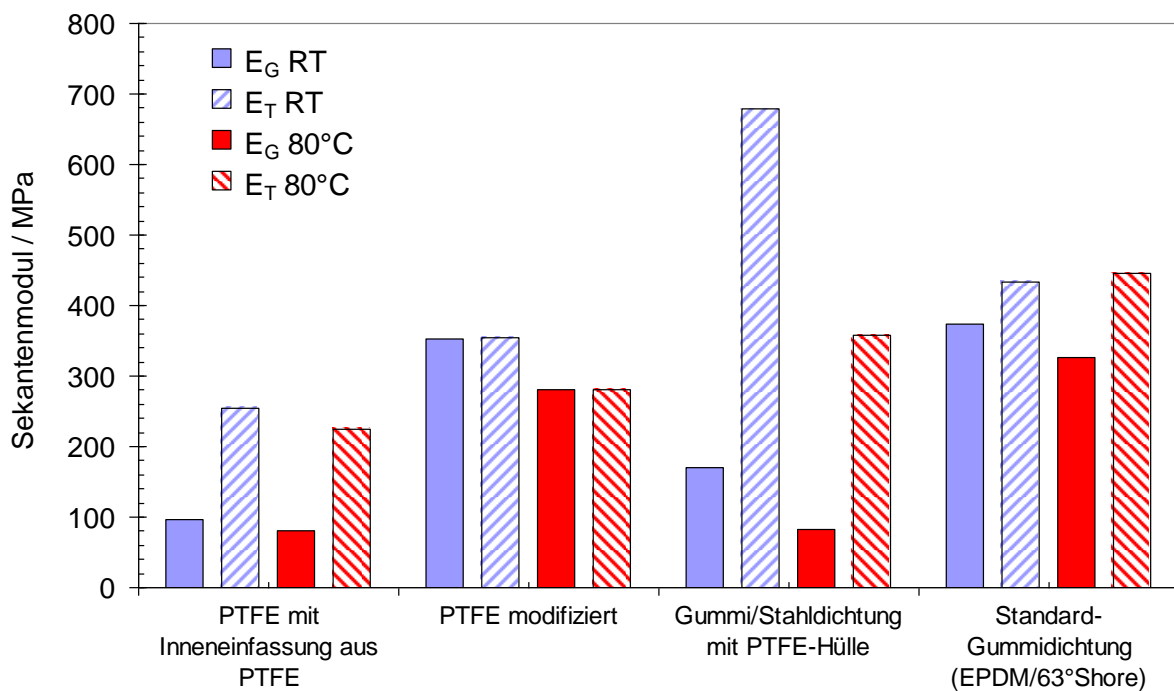


Bild 3.14: Sekantenmoduln E_G und E_T bei RT und 80 °C, ausgehend von 7,5 MPa Flächenpressung

3.3.4 Ausblasversuche

Im Rahmen des AiF-Forschungsvorhabens „Ausblässichere Dichtungen für Flanschverbindungen mit emaillierten und glasfaserverstärkten Kunststoffflanschen in der chemischen Industrie“ [73,74] wurde ein Konzept zum Nachweis der Ausblässicherheit von Dichtungen entwickelt, in dem auf der Basis einer Auslegung (Nachweis der Einhaltung von Q_{\min} und $Q_{S\min}$) eine stufenweise Reduzierung der Dichtungsflächenpressung in einem Entlastungsversuch auf Werte unterhalb von $Q_{S\min}$ durchgeführt wird. Bei jeder Pressungsstufe erfolgt die Messung der Leckagerate nach der Druckabfallmethode mit dem Prüfmedium Stickstoff. Aus dem Anstieg der Leckagerate bei abnehmender Dichtungspressung werden Rückschlüsse auf die Sicherheit gegen Ausblasen gezogen. Die Ausblässicherheit S_{bo} wurde entsprechend Gleichung 3.2 definiert:

$$S_{bo} = \frac{Q_{S\min}}{2 \cdot Q_{bo}}, \quad \text{Gl.3.2}$$

wobei Q_{bo} der Flächenpressung entspricht, bei welcher die der Auslegung zu Grunde liegende Dichtheitsklasse L im Entlastungsversuch um den Faktor 100 überschritten wird.

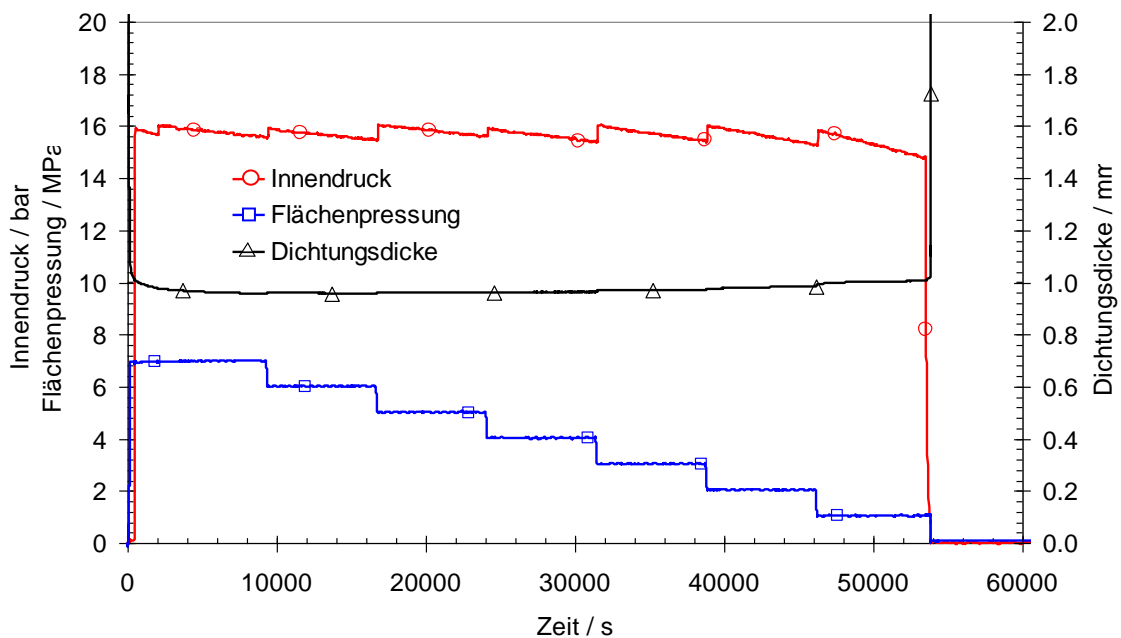


Bild 3.15: Zeitlicher Verlauf von Innendruck, Flächenpressung und Dichtungsdicke beim Ausblasversuch

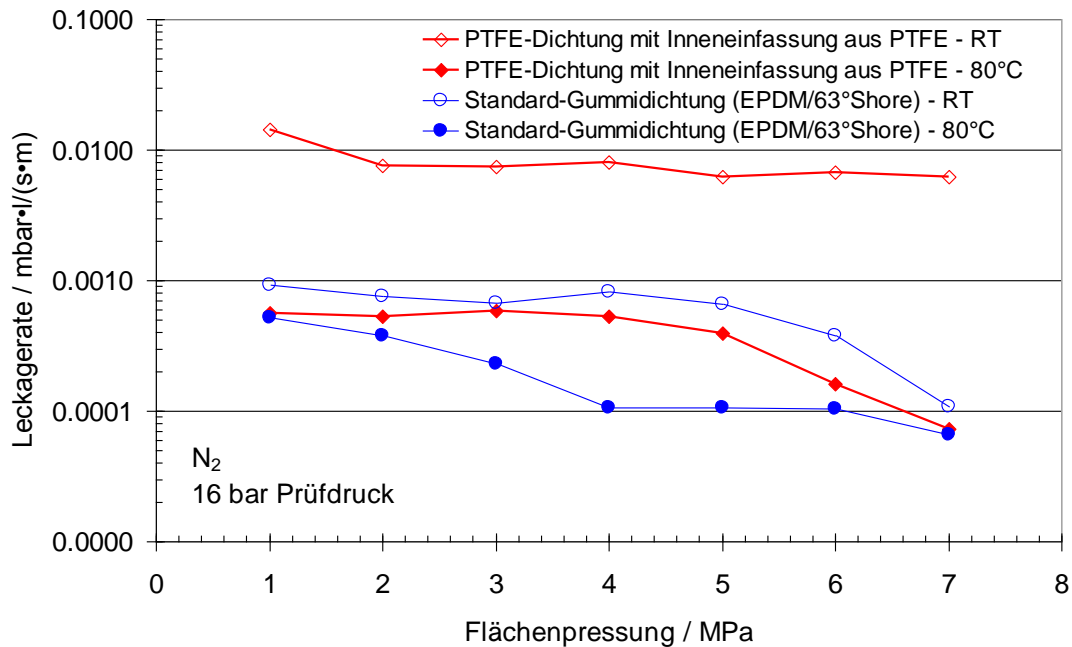


Bild 3.16: Leckagerate in $\text{mbar}\cdot\text{l}/(\text{s}\cdot\text{m})$ bei stufenweiser Reduktion der Dichtungsflächenpressung ausgehend von 7 MPa (16 bar Stickstoff)

Diese Prüfprozedur wurde auf die Standard-Gummidichtung und die PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE angewendet. Die Dichtungen wurden mit einer für GFK-Flanschverbindungen realistischen Flächenpressung bei der Montage von 7 MPa vorverpresst und stufenweise auf 1 MPa entlastet. Bei jeder Pressungsstufe wurde ein Leckageversuch mit 16 bar Stickstoff durchgeführt. Ein Vergleich der Leckageraten mit den im Rahmen dieses Projekts ermittelten Leckagediagrammen ist daher nicht direkt möglich. Die Ausblasversuche geben Aufschluss über die Dichtheit bei minimalen Flächenpressungen ($< 2,5$ MPa).

Der zeitliche Ablauf dieser Prüfung ist in Bild 3.15 abgebildet. Die resultierenden Leckageraten der Versuche sind in Bild 3.16 dargestellt. Für die beiden Dichtungen gilt sowohl bei 80 °C als auch bei Raumtemperatur, dass die Leckagerate bei einer Reduktion der Flächenpressung bis auf 1 MPa zu keiner wesentlich erhöhten Leckagerate und damit zu keinem Ausblasen führt. Da aus messtechnischen Gründen eine Reduktion der Flächenpressung unter 1 MPa nicht durchzuführen ist, wird für Q_{bo} der Wert 1 MPa angenommen. Die Sicherheit gegen Ausblasen entsprechend Gleichung 2.2, beträgt damit ausgehend von einem $Q_{S\ min}$ von 2,5 MPa, für die beiden geprüften Dichtungen sowohl bei Raumtemperatur als auch bei 80 °C 1,25. Damit ist, sofern die betriebliche Flächenpressung größer gleich 2,5 MPa beträgt, die Ausblassicherheit der Flanschverbindung bei Verwendung der geprüften Dichtungen gewährleistet.

3.4 Optimierung der Dichtheit von PTFE-Dichtungen

In Kapitel 3.2 sind verschiedene Dichtungen vorgestellt, welche bezüglich ihrer Dichtheit für den Einsatz bei den in GFK-Flanschverbindungen üblicherweise niedrigen Flächenpressungen

optimiert sind. Um die Einhaltung des Leckageratenkriteriums der TA Luft zu ermöglichen, werden von den Dichtungsherstellern Maßnahmen wie zum Beispiel die Reduktion der effektiven Dichtfläche, die Kombination von Dichtungswerkstoffen (PTFE-ummantelte Gummidichtung) oder die Gestaltung der Dichtung als kammprofilierter GFK-Träger mit PTFE-Auflage ergriffen. Verdeutlicht wird die Notwendigkeit dieser Maßnahmen durch die Tatsache, dass eine PTFE-Flachdichtung ohne eine der angesprochenen Maßnahmen zur Optimierung der Dichtheit bei 7,5 MPa Flächenpressung eine gegenüber den modifizierten Dichtungen um Größenordnungen höhere Leckagerate aufweist und damit für den Einsatz in GFK-Flanschverbindungen ausscheidet. Aufgrund dessen wird im Folgenden eine Methodik entwickelt, um die oben beschriebenen Maßnahmen zur Reduktion der Leckagerate von Dichtungen quantitativ berechnen zu können.

Die Entwicklung einer modifizierten Dichtung erfolgt beim Hersteller in der Regel ohne Konzept durch stichprobenartige Versuche mit anschließender messtechnischer Prüfung der Dichtheit. Eine gezielte Vorgehensweise zur Abschätzung und Bewertung bestimmter Modifikationen findet mangels bestehender Berechnungsmodelle nicht statt. Es existieren Arbeiten, die auf die Beschreibung der Leckagevorgänge innerhalb der Dichtung abzielen [75-80]. Dabei dient als Modellvorstellung eine Kapillare der Länge entsprechend der Dichtungsbreite und einem fiktiven Durchmesser d , wobei die Leckage sich aus einem diffusen und einem laminaren Strömungsanteil (Knudsenströmung) zusammensetzt. Damit kann die Leckage auf atomarer Ebene beschrieben werden.

3.4.1 Abbildung der Leckage mittels Transportansatz

Im Rahmen dieser Arbeit wird eine Vorgehensweise zur Abbildung der Leckage durch Dichtungen vorgestellt, welche die Wechselwirkungen von Strömung und Diffusionen der emittierten Teilchen nicht auf atomarer Ebene abbildet, sondern diese messtechnisch im Leckageversuch nach DIN EN 13555 in Abhängigkeit von der Flächenpressung erfasst. Die Strömung der Leckage durch die Dichtung verursacht eine Druckverteilung innerhalb der Dichtung, welche mit einem Transportansatz beschrieben werden kann. Hierbei handelt es sich um einen klassischen Kontinuumsansatz, molekulare Effekte werden dabei nicht erfasst.

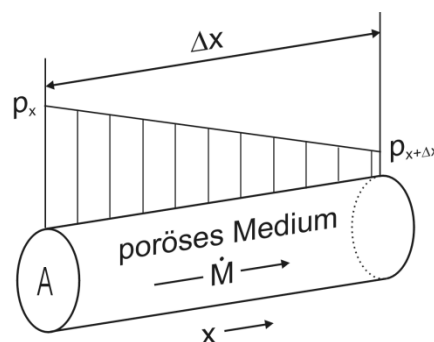


Bild 3.17: Druckprofil in einem homogenen, eindimensional durchströmten porösen Medium

Dabei wird, wie in Bild 3.17 dargestellt, die Annahme getroffen, dass sich innerhalb eines druckbeaufschlagten und damit durchströmten porösen Mediums mit homogenen Eigenschaften ein lineares Druckprofil einstellt. Ist dabei der resultierende Massenstrom \dot{M} linear von der Druckdifferenz $p_x - p_{x+\Delta x}$ und umgekehrt proportional von der durchströmten Länge Δx abhängig, so gilt

$$\dot{M}_x = \dot{m}_x \cdot A = \xi \left(\frac{p_x - p_{x+\Delta x}}{\Delta x} \right) \cdot A, \quad \text{Gl.3.3}$$

wobei ξ einen Werkstoffkennwert für die Durchlässigkeit des Mediums darstellt und A die durchströmte Querschnittsfläche. Geht Δx gegen Null, kann Gleichung 3.3 in differentieller Form geschrieben werden:

$$\dot{M}_x = \lim_{\Delta x \rightarrow 0} \xi \left(\frac{p_x - p_{x+\Delta x}}{\Delta x} \right) \cdot A = -\xi \frac{\partial p}{\partial x} \cdot A. \quad \text{Gl.3.4}$$

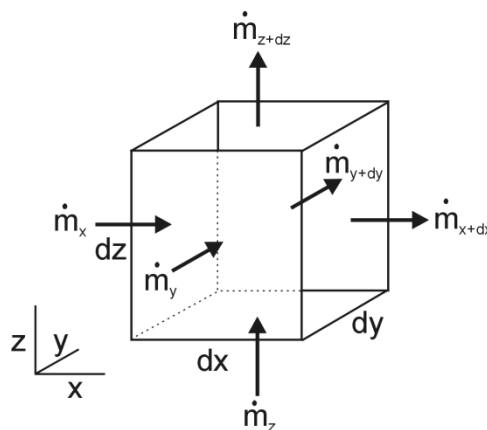


Bild 3.18: Differentielles Volumenelement zur Bilanzierung der Massenströme

In der Realität haben Dichtungen allerdings dreidimensionale Abmessungen, so dass die oben dargestellte Formulierung entsprechend Bild 3.18 auf ein poröses Volumenelement übertragen wird.

Die Massenzunahme im Volumenelement entspricht dem residualen Massenstrom über den Rand ∂V des Volumens. Die Bilanzierung kann über die Stirnflächen des Volumenelementes erfolgen:

$$\begin{aligned} \dot{M}_{\partial V, x} &= \dot{m}|_x dydz - \dot{m}|_{x+dx} dydz \\ \dot{M}_{\partial V, y} &= \dot{m}|_y dx dz - \dot{m}|_{y+dy} dx dz \\ \dot{M}_{\partial V, z} &= \dot{m}|_z dx dy - \dot{m}|_{z+dz} dx dy \end{aligned} \quad \text{Gl.3.5}$$

Eine Taylor-Entwicklung des Massenstromes \dot{M} bezüglich der x-Richtung führt zu:

$$\dot{m}|_{x+dx} = \dot{m}|_x + \frac{\partial \dot{m}}{\partial x} \Big|_x \cdot dx + \frac{\partial^2 \dot{m}}{\partial x^2} \Big|_x \cdot \frac{dx^2}{2} + \dots \quad \text{Gl.3.6}$$

Werden Glieder ab der zweiten Ordnung vernachlässigt, dann führt dies zu

$$\dot{M}_{\partial V, x} = (\dot{m}|_x - \dot{m}|_{x+dx}) dydz = -\frac{\partial \dot{m}_x}{\partial x} \Big|_x dx dy dz \quad \text{Gl.3.7}$$

Wird in y- und z-Richtung gleich verfahren, so führt dies in Verbindung mit Gleichung 3.4 im stationären Fall, also bei konstant ausgeprägtem Druckprofil und damit verbunden bei Massenkonzanz im Volumenelement, zu

$$\dot{M}_{\partial V} = \xi \left(\frac{\partial^2 p}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 p}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 p}{\partial z^2} \right) = 0, \quad \text{Gl.3.8}$$

gleichbedeutend mit

$$\nabla^2 p = 0. \quad \text{Gl.3.9}$$

Eine durchströmte Flachdichtung entspricht einem Hohlzylinder mit einem Innendurchmesser d_i , einem Außendurchmesser d_a und einer Länge l . Daher ist die Formulierung der Richtungsableitung in Zylinderkoordinaten sinnvoll. Gleichung 3.9 in Zylinderkoordinaten r (Radius), φ (Umfangswinkel) und z (Höhe) ausgedrückt lautet

$$\nabla^2 p = \left(\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r + \frac{\partial p}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 p}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 p}{\partial z^2} \right) = 0. \quad \text{Gl.3.10}$$

Wird nun angenommen, dass die Dichtung homogene Eigenschaften besitzt und die Durchlässigkeit wie die Flächenpressung gleichmäßig verteilt ist, so gilt aus Symmetriegründen

$$\frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 p}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 p}{\partial z^2} = 0. \quad \text{Gl.3.11}$$

Damit verbleibt von Gleichung 3.10 die eindimensionale Laplace-Gleichung der Form

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r + \frac{\partial p}{\partial r} \right) = 0. \quad \text{Gl.3.12}$$

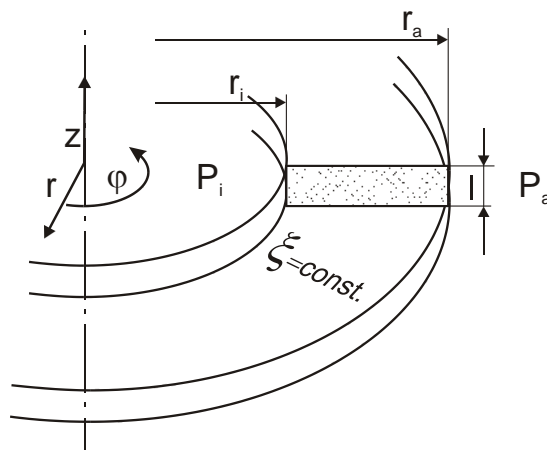


Bild 3.19: Randbedingungen einer durchströmten Flachdichtung mit homogener Durchlässigkeit

Die Lösung von Gleichung 3.12 führt unter Verwendung der Randbedingung nach Diriclet [81,82] (konstanter Druck am Innen- und Außenrand, siehe Bild 3.19) zum radialen Druckprofil:

$$p(r) = P_i + (P_a - P_i) \frac{\ln\left(\frac{r}{r_i}\right)}{\ln(r_a - r_i)} \quad \text{Gl.3.13}$$

und zur lokalen Massenstromdichte \dot{m}

$$\dot{m}(r) = -\xi \frac{\partial p}{\partial r} \Big|_r = \frac{\xi}{r} \frac{(P_i - P_a)}{\ln(r_a - r_i)}. \quad \text{Gl.3.14}$$

Durch Integration der lokalen Massenstromdichte entsprechend Gleichung 3.14 über eine beliebige, konzentrische Schnittfläche ergibt sich schließlich die absolute Leckagerate:

$$\dot{M} = \xi 2\pi l \frac{P_i - P_a}{\ln \frac{r_a}{r_i}}. \quad \text{Gl.3.15}$$

Gleichung 3.15 beschreibt die Abhängigkeit der Massenleckagerate \dot{M} einer homogen verpressten Flachdichtung mit den Abmessungen Außendurchmesser = $2r_a$, Innendurchmesser = $2r_i$ und Dicke = l von der flächenpressungsabhängigen Durchlässigkeit ξ der Dichtung, welche im Falle einer homogen verpressten Dichtung einen konstanten Wert besitzt. Dabei wird die lineare Abhängigkeit der Leckagerate von der Druckdifferenz vorausgesetzt.

Im Umkehrschluss bedeutet dies, dass die Durchlässigkeit einer homogen verpressten Dichtung in Abhängigkeit von ihrem Flächenpressungszustand im Leckageversuch ermittelt werden kann. Die Berechnung einer homogen verpressten Dichtung mit konstanter Durchlässigkeit steht allerdings nicht im Vordergrund. Vielmehr soll ein geeignetes Verfahren zur Berücksichtigung der Flächenpressungsabhängigkeit der lokalen Durchlässigkeit entwickelt werden. Damit kann die Druckverteilung innerhalb einer inhomogen verpressten Dichtung und die resultierende globale Leckagerate berechnet werden. Da dies analytisch nicht möglich ist, wird dazu auf die Methode der Finiten Elemente zurückgegriffen.

3.4.2 Zweistufiges numerisches Konzept

Bei Flanschverbindungsrechnungen mit Dichtheits- und Festigkeitsnachweis wird vermehrt auf die Methode der Finiten Elemente zurückgegriffen. Die FE-Software ANSYS bietet die Möglichkeit, die nichtlinearen Staucheigenschaften der Dichtung unter Berücksichtigung der Hysterese zwischen Be- und Entlastung zu berücksichtigen. Dazu wird die nach DIN EN 13555 ermittelte Stauchkurve punktweise abgebildet und als Werkstoffmodell für die Dichtung in Form des Zusammenhangs zwischen axialer Stauchung und Flächenpressung hinterlegt. Somit ist die realistische Berechnung des Zusammenhanges zwischen der inhomogenen Stauchung der Dichtung und der daraus resultierenden Flächenpressungsverteilung in einer realen Flanschverbindung gewährleistet.

Damit kann der oben beschriebene Zusammenhang zwischen einer homogen verpressten Dichtung mit konstanter Durchlässigkeit und einer inhomogen verpressten Dichtung mit einer lokalen Verteilung der flächenpressungsabhängigen Durchlässigkeit hergestellt werden. Die

Berechnung der Druckverteilung und der globalen Leckage einer inhomogen verpressten Dichtung erfolgt in zwei Stufen.

In einem ersten Schritt wird in einer FEM-Strukturanalyse unter Einbindung des Stauchverhaltens [83] der Dichtung die Flächenpressungsverteilung der Dichtung ermittelt. Die flächenpressungsabhängige Durchlässigkeit der Dichtung wird aus dem Leckageversuch nach DIN EN 13555 an einer homogen verpressten Dichtung erhalten. Die Durchlässigkeit wird als Funktion der Flächenpressung mit dem in Gleichung 3.15 beschriebenen Transportansatz für eine homogen verpresste Dichtung berechnet:

$$\xi(Q) = \frac{\dot{M}(Q)}{2\pi l \frac{P_i - P_a}{\ln \frac{r_a}{r_i}}} \quad \text{Gl.3.16}$$

Jedem Element, welches in der strukturmechanischen Analyse die Dichtung repräsentiert, wird nun die entsprechend Gleichung 3.16 aus der lokalen Flächenpressung ermittelte lokale Durchlässigkeit zugewiesen. Auf welchem Weg die der lokalen Flächenpressung zugehörige Durchlässigkeit ermittelt wird, spielt in der Umsetzung und Anwendung keine Rolle. Denkbar ist, die Flächenpressungsabhängigkeit der Durchlässigkeit, anders als im Rahmen dieser Arbeit, entsprechend einem analytischen Ansatz zu berechnen. Die Druckverteilung innerhalb der Dichtung und die globale Leckagerate der dementsprechend diskretisierten Dichtung wird im zweiten Schritt als Lösung unter der Randbedingung der Konstanz des Innendrucks P_i und des Umgebungsdrucks P_a in einer gesonderten Rechnung unter Verwendung der identischen Formulierung der Transportgleichung einer thermischen Analyse erhalten.

Wird die aus der Leckagerate ermittelte Durchlässigkeit auf die ursprüngliche Dichtungsdicke bezogen, dann kann und muss auf die Berücksichtigung der Formänderung der Dichtung bei der Lösung der Transportsimulation verzichtet werden. Die Berechnung des Druckprofils innerhalb der Dichtung und der Leckagerate erfolgt daher für die ursprüngliche, unverformte Geometrie der Dichtung, was den Modellierungsaufwand deutlich verringert. In Bild 3.20 ist die Vorgehensweise schematisch dargestellt.

Die beschriebene Vorgehensweise bietet die folgenden Möglichkeiten:

- Die Kenntnis des Druckprofils innerhalb der Dichtung ermöglicht die exakte Berücksichtigung der Rückkopplung zwischen Innendruck und der daraus entstehenden Entlastung der Dichtung. Insbesondere bei Dichtverbindungen mit einem großen Verhältnis zwischen der vom Innendruck beaufschlagten Fläche und der Dichtfläche, zum Beispiel bei der Abdichtung von Gehäusedeckeln oder Flanschen kleiner Nennweiten, kann die Interaktion vom Mediendruck innerhalb der Dichtung mit den Dichtflächen der Flansche erfasst und damit die Restflächenpressung der Dichtung im Betrieb abgebildet werden.

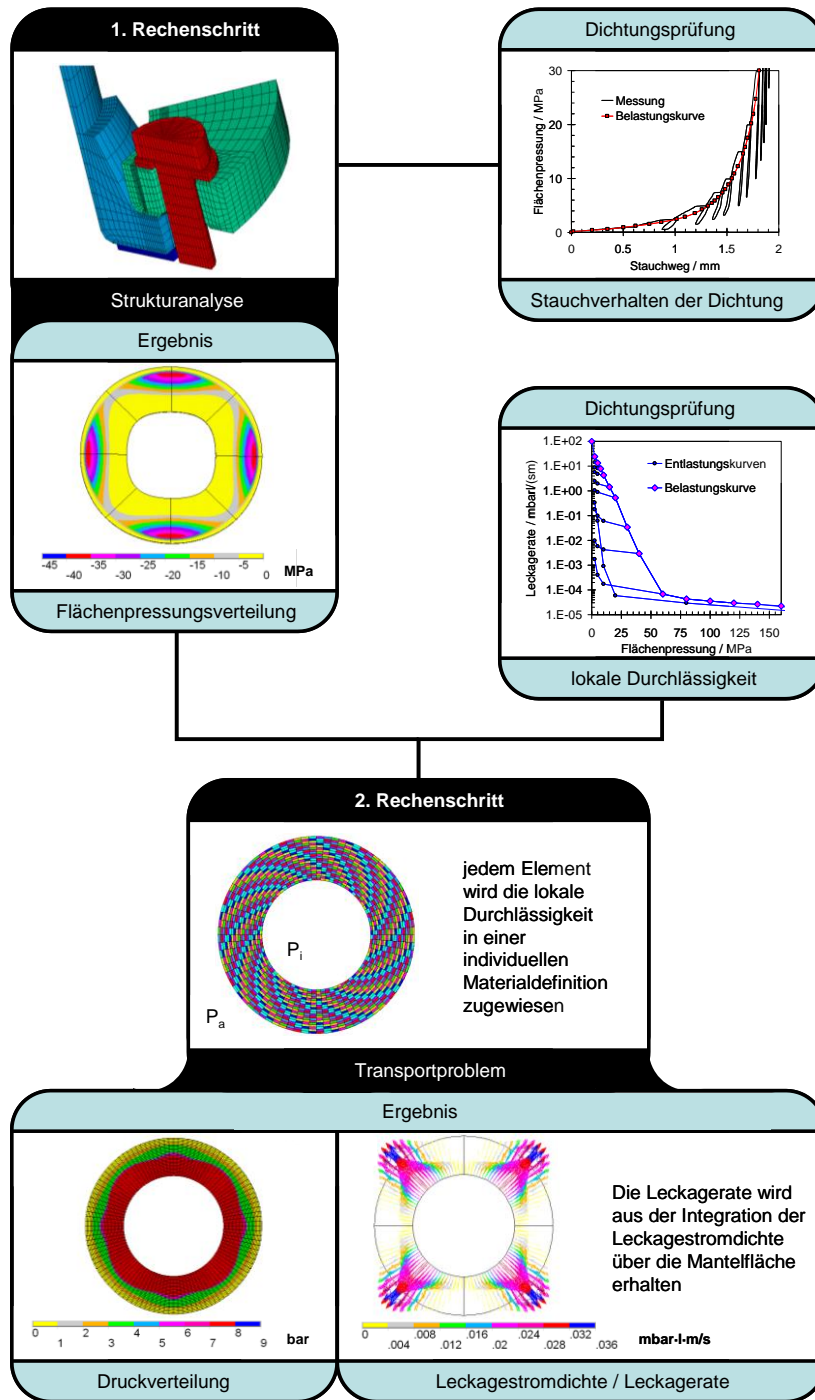


Bild 3.20: Schematische Darstellung der Vorgehensweise zur Abbildung der von der lokalen Flächenpressung abhängigen Durchlässigkeit und Leckagerate der Dichtung in der FE-Simulation

- In realen Flanschverbindungen liegt immer eine inhomogene Pressung der Dichtung vor. Diese wird hervorgerufen durch die Verformung (Stülpung) der Flansche, welche in der Regel eine mit der Flanschblattneigung einhergehende erhöhte Flächenpressung am Außendurchmesser der Dichtung bewirkt und mit einer Schwankung der Flächenpressung in Umfangsrichtung durch die endliche Teilung der Schraubenanzahl überlagert ist. Durch viele messtechnische Untersuchungen herrscht in Fachkreisen die Meinung vor, dass dadurch die Leckagerate in realen Flanschverbindungen mit inhomogener Flächenpressung im Vergleich zur Dichtungsprüfung mit

homogener Pressung geringer ist. Ein Verfahren zur quantitativen Analyse der beschriebenen Effekte existiert bis jetzt allerdings nicht.

- Durch die Verringerung der effektiv verpressten Fläche zur Optimierung der Dichtung werden bei gleich bleibender Schraubkraft und unveränderter Beanspruchung der Flansche höhere Flächenpressungen und damit einhergehend niedrigere Leckagen erzielt. Dabei wird allerdings die effektive Dichtungsbreite verringert, was der gewünschten Reduktion der Leckagerate entgegenwirkt. Das beschriebene Modell ist in der Lage, die globale Leckagerate in Abhängigkeit von der Geometrie zu berechnen, so dass das Modell als Basis zur Optimierung der Geometrie von Dichtungen verwendet werden kann.

- Bei der Anwendung der oben beschriebenen Vorgehensweise zur Beschreibung von Leckageströmen durch Dichtungen sind jedoch die folgenden Beschränkungen zu beachten: Das Verfahren unterliegt der Annahme, dass die Leckagerate einer Dichtung linear von der Druckdifferenz abhängig ist. Die Diskretisierung der Dichtung im FE-Programm ANSYS beschränkt sich bei der Anwendung des Materialmodells „gasket“ auf eindimensionale Elemente, welche ausschließlich Effekte senkrecht zur Dichtungsdicke berücksichtigen. Die Diskretisierung einer komplex aufgebauten Dichtung – wie zum Beispiel eine Spiralringdichtung mit radialer Umlenkung der Verpressung – ist derzeit nicht möglich, kann aber in weiterführenden Arbeiten unter Verwendung mehrdimensionaler Elementformulierungen durchgeführt werden.

3.4.3 Verifikation an einer inhomogen verpressten Dichtung

Zur Validierung der abgeleiteten Transportgleichung zur Berechnung von Leckageströmen durch Dichtungen wird das stationäre Druckprofil innerhalb einer homogen verpressten PTFE-Flachdichtung ermittelt. Die Prüfung erfolgt entsprechend Bild 3.21 (links) in der in Bild 3.1 dargestellten Dichtungsprüfmaschine. Der Druck innerhalb der Dichtung wird an drei hinreichend tiefen Umfangskerben in der Dichtleiste bei 25%, 50% und 75% der Dichtungsbreite ermittelt. Um die Aussagekräftigkeit der Vorgehensweise zu überprüfen, wird die Messung mit einer geeigneten Dichtfläche entsprechend Bild 3.21 (rechts), wie sie in realen Flanschverbindungen durch die Flanschblattneigung verursacht wird, wiederholt. Die bei der Prüfung realisierte Neigung betrug $2,5^\circ$. Bei diesem - im Vergleich zu realen Flanschverbindungen – relativ hohen Wert ist die resultierende Variation der Flächenpressung deutlich ausgeprägt, so dass erhebliche Unterschiede in den Druckprofilen entstehen. Die Vorgehensweise bei der Simulation entspricht dem Schema in Bild 3.20, die im FE-Modell verwendete Stauchkurve ist in Bild 3.22, das zugehörige Leckagediagramm in Bild 3.23 dargestellt.

Die Ergebnisse der Messungen und der FE-Simulation sind in Bild 3.24 bis Bild 3.26 gegenübergestellt. Da keine Änderung der Ergebnisse in Umfangsrichtung vorliegt, sind die Werte über dem Radius der Dichtung von innen nach außen dargestellt. Im linken Diagramm sind jeweils die Ergebnisse für die homogen verpresste Dichtung, rechts jene für die inhomogen verpresste Dichtung verzeichnet. Bei der Messung in der Prüfmaschine und in der FE-Simulation wurden die

Dichtungen in drei Stufen auf jeweils 5, 10 und 20 MPa Flächenpressung homogen belastet. Bei der inhomogen verpressten Dichtung weicht nach den Ergebnissen der FE-Simulation die lokale Flächenpressung teilweise deutlich von diesem Mittelwert ab. Die Stauchung der Dichtung ist bei der homogenen Verpressung erwartungsgemäß konstant, Bild 3.24, und entspricht den Werten der Stauchkurve für die jeweilige Flächenpressung. Die Stauchung der inhomogen verpressten Dichtung verläuft linear über dem Radius, entsprechend der Neigung der Dichtfläche.

Die aus der Stauchung der Dichtung resultierende Flächenpressung ist in Bild 3.25 dargestellt. Erwartungsgemäß stellt sich bei der homogen verpressten Dichtung ein konstanter Wert entsprechend der aufgeprägten Pressung ein. Bei der inhomogen verpressten Dichtung resultieren Unterschiede der lokalen Flächenpressung von 4 MPa an der Innenseite bis 70 MPa an der Außenseite bei einer mittleren Flächenpressung von 20 MPa.

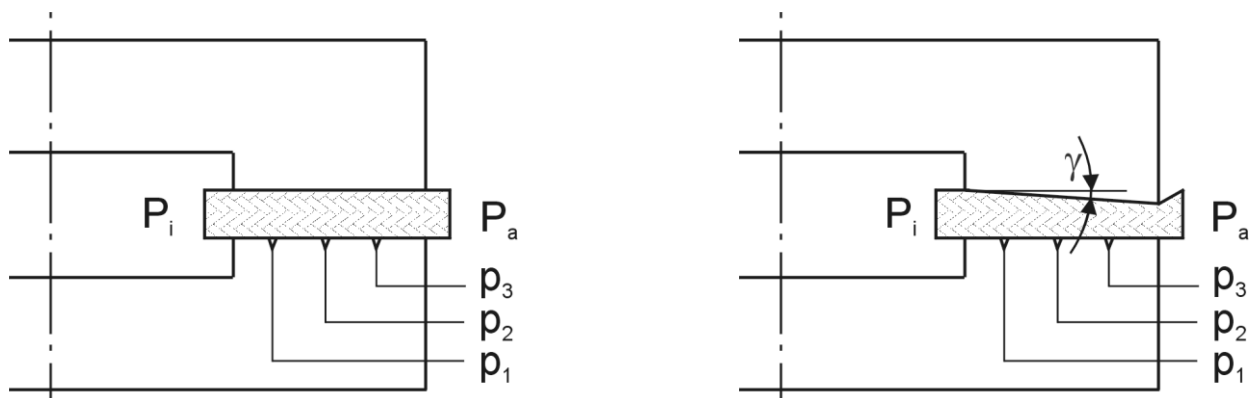


Bild 3.21: Prüfung des Druckprofils in einer homogen verpressten Dichtung (links) und einer inhomogen verpressten Dichtung (rechts)

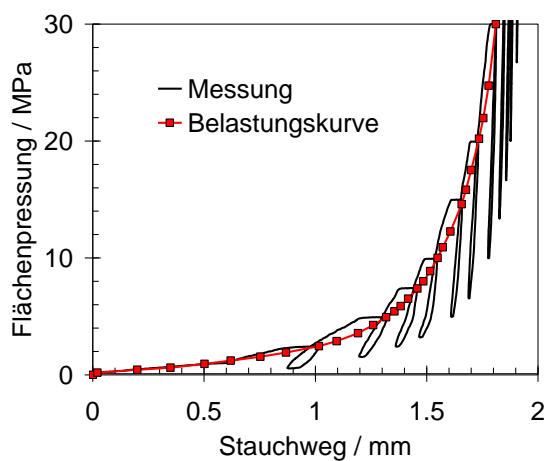


Bild 3.22: Stauchkurve der Dichtung

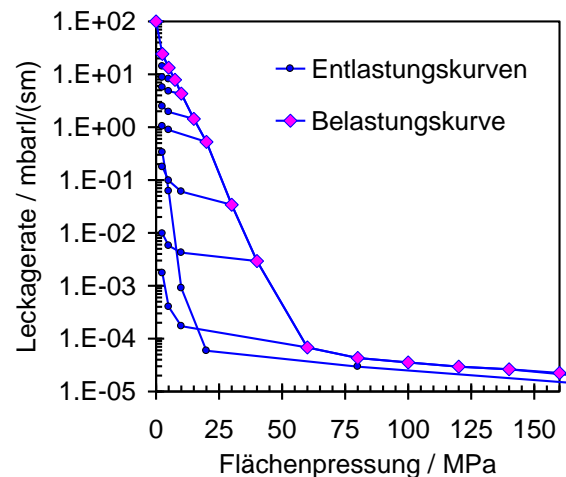


Bild 3.23: Leckagediagramm

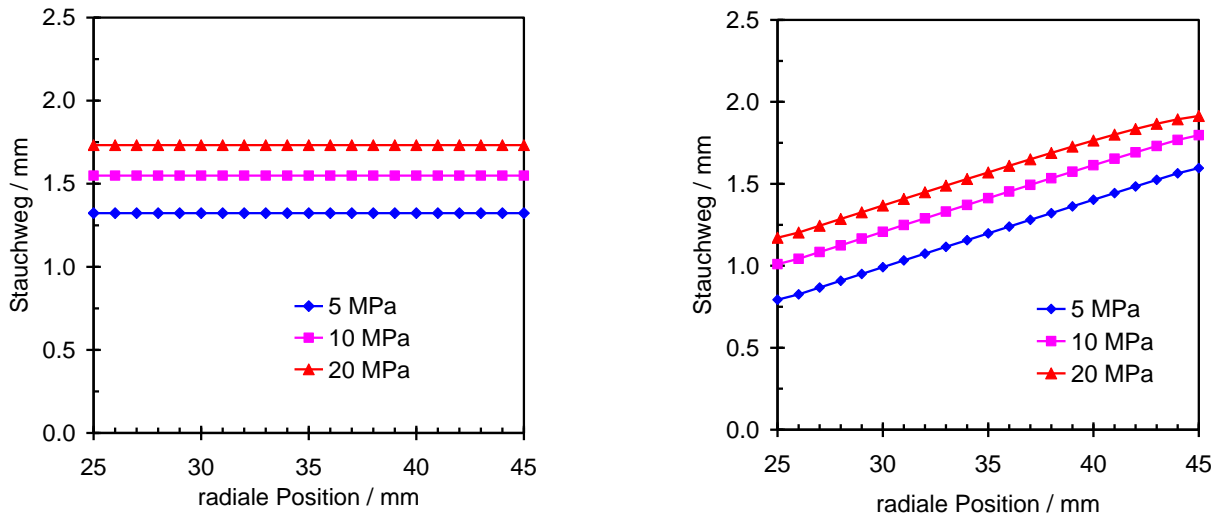


Bild 3.24: Stauchung der homogen verpressten Dichtung (links) und der inhomogen verpressten Dichtung (rechts) in Abhängigkeit von der Flächenpressung entsprechend der FE-Simulation

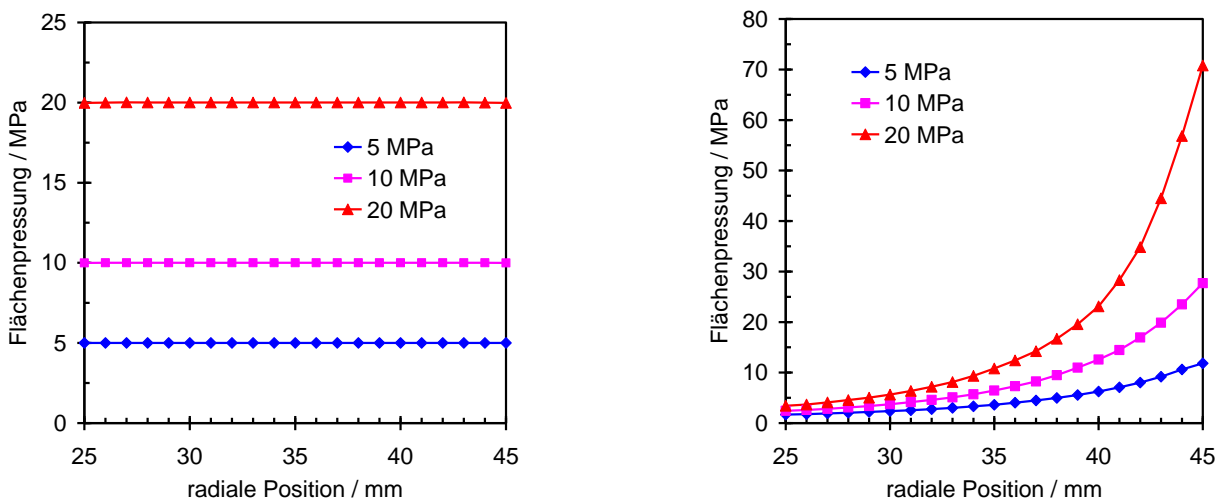


Bild 3.25: Radialer Verlauf der Flächenpressung der homogen verpressten Dichtung (links) und der inhomogen verpressten Dichtung (rechts) entsprechend der FE-Simulation

In Bild 3.26 werden die gemessenen Drücke innerhalb der Dichtung mit den Ergebnissen der FE-Simulation verglichen. Das Druckprofil einer homogen verpressten Dichtung entspricht Gleichung 3.12. Es ist unabhängig von der Flächenpressung. Daher fallen die Ergebnisse der FE-Simulation für die verschiedenen Flächenpressungen zusammen. Die gemessenen Werte sind ebenfalls fast identisch und folgen dem theoretischen Verlauf in guter Näherung. Die Ergebnisse der FE-Simulation der inhomogen verpressten Dichtung zeigen unterschiedliche Druckprofile für die drei Flächenpressungsstufen. Da durch die geneigte Dichtfläche die Dichtung am Außendurchmesser höher verpresst wird, sinkt dort ihre lokale Durchlässigkeit, so dass höhere Druckgradienten entstehen. Dieser Effekt nimmt mit steigender mittlerer Flächenpressung zu, so dass bei 20 MPa mittlere Flächenpressung bis etwa 3 mm vor der Außenkante der Dichtung der volle Innendruck ansteht. Die Messwerte stimmen auch hier gut mit den Ergebnissen der FE-Simulation überein.

In Bild 3.27 ist die Leckagerate in Abhängigkeit vom Innendruck für verschiedene Flächenpressungen dargestellt. Es zeigt sich sowohl für die homogen als auch inhomogen verpresste Dichtung ein annähernd linearer Zusammenhang. Die Herleitung der theoretischen Zusammenhänge erfolgte unter der Annahme eines linearen Zusammenhanges zwischen Innendruck und Leckagerate. Durch die geringen Abweichungen vom linearen Verlauf ist der dadurch entstehende Fehler in der numerischen Abbildung der Leckagerate gering.

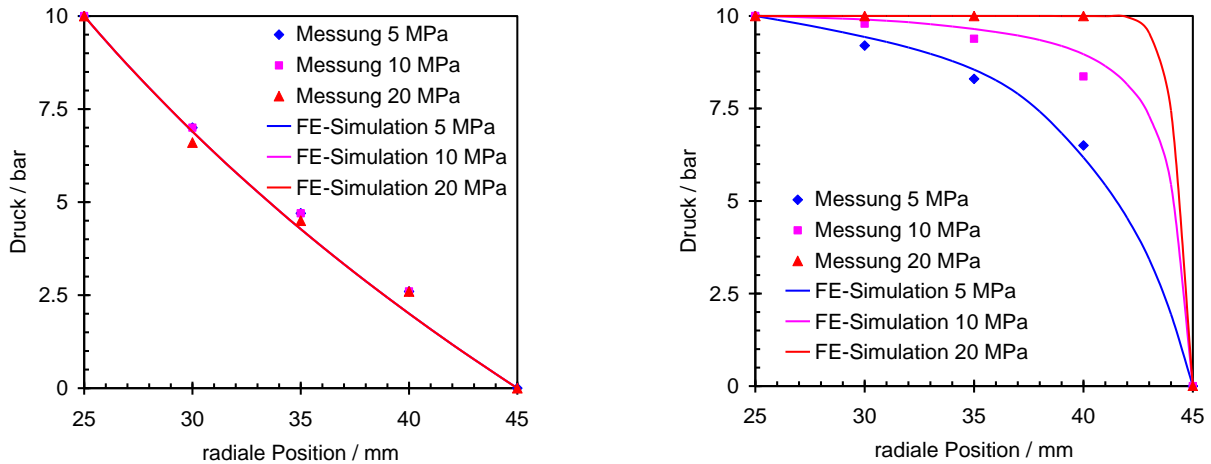


Bild 3.26: Messung und numerische Berechnung des Druckprofils der homogen verpressten Dichtung (links) und der inhomogen verpressten Dichtung (rechts) für drei mittlere Flächenpressungen (5, 10 und 20 MPa)

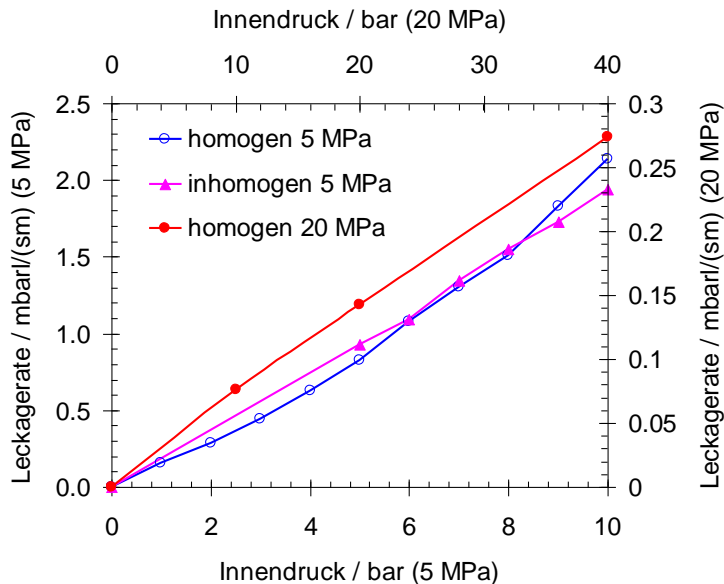


Bild 3.27: Leckagerate der homogen und inhomogen verpressten Dichtung in Abhängigkeit vom Innendruck bei unterschiedlichen mittleren Flächenpressungen

3.4.4 Optimierung einer PTFE-Flachdichtung unter Verwendung des entwickelten Konzepts

Die in den voranstehenden Abschnitten hergeleitete und verifizierte Vorgehensweise wird nun dazu verwendet, die in Kapitel 3.2 beschriebene PTFE-Flachdichtung hinsichtlich der Dichtheit zu

verbessern. Eine gängige und auch vielfach eingesetzte Möglichkeit zur Reduktion der Leckagerate von Dichtungen besteht im Vorverpressen der Dichtung. Damit steigt lokal im nicht verpressten Bereich die Flächenpressung an, was bei einer sinnvollen Gestaltung zu einer erheblichen Verbesserung des Abdichtverhaltens führt.

Ein weiterer Aspekt, den es bei der Auslegung von Flanschverbindungen zu berücksichtigen gilt, ist die Beanspruchung der Flansche. Wird die Dichtung dahingehend modifiziert, dass die aus der Flächenpressungsverteilung resultierende Position der Einleitung der Dichtkraft verändert wird, kann dies zum Beispiel bei einer am Außenrand vorverpressten Dichtung zu einem größeren Hebelarm der Dichtkraft in Verbindung mit größerer Beanspruchung der Flansche führen. Ziel der Modifikation der Dichtung muss also sein, den Angriffspunkt der Dichtkraft an den Flanschen nicht zu verändern. Dies führt zu der Überlegung, dass das Vorverpressen in der Dichtungsmitte erfolgen sollte. Es verbleiben zwei ringförmige Segmente entsprechend Bild 3.28. Um die ringförmigen Segmente zu erzeugen, wird die zunächst gleichförmig dicke Flachdichtung in der Dichtungsprüfmaschine (Bild 3.1) zusammen mit einer Prüfplatte mit zwei umlaufenden Nuten mit einer Breite von jeweils 2,5 mm auf 100 MPa Flächenpressung verpresst. Die effektiv verpresste Fläche wird dabei auf 1/5 der ursprünglichen Fläche der Flachdichtung reduziert, so dass die lokale Flächenpressung der Dichtung in der Flanschverbindung deutlich ansteigt. Dies belegt Bild 3.29, in dem die lokale Flächenpressung aus der FE-Simulation für eine mittlere Flächenpressung von 2,5 MPa dargestellt ist. Durch das Vorverpressen resultiert an den verbliebenen, umlaufenden Stegen eine im Vergleich zur Flachdichtung um den Faktor 5 gestiegene Flächenpressung von 12 MPa.



Bild 3.28: Vorverpresste Dichtung

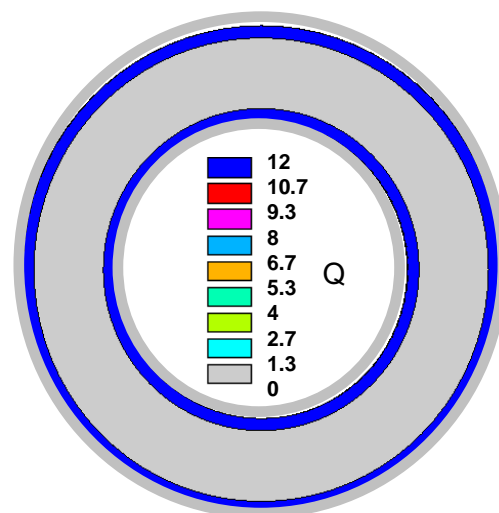


Bild 3.29: lokale Flächenpressung Q (FE-Simulation)

Diese Geometrie der Dichtung wird in der FE-Simulation abgebildet und entsprechend der in Bild 3.20 dargestellten Vorgehensweise bezüglich der Leckagerate bei Flächenpressungen von 2,5, 5, 10 und 20 MPa - bezogen auf eine Dichtung mit Normabmessungen - ausgewertet. Der Vergleich der numerisch ermittelten und der gemessenen Leckagerate in Bild 3.30 zeigt gute

Übereinstimmung; die Unterschiede liegen innerhalb der bei der Dichtungsprüfung üblichen Streuung der Messwerte, siehe Bild 3.11, Kapitel 3.3.1. Dies verdeutlicht die Leistungsfähigkeit der Vorgehensweise. Im Vergleich zur Leckagerate der ursprünglichen Flachdichtung, ebenfalls in Bild 3.30 dargestellt, ist die Leckagerate der vorverpressten Dichtung bei 10 MPa um den Faktor 200, bei 20 MPa sogar um den Faktor 3000 reduziert. Das Leckageratenkriterium der TA Luft von 0,01 mbar·l/(s·m) bei 40 bar Innendruck ist bereits bei 12 MPa Flächenpressung unterschritten im Vergleich zu 35 MPa bei der ursprünglichen Flachdichtung.

Bei etwa 20 MPa Flächenpressung kommt in der Realität die vorverpresste Fläche wieder in Kontakt mit den Dichtflächen. Dieser Effekt wird in der FE-Simulation nicht abgebildet. Daher sind die Ergebnisse der FE-Simulation nur bis 20 MPa mittlere Flächenpressung angegeben.

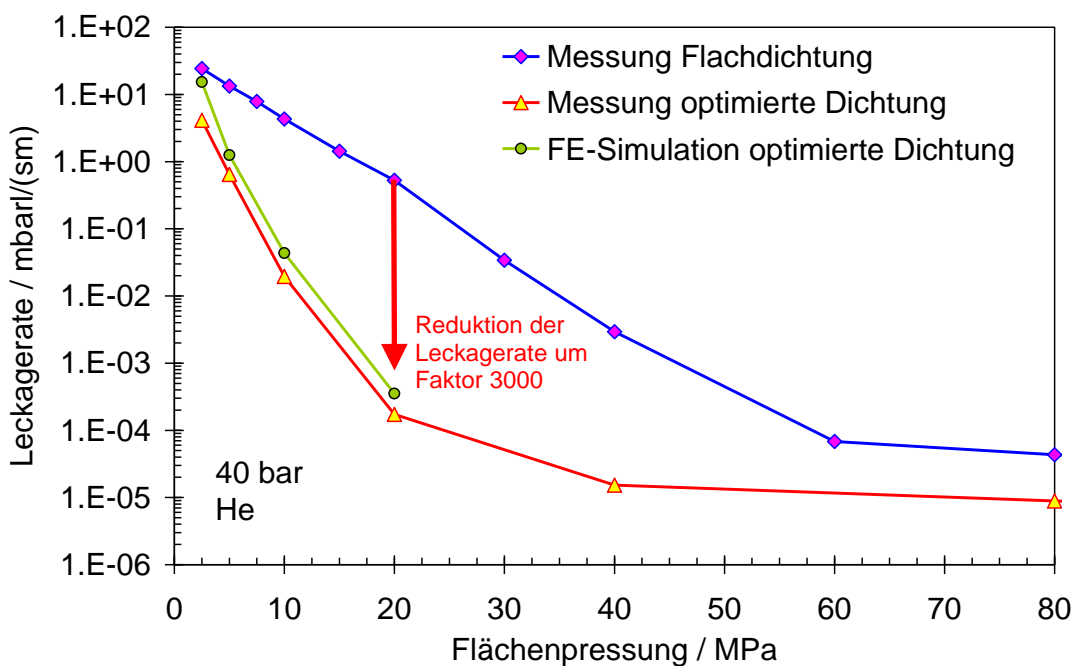


Bild 3.30: Messtechnisch ermittelte Leckagerate der optimierten Dichtung und der ursprünglichen Dichtung und das Ergebnis der numerischen Berechnung

3.5 Modellierung des Kriechrelaxationsverhaltens von Dichtungen

Ein wichtiger Aspekt der Güte von Dichtungen ist ihr Kriechrelaxationsverhalten, welches die Flächenpressung der Dichtung und damit die Dichtheit der Flanschverbindung im Betrieb maßgeblich mitbestimmt [84-86]. Die dem momentanen Stand der Technik entsprechende Vorgehensweise zur Ermittlung der diesbezüglichen Qualität ist in Kapitel 4.1 beschrieben. Die P_{QR} -Kennwerte nach DIN EN 13555 sind von einer Kombination der folgenden Randbedingungen bei der Prüfung abhängig:

- Steifigkeit der Prüfeinrichtung
- Anfangspressung

- Temperatur

Da entsprechend der Zielsetzung dieser Arbeit auch das Kriechrelaxationsverhalten von Dichtungen betrachtet werden soll, wird nachfolgend ein Verfahren vorgestellt, welches die Abbildung des Kriechrelaxationsverhaltens einer Dichtung in einem im Vergleich zur Dichtungsprüfung nach DIN EN 13555 erweiterten Rahmen ermöglicht.

Der Grundgedanke für die erweiterte Abbildung des Kriechrelaxationsverhaltens resultiert aus der Annahme, dass die Dichtungsdicke, welche sich im Betrieb der Flanschverbindung nach der Kriechrelaxation der Dichtung unter Temperatur einstellt, ausschließlich von der verbleibenden Flächenpressung im Betrieb abhängt. Der Zusammenhang zwischen verbleibender Dichtungsdicke und Flächenpressung bildet daher das Potenzial der Dichtung zur Kriechrelaxation für die jeweilige Betriebstemperatur. Die Stauchkurve der Dichtung bei Raumtemperatur stellt den Zusammenhang zwischen der Flächenpressung bei Montage und der Dichtungsdicke vor der Kriechrelaxation dar. Der Zustand der Flanschverbindung wandert bei Kriechrelaxation der Dichtung daher von der Stauchkurve zur Potenzialkurve. Da die Flanschverbindung bei Dickenabnahme der Dichtung entsprechend dem Verspannungsdiagramm reagiert, sinkt die Flächenpressung der Dichtung linear entsprechend der Gesamtsteifigkeit der verspannten Flanschverbindung und erreicht den Endwert, wenn die Potenzialkurve erreicht ist.

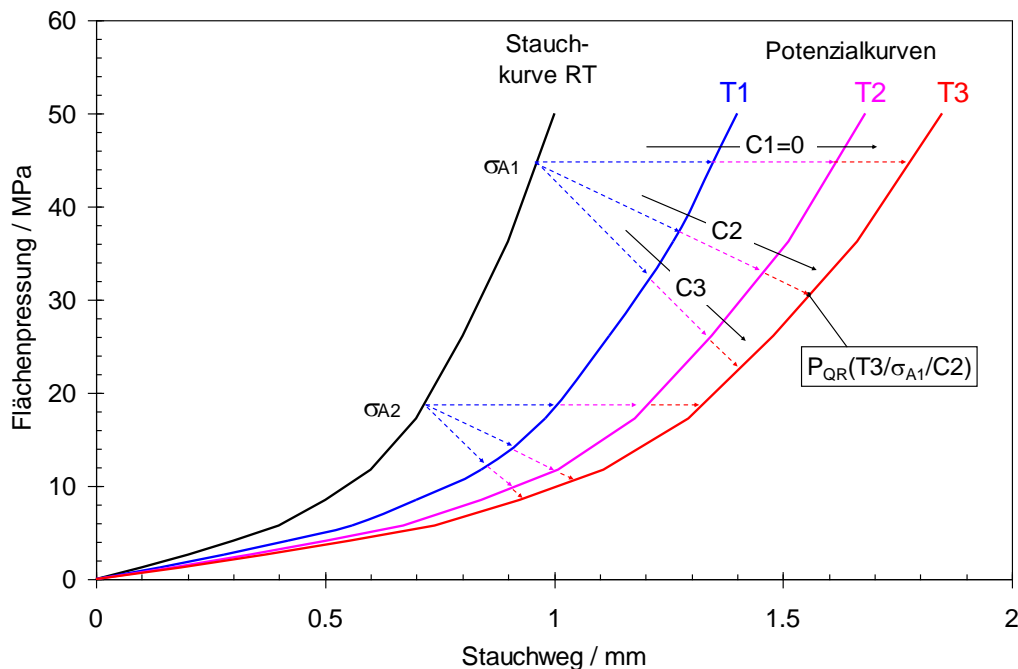


Bild 3.31: Beschreibung des temperaturabhängigen Kriechrelaxationsverhaltens mit Potenzialkurven

Verläuft das Potenzial für eine beliebige Kombination aus Anfangspressung (Q_A) und Steifigkeit (C) stetig, dann kann die Kriechrelaxation einer Dichtung in Form des Kriechrelaxationsfaktors P_{QR} bei einer gegebenen Betriebstemperatur für beliebige Anfangspressungen und Steifigkeiten anhand

der Potenzialkurve ermittelt werden. Die entsprechende Vorgehensweise ist schematisch in Bild 3.31 beschrieben.

Die Ermittlung der temperaturabhängigen Potenzialkurven kann auf verschiedene Arten erfolgen:

1. Kriechrelaxationsversuche bei unterschiedlichen Temperaturen und Steifigkeiten
2. Kriechversuche an einer Dichtung unter konstanter Flächenpressung ($C=0$) für verschiedene Temperaturen und Flächenpressungen
3. Warmstauchversuch mit stufenweiser Erhöhung der Belastung bei hinreichender Haltezeit. Diese Vorgehensweise ist die Vereinfachung der Vorgehensweise nach Punkt 1 unter der Annahme, dass die Stauchung der Dichtung nicht vom Ablauf der Vorverpressung abhängig ist, sofern die Dichtung nicht entlastet wird. Damit kann eine Potenzialkurve für eine Temperatur mit nur einem Versuch ermittelt werden.

Die Modellierung des Stauchverhaltens von Dichtungen mit dem FE-Programm ANSYS erfolgt mittels der Eingabe von Stauchkurven für die Temperatur bei Montage und die relevanten Betriebstemperaturen. Die Berechnung der Auswirkung der Temperatur auf das verspannte System erfolgt analog zu dem in Bild 3.31 erläuterten Modell. Wird die Temperatur in der Modellierung schrittweise erhöht, dann sinkt die Flächenpressung linear entsprechend der Steifigkeit des verspannten Systems, bis die Flächenpressung der Stauchkurve für die Temperatur am Ende des Rechenschritts erreicht ist. Somit kann das Werkstoffmodell von ANYS für das Stauchverhalten von Dichtungen die Kriechrelaxation von Dichtungen gemäß dem erläuterten Modell abbilden. Im Folgenden ist in Bild 3.32 die Funktionsweise beispielhaft in einem Vergleich zwischen Messung und FEM an einer PTFE-Flachdichtung dargestellt.

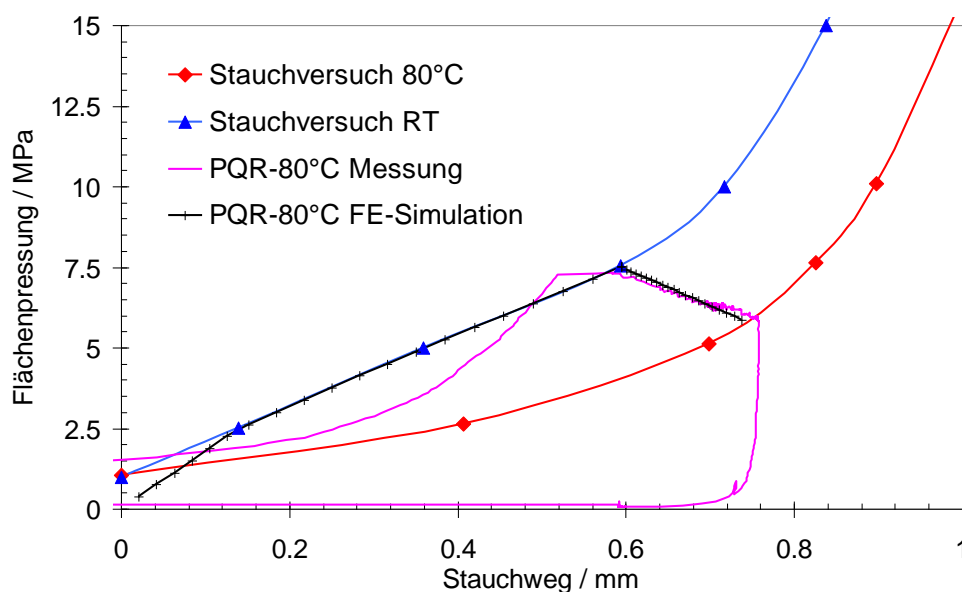


Bild 3.32: Verlauf der Kriechrelaxation zwischen Stauchkurve und Potenzialkurve nach der Messung und der FE-Simulation bei 80 °C, 50 kN/mm, 7,5 MPa Anfangspressung

Für die Berechnung sind die Stauchkurve bei Raumtemperatur und die Potenzialkurve bei 80 °C in der Dichtungsprüfmaschine messtechnisch ermittelt und punktweise in der FE-Simulation implementiert. In der FE-Modellierung ist die Dichtung zwischen zwei planparallelen Dichtleisten modelliert, welche mit einem Element mit einer Federsteifigkeit (hier 50 kN/mm) verbunden und mit der Anfangspressung von 7,5 MPa beaufschlagt wird. Wird nun die Temperatur von Raumtemperatur schrittweise auf 80 °C erhöht, ändert sich der Zustand des verspannten Systems derart, dass die Flächenpressung bei gleichzeitiger Dickenabnahme der Dichtung mit einer Rate von 50 kN/mm (entsprechend der Steifigkeit des Federelements) sinkt, bis die Potenzialkurve erreicht ist. Die Messung der Kriechrelaxation der Dichtung in der Prüfmaschine bei 80 °C und 50 kN/mm und die Ergebnisse der FE-Simulation unter denselben Randbedingungen zeigen gute Übereinstimmung. Die Dickenabnahme der Dichtung und die Flächenpressungsabnahme in der Prüfmaschine enden im Kriechrelaxationsversuch bei genau der Dickenabnahme und bei der gleichen Flächenpressung, welche die Dichtung in der FE-Simulation erfährt. Das in ANSYS implementierte Werkstoffmodell für Dichtungen ist also dazu geeignet, das in Bild 3.31 dargestellte Werkstoffmodell für die Kriechrelaxation von Dichtungen abzubilden.

4 Untersuchung und Optimierung des mechanischen Verhaltens von SMC-Losflanschen

Die Prüfung des mechanischen Verhaltens von SMC-Losflanschen entsprechend dem Stand der Technik (DIN 16966-7) wird in Kapitel 4.1 erörtert. Diese Methodik gibt allerdings nur eine begrenzte Aussage bezüglich des Tragverhaltens und des Verformungsverhaltens der Losflansche. Deshalb werden im Rahmen dieser Arbeit darüber hinausgehende Stauchversuche in einer Prüfmaschine und Untersuchungen in einem eigens für die Erfassung der Schraubenkraftrelaxation erstellten Prüfstand durchgeführt. Die messtechnische Vorgehensweise wird anhand eines Bauteilversuchs an einer vollständigen Flanschverbindung überprüft, welcher auch die Verifikation der im Anschluss dargestellten FE-Simulation ermöglicht. Mit der Methode der Finiten Elemente wird das mechanische Verhalten der Flanschverbindung untersucht. Mit einer geeigneten Werkstoffmodellierung wird das Tragverhalten abgebildet und darauf aufbauend ein optimaler Lagenaufbau für den Losflansch erarbeitet.

Bei den in Bild 4.1 dargestellten Losflanschen und Bundbuchsen aus SMC sind die mechanischen Eigenschaften in deutlich höherem Maße als bei Stahlflanschen vom Fertigungsprozess abhängig. Insbesondere die anisotrope Verteilung der Festigkeit kann bei einer Fertigung ohne gezielt hergestellten und reproduzierbaren Lagenaufbau zu deutlichen Unterschieden im mechanischen Verhalten führen.

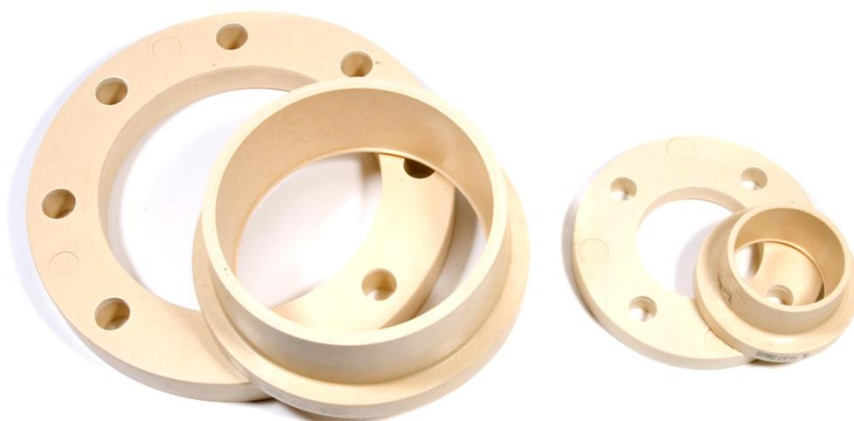


Bild 4.1: SMC-Losflansche und -Bundbuchsen DN150 und DN50 der Firma Neßler

Die Vorteile beim Pressverfahren von SMC-Massen im Vergleich zum klassischen Handlaminieren liegen in den kurzen Taktzeiten und in der vergleichsweise guten Maßhaltigkeit bei geringen Fertigungskosten. Detaillierte Beschreibungen von Fertigungsverfahren von GFK-Bauteilen finden sich in [87-89]. Wie schon der Name „Sheet Molding Compound“ andeutet, handelt es sich bei SMC um ein Gemisch aus gestapelten und mit Harz und Füllstoffen vermengten Wirrfasermatten

[90], welches zentrisch in die Form eingelegt, gepresst und anschließend unter Druck und Temperatur ausgehärtet wird.

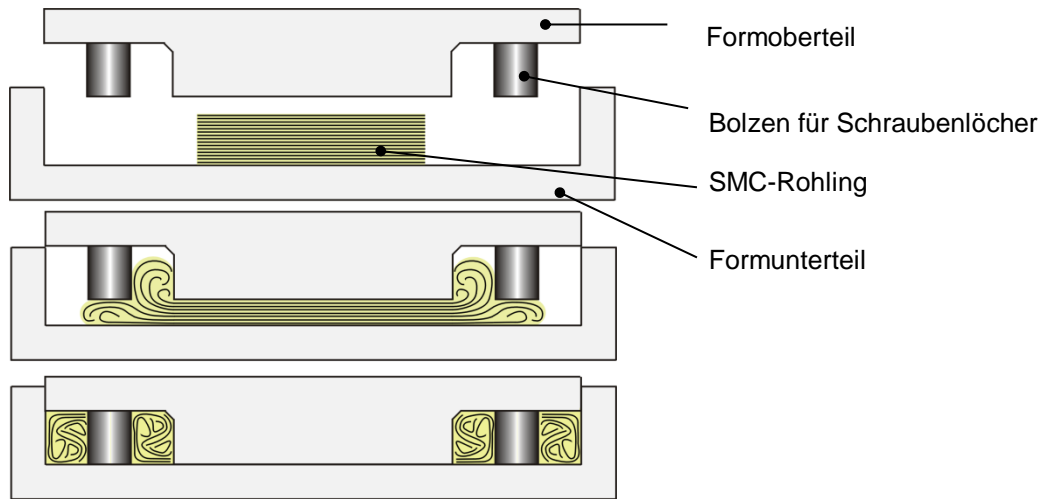


Bild 4.2: Schematische Darstellung der Pressformung von SMC-Losflanschen

Die Taktzeit des in Bild 4.2 dargestellten Vorgangs beträgt etwa vier Minuten. Da sich die SMC-Matten während des Schließens der Form radial in die Form ausbreiten, sich dabei falten und durch die Bolzen, welche die Schraubenlöcher erzeugen, zusätzlich in Axialrichtung gestaucht werden, resultiert eine unregelmäßige und ungerichtete Verteilung der SMC-Matten im fertigen Bauteil. In Bild 4.3 ist der Lagenaufbau im Schnitt durch die Schraubenebene und in einer Ebene zwischen den Schrauben dargestellt. Es ist die global wellige und unregelmäßige Verteilung der SMC-Matten zu erkennen.

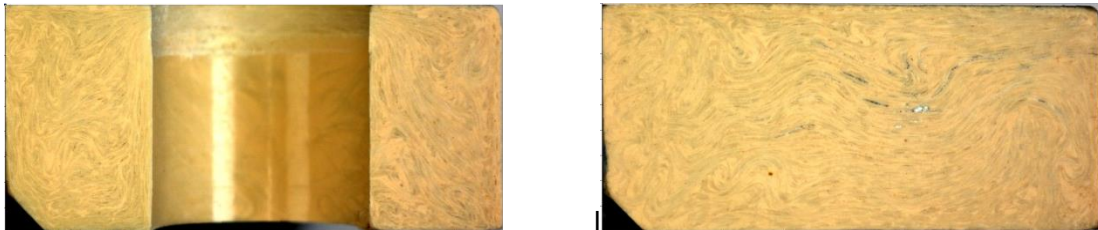


Bild 4.3: Unregelmäßiger Lagenaufbau im radialen Schnitt durch den Losflansch im Bereich der Schraubenlöcher (links) und zwischen den Schrauben (rechts)

In Bild 4.4 (links) ist ein veraschtes Segment eines Losflansches mit unregelmäßigem Lagenaufbau dargestellt. Die ursprünglichen Matten bleiben beim Pressvorgang erhalten, werden aber verzerrt und bilden wellenförmige Strukturen wie in Bild 4.4 (rechts) ersichtlich. Die Wirrfasermatten durchdringen sich beim Pressvorgang nicht, so dass ein geschichteter Lagenaufbau bestehen bleibt.



Bild 4.4: Veraschtes Segment eines SMC-Losflansches (links) und unregelmäßige Verteilung der Fasermatten im aufgeklappten Zustand (rechts)

Entsprechend den Ergebnissen des AiF Forschungsvorhabens „GFK-Flansche“ [91] liegt die maximale Traglast des Losflansches mit 133 kN deutlich unter der maximalen Traglast des Bundes mit 240 kN. Da sowohl die Schrauben als auch die in Kapitel 3.2 beschriebenen Dichtungen für GFK-Flanschverbindungen höhere Schraubenkräfte ertragen, bestimmt der SMC-Losflansch die maximal zulässige Vorspannung der GFK-Flanschverbindung. Um die Betriebssicherheit und die Dichtheit der Flanschverbindung zu erhöhen, sind daher insbesondere die optimale Fertigung und die daraus erzielbaren mechanischen Eigenschaften der Losflansche von Bedeutung.

4.1 Überprüfung der Qualität von SMC-Losflanschen nach bestehendem Regelwerk

In DIN 16966 Teil 7 ist ein Verfahren beschrieben, anhand dessen allgemeine Güteanforderungen an Flanschen aus GFK zu überprüfen sind. Unter anderem ist die Vorgehensweise zur Ermittlung der mechanischen Belastbarkeit von GFK-Flanschen angegeben. Die Prüfung bezieht sich auf die Belastbarkeit von GFK-Losflanschen bei 23 ± 2 °C und wird in der in Bild 4.5 dargestellten Prüfeinrichtung durchgeführt.

Der GFK-Losflansch wird mit einem Stahl-Blindflansch und einem Stahl-Zwischenstück entsprechend der Geometrie des Bundes verspannt. Zur Simulation der Verkippung des Bundes unter den betrieblichen Belastungen und der in DIN 16966 Teil 6 angegebenen zulässigen Neigung der Bundauflagefläche von maximal 1° ist eine Neigung der Auflagefläche des Zwischenstückes an der Auflagefläche des Losflansches von 2° vorgesehen. Die Schraubenkraft wird mit einem Drehmomentschlüssel über die Bolzen aufgebracht. Zur Reduktion der Reibung wird zwischen Mutter und Unterlegscheibe ein Axial-Rillenkugellager eingesetzt und das Schraubengewinde mit Molybdänsulfid geschmiert.

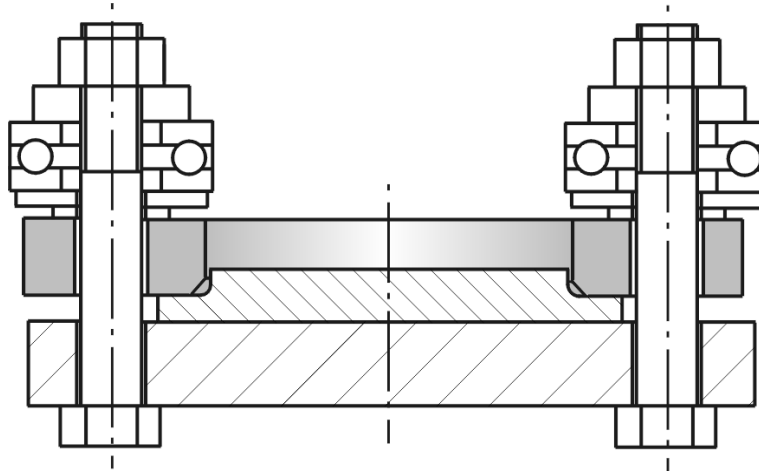


Bild 4.5: Prüfaufbau nach DIN 16966 Teil 7 zur Prüfung der Belastbarkeit eines GFK-Losflansches

Die Schraubenkraft wird drehmomentkontrolliert in Stufen und über Kreuz aufgebracht (in Schritten von 2 bei Nennweite DN 50). Dabei wird visuell und ohne Verwendung von Reißlack festgestellt, ob Rissbildung einsetzt. Ist fünf Minuten nach Erreichen des in Tabelle 3 in DIN 16966 Teil 7 angegebenen Mindestwertes für das Schraubenanzugsmoment (25 Nm bei DN 50) keine Rissbildung festzustellen, dann gilt die Prüfung als bestanden.

An dieser Vorgehensweise ist zu kritisieren, dass ausschließlich eine qualitative Aussage erhalten wird, welche nur für das angewendete Drehmoment gilt. Zudem ist das Prüfergebnis von der subjektiven Einschätzung des Prüfers abhängig. Aus diesem Grund wird nachfolgend eine Prüfmethode vorgeschlagen, welche die für die Berechnung der Flanschverbindung erforderlichen Bauteilsteifigkeiten und die Tragfähigkeit der Flansche ermittelt.

4.2 Kontrollierter Stauchversuch mit Messwerterfassung

Eine realistische Beschreibung des mechanischen Verhaltens der Losflansche und Bunde bezüglich ihrer Steifigkeiten und ihres Tragverhaltens ist die grundlegende Voraussetzung für die beanspruchungsgerechte Auslegung von GFK-Flanschverbindungen. Das mechanische Verhalten wird bestimmt durch die geometrischen Abmessungen und die Materialeigenschaften. Die Steifigkeiten der einzelnen Bauteile ergeben zusammen die Gesamtsteifigkeit und resultieren in Verformungen der Flanschverbindung bei der Montage und im Betrieb. Demzufolge ändert sich der Zustand des verspannten Systems, bestehend aus Losflanschen und Bunden, Schrauben und Dichtung, nach dem Verspannen im Betrieb. Verantwortlich dafür sind der Innendruck, zusätzliche äußere Belastungen (Rohrkräfte und -momente), Temperaturänderungen (Wärmedehnungen und Veränderungen der Elastizitätsmoduln) und die Relaxation der Werkstoffe.

Die bestehende Prüfvorschrift DIN 16966 Teil 7 zum Nachweis der Güte des Losflansches erfasst ausschließlich das Auftreten visuell erkennbarer Risse bei einem bestimmten Drehmoment. Daher werden die Losflansche einem kontrollierten Stauchversuch mit Messwerterfassung unter

Randbedingungen in Anlehnung an DIN 16966-Teil 7 in der in Bild 3.1 dargestellten hydraulischen Dichtungsprüfmaschine unterzogen, mit der Erweiterung der Sichtprüfung auf standardisierte Messgrößen. Der Prüfaufbau ist in Bild 4.6 dargestellt. Die Prüfung in einer servohydraulischen Prüfeinrichtung bietet gegenüber der Prüfung nach DIN 16966 Teil 7 den Vorteil, durch kontinuierliche Erfassung der Gesamtkraft und des Stauchweges Aussagen bezüglich der maximalen Tragfähigkeit und des Steifigkeitsverhaltens zu liefern. Der für die Auslegung relevante Wert der Steifigkeit entspricht der Steigung des linearen Bereichs der Stauchkurve. Auch gewährleistet die automatisierte Prüfung in einer Prüfpresse im Vergleich zur Lastaufbringung mit Drehmomentschlüssel reproduzierbare Ergebnisse und ermöglicht eine Prüfung unter Temperatur.

- Randbedingungen des Stauchversuchs

Die Krafteinleitung in die Flansche und Bunde soll möglichst der Situation in realen Flanschverbindungen entsprechen und erfolgt mit einer konstanten Belastungsrate von 0,5 kN/s, welche als repräsentativ für die Montage von Flanschverbindungen gilt.

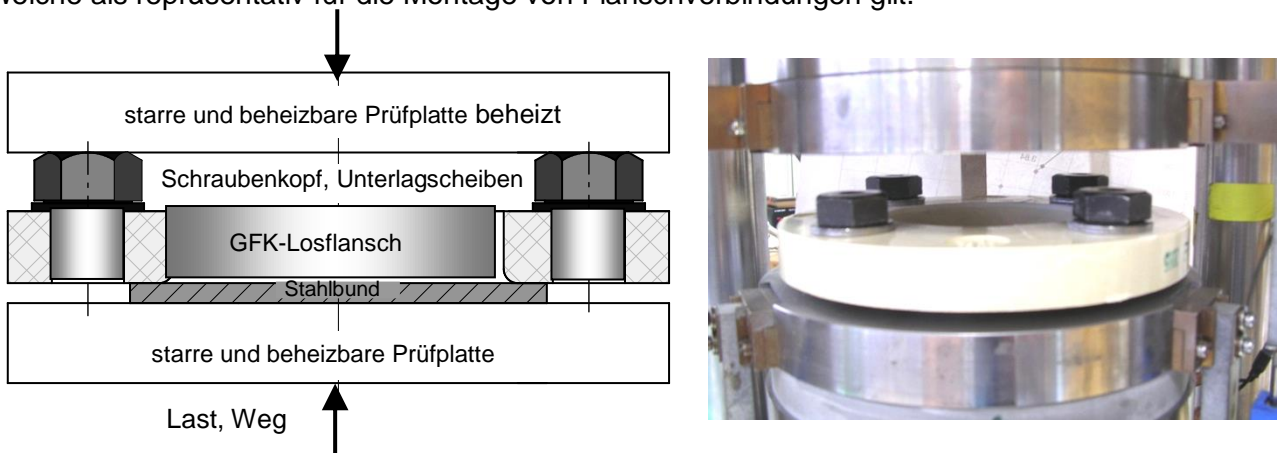


Bild 4.6: Schematische und bildliche Darstellung des Prüfaufbaus für den Stauchversuch am Losflansch

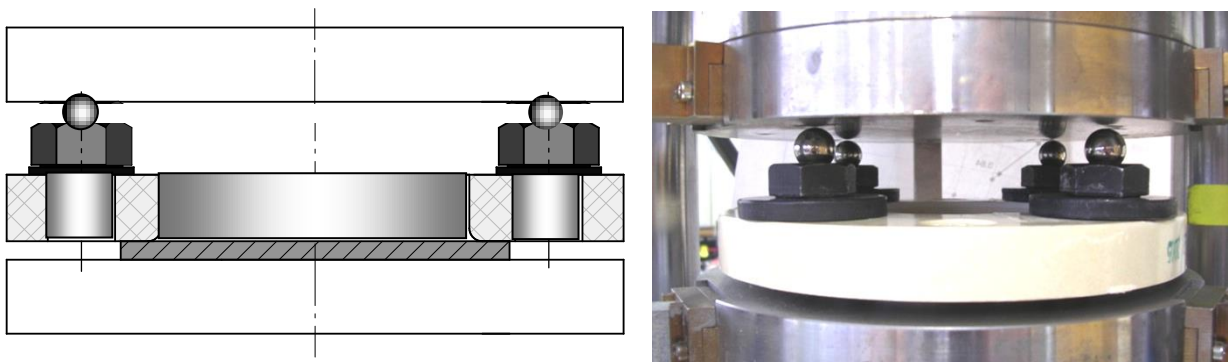


Bild 4.7: Schematische und bildliche Darstellung des Prüfaufbaus mit der Lasteinleitung durch Kugeln zentrisch in der Schraubenachse

Die Krafteinleitung wird durch abgetrennte Schraubenköpfe realisiert, welche die Flanschblattneigung nicht mit eingehen, so dass der Angriffspunkt der Schraubenkraft in Richtung der Flanschachse wandern kann. Dieser Effekt ist bei GFK-Flanschen durch den um einen Faktor von etwa 20 niedrigeren Elastizitätsmodul deutlich ausgeprägter als bei Stahlflanschen. Daraus resultiert ein geringeres Stülpmoment im Losflansch sowie Biegespannungen in den Schrauben.

Um den Einfluss des verringerten Hebelarms zu bestimmen, erfolgt in einem weiteren Prüfaufbau die Krafteinleitung zentrisch in der Schraubenachse. Dies wird durch eine konische Bohrung in der Schraubenmitte mit eingesetzten Kugeln gewährleistet (vgl. Bild 4.7). Diese Situation entspricht den für die Flanschverbindungsrechnung nach der KTA 3211.2 und dem AD 2000-Merkblatt B8&N1 zugrunde gelegten Randbedingungen zur Bestimmung der Hebelarme der Schraubenkraft eines Losflansches. Der Losflansch liegt auf einem Stahlbund auf, dessen Außendurchmesser den GFK-Bunden nach DIN 16966 entspricht. Die Prüfungen werden ohne Neigung der Auflagefläche durchgeführt – anders als mit dem Prüfaufbau nach DIN 16966 Teil 7, welche einen Winkel der Auflagefläche von 1° bis 2° vorschreibt.

Die Prüfung bei Temperatur erfolgt durch beheizbare Prüfplatten und eine thermische Isolation des Prüfaufbaus nach außen hin. Begonnen wird der Stauchversuch nach Erreichen der Prüftemperatur und einer anschließenden einstündigen Haltezeit zum Temperatúrausgleich. Die Temperatur wird mit einem Thermoelement an der Bauteiloberfläche erfasst. Die Aufheizrate beträgt 2 K/min entsprechend der Vorgehensweise bei der Dichtungsprüfung nach DIN EN 13555.

Ein Vergleich der Prüfung der Losflansche nach dem Stand der Technik entsprechend der DIN 16966 Teil 7 und dem kontrollierten Stauchversuch mit Messwerterfassung ist in Tabelle 4.1 vorgenommen. Die Verifikation dieser Vorgehensweise bezüglich realistischer Randbedingungen ist im Kapitel 4.6.1 vorgenommen.

Tabelle 4.1: Vergleich der durchgeführten Stauchversuche am Losflansch mit der in DIN 16966 Teil 7 definierten Vorgehensweise

	Stand der Technik DIN 16966 Teil 7	Kontrollierter Stauchversuch mit Messwerterfassung
Ziel	Flansch erträgt definiertes Drehmoment 5 min ohne von außen erkennbare Rissbildung	Bruchlast und Steifigkeit des Bauteils in Abhängigkeit von der Temperatur
Kennwerte	-	F_{max} und Steifigkeit C bei RT und T beschreiben den Losflansch in den Berechnungsvorschriften DIN EN 1591-1, KTA 3211.2, AD 2000-Merkblatt B8&N1
Prüftemperatur	RT	RT und T
Randbedingung	Einleitung der Schraubenkraft in der Schraubenachse Bundauflage: Stahlbund	Einleitung der Schraubenkraft in der Schraubenachse Bundauflage: Stahlbund
Auflagewinkel Bund-Flansch	1-2°	0°
Erforderliche Messtechnik	Drehmomentschlüssel Visuelle Betrachtung	hydraulische Prüfpresse mit Messung und Regelung von Kraft, Temperatur und Weg

- Ergebnisse der Stauchversuche

Die Stauchkurven der vier identisch geprüften Losflansche DN 50 bei Raumtemperatur und zwei Stauchkurven bei 80 °C sind in Bild 4.8 dargestellt. Die maximale Traglast beträgt 128 kN bis

140 kN bei Raumtemperatur und 103 kN beziehungsweise 110 kN bei 80 °C. Bezogen auf die daraus resultierende Flächenpressung einer Flachdichtung mit Normabmessungen versagen die Losflansche bei Raumtemperatur ab einer Flächenpressung der Dichtung von 24 MPa und 19 MPa bei 80 °C.

Durch die in der Literatur [92] beschriebene und in den gemessenen Stauchkurven deutlich erkennbare Anpassungsverformung bei niedriger Kraft, welche zu einem nichtlinearen Verlauf der Stauchkurve zu Beginn führt, wird der Stauchweg zum besseren Vergleich derart verschoben, dass die Weiterführung des linearen Bereichs hin zu kleineren Kräften in den Ursprung mündet. Beim Vergleich der Stauchkurven werden Verzerrungen durch unterschiedliche Anpassungsverformungen somit ausgeglichen.

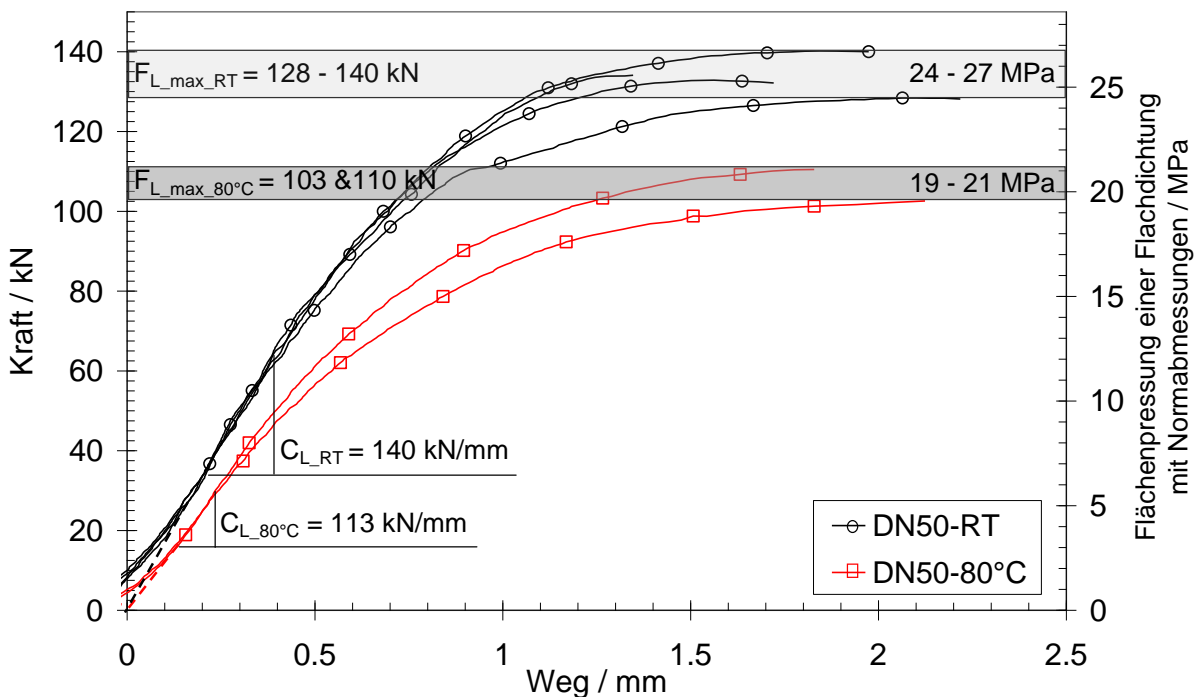


Bild 4.8: Stauchkurven mit Angabe der maximalen Traglast und der Steifigkeit von SMC-Losflanschen DN 50 bei RT und 80 °C

Die Sensibilität der Ergebnisse bezüglich der Krafteinleitung in den Losflansch wird durch Bild 4.4 verdeutlicht. Wird die Schraubenkraft wie in Bild 4.7 dargestellt zentrisch über Kugeln in der Schraubenachse eingeleitet, dann resultiert eine im Vergleich zur Lasteinleitung mit starren Schrauben auf 50% reduzierte Steifigkeit, die zur Halbierung der Steigung im Kraft-Verformungsdiagramm führt. Bei der Prüfung des Losflansches kommt es zum Scherbruch an den Rändern der Auflagefläche der Unterlegscheibe, wie in Bild 5.13 in Kapitel 5.3 zu erkennen ist. Dieser Versagensmechanismus wird vermieden, wenn die Schraubenkraft mit großen Unterlegscheiben nach DIN 6340 [93] in den Losflansch eingeleitet wird. Dadurch wird die Traglast der Losflansche von etwa 130 kN auf circa 210 kN um mehr als 50 % erhöht, Bild 4.9. Den gleichen Effekt wie der Einsatz von großen Unterlegscheiben bewirkt die in Kapitel 2.1

beschriebene optimierte Fertigung, welche einen ebenen Lagenaufbau zur Folge hat. Dadurch wird die Tragfähigkeit ebenfalls um circa 50 % von etwa 130 kN auf 210 kN erhöht. Wie in Kapitel 6.2 erläutert, wird in diesem Fall ein Scherbruch unterhalb der Unterlegscheibe vermieden, da ein geschichteter Lagenaufbau die höchste Scherfestigkeit senkrecht zu den SMC-Matten aufweist.

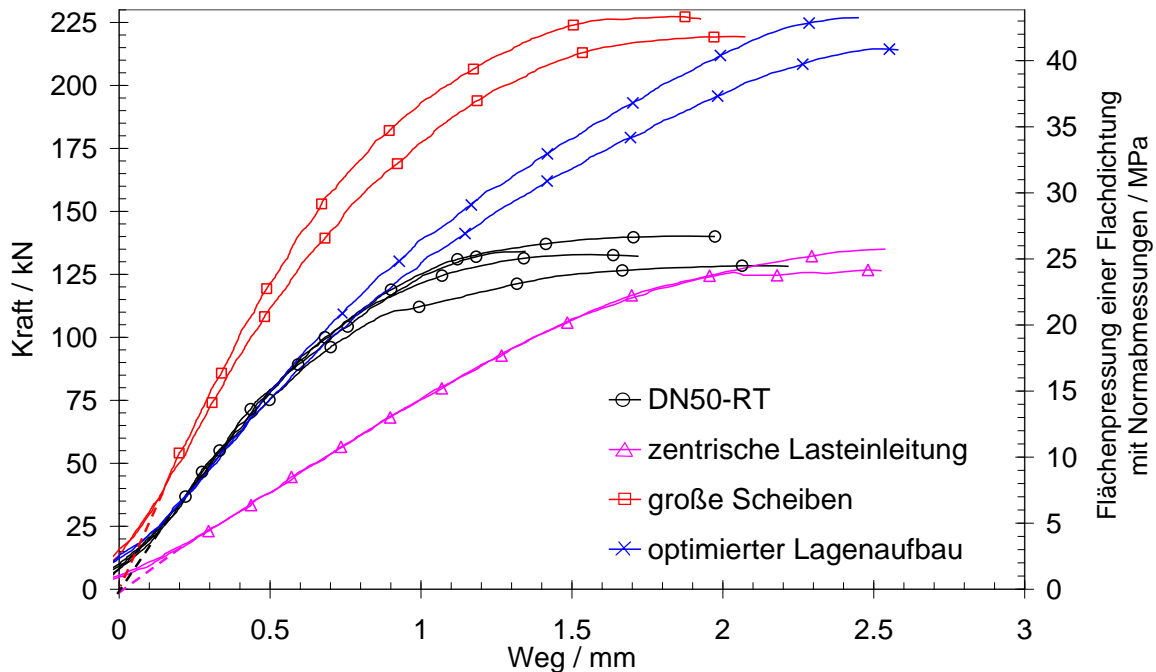


Bild 4.9: Stauchkurven der SMC-Losflansche in Abhängigkeit von der Lasteinleitung

4.3 Prüfung einer Flanschverbindung DN 50 mit SMC-Losflansch und Bund im Prüfstand

Für eine ausführliche Analyse des mechanischen Verhaltens, insbesondere des Verformungsverhaltens und der Kriechrelaxation einer Flanschverbindung DN 50 mit GFK-Losflanschen und Bund, wurde im Rahmen dieser Arbeit der in Bild 4.10 und schematisch in Bild 4.11 dargestellte Prüfstand entwickelt. Mit diesem Prüfstand ist eine realistische Beanspruchungssituation für die Flanschverbindung gegeben und gleichzeitig eine umfassende messtechnische Untersuchung möglich.

Gemessen werden die Schraubenkräfte, die Flanschblattverformung, die Dehnungen an ausgewählten Positionen der Flanschoberfläche, der Innendruck und die Temperatur. Um die Dichtheit der Flanschverbindung mittels Helium-Massenspektrometrie zu bestimmen, kann der Prüfstand vakuumdicht verschlossen werden.

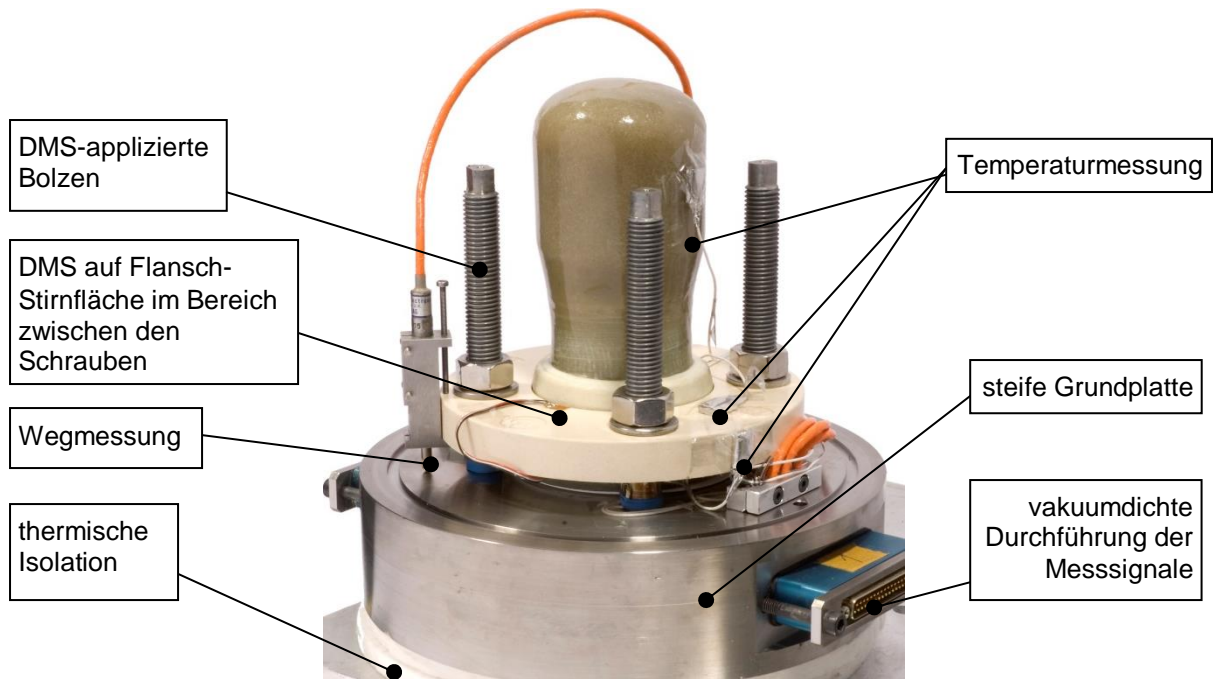


Bild 4.10: Prüfstand zur messtechnischen Untersuchung einer Losflanschverbindung DN50

Aus messtechnischen Gründen wird nur eine halbe Flanschverbindung geprüft. Im Vergleich zur symmetrischen Flanschverbindung resultieren dabei keine Unterschiede, wie der in Bild 4.16 dargestellte Vergleich zwischen Bauteilversuch und der Prüfung einer halben Flanschverbindung im Prüfstand verdeutlicht.

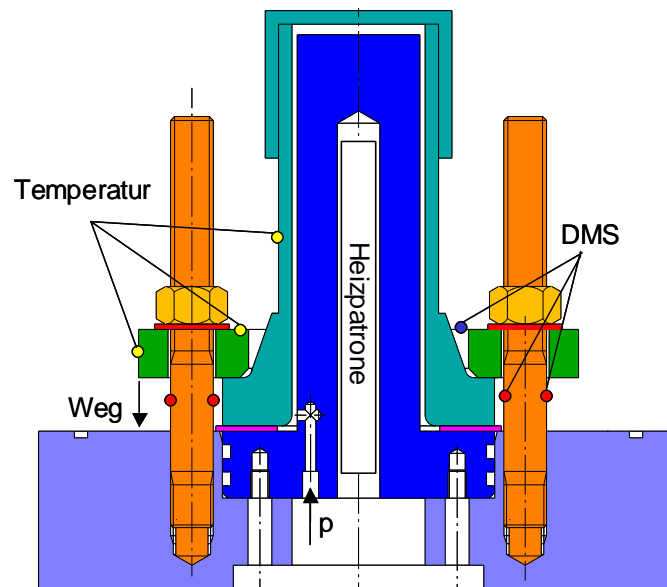


Bild 4.11: Schematische Darstellung des Prüfstands im Schnitt

- Kriechrelaxation einer Flanschverbindung mit SMC-Losflansch und Bund mit PTFE-Dichtung

In einem Langzeitversuch über 12000 Stunden wird der durch die Kriechrelaxation von SMC-Losflansch, SMC-Bund und PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE verursachte Schraubenkraftabfall untersucht. Bild 4.12 zeigt den Verlauf der Schraubenkraftrelaxation über der

Zeit. Zunächst wird die Flanschverbindung in einem ersten Zyklus mit 40 kN Gesamtschraubenkraft entsprechend 7,5 MPa Dichtungsflächenpressung montiert (Anziehen über Kreuz in vier Schritten) und danach von innen mittels einer Heizpatrone auf 80 °C aufgeheizt. Direkt nach der Montage fällt die Schraubenkraft bis zum Beginn des Aufheizens auf circa 34 kN ab, in der Aufheizphase dann weiter auf ca. 20 kN, nach weiteren 100 h unter 15 kN. Nach dem Abkühlen verbleibt eine Schraubenkraft von 8 kN, gleichbedeutend mit 1,5 MPa Dichtungsflächenpressung. Der Versuchsablauf verdeutlicht den kritischen Zustand der Flanschverbindung im Betrieb nach erstmaligem Verspannen. Durch den Innendruck wirken entsprechend der druckbeaufschlagten Ringfläche (mittlerer Dichtungsdurchmesser) 7,5 kN entgegen der Schraubenkraft, so dass die Dichtung im ersten Zyklus von 15 auf 7,5 kN Dichtungskraft entlastet wird. Dies bedeutet eine verbleibende Flächenpressung der Dichtung von etwa 1 MPa. Da ein sicherer Betrieb der Flanschverbindung bei 1 MPa Flächenpressung nicht gewährleistet ist, wird die Flanschverbindung in einem zweiten Zyklus neu auf 40 kN verspannt.

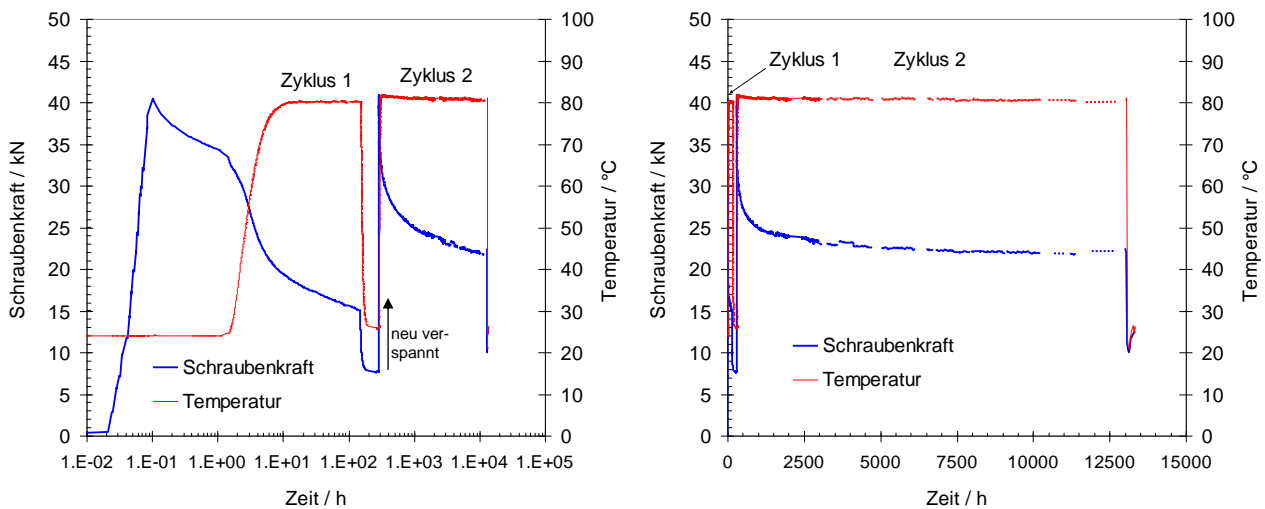


Bild 4.12: Langzeitversuch mit halber Flanschverbindung, bestehend aus SMC-Losflansch, SMC-Bund und PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE (logarithmische Zeitachse links, lineare Zeitachse rechts)

Der Verlauf der Schraubenkraft im zweiten Zyklus unterscheidet sich zum ersten Zyklus deutlich. Ein nochmaliges Verspannen in Verbindung mit einem zweiten Temperaturzyklus führt zu einem anfänglich verringerten Schraubenkraftabfall mit höheren verbleibenden Schraubenkräften. Der lineare Verlauf der Schraubenkraft in Bild 4.12 (rechts) zeigt, dass nach etwa 5000 Stunden, gleichbedeutend mit einem halben Jahr, kein wesentlicher weiterer Abfall der Schraubenkraft bis 12000 Stunden eintritt. Die Schraubenkraft verbleibt bei über 20 kN. Im Betrieb mit 16 bar Innendruck resultiert daraus eine Flächenpressung der Dichtung von etwa 2,5 MPa, was erstens entsprechend dem Leckagediagramm der PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE (Kapitel 2.5.1) die Einhaltung des Leckageratenkriteriums der TA Luft bedeutet und zweitens entsprechend dem Entlastungsversuch in Kapitel 2.5.4 Ausblassicherheit gewährleistet. Beim Abkühlen auf Raumtemperatur sinkt die Schraubenkraft jedoch weiter auf etwa 10 kN ab, was

nach wie vor den Bedarf der Optimierung der Flansche bezüglich ihres Kriechverhaltens widerspiegelt, da die Effekte von wiederholtem Nachspannen der Flanschverbindung im Berechnungsverfahren nur sehr schwierig abzubilden sind.

Nach den Erkenntnissen aus den Kriechrelaxationsversuchen im Prüfstand führt die Verwendung der PTFE-Dichtungen zu keinem erhöhten Schraubenkraftabfall. Insbesondere im zweiten Zyklus wird der Schraubenkraftabfall alleine von den SMC-Flanschen verursacht. Hieraus wird ersichtlich, dass die Kriechrelaxation der PTFE-Dichtungen im Vergleich zur viskosen Verformung der Flansche eher eine untergeordnete Rolle spielt.

In Bild 4.13 ist der Prüfaufbau zur Verifikation der Kräfteinleitung durch starre Schrauben bei den Stauchversuchen in Kapitel 4.1 und in der FE-Simulation dargestellt. Mit diesem Aufbau werden an genau definierten Messpunkten der Mutterweg und die axiale Verschiebung der Stirnfläche des SMC-Losflansches bei Montage ermittelt. Dazu wird der SMC-Losflansch mit Bund und Dichtung aus Stahl verspannt. Darüber wird, wie in Bild 4.13 (links) zu erkennen, eine Lochmaske als Referenzebene platziert, welche die Messung der axialen Verformung mit einem Messschieber ermöglicht. Bei Verschiebungen von mehreren Zehntel Millimetern ist die Auflösung des Messschiebers von 0,01 mm hinreichend hoch. Die Verschiebungsmessung erfolgt an der Flanschinnenseite, in der Flanschmitte und an der Außenkante. In Umfangsrichtung beträgt die Teilung der Messpositionen $22,5^\circ$. Es entsteht das in Bild 4.13 (rechts) dargestellte Muster der Messpunkte.

Die Verschiebung der Mutter ΔM , die entsprechend der Gesamtverformung im Verspannungsdiagramm die Gesamtschraubenkraft der Flanschverbindung bestimmt, wird mit vier Messpunkten unter 90° auf der Mutterauflagefläche gemessen, Bild 4.13 links. Die Ergebnisse werden für die Symmetrieebenen gemittelt und sind in Kapitel 6.1, Bild 6.6 den Ergebnissen der FE-Simulation gegenübergestellt und diskutiert.

4.4 Bauteilversuch – SMC-Losflansche und Bunde mit der PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE

In Bild 4.14 ist eine symmetrische, vollständige Flanschverbindung mit Flanschen und Bunden aus GFK und mit einer PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE abgebildet. Der Versuchsaufbau dient zur detaillierten Erfassung der Dehnungen an der Flanschoberfläche zum Zwecke einer nachfolgenden Validierung des Kriechverhaltens in der FE-Simulation und zur Absicherung der Gültigkeit der Prüfung einer halben Flanschverbindung in Kapitel 4.2. Die DMS sind in den vier durch die Schraubenteilung gebildeten 90° -Segmenten jeweils an den drei in Bild 4.15 dargestellten Positionen angebracht.

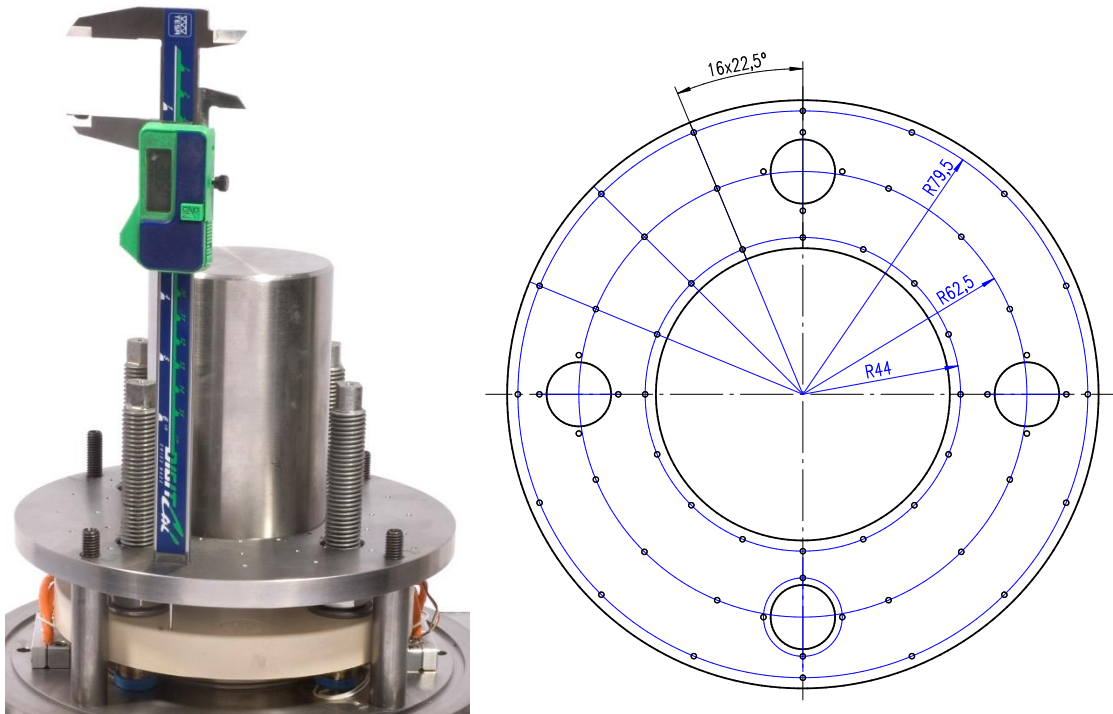


Bild 4.13: Aufbau zur Messung der axialen Verschiebung der Flanschoberfläche (links) an diskreten Punkten (rechts)

Der DMS an Position 1 erfasst die Dehnung in Umfangsrichtung auf der Stirnfläche des Losflansches am Innenradius im Bereich zwischen den Schrauben. Der DMS an Position 2 steht der Position 1 mit einem geringen radialen Versatz nach außen entsprechend der Bundauflagefläche gegenüber. An Position 3 unter der Unterlegscheibe im Schraubenloch wird die axiale Dehnung auf Höhe der Flanschblattmitte erfasst. Die Temperaturmessung erfolgt an der Stirnfläche des Losflansches mit einem Thermoelement.

Die Flanschverbindung wird mit 40 kN Gesamteinbauschraubenkraft verspannt und bei 80 °C 150 Stunden unter kontinuierlicher Erfassung der Kräfte durch die mit einer DMS-Vollbrücke versehenen Schrauben und der Dehnungen an den Positionen 1 bis 3 im Ofen ausgelagert. In einem zweiten Zyklus wird die Verbindung erneut auf 40 kN Gesamtschraubenkraft verspannt und wieder im Ofen für 200 Stunden ausgelagert, abgekühlt und schließlich entlastet. Der Vergleich zwischen dem Bauteilversuch und der Messung im Prüfstand in Bild 4.16 zeigt keine wesentlichen Unterschiede in der Schraubenkraftrelaxation. Damit ist nachgewiesen, dass die Prüfung einer halben Flanschverbindung im Prüfstand realistische Ergebnisse liefert.

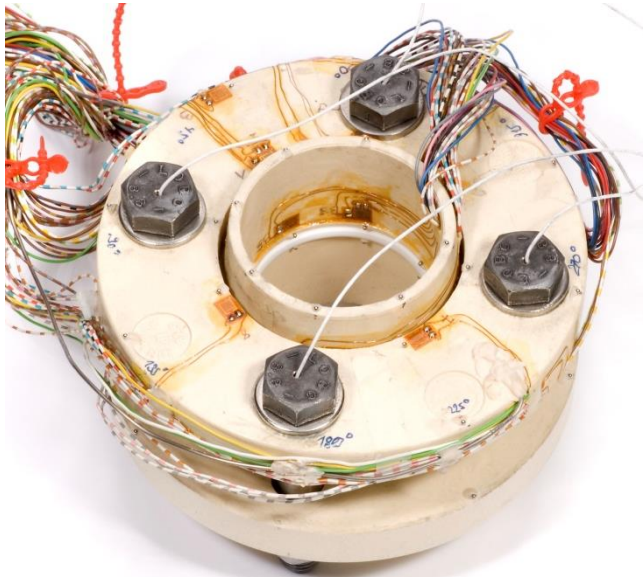


Bild 4.14: GFK-Flanschverbindung mit PTFE-Dichtung mit Inneneinfassung aus PTFE

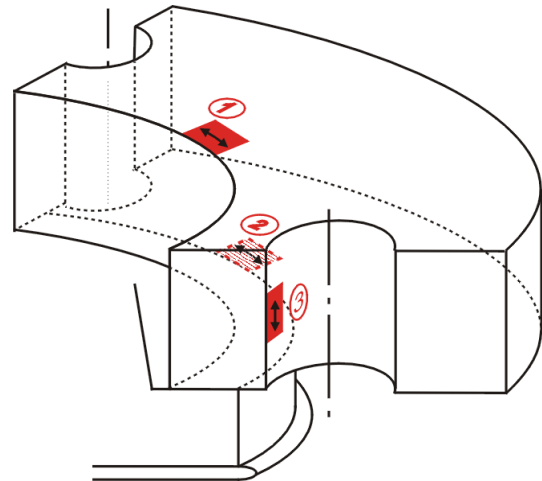


Bild 4.15: DMS-Messstellen der Positionen 1 bis 3

In Bild 4.17 (links) sind die Gesamtdehnungen an Position 1 und 2 über der Schraubenkraft dargestellt. Die gegensätzlichen Verläufe verdeutlichen den in der analytischen Berechnungsmethode in Kapitel 4 zu Grunde gelegten Charakter einer Biegebeanspruchung im Losflansch in Umfangsrichtung. Die Abweichungen der Beträge werden durch den radialen Versatz zwischen der Position 1 und 2 verursacht. Die Innenkante des DMS an der Position 1 stimmt mit der Innenkante des Losflansches mit einem Radius von 42,25 mm überein. Die Innenkante des DMS an Position 2 entspricht mit 51 mm der Außenkante der Auflagefläche zwischen Losflansch und Bund.

Bei der Montage nehmen die Dehnungen linear mit der Schraubenkraft zu. Die FE-Simulation des SMC-Losflansches mit unregelmäßigem Lagenaufbau bildet die Dehnungen in der linear-elastischen Rechnung des Montagezustandes exakt ab. In Bild 4.17 (rechts) ist die aus den zwei Belastungszyklen resultierende axiale Dehnung unter der Unterlegscheibe dargestellt. Auch hier ergibt sich bei der Montage ein linearer Zusammenhang mit der Schraubenkraft. Die gemessenen Dehnungen bei Montage an der Position 3 in Axialrichtung korrelieren gut mit den Ergebnissen der FE-Simulation für den Losflansch mit unregelmäßigem Lagenaufbau.

Beim Aufheizen und in Verbindung mit dem Schraubenkraftabfall im ersten Zyklus weicht die Dehnung an Position 3 deutlich vom linearen Verlauf bei Montage ab. Es entstehen bleibende Dehnungen durch das Kriechen des SMC-Werkstoffes. Auch beim zweiten Zyklus resultiert annähernd der gleiche Betrag bleibender Dehnung. Diese addiert sich nach Versuchsende zu 0.8 % auf und beträgt dann etwa 150 % der Dehnung bei der ersten Montage.

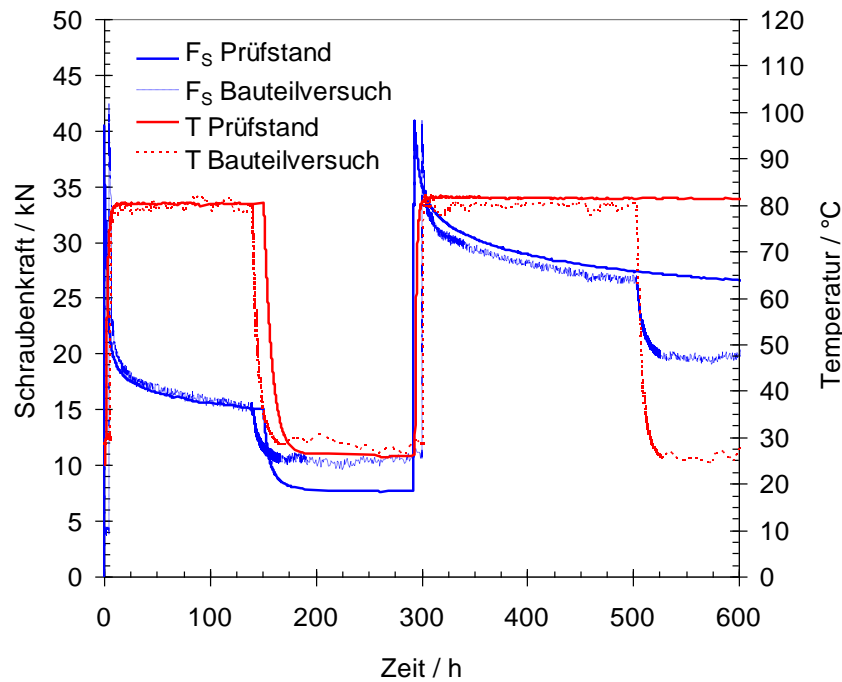


Bild 4.16: Vergleich des zeitlichen Verlaufs der Schraubkraft im Bauteilversuch mit der Messung im Prüfstand (halbe Verbindung) während zweier Zyklen

Im Vergleich dazu verbleiben an den Positionen 1 und 2 in Umfangsrichtung etwa 0.1 % Dehnung nach Versuchsende. Mit 0,3 beziehungsweise 0,25 % Dehnung bei Montage beträgt die bleibende Dehnung hier nur 40 % der Dehnung bei der ersten Montage. Unter der Unterlegscheibe wird annähernd die gesamte Dehnung, welche in den zwei Zyklen bei Montage aufgebracht wird (etwa 1 %) in irreversible Dehnung (etwa 0,8 %) umgewandelt.

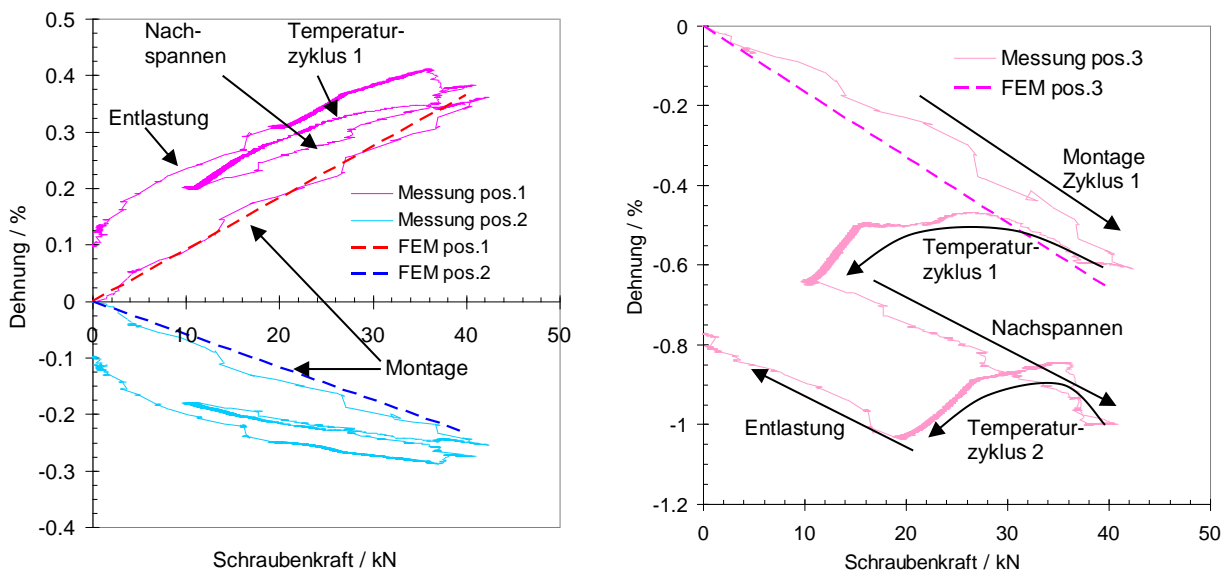


Bild 4.17: Verlauf der Umfangsdehnung an Position 1 und 2 (links) und der axialen Dehnung an Position 3 (rechts), Vergleich zwischen den gemessenen Dehnungen und den linear-elastischen Dehnungen der FE-Simulation nach dem Verspannen

4.5 Charakterisierung des Werkstoffverhaltens von SMC

Im Folgenden soll das richtungsabhängige Werkstoffverhalten des SMC-Werkstoffes ermittelt und beschrieben werden. Die Bezeichnungen für die Lagenorientierungen und Beanspruchungsrichtungen sind in Bild 4.18 definiert. In diesem Bild ist ein, wie unten erläutert, für SMC repräsentatives Volumenelement mit der isotropen Ebene entsprechend den SMC-Matten (Orientierung 11 & 22) horizontal und der transversalen Richtung senkrecht zu den Matten (Orientierung 33) abgebildet.

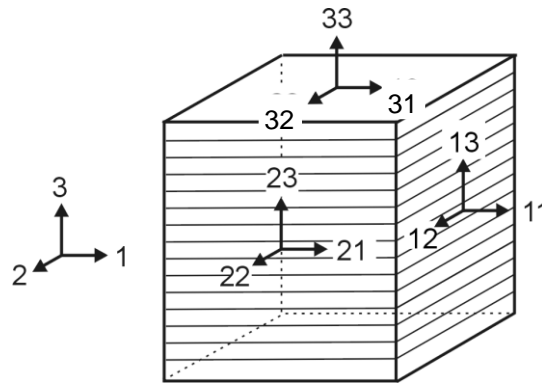


Bild 4.18: Volumenelement mit den Bezeichnungen der Lagenorientierungen und Beanspruchungsrichtungen

4.5.1 Mikrostruktur des SMC-Verbundwerkstoffes

Zur Charakterisierung der Werkstoffeigenschaften von SMC gibt eine REM-Untersuchung an dem in Bild 4.19 dargestellten Radialschnitt des SMC-Losflansches Einblick in die Mikrostruktur des SMC-Verbundes. Bild 4.20 verdeutlicht bei einer sechsfachen Vergrößerung die wellige Verteilung der Lagen und zeigt den teilweise fehlenden Verbund der Matten. Es bilden sich Lufteinschlüsse zwischen den einzelnen Lagen. In Bild 4.23 sind bei einer 120-fachen Vergrößerung die einzelnen Fasern zu erkennen. Sind diese senkrecht zum Schnitt angeordnet, so bilden sie kreisförmige Querschnittsflächen, liegen die Fasern in der Schnittebene, dann sind sie der Länge nach angeschnitten. Somit verdeutlicht die mikrostrukturelle Untersuchung den Charakter einer lokalen transversalen Isotropie mit gestapelten Schichten von ungerichteten Fasern, welche die SMC-Matten repräsentieren.

Neben den Fasern und der Matrix sind in Bild 4.21 dunkel gefärbte Partikel zu sehen. In Bild 4.22 treten diese Partikel deutlich hervor dank veränderter Kontrast- und Helligkeitseinstellungen. Bei den Partikeln handelt es sich gemäß den Ergebnissen der Spektrometrie um reinen Kohlenstoff. Aus der Literatur [94] ist bekannt, dass dem hier als Matrixwerkstoff verwendeten Vinylesterharz zur Erhöhung der Medienbeständigkeit häufig Graphit beigemischt wird.

Bei einer weiteren Vergrößerung (siehe Bild 4.23) lässt sich der Lagenaufbau des Verbundwerkstoffes im Detail erkennen. Die transversale Ebene mit isotropen Eigenschaften ist an dieser Stelle des Bauteils horizontal ausgerichtet. Keine Faser besitzt in ihrer Orientierung einen

vertikalen Anteil. In Bild 4.24 ist die Matrix zwischen den Fasern bei einer Vergrößerung von 1500 dargestellt. Offenbar treten nicht nur im Bereich zwischen den SMC-Matten, wie in Bild 4.20 zu erkennen, sondern auch zwischen den Fasern Poren und Risse auf. Beim Pressvorgang wird ein gewisser Anteil an Luft zwischen den SMC-Matten und in der Matrix eingeschlossen. Dies äußert sich in einer verminderten Steifigkeit und Festigkeit des Verbundes.

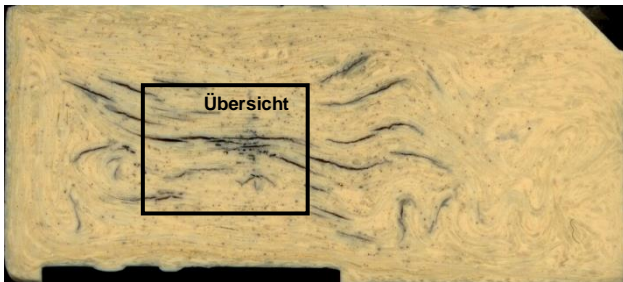


Bild 4.19: Radialer Schnitt durch den Losflansch im Bereich zwischen den Schrauben für die REM-Untersuchung

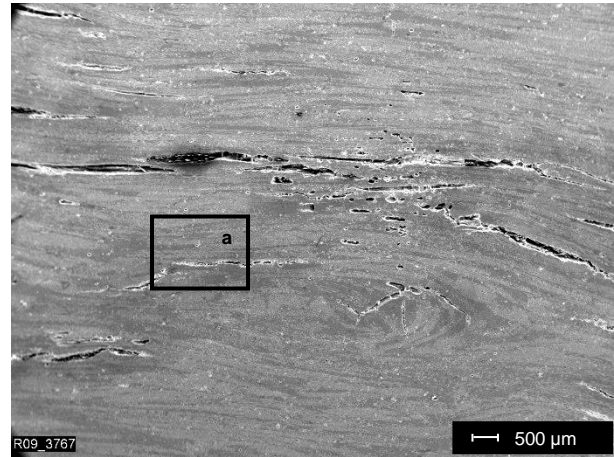


Bild 4.20: Übersicht aus Bild 4.19: Wellige Strukturen und Poren zwischen den SMC-Matten bei einer 6-fachen Vergrößerung

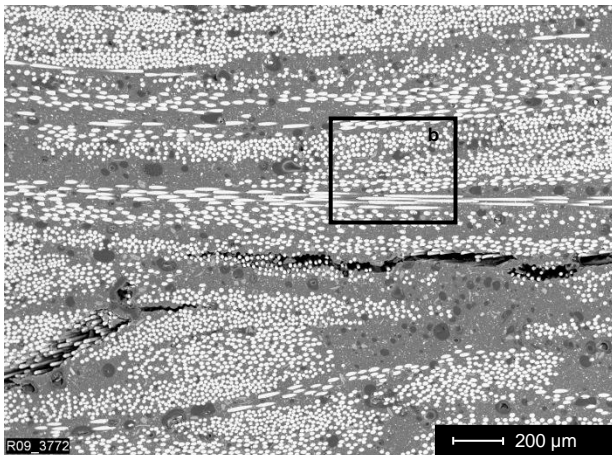


Bild 4.21: Detail a aus Bild 4.20: Faserbündel und deren Orientierung, 30-fache Vergrößerung 3211.2

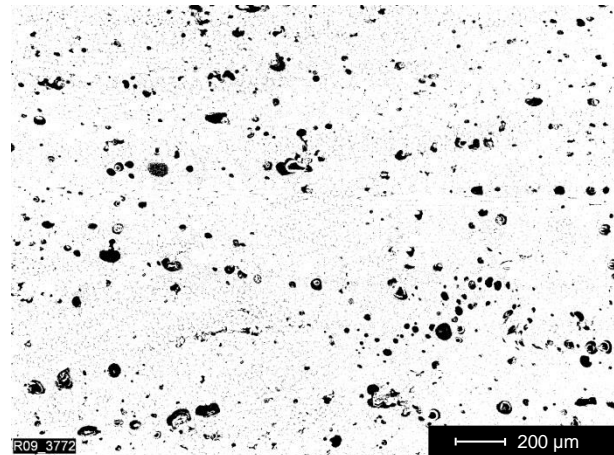


Bild 4.22: Detail a aus Bild 4.20: Graphit-Füllstoffpartikel bei veränderter Kontrast- und Helligkeitseinstellung, 30-fache Vergrößerung 3211.2

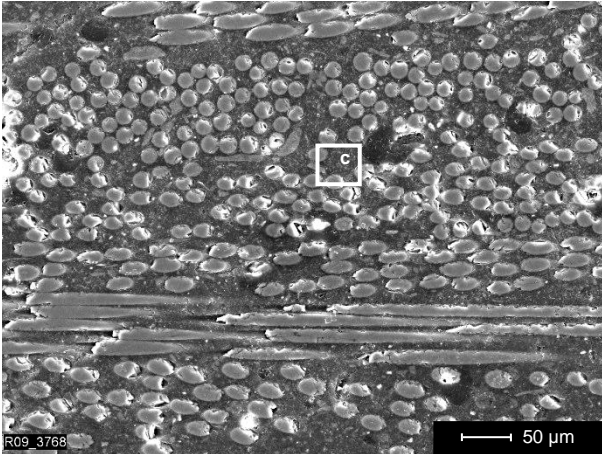


Bild 4.23: Detail b aus Bild 4.21: Einzelne Fasern in Längs- und Querorientierung, 120-fache Vergrößerung

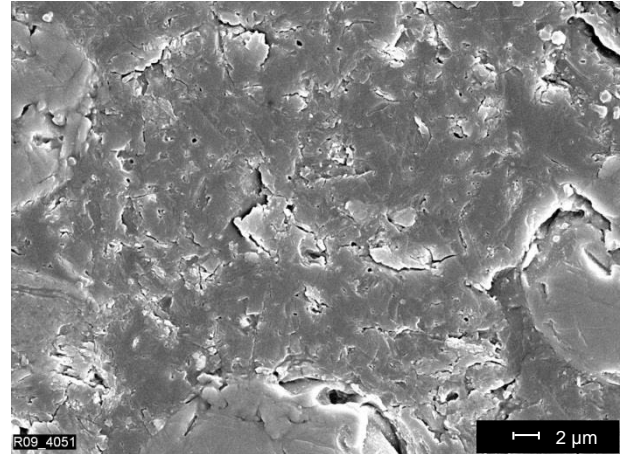


Bild 4.24: Detail c aus Bild 4.23: Poren und Risse in der Matrix bei 1500-facher Vergrößerung

4.5.2 Messtechnische Ermittlung der anisotropen Werkstoffeigenschaften

Für eine realistische Berechnung und anschließende Optimierung des mechanischen Verhaltens von SMC-Bauteilen ist die Kenntnis der richtungsabhängigen Werkstoffeigenschaften unerlässlich. Die vollständige Beschreibung einer GFK-Flanschverbindung erfordert die Kenntnis der elastischen Eigenschaften, des Wärmeausdehnungskoeffizienten, der Festigkeit und des Kriechverhaltens in Abhängigkeit von der Orientierung und von der Temperatur.



Bild 4.25: Blindflansch DN 300 mit ebener Orientierung der SMC-Matten; Entnahme der Bauteilausschnitte für zylindrische Proben

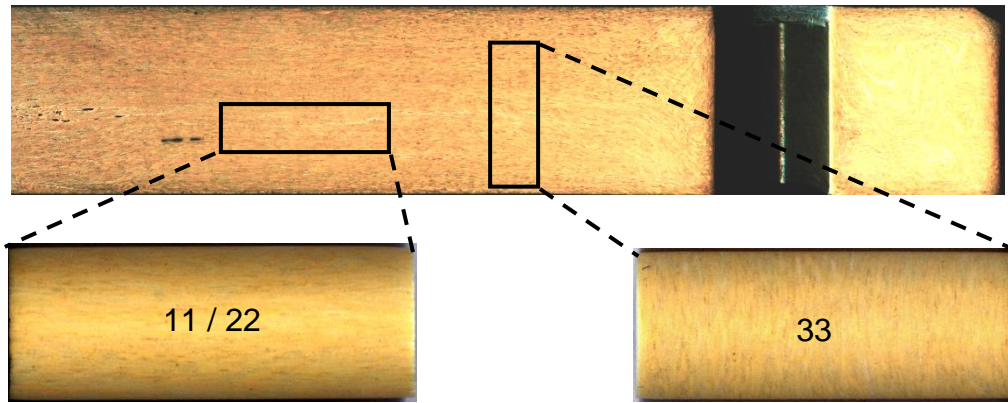


Bild 4.26: Entnahme der zylindrischen Bauteilausschnitte mit der Orientierung der SMC-Matten parallel 11 bzw. 22 (links) und senkrecht 33 (rechts) ihrer Belastungsrichtung

Die Werkstoffeigenschaften werden an zylindrischen Bauteilausschnitten ermittelt. Diese sind einem Blindflansch der Nennweite 300 entnommen, siehe Bild 4.25. Bei der Fertigung dieses Blindflansches werden die SMC-Matten entsprechend der Geometrie des Blindflansches zugeschnitten und in die Form eingebracht. Daraus resultiert der in Bild 4.18 dargestellte ebene Lagenaufbau. Die in Bild 4.26 gezeigten zylindrischen Proben besitzen eine Länge von 25 mm und einen Durchmesser von 10 mm und entsprechen so den Voraussetzungen der DIN EN ISO 604 [95]. Sie sind für die Belastung im Druckversuch längs (11 bzw. 22) und senkrecht (33) zu der Orientierung der SMC-Matten entnommen. An diesen Proben werden die orientierungsabhängigen Elastizitätskonstanten, Wärmeausdehnungskoeffizienten und Druck- und Scherfestigkeiten ermittelt.

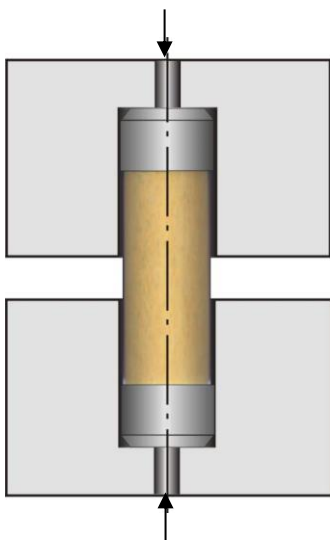


Bild 4.27: Prüfeinrichtung zur Durchführung von Stauchversuchen an zylindrischen GFK-Proben nach DIN 53454 (schematisch)

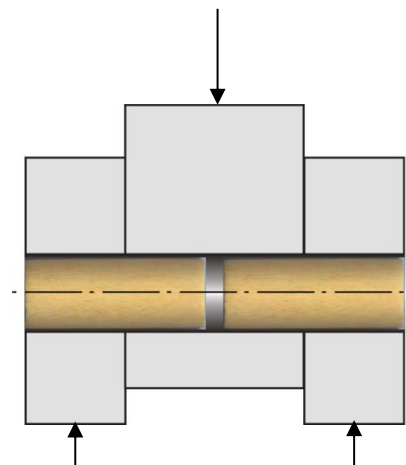


Bild 4.28: Prüfeinrichtung für Scherversuche an zylindrischen Proben nach DIN EN 28749 (schematisch) 3211.2

Zur Ermittlung der Druck- und Scherfestigkeiten des SMC-Werkstoffes und der richtungsabhängigen E-Moduln werden an den in Bild 4.26 dargestellten Proben Druck- und

Scherversuche durchgeführt. Dafür werden die Proben in den in Bild 4.27 und Bild 4.28 dargestellten Vorrichtungen nach DIN 53454 [96], welche das Ausfasern der Probenränder vermeiden sollen, in der beheizbaren Prüfmaschine entsprechend Bild 3.1 einer Druck- und Scherbeanspruchung ausgesetzt.

Die gemessenen Fließkurven sind in Bild 4.29 für die jeweilige Lagenorientierung angegeben. Die aus fünf identisch geprüften Proben gemittelten Werte für die E-Moduln E_{11} beziehungsweise E_{22} in der isotropen Ebene der SMC-Matten mit 9615 MPa und E_{33} senkrecht zu den SMC-Matten mit 4900 MPa kennzeichnen die mittlere Steigung des anfänglich linearen Verlaufs der Fließkurven. Die für die Bewertung der Festigkeit der SMC-Losflansche mit der FEM nach Tsai-Wu (vgl. Kapitel 6.2) benötigten Kennwerte entsprechen den in Bild 4.30 angegebenen arithmetischen Mittelwerten der maximal ertragenen Druckspannungen σ_{11C}^f in der Ebene der SMC-Matten und σ_{33C}^f senkrecht dazu.

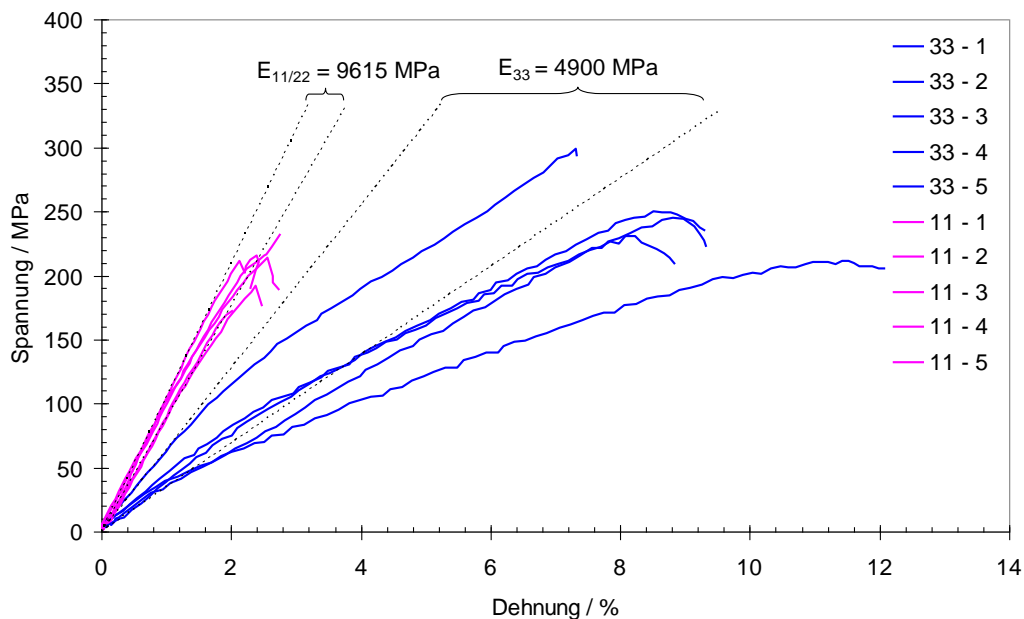


Bild 4.29: Spannungs-Dehnungsdiagramm der Druckversuche und gemittelte E-Moduln für die 11- (bzw. 22-) und 33- Richtung

Die ebenfalls in Bild 4.30 angegebene Zugfestigkeit σ_{11T}^f in der isotropen Ebene der SMC-Matten von 157 MPa ist den Untersuchungen im Rahmen des AiF-Forschungsvorhabens [91] entnommen. Der darin ebenfalls ermittelte Wert für die Zugfestigkeit senkrecht zu den SMC-Matten σ_{33T}^f entspricht mit 11 MPa den Ergebnissen an SMC-Proben mit gezielt hergestelltem welligem Lagenaufbau. Es ist davon auszugehen, dass senkrecht zu den SMC-Matten die geringste Festigkeit vorliegt und dass diese Belastungsrichtung bei der Prüfung einer Probe mit welligem Lagenaufbau lokal vorliegt und dadurch Werte der Zugfestigkeit resultieren, die repräsentativ für die Belastungsrichtung senkrecht zu den SMC-Matten sind.

Zur Ermittlung der richtungsabhängigen Scherfestigkeiten τ_{12}^f in der Ebene der SMC-Matten sowie τ_{13}^f und dem aus Gründen der Isotropie in der 12-Ebene dazu identischen τ_{23}^f mit jeweils einer Komponente senkrecht zu den SMC-Matten werden an den zylindrischen Bauteilausschnitten Scherversuche nach DIN EN 28749 [97] mit der in Bild 4.28 dargestellten Vorrichtung durchgeführt. Die Ergebnisse der richtungsabhängigen Scherfestigkeit sind ebenfalls in Bild 4.30 enthalten. Es ergeben sich für τ_{13}^f beziehungsweise τ_{23}^f relativ geringe Werte von 23 MPa, da die Schubspannung in der Ebene der SMC-Matten auftritt. Die Werte für τ_{12}^f liegen zwischen 100 und 150 MPa mit dem Mittelwert von 133 MPa. Bei der Prüfung der Scherfestigkeit in der 12-Ebene liegen immer Fasern senkrecht zu den Schubspannungen und erhöhen dadurch die Scherfestigkeit.

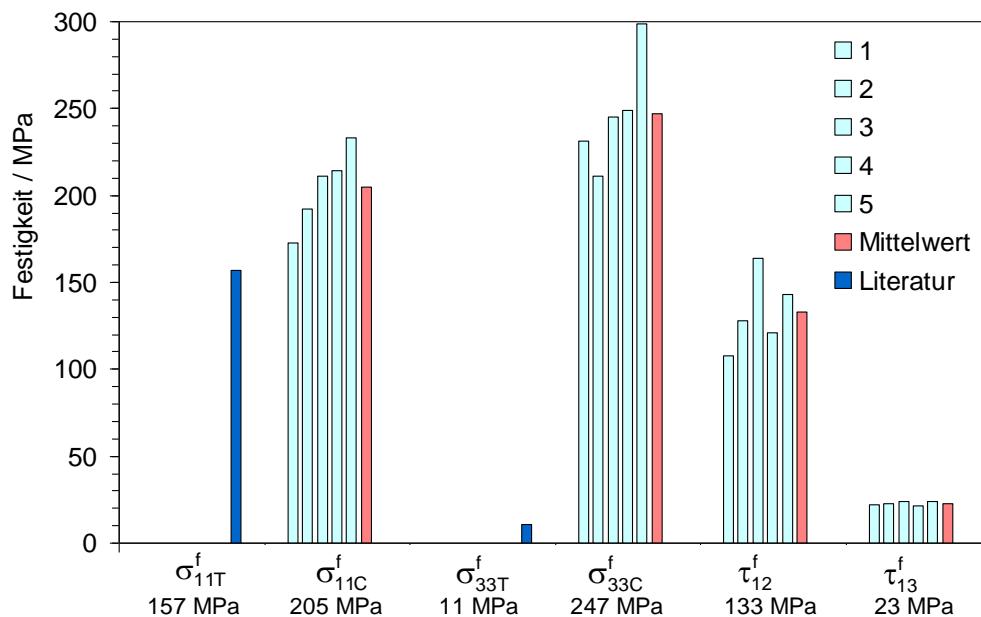


Bild 4.30: Richtungsabhängige Druckfestigkeiten σ_C^f , Zugfestigkeiten σ_T^f und Scherfestigkeiten τ^f des SMC-Verbundes

Zur Bestimmung der Querkontraktion werden an den zylindrischen Bauteilausschnitten unter Druckbeanspruchung photogrammetrische Messungen der Dehnungsverteilung in axialer Richtung und in Umfangsrichtung durchgeführt. Der in Bild 4.31 dargestellte Prüfaufbau ermöglicht die Messung von Dehnungen senkrecht zur Beanspruchungsrichtung und tangential zur Oberfläche in Umfangsrichtung.

Die Dehnungsverteilungen bei axialer Druckbeanspruchung mit 115 MPa senkrecht zu den SMC-Matten und in Richtung der SMC-Matten sind in Bild 4.32 dargestellt. Die inhomogene Verteilung der Faserbündel in den Matten und die Lufteinschlüsse bewirken lokal deutliche Dehnungsspitzen, gleichzeitig aber auch Bereiche, in denen fast gar keine Dehnungen festzustellen sind. Daher

werden die E-Moduln aus den mittleren Dehnungen bestimmt. Der Vergleich der Werte der photogrammetrischen Messung mit den E-Moduln aus den Fließkurven liefert gute Übereinstimmung, Tabelle 4.2.

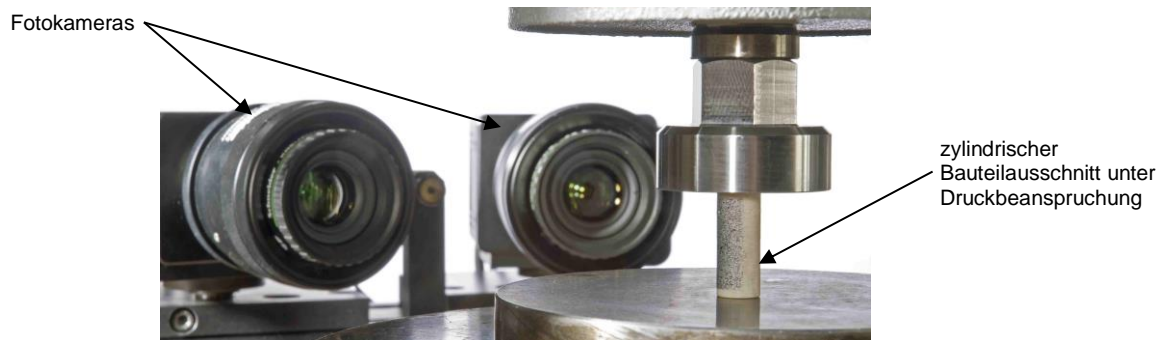


Bild 4.31: Photogrammetrische Messung der Dehnungsverteilung unter einer axialen Druckbeanspruchung der zylindrischen SMC-Probekörper

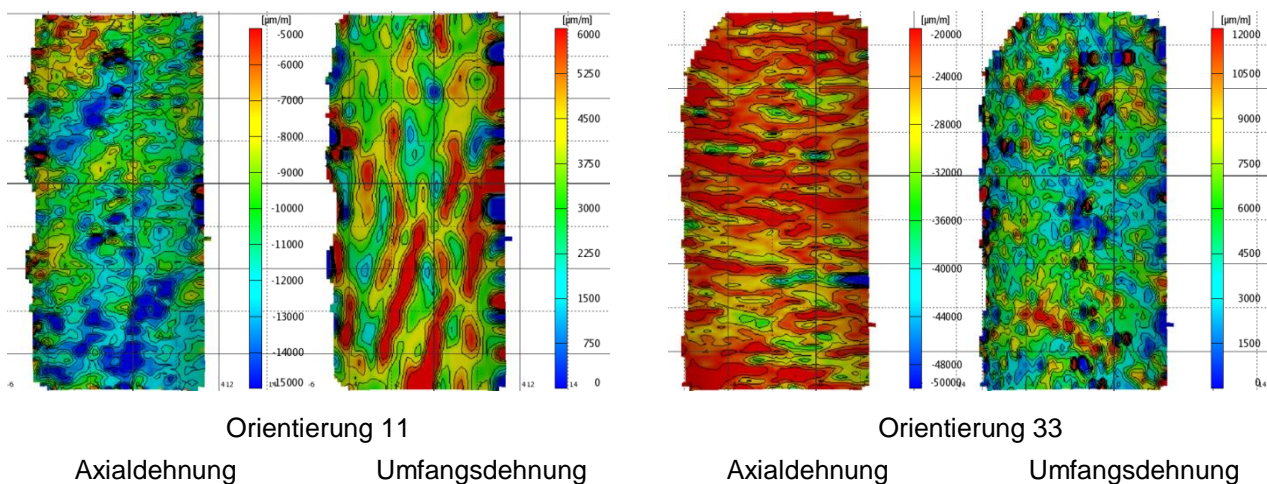


Bild 4.32: Dehnungsverteilung gemäß der photogrammetrischen Untersuchung bei 115 MPa axialer Druckspannung

Die Querkontraktionszahl wird aus dem Verhältnis zwischen den mittleren Axial- und Umfangsdehnungen ermittelt. Der Wert für die Querkontraktionszahl in der Ebene der SMC-Matten ν_{12} von 0,19 verdeutlicht im Vergleich zur Querkontraktionszahl senkrecht zu den SMC-Matten mit ν_{13} von 0,34 die Richtungsabhängigkeit der Eigenschaften des SMC, siehe Tabelle 4.2.

Die Wärmedehnung wird aus der longitudinalen Längenänderung der Probe in der Aufheizphase der Kriechversuche ermittelt. Diese Längenänderung ist in Bild 4.33 in Abhängigkeit von der Orientierung der SMC-Matten dargestellt. Um den Temperaturgang der Prüfeinrichtung zu bestimmen, wird die mit einem Aluminiumzylinder mit identischer Geometrie verursachte Längenänderung ermittelt. Aus den Differenzen der Messungen und dem bekannten Wärmeausdehnungskoeffizienten von Aluminium können die Wärmeausdehnungskoeffizienten des SMC-Verbundes bestimmt werden. Es ergeben sich die von der Orientierung der Matten abhängigen Wärmedehnungskoeffizienten $\alpha_{11}=\alpha_{22}= 17 \cdot 10^{-6} \text{K}^{-1}$ und $\alpha_{33}= 106 \cdot 10^{-6} \text{K}^{-1}$

Tabelle 4.2: Gemessene E-Moduln und Querkontraktionszahlen des SMC für die Werkstoffmodellierung des SMC-Losflansches in der FE-Simulation in Kapitel 4.6

	$E_{11/22}$	E_{33}	$G_{13} = G_{23}$	G_{12}	$\nu_{13} = \nu_{23}$	ν_{12}
Druckversuch	9615	4900	-	-	-	-
photogrammetrische Messung	9988	4536	-	-	0,34	0,19
Werte für die FE-Simulation	9988	4536	1233	2166	0,34	0,19
			Aus der theoretischen Herleitung für den SMC-Werkstoff in Kap. 5.3			

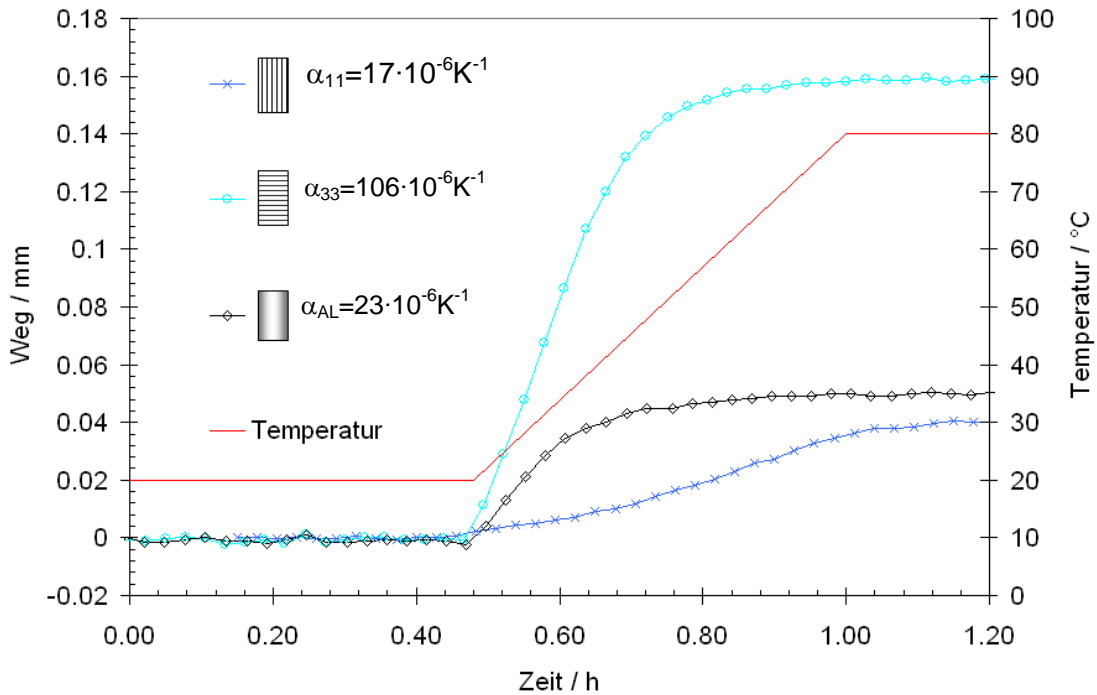


Bild 4.33: Ermittlung der richtungsabhängigen Wärmeausdehnung aus der Aufheizphase der Kriechversuche und Referenzwert eines Aluminiumzylinders

4.5.3 Analytische Herleitung der transversal-isotropen Elastizitätskonstanten

In der Literatur sind verschiedene analytische Verfahren beschrieben, mit deren Hilfe das elastische Verhalten eines unidirektionalen Verbundwerkstoffes aus den Werkstoffeigenschaften der Einzelkomponenten berechnet werden kann [98-101]. Wie in der Literatur [102,103] erläutert, gestaltet sich die geschlossene Beschreibung eines unidirektionalen Verbundwerkstoffes allerdings schwierig, insbesondere bei der Berechnung der Schubmodule. Ein für einen unidirektionalen Verbundwerkstoff repräsentatives Volumenelement ist in Bild 4.34 dargestellt.

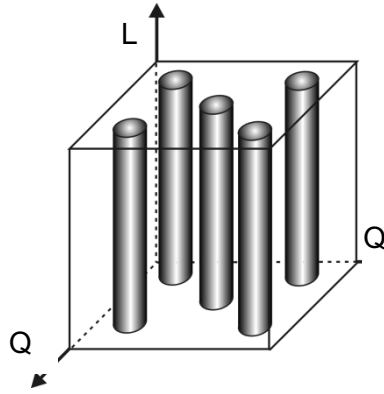


Bild 4.34: Schematische Darstellung eines für einen unidirektionalen GFK-Verbund repräsentativen Volumenelements

Das abgebildete Volumenelement repräsentiert ein Faserbündel der SMC-Matten. Die Fasern sind in der L-Richtung ausgerichtet, die globalen Eigenschaften in den Q-Richtungen senkrecht zu den Fasern sind identisch. Es handelt sich um einen transversal-isotropen Werkstoff mit der transversal-isotropen Ebene senkrecht zur Faserorientierung. Nach der geschlossenen Theorie von Chamis können die richtungsabhängigen Werkstoffeigenschaften aus den Eigenschaften der Matrix (Index m) und der Faser (Index f) nach den Gleichungen 4.1 bis 4.7 bestimmt werden. Die richtungsabhängigen Elastizitätskonstanten E_{LQ} (E-Modul), G_{LQ} (Schubmodul) und ν_{LQ} (Querdehnungszahl) berechnen sich in Abhängigkeit vom jeweiligen Volumenanteil V wie folgt:

$$E_L = E_f V_f + E_m V_m, \quad \text{Gl.4.1}$$

$$E_Q = \frac{E_m}{1 - \sqrt{V_f} (1 - E_m/E_f)}, \quad \text{Gl.4.2}$$

$$G_{LQ} = G_{QL} = \frac{G_m}{1 - \sqrt{V_f} (1 - G_m/G_f)}, \quad \text{Gl.4.3}$$

$$G_{QQ} = \frac{G_m}{1 - \sqrt{V_f} (1 - G_m/G_{f23})}, \quad \text{Gl.4.4}$$

$$\nu_{LQ} = \nu_{QL} = \nu_f V_f + \nu_m V_m \quad \text{Gl.4.5}$$

$$\nu_{QQ} = \frac{E_Q}{2G_{QQ}} - 1. \quad \text{Gl.4.6}$$

Die Werkstoffeigenschaften für Faser und Matrix werden in [91] mit $E_f = 73000$ MPa, $\nu_f = 0,22$, $E_m = 3440$ MPa und $\nu_m = 0,37$ angegeben. Mit diesen Werten ergeben sich für

$$G_{f/m} = \frac{E_{f/m}}{2(1 + \nu_{f/m})} \quad \text{Gl.4.7}$$

mit einem Faservolumengehalt des SMC-Werkstoffes von 44% [91] die Elastizitätskonstanten in Tabelle 4.3 für das repräsentative Volumenelement des SMC-Werkstoffes. Dabei sind Faser und Matrix nicht getrennt abgebildet, sondern gemäß ihrem makroskopischen Gesamtverhalten entsprechend einem homogenen Werkstoff. Die in der Realität bestehenden Spannungssprünge, die bei einer homogenen Dehnungsverteilung zwischen Faser und Matrix auftreten, sind nicht aufgelöst.

Wie zu Beginn in Kapitel 4 erläutert, resultiert aus dem Fertigungsprozess der SMC-Bauteile ein unregelmäßig geschichteter und global welliger Lagenaufbau. Die Elementarzelle in Bild 4.34 repräsentiert ein Faserbündel der unregelmäßigen Matten, welches in der isotropen Ebene zufällig verteilt und orientiert ist.

Um die elastischen Eigenschaften des SMC-Werkstoffes zu bestimmen, wird in einer FE-Simulation eine Elementarzelle aufgebaut, welche die unregelmäßigen Matten mit ihren Faserbündeln aus Ebenen von Elementen zusammensetzt, denen in der Ebene eine zufällige Ausrichtung der Werkstoffeigenschaften in der 1-Richtung aus Tabelle 4.3 zugewiesen wird. Die Vorgehensweise ist in Bild 4.35 dargestellt.

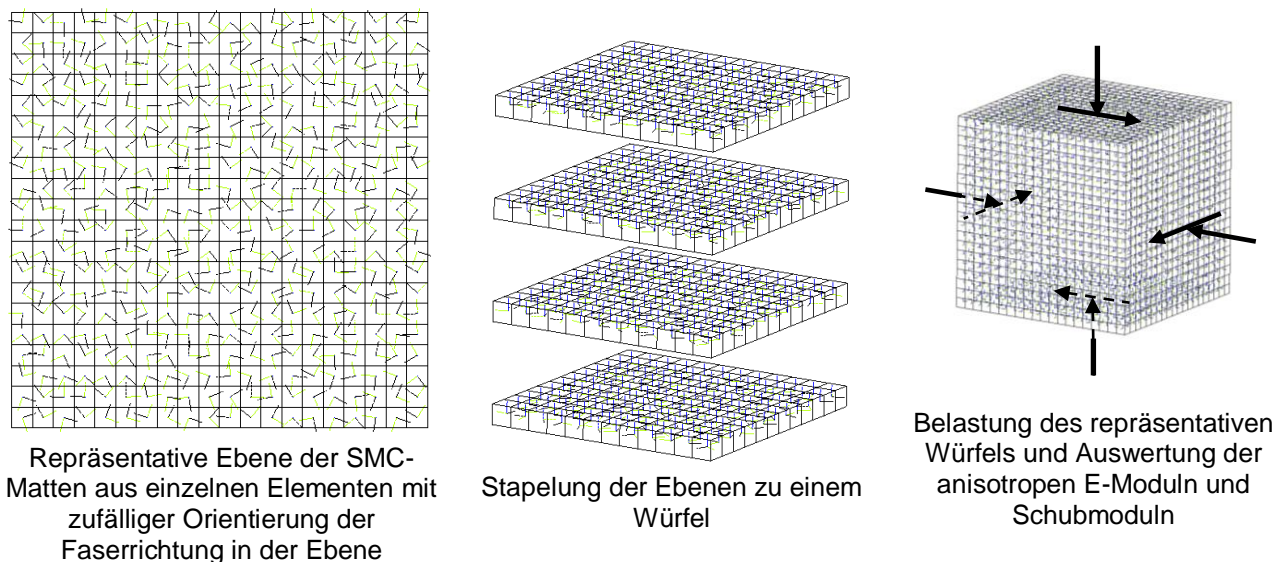


Bild 4.35: Erstellung eines für den Lagenaufbau der SMC-Losflansche repräsentativen Volumenelements zur Bestimmung der Elastizitätskonstanten des SMC-Werkstoffes

An diesem für den SMC-Werkstoff repräsentativen Volumenelement werden nun die richtungsabhängigen Elastizitätskonstanten E_{11} , E_{33} , G_{12} und G_{13} bestimmt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 4.3 zusammengefasst. Dabei wird ersichtlich, dass die unregelmäßige Verteilung der Fasern im SMC-Werkstoff im Vergleich zu einem unidirektionalen Verbund zu einem deutlich verminderten E-Modul führt.

Verglichen mit den Elastizitätskonstanten der messtechnischen Untersuchung der SMC-Proben [91] liefert die FE-Simulation für das repräsentative Volumenelement höhere Werte. Dies kann mit den Lufteinschlüssen zwischen den Matten und auch mit der porösen und rissigen Struktur der Matrix auf mikroskopischer Ebene erklärt werden. An den Rändern der Poren entstehen lokal erhöhte Dehnungen, welche zu einem global verminderten E-Modul führen. Dieses komplexe Werkstoffverhalten ist mit den bestehenden analytischen Modellen nicht in Einklang zu bringen. Als Basis für die Werkstoffmodellierung in der FE-Simulation dienen daher die gemessenen E-Moduln, welche um einen Faktor 1,64 in der Ebene der SMC-Matten beziehungsweise 1,95 senkrecht zu den Matten geringer sind, als es das repräsentative Volumenelement mit den Werkstoffeigenschaften entsprechend der Laminattheorie nach Chamis für den SMC-Werkstoff ausweist. Da der Schubmodul an den zylindrischen Bauteilen experimentell nur sehr schwierig zu ermitteln ist, wird für die Werkstoffmodellierung in der FE-Simulation auf die Ergebnisse der analytischen Herleitung zurückgegriffen. Da die gemessenen Werte für die E-Moduln aber im Mittel um den Faktor 1,8 geringer sind, als es die analytische Herleitung ausweist, werden die in der FE-Simulation eingesetzten Werte für die Schubmoduln G_{13} und G_{23} um den Faktor 1,8 reduziert. Die dementsprechend für die FE-Simulation ermittelten Elastizitätskonstanten sind in Tabelle 4.2 angegeben und stimmen mit Angaben aus der Literatur für SMC [104] überein.

Tabelle 4.3: Elastizitätskonstanten für die UD-Elementarzelle der Faserbündel und für die repräsentative Elementarzelle des SMC-Werkstoffes

	E_L	E_Q	$G_{LQ} = G_{QL}$	G_{QQ}	$\nu_{LQ} = \nu_{QL}$	ν_{QQ}
Theorie für Faserbündel	32000	8800	3250	3250	0,31	0,36
	$E_{11/22}$	E_{33}	$G_{13} = G_{23}$	G_{12}	$\nu_{13} = \nu_{23}$	ν_{12}
Repräsentatives Volumenelement für SMC	16350	8844	2220	3900	0,55	0,31

4.5.4 Untersuchung des anisotropen Kriechverhaltens

Um das Kriechrelaxationsverhalten der Flanschverbindung in der FE-Simulation abbilden zu können, werden an den in Bild 4.26 gezeigten zylindrischen Bauteilausschnitten Kriechversuche unter konstanter Druckbeanspruchung bei 80 °C durchgeführt. Da in erster Linie ein Lagenaufbau gefunden werden soll, welcher zu weniger Kriechrelaxation im Betrieb der Flanschverbindung führt und die Kriechrelaxationsversuche der SMC-Losflansche nach 100 Stunden keinen weiteren signifikanten Abfall der Schraubenkraft zeigen, werden die Kriechversuche aus Zeitgründen bis maximal 100 Stunden durchgeführt. Das Langzeitverhalten wird in weiterführenden Arbeiten untersucht. Die Versuche werden bei 30, 60 und 90 MPa jeweils längs und senkrecht zu den SMC-Matten durchgeführt und mindestens dreimal wiederholt. Die gesamten Ergebnisse sind in Bild 4.36 dargestellt.

Zunächst zeigt Bild 4.36 die deutlich verschiedenen Kriechraten zwischen der 33- und 11-Richtung. Die Kriechdehnungen senkrecht zu den SMC-Matten sind bei der jeweiligen Belastungsstufe um etwa eine Größenordnung höher als in der Ebene der SMC-Matten. Eine anisotrope Werkstoffmodellierung ist für die numerische Simulation daher unabdingbar. Ebenfalls eine Herausforderung für die Werkstoffmodellierung stellt die Streuung der Kriechdehnungen dar, welche beispielsweise dazu führt, dass eine mit 60 MPa geprüfte Probe höhere Kriechdehnungen aufzeigt, als alle drei bei 90 MPa geprüften Proben.

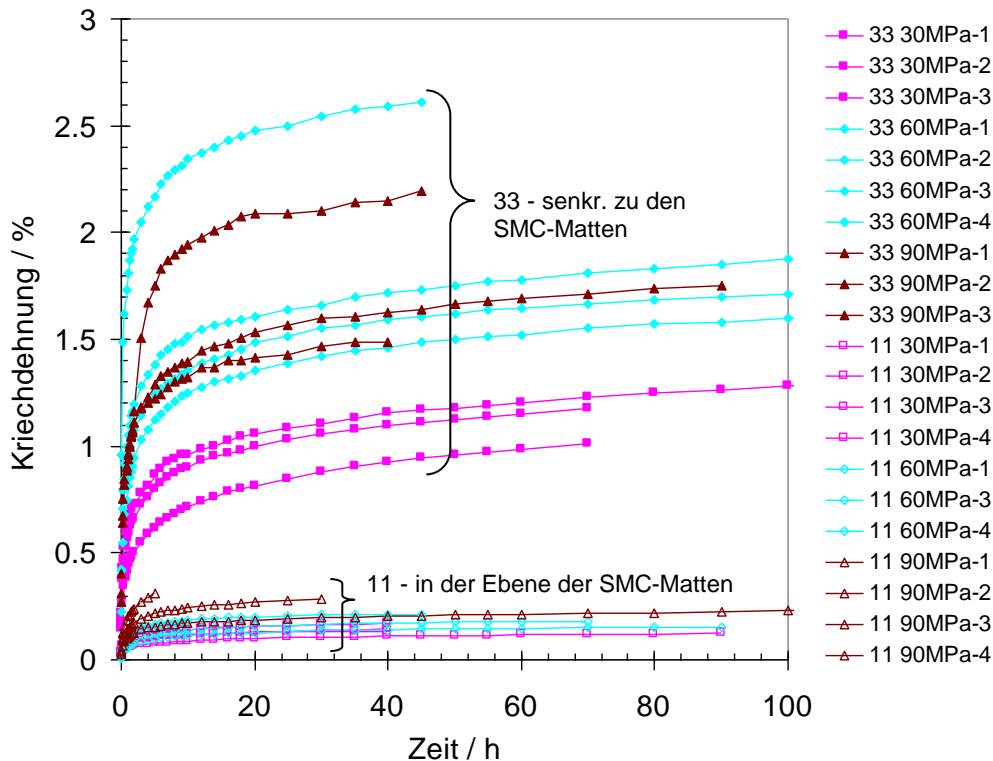


Bild 4.36: Gesamtheit der Kriechkurven bei 80 °C und 30/60/90 MPa Druckbeanspruchung für die beiden Orientierungen senkrecht zu (33) und in der Ebene der SMC-Matten 11 (bzw. 22)

Generell findet ein großer Teil der viskosen Verformung in den ersten Minuten statt. Es besteht also ein ausgeprägter Bereich primären Kriechens. Nach etwa zwei Stunden unter Last nimmt die Kriechrate deutlich ab und nähert sich ab 20 bis 50 Stunden asymptotisch einem linearen Verlauf an, dem Bereich des sekundären Kriechens mit konstanter Dehnrage.

Für die Anpassung des Kriechmodells nach Graham Waller in Kapitel 4.6 sind für die jeweilige Orientierung und Belastung in Bild 4.37 die Streubereiche der Kriechkurven zwischen den Maximal- und Minimalwerten farbig hervorgehoben. Eine Kriechkurve bei 60 MPa mit der Belastung in 33-Richtung und eine Kriechkurve mit 90 MPa in der 11-Richtung sind dabei nicht berücksichtigt, da die Kriechdehnung in diesen Fällen von den anderen, jeweils unter identischen Randbedingungen ermittelten Kriechkurven deutlich abweicht.

Das Ziel bei der Anpassung des anisotropen Kriechmodells in Kapitel 4.6 ist die Abbildung eines für den SMC-Werkstoff repräsentativen Kriechverhaltens. Es muss eine Kombination von Parametern des verwendeten Werkstoffmodells gefunden werden, welches für jede Belastungsrichtung und Lagenorientierung möglichst in die Mitte der Streubereiche fällt. Im Einzelfall kann es bei der Berechnung der Schraubenkraftrelaxation durch die nicht abgebildete Streuung der Kriecheigenschaften im Bauteil zu Differenzen zwischen der FE-Simulation und den Ergebnissen des Bauteilversuchs kommen.

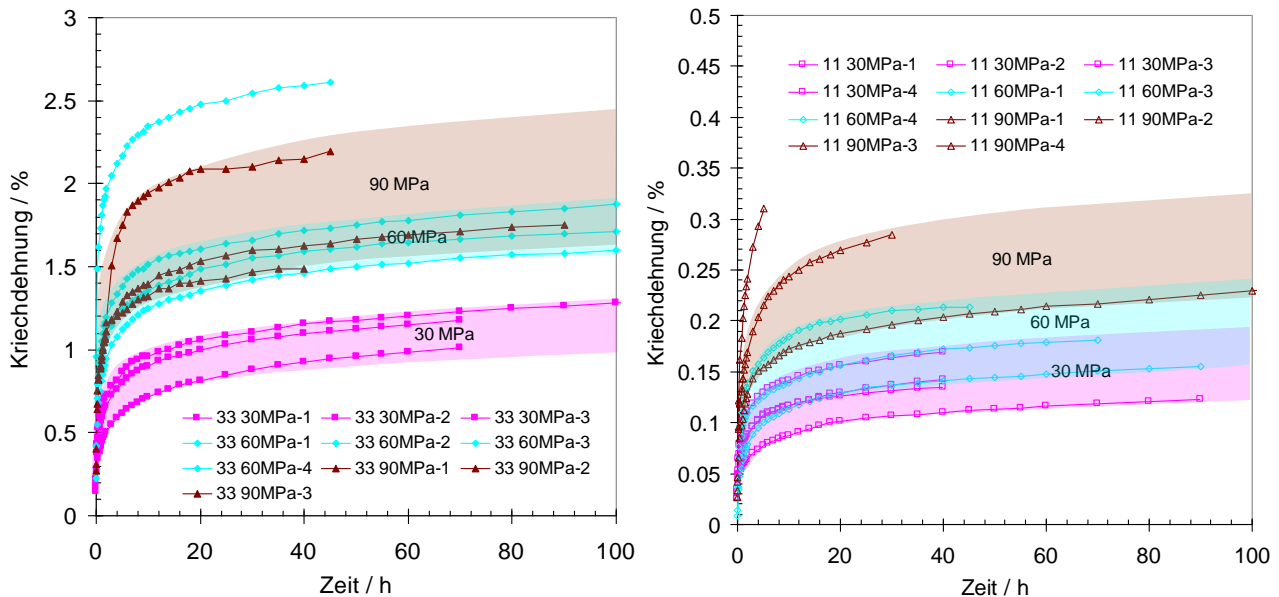


Bild 4.37: Darstellung der Streubereiche der Kriechkurven bei 80 °C und 30/60/90 MPa Druckbeanspruchung für die beiden Lagenorientierungen senkrecht zu (links) und in der Ebene der SMC-Matten (rechts)

4.6 Modellierung und Optimierung des mechanischen Verhaltens von SMC-Losflanschen mit der FEM

Eine realistische Beschreibung des mechanischen Verhaltens der GFK-Flanschverbindung bildet die Grundlage für eine werkstoffgerechte Auslegung mit einer analytischen Berechnungsmethode. Dazu bedarf es der Kenntnis der Spannungen bzw. Dehnungen an hochbeanspruchten und damit versagensrelevanten Stellen in Abhängigkeit von den Belastungen. Die Methode der Finiten Elemente bietet die Möglichkeit, lokale Spannungen und Dehnungen unter Berücksichtigung des anisotropen Werkstoffverhaltens zu berechnen und mit den Ergebnissen der analytischen Berechnungen zu vergleichen. Als weiteres Ergebnis liefert die FE-Simulation die axiale Verformung der Losflansche, welche das Maß für ihre Steifigkeit sind und ebenfalls im Vergleich mit den Ergebnissen der Bauteilversuche zur Verifikation der Lasteinleitung durch starre Schraubenköpfe im Stauchversuch dienen. Darüber hinaus wird mit einem anisotropen Schädigungsmodell der lokale Spannungszustand im Bauteil bezüglich Versagen bewertet und dementsprechend die Qualität von Losflanschen mit unterschiedlichem Lagenaufbau ermittelt. Die

Erweiterung des Kriechgesetzes von Graham-Walles mit dem von Hill beschriebenen Ansatz ermöglicht durch Anpassung an die ermittelten richtungsabhängigen Kriecheigenschaften die Berechnung der Schraubenkraftrelaxation und damit die Betriebssicherheit von GFK-Flanschverbindungen in Abhängigkeit von ihrem Lagenaufbau.

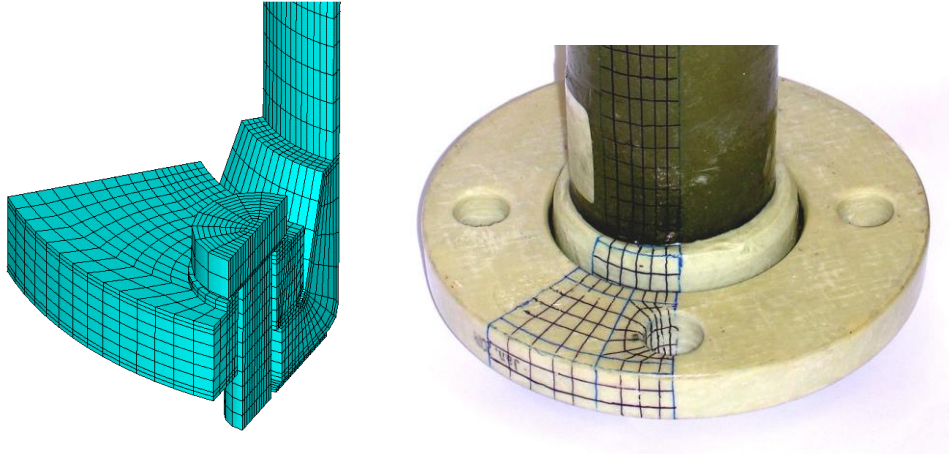


Bild 4.38: FE-Modell (links) eines angedeuteten Ausschnitts der Flanschverbindung (rechts)

In Bild 4.38 ist das dreidimensionale Finite-Elemente Modell der Flanschverbindung dargestellt. Aus Symmetriegründen kann dieses auf 1/16 der paarigen Flanschverbindung reduziert werden. Bei der Modellierung ist vor allem auf eine realistische Abbildung der Kontaktstellen (Dichtung/Bund; Bund/Flansch; Flansch/Unterlegscheibe; Unterlegscheibe/Schraube) zu achten. Eine genügend hohe Anzahl von Elementen und eine möglichst identische Knotenverteilung der Kontaktflächen ist hierfür ausschlaggebend, so dass, wie in Bild 4.39 dargestellt, eine homogene und realistische Flächenpressungsverteilung an den Kontaktflächen erreicht wird und der verwendete Kontaktalgorithmus (eine Knoten-zu-Knoten-Kontaktdefinition) keine numerischen Instabilitäten verursacht.

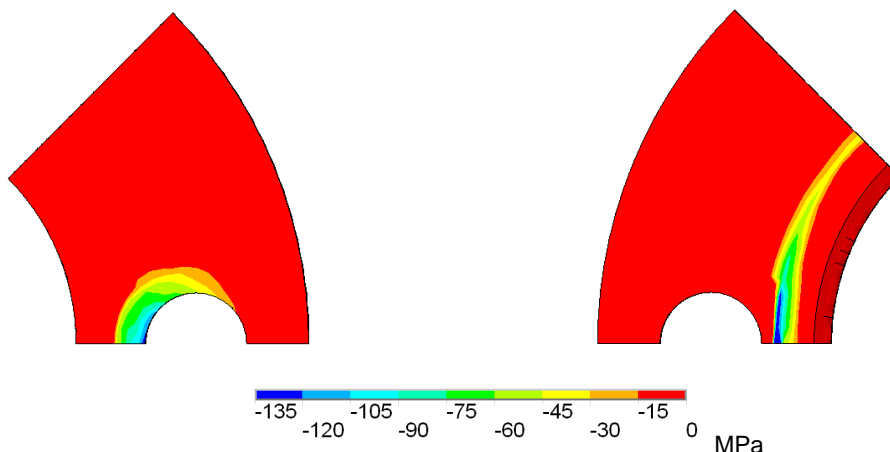


Bild 4.39: Kontaktflächenpressung an den Kontaktstellen Unterlegscheibe/Losflansch (links) und Losflansch/Bund (rechts)

In dem Modell wird der Einfluss des Innendrucks und der axialen Rohrkraft über entsprechende Randbedingungen abgebildet. Der Innendruck wirkt an der Dichtfläche bis zur Dichtungsmitte. In Kapitel 3.4 wird dargestellt, wie in weiterführenden Arbeiten eine realistische Druckverteilung in der Dichtung berechnet werden kann. Diese hängt in erster Linie von der radialen Flächenpressungsverteilung ab. Bei großen Flanschblattneigungen, wie bei GFK-Flanschverbindungen üblich, kann der Innendruck nahezu an der gesamten Dichtfläche wirken.

Den Symmetrieebenen in Umfangsrichtung werden symmetrische Randbedingungen zugewiesen, welche Verschiebungen in Umfangsrichtung unterbinden. Somit resultieren dort keine Spannungs- und Dehnungsgradienten in Umfangsrichtung. Die Temperatur wird von 20 °C ausgehend mit 2K/min auf 80 °C homogen für die gesamte Flanschverbindung aufgebracht. Instationäre Vorgänge und Wärmeleitungseffekte, welche zu einer inhomogenen Temperaturverteilung führen, werden nicht berücksichtigt.

Besondere Aufmerksamkeit erfordert die Modellierung der Interaktion von Schraube, Mutter und Losflansch beim Aufbringen der Schraubenkraft. In der Realität werden Schrauben mit Schraubenkopf und Mutter verwendet. Durch das Spiel im Gewinde kann die Mutter im Vergleich zur Schraubenachse verkippen und sich der Flanschblattneigung anpassen. Es besteht ein Unterschied zwischen Schraubenkopf- und Mutterseite bezüglich der Lasteinleitung in den Losflansch, insbesondere bei den großen Flanschblattneigungen von Flanschverbindungen mit Flanschen aus GFK.

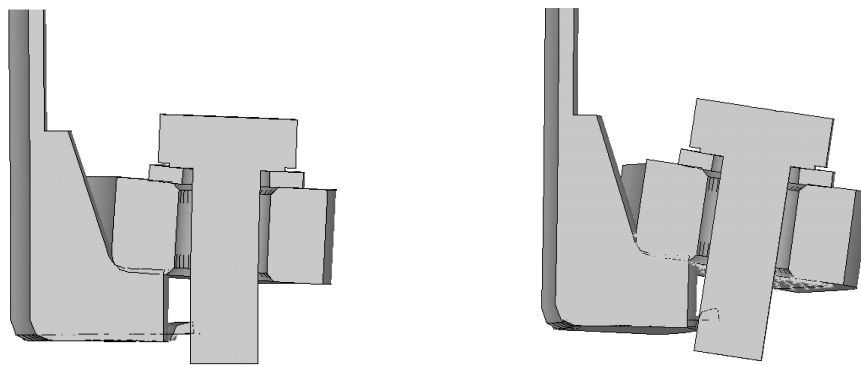


Bild 4.40: Verformung der Flanschverbindung (5-fach überhöht dargestellt) mit starrer Schraube (links) und mit der Schraubenkraft zentrisch aufgebracht entlang der Schraubenachse (rechts) bei 40 kN Schraubenkraft

Aus diesem Grund wird im FE-Modell die Schraubenkraft einerseits für eine starre Schraube entsprechend Bild 4.40 links aufgebracht. Dabei ist den Knoten der Symmetrieebene des Schnitts durch die Schraubenmitte die Bedingung aufgeprägt, in allen Zuständen die identische Verschiebung in Axialrichtung zu erfahren. Wird nun die Schraubenkraft auf einen dieser Knoten aufgebracht, resultiert daraus die Beanspruchungssituation einer realen Schraube auf der Seite des Schraubenkopfes. Im zweiten Fall wirkt die Schraubenkraft wie in Bild 4.40 rechts dargestellt, zentrisch in der Schraubenachse. Für die Berechnung des Betriebszustandes wird die Verschiebung der Schraube konstant gehalten und die darauf wirkende Kraft zu Null gesetzt.

Somit ist die Randbedingung der Konstanz des Mutternwegs einer real verspannten Flanschverbindung abgebildet.

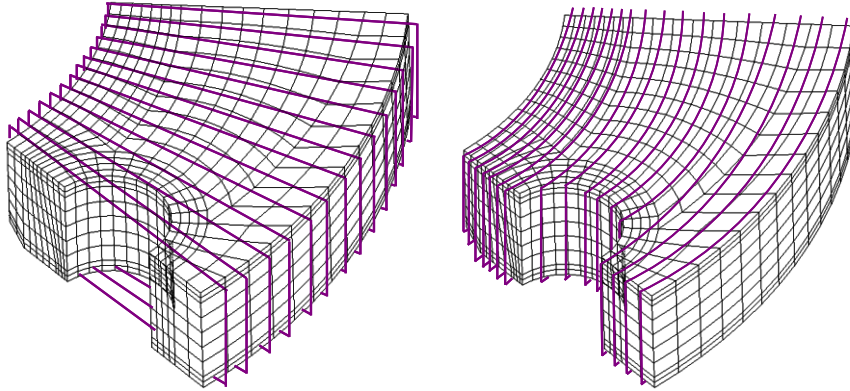


Bild 4.41: Anordnung der Schnitte in Radial- (links) und in Umfangsrichtung (rechts) zur Abbildung des Lagenaufbaus der SMC-Losflansche in der FE-Simulation

Die lokale Faserorientierung wird an einem Segment eines SMC-Losflansches optisch ermittelt und in der FE-Simulation mit den lokalen Elementkoordinatensystemen abgebildet. Dafür wird ein Segment mit der Geometrie entsprechend dem FE-Modell zunächst in 14 Schnitte in Umfangsrichtung unterteilt. Für jeden Schnitt ergibt sich ein Bild des Lagenaufbaus. Die Unterteilung entspricht der Netzfeinheit des FE-Modells, siehe Bild 4.41.

Anschließend wird an einem weiteren Segment dieselbe Vorgehensweise an 17 radialen Schnitten angewendet. Es wird davon ausgegangen, dass der Lagenaufbau in den symmetrischen Segmenten der Losflansche ähnlich ist.

Nun werden für jeden Schnitt die entsprechenden Elemente ausgewählt und ihr Elementkoordinatensystem mit dem Abbild des Lagenaufbaus überlagert. Dann werden die Elementkoordinatenrichtungen, in denen das Werkstoffverhalten abgebildet ist, in die Richtung der optisch zu erkennenden Ausrichtung der SMC-Matten gedreht. Dies geschieht zunächst für die X-Koordinatenrichtung des Elementkoordinatensystems mit den radialen Schnitten und anschließend für die Y-Koordinatenrichtung mit den Schnitten in Umfangsrichtungen. Demzufolge bilden die Elementkoordinatenrichtungen X und Y die Eigenschaften in der isotropen Ebene der SMC-Matten und die Z-Koordinatenrichtungen die Eigenschaften senkrecht zu den SMC-Matten ab. Weichen die Koordinaten der Elementschwerpunkte von der Lage des Schnittes ab, dann wird der dem Elementschwerpunkt am nächsten liegende Schnitt verwendet.

In Bild 4.42 ist für den radialen Schnitt zwischen den Schrauben und für einen Schnitt in Umfangsrichtung in der Ebene des Schraubenteilkreises die Vorgehensweise exemplarisch dargestellt. Dabei können nur Strukturen im Lagenaufbau in der Größenordnung der Netzfeinheit abgebildet werden. Eine feinere Netzunterteilung ist mit einem erheblichen Mehraufwand bei der Anpassung der Elementkoordinaten verbunden.

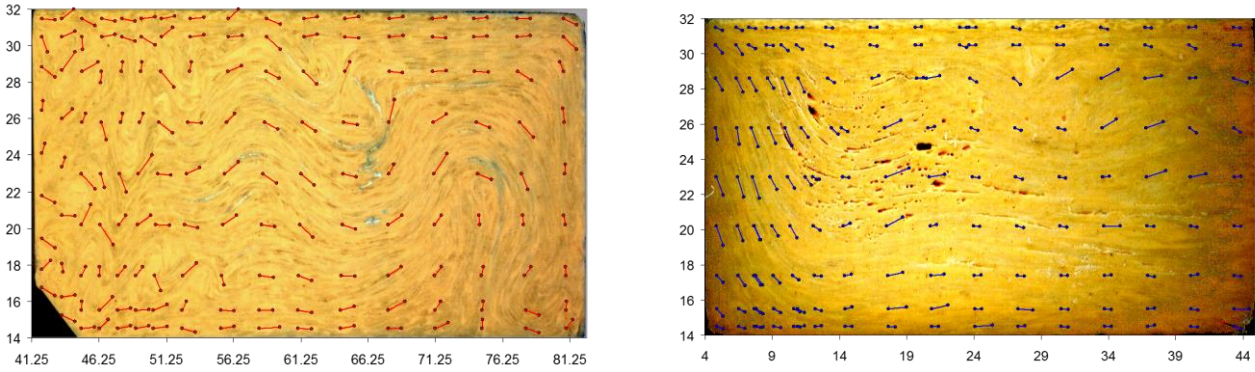


Bild 4.42: Ausrichtung der Elementkoordinatensysteme für den unregelmäßigen Lagenaufbau. Dargestellt sind die Elementkoordinatenrichtungen für die Ebene der SMC-Matten für den radialen Schnitt durch die Ebene zwischen den Schrauben (links) und in Umfangsrichtung in der Ebene des Schraubenteilkreises (rechts)

4.6.1 Linear-elastische Berechnung

In Kapitel 4.5.3 sind die ermittelten Elastizitätskonstanten für das repräsentative Volumenelement des SMC-Werkstoffes in Tabelle 4.3 aufgelistet. Die Elementformulierungen in ANSYS erlauben die Eingabe der Elastizitätskonstanten in die für den SMC-Werkstoff gültige transversal-isotrope Steifigkeitsmatrix entsprechend Gleichung 4.8, welche den Zusammenhang zwischen Spannungen und Dehnungen dargestellt.

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1-v_{13}^2}{E_{11}E_{33}\Delta} & \frac{v_{12}+v_{13}^2}{E_{11}E_{33}\Delta} & \frac{v_{13}+v_{12}v_{13}}{E_{11}E_{33}\Delta} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{v_{12}+v_{13}^2}{E_{11}E_{33}\Delta} & \frac{1-v_{13}^2}{E_{11}E_{33}\Delta} & \frac{v_{13}+v_{12}v_{13}}{E_{11}E_{33}\Delta} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{v_{13}+v_{12}v_{13}}{E_{11}E_{33}\Delta} & \frac{v_{13}+v_{12}v_{13}}{E_{11}E_{33}\Delta} & \frac{1-v_{12}^2}{E_{11}\Delta} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{v_{13}+v_{12}v_{13}}{E_{11}\Delta} & \frac{v_{33}(1+v_{12})}{E_{11}\Delta} & \frac{1-v_{12}^2}{E_{11}\Delta} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2G_{13} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2G_{13} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2G_{12} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} \\ \varepsilon_{xy} \end{bmatrix}, \quad \text{Gl.4.8}$$

$$\text{mit } \Delta = \frac{(1+v_{12}) \cdot (1-v_{12}-2v_{13}^2)}{E_{11}^2 E_{33}}.$$

Aufgrund der Problematik der Lasteinleitung der Schraube in den Losflansch wurde die FE-Simulation, wie in Kapitel 4.2 erläutert, einmal mit starrem Schraubenkopf und einmal mit der Lasteinleitung in der Schraubenachse durchgeführt. Die axiale Verschiebung der Stirnfläche beider Varianten wurde in der Schraubenebene, zwischen den Schrauben (unter 45° zur Schraubenebene) und unter 22,5° zur Schraubenebene analog zu den Messpunkten der Verschiebungsmessung mit Lochmaske ausgewertet und ist in Bild 4.43 über der radialen Position dargestellt. Der Vergleich von Messung und FE-Simulation zeigt eindeutig, dass die Mutter die Neigung des Losflanschs nicht im gleichen Maße mit eingeht. Dadurch wandert die effektive Lasteinleitung bei GFK-Losflanschen in radialer Richtung nach innen zur Flanschmittenachse. Dies geschieht annähernd so ausgeprägt, wie bei der FE-Simulation mit starrem Schraubenkopf. Aus

diesem Grund wurden die Stauchversuche in Kapitel 4.2 mit starren Schrauben durchgeführt. Des Weiteren wird ersichtlich, dass die analytische Berechnung unter der Annahme der Lasteinleitung in der Schraubenachse konservativ ist. Die gute Übereinstimmung zwischen Experiment und FE-Simulation bestätigt die Richtigkeit der Modellierung des unregelmäßigen und welligen Lagenaufbaus mit dessen transversal isotropen Eigenschaften.

Der radiale Verlauf der axialen Verschiebungen an der Flanschoberfläche zeigt, dass der Flansch keine radiale Biegung erfährt, sondern mit unverformtem Querschnitt um den Flanschmittelpunkt rotiert. Deshalb können die in der Literatur [105,106] beschriebenen Formulierungen zur Berechnung des mechanischen Verhaltens von runden Platten nicht verwendet werden. Es muss vielmehr ein Ansatz zur Beschreibung der mechanischen Eigenschaften der Stülpung einer „dicken“ runden Platte gefunden werden, siehe dazu Kapitel 5.2.

Die in Kapitel 4.2 dargestellten Messergebnisse verdeutlichen, dass das Verhalten der Flanschverbindung auch auf der Seite der Mutter dem der Modellierung einer starren Schraube entspricht. Die Bewertung des Tragverhaltens im Stauchversuch wird daher in Kapitel 4.6 mit dem Modell der starren Schraube durchgeführt. Die Ergebnisse der FE-Simulation für die Umfangsspannung im Bereich zwischen den Schrauben werden mit dem Modell mit zentrischer Lasteinleitung durchgeführt und liegen damit durch den größeren Hebelarm der Schraubenkraft konservativ über den tatsächlichen Werten in GFK-Flanschverbindungen.

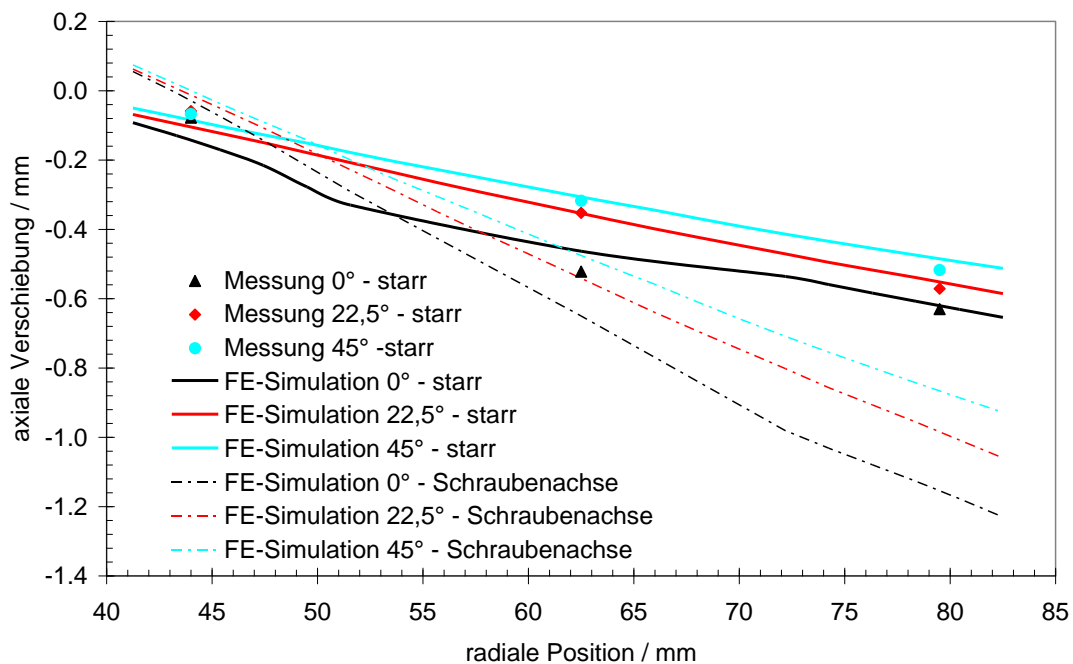


Bild 4.43: Axiale Verschiebung der Stirnfläche des SMC-Losflansches bei Montage mit 40 kN Schraubenkraft (Vergleich von Experiment und Simulation)

Ein weiterer Vergleich zwischen den Ergebnissen der FE-Simulation und gemessenen Werten findet in Kapitel 4.4, Bild 4.17 statt. Darin sind die durch die Schraubenkraft bei Montage resultierenden Dehnungen an den Positionen 1 bis 3 entsprechend Bild 4.11 mit den gemessenen

Dehnungen bei Montage gegenübergestellt. Der Vergleich zeigt gute Übereinstimmung zwischen den gemessenen Werten und den Ergebnissen der FE-Simulation bei allen drei Messstellen.

Das axiale Verformungsverhalten eines Losflansches wird durch die Stauchkurve repräsentiert. Das Stauchverhalten mit der Steifigkeit und der maximalen Traglast als Ergebnis entsprechend Kapitel 4.2 wird ebenfalls mit der FE-Simulation nachgebildet. Dabei wird das Ergebnis der linear-elastischen Berechnung in Form des lokalen Spannungszustands bezüglich Versagen bewertet und die elastische Stauchkurve der Losflansche einerseits mit unregelmäßigem und andererseits mit ebenem Lagenaufbau berechnet. Der Vergleich der Ergebnisse der linear-elastischen Verformungen in Bild 4.44 bis zu einer Schraubenkraft von 200 kN mit den gemessenen Stauchkurven stimmt im linearen Bereich bis etwa 100 kN überein. Die experimentell ermittelten Unterschiede in der Steifigkeit zwischen unregelmäßigem und ebenem Lagenaufbau mit einer geringeren Steifigkeit des Losflansches mit ebenem Lagenaufbau werden auch in der FE-Simulation korrekt wiedergegeben.

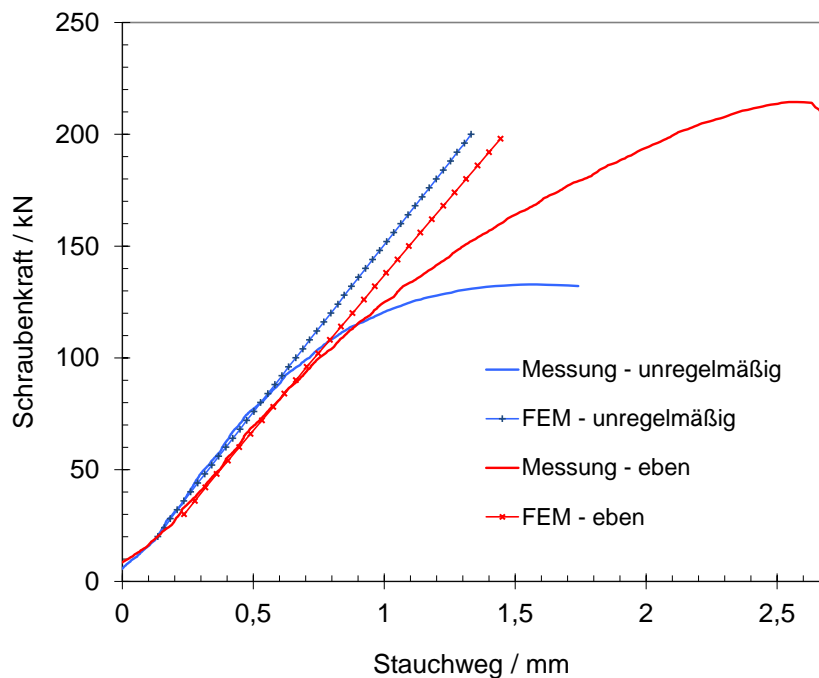


Bild 4.44: Verformungsverhalten der Losflansche mit unregelmäßigem und ebenem Lagenaufbau gemäß der linear-elastischen FE-Simulation im Vergleich zu den gemessenen Stauchkurven

4.6.2 Modellierung des Tragverhaltens von SMC-Losflanschen

Um eine Bewertung des Tragverhaltens der SMC-Losflansche in Abhängigkeit von ihrem Lagenaufbau durchführen zu können, wird der von der Schraubenkraft abhängige linear-elastische Spannungszustand bezüglich der Festigkeit bewertet. In der Literatur [107-110] findet sich eine Vielzahl von Ansätzen, mit welchen eine Festigkeitsbewertung des Belastungszustandes eines Bauteils mit anisotropen Eigenschaften möglich ist. Die Festigkeitshypothese nach Tsai-Wu

[111,112] stellt einen kontinuumstheoretischen Ansatz zur Bewertung der Festigkeit von anisotropen Werkstoffen unter mehrachsiger Beanspruchung dar:

$$\theta = -\frac{(\sigma_x)^2}{\sigma_{11T}^f \sigma_{11C}^f} - \frac{(\sigma_y)^2}{\sigma_{11T}^f \sigma_{11C}^f} - \frac{(\sigma_z)^2}{\sigma_{33T}^f \sigma_{33C}^f} + \frac{(\tau_{xy})^2}{(\tau_{12}^f)^2} + \frac{(\tau_{yz})^2}{(\tau_{13}^f)^2} + \frac{(\tau_{xz})^2}{(\tau_{13}^f)^2} + \frac{C_{xy} \sigma_x \sigma_y}{\sigma_{11T}^f \sigma_{11C}^f} + \frac{C_{yz} \sigma_y \sigma_z}{\sqrt{\sigma_{11T}^f \sigma_{11C}^f \sigma_{33T}^f \sigma_{33C}^f}} + \frac{C_{xz} \sigma_x \sigma_z}{\sqrt{\sigma_{11T}^f \sigma_{11C}^f \sigma_{33T}^f \sigma_{33C}^f}} + \left(\frac{1}{\sigma_{11T}^f} + \frac{1}{\sigma_{11C}^f} \right) (\sigma_x + \sigma_y) + \left(\frac{1}{\sigma_{33T}^f} + \frac{1}{\sigma_{33C}^f} \right) \sigma_z \quad \text{Gl.4.9}$$

Die elliptische Formulierung nach Tsai-Wu in Gleichung 4.9 liefert für die jeweilige lokale Beanspruchung einen Vergleichswert. Übersteigt dieser den Wert 1, wird an dieser Stelle Versagen postuliert. Die Art des Versagens (Faserbruch / Zwischenfaserbruch / Delamination) wird dabei nicht aufgelöst [113]. Für die Bewertung und den Vergleich des Tragverhaltens von SMC-Losflanschen mit unterschiedlichem Lagenaufbau ist dies allerdings eher von sekundärer Bedeutung.

In die Formulierung von Gleichung 4.9 gehen die in Kapitel 4.5 ermittelten, von der Lagenorientierung und Beanspruchungsrichtung abhängigen Festigkeitskennwerte ein. Die Koeffizienten für C_{xy} , C_{yz} und C_{xz} bewerten den Einfluss mehrachsiger Beanspruchung und sind nur mit großem Aufwand zu bestimmen. Erfahrungen bei ähnlichen Arbeiten [112] bestätigen, dass ein Wert von jeweils 0,5 für $C_{xy,yz,xz}$ in der Regel zu realistischen Ergebnissen führt.

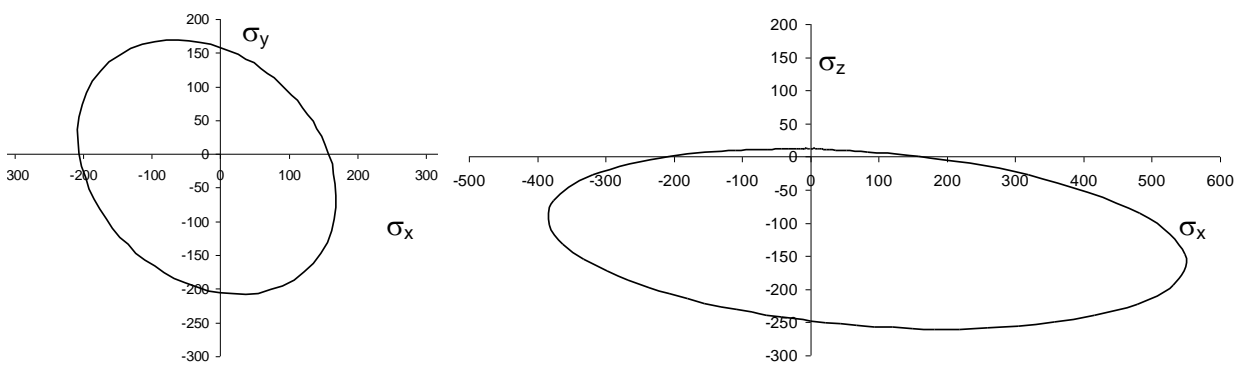


Bild 4.45: Versagenskurven nach Tsai-Wu bei einem zweiachsigen Spannungszustand in der Ebene der SMC-Matten (links) und senkrecht dazu (rechts)

Um die physikalischen Zusammenhänge der Festigkeitshypothese nach Tsai-Wu zu verdeutlichen, ist die Versagenskurve jeweils für ein Volumenelement mit einer zweiachsigen Beanspruchung in der isotropen Ebene (Bild 4.45 links) und senkrecht zur isotropen Ebene (Bild 4.45 rechts) dargestellt. Es ergibt sich jeweils ein elliptischer Verlauf mit den Durchstoßpunkten an den Achsenabschnitten entsprechend den einachsigen Festigkeitskennwerten. Befindet sich der

Spannungszustand des Volumenelements auf oder außerhalb dieser Ellipsen, dann wird der Wert der Gleichung 4.9 größer 1 und gemäß der Hypothese von Tsai-Wu versagt das Volumenelement.

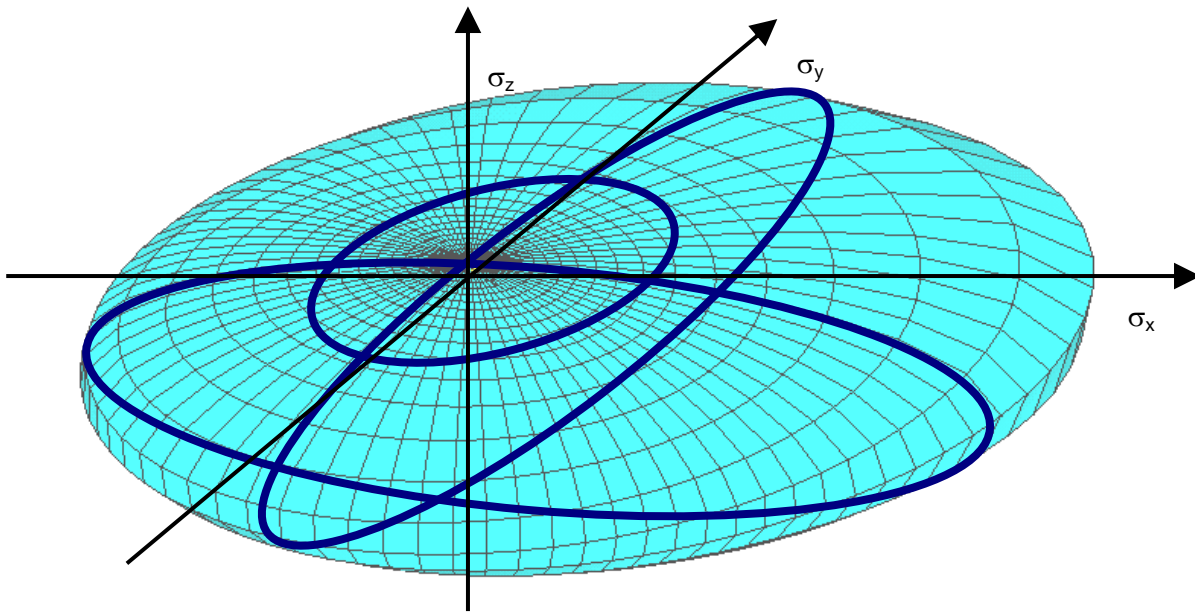


Bild 4.46: Elliptischer Versagenskörper für den SMC-Werkstoff bei einem dreiachsigen Spannungszustand

Unterliegt das Volumenelement einem dreiachsigen Spannungszustand, dann bilden die elliptischen Versagenskurven im Bild 4.45 die Koordinatenebenen des in Bild 4.46 dargestellten elliptischen Versagenskörpers. Lage und Form dieses Ellipsoids verdeutlichen die Ausprägung des anisotropen Versagensverhaltens des SMC-Werkstoffes. Schon bei geringer Zugbeanspruchung senkrecht zu den SMC-Matten tritt Versagen ein. In der Ebene der SMC-Matten und bei Druckbeanspruchung senkrecht zu den SMC-Matten kann der SMC-Werkstoff hohe Beanspruchungen ertragen.

4.6.3 Optimierung des Tragverhaltens von SMC-Losflanschen

Die Optimierung des Lagenaufbaus der SMC-Losflansche kann beim Hersteller in Versuchsreihen mit unterschiedlichen SMC-Zuschnitten oder mit der Methode der Finiten Elemente erfolgen. Der Einsatz der FEM setzt jedoch eine korrekte Abbildung der anisotropen Werkstoffeigenschaften und des Lagenaufbau voraus. Im Rahmen dieser Arbeit ist die Optimierung des Tragverhaltens der SMC-Losflansche von besonderer Bedeutung. Können die zulässigen Schraubenkräfte für die Flanschverbindung sowohl bei Montage als auch im Betrieb erhöht werden, bedeutet dies gegebenenfalls für die Betreiber chemischer Anlagen, dass sie die Vorteile von GFK-Rohrleitungen mit GFK-Flanschen in erweitertem Umfang nutzen können, und stärkt gleichzeitig die Position der Hersteller von GFK-Bauteilen.

Um die mechanischen Eigenschaften des SMC-Losflansches zu verbessern, wurde der Zuschnitt der SMC-Masse, wie in Bild 4.47 dargestellt, der Form des SMC-Losflansches angepasst. So

erfahren die SMC-Matten beim Pressvorgang keine Lageänderung mehr. Die Bolzen, welche die Schraubenlöcher erzeugen, sind entfernt. Die Schraubenlöcher werden nachträglich gebohrt. Wie in Bild 4.48 zu erkennen ist, entsteht ein global transversal isotroper Lagenaufbau.

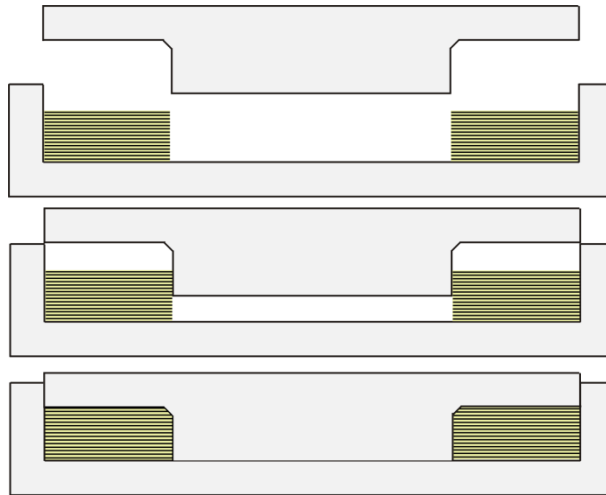


Bild 4.47: Herstellung von SMC-Losflanschen mit optimiertem Zuschnitt und folglich ebenem Lagenaufbau



Bild 4.48: Schnitt durch den optimierten Losflansch mit annähernd ebenem Lagenaufbau

Neben dem Prototyp mit ebenem Lagenaufbau wird das Tragverhalten zweier weiterer Losflansche mit unterschiedlichem Lagenaufbau rechnerisch bewertet: Der SMC-Losflansch mit ebenem Lagenaufbau, welcher als Prototyp hergestellt und getestet wurde, und zwei Losflansche mit ebenem Lagenaufbau in Umfangsrichtung und Radialrichtung, siehe Bild 4.49.

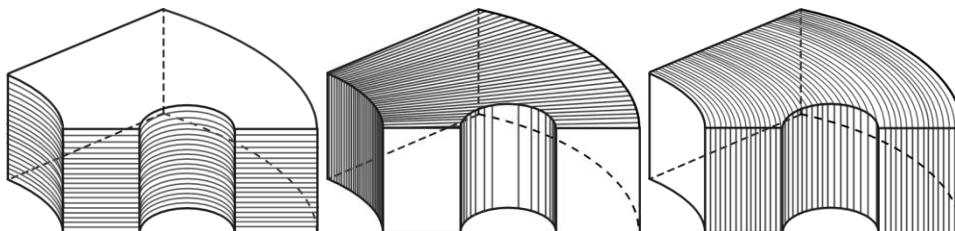


Bild 4.49: Drei Varianten für die Bestimmung des optimalen Lagenaufbaus von SMC-Losflanschen: ebener Lagenaufbau entsprechend dem Prototyp und ebener Lagenaufbau in Radial- und Umfangsrichtung (v.l.n.r)

Für die Bewertung des Tragverhaltens eines SMC-Losflansches wird dieser in der FE-Simulation wie im Stauchversuch nach Kapitel 4.2 mit starrer Schraube auf einen Stahlbund und Stahl-Dichtung mit steigender Kraft bis zum Erreichen der Grenztraglast beansprucht. In Bild 4.50 (links) ist der SMC-Losflansch mit welligem Lagenaufbau nach dem Stauchversuch dargestellt. Die

geschädigten Bereiche sind mit der Farbeindringprüfung kenntlich gemacht. Die maximal erreichte Traglast im Stauchversuch liegt bei 130 kN. In Bild 4.50 (rechts) ist das Ergebnis der FE-Simulation des SMC-Losflansches mit unregelmäßigem Lagenaufbau bei 130 kN Schraubenkraft dargestellt. Die Bereiche, für welche anhand der Festigkeitshypothese nach Tsai-Wu ein Wert größer 1 ermittelt wurde und die dementsprechend als geschädigt gelten, sind rot hervorgehoben.

Die vorherrschende Versagensart des SMC-Losflansches mit unregelmäßigem Lagenaufbau ist die Entstehung eines Scherbandes, ausgehend vom Rand der Auflagefläche der Unterlegscheibe hin zur Außenkante des Bundes. Dieses Scherband ist sowohl bei dem realen Losflansch nach der Prüfung, als auch in der FE-Simulation deutlich zu erkennen. Die Vorhersage des Tragverhaltens mit der Festigkeitshypothese nach Tsai-Wu in Verbindung mit der Abbildung des Lagenaufbaus mittels gedrehten Elementkoordinatensystemen führt für den SMC-Werkstoff zu realistischen Ergebnissen.

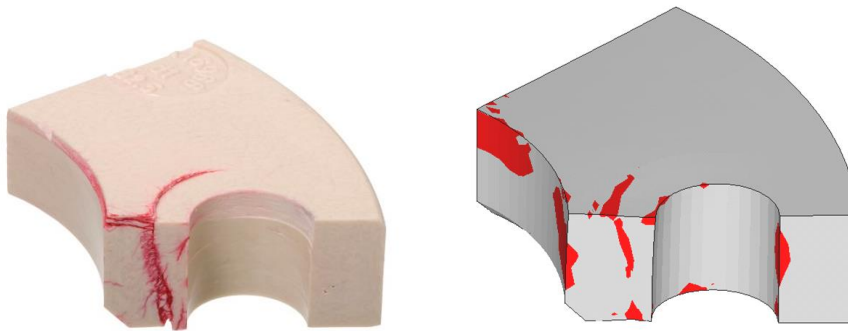


Bild 4.50: Farbeindringprüfung des SMC-Losflansches mit unregelmäßigem Lagenaufbau nach dem Stauchversuch und geschädigte Bereiche des SMC-Losflansches nach der FE-Simulation bei 130 kN Schraubenkraft

Die gleiche Vorgehensweise wird auf den SMC-Losflansch mit ebenem Lagenaufbau angewendet. Hier ist die maximale Traglast im Stauchversuch bei 220 kN erreicht. Die Farbeindringprüfung des im Stauchversuch bis zum Versagen belasteten Losflansches mit ebenem Lagenaufbau deutet auf eine im Vergleich zum SMC-Losflansch mit unregelmäßigem Lagenaufbau abweichende Schädigungsentwicklung hin. Die Auswertung der geschädigten Bereiche in der FE-Simulation des Losflansches mit ebenem Lagenaufbau bei 220 kN in Bild 4.51 liefert ein mit dem Versagensbild des geprüften Losflansches übereinstimmendes Bild. Es bildet sich kein Scherband aus, sondern der Bereich unter der Unterlegscheibe wird durch die Querdehnung in das Schraubenloch gepresst. Dies geschieht bei einer deutlich höheren Belastung und ist durch die FE-Simulation korrekt abgebildet. Die geschädigten Bereiche in diesem Losflansch bei der maximalen Traglast des SMC-Losflansches mit unregelmäßigem Lagenaufbau von 130 kN sind in Bild 4.51 (rechts) dargestellt. Im Vergleich zu Bild 4.50 (rechts) wird der Einfluss der Lagenorientierung auf das Tragverhalten und das Potenzial des SMC-Werkstoffes deutlich. Ebenfalls wird ersichtlich, dass der Losflansch bei 220 kN im Bereich zwischen den Schrauben bei einem für die dort vorherrschende Beanspruchung idealen Lagenaufbau die Grenze seiner Belastbarkeit erreicht. Eine weitere Erhöhung der Tragfähigkeit durch Variation des Lagenaufbaus scheint nicht möglich.

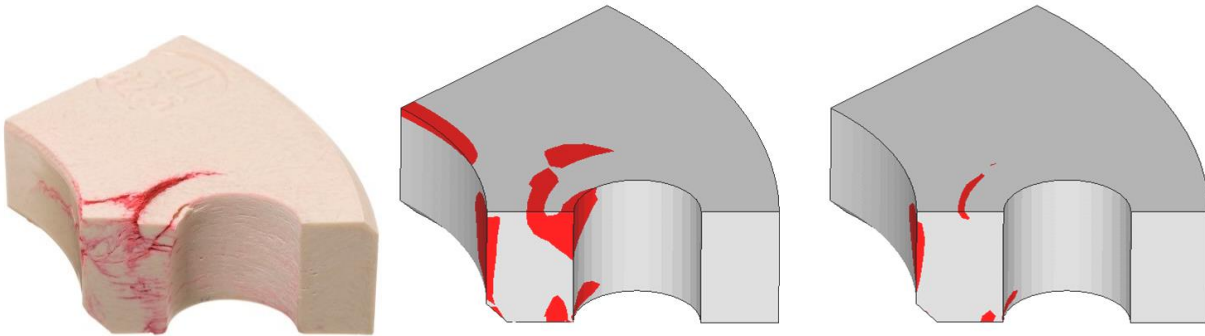


Bild 4.51: Farbeindringprüfung des SMC-Losflansches mit ebenem Lagenaufbau nach dem Stauchversuch und geschädigte Bereiche des SMC-Losflansches nach der FE-Simulation bei 220 kN Schraubkraft (Mitte) und bei 130 kN Schraubkraft (rechts)

Da die Berechnung des Vergleichswertes für Versagen nach Tsai-Wu mit linear-elastischem Verhalten fortschreitende Schädigung nicht erfasst, ist in Bild 4.52 das mit steigender axialer Verformung zunehmende, geschädigte Volumen im Losflansch dargestellt. Wird angenommen, dass bei einem Vergleichswert nach Tsai-Wu größer 1 eines Elementes der FE-Simulation des Losflansches das ganze Volumen des Elementes versagt, dann können die Volumina der geschädigten Elemente addiert und ins Verhältnis zum Gesamtvolumen des Losflansches gesetzt werden. Zu erkennen ist für den SMC-Losflansch mit unregelmäßigem Lagenaufbau der Beginn der Schädigung des Bauteils bei etwa 50 kN. Im Vergleich dazu erträgt der optimierte Losflansch mit ebenem Lagenaufbau 80 kN ohne signifikante Schädigung. Dieses Verhältnis ist auch in den Ergebnissen der gemessenen Tragfähigkeiten der SMC-Losflansche mit unregelmäßigem und ebenem Lagenaufbau zu finden.

Die Rechnung der geschädigten Volumenanteile des Losflansches mit den SMC-Matten in Umfangsrichtung liefert ähnliche Ergebnisse wie die Rechnung des SMC-Losflansches mit unregelmäßigem Lagenaufbau. Die Rechnung des Losflansches mit radialer Anordnung der SMC-Matten zeigt bereits ab 25 kN eine rasch zunehmende Schädigung im Bauteil. Für diese beiden Varianten ist daher im Vergleich zum SMC-Losflansch mit unregelmäßigem Lagenaufbau keine Verbesserung des Tragverhaltens zu erwarten.

Die Entwicklung des geschädigten Volumenanteils gibt Aufschluss über die Qualität des Losflansches in Bezug auf sein Tragverhalten, die quantitative Bestimmung der maximalen Traglast der Losflansche ist nicht möglich, da der Einfluss der Schädigung auf den Spannungszustand nicht berücksichtigt ist.

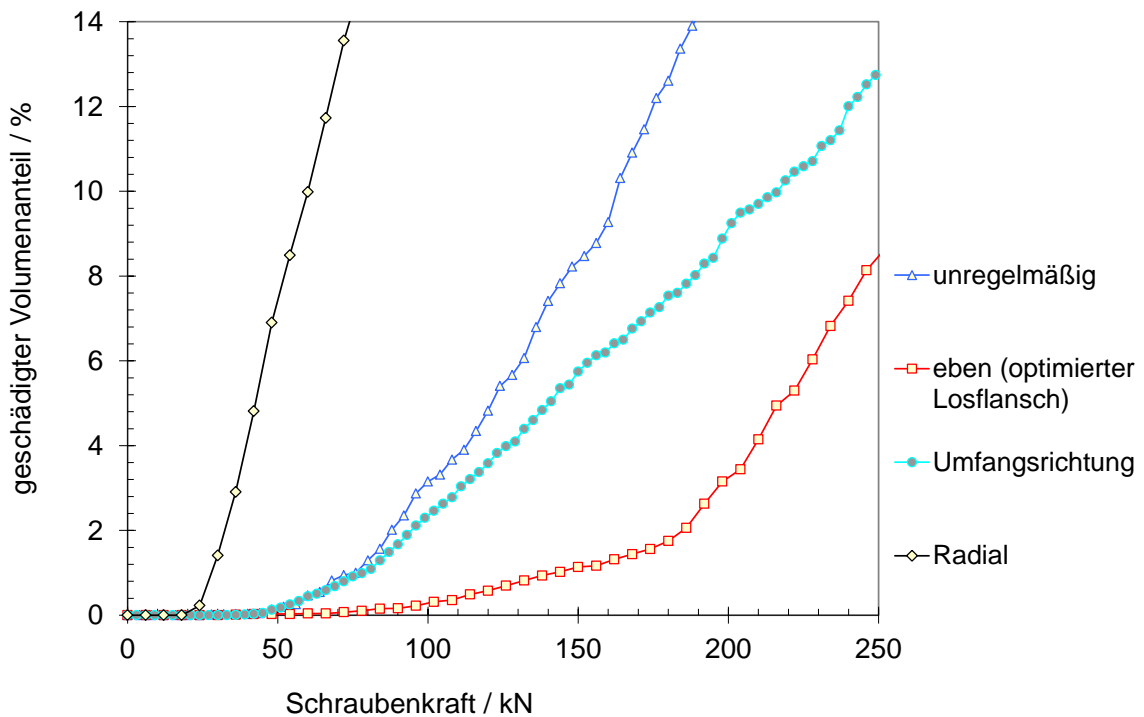


Bild 4.52: Lastabhängige Entwicklung des geschädigten Volumenanteils der Losflansche mit dem Lagenaufbau entsprechend Bild 3.49

4.6.4 Modellierung und Berechnung des anisotropen Kriechverhaltens von SMC-Losflanschen

Eine zentrale Aufgabe dieser Arbeit ist die Beschreibung des Kriechrelaxationsverhaltens von GFK-Flanschverbindungen. In Kapitel 4.5 wurde das Kriechverhalten von zylindrischen Bauteilausschnitten in Abhängigkeit von der Orientierung der SMC-Matten unter Druckbeanspruchung ermittelt. Im Folgenden wird erläutert, wie das anisotrope viskose Werkstoffverhalten in die FE-Simulation eingebunden wird.

In der Literatur finden sich zahlreiche analytische Kriechmodelle, mit welchen das Kriechverhalten von Werkstoffen durch Anpassung von Parametern abgebildet werden kann [114-118]. Im Rahmen dieser Arbeit wird das Kriechgesetz nach Graham-Walles [119] entsprechend Gleichung 4.10 eingesetzt:

$$\epsilon_{Cr} = \sum_i K_{1i} \sigma^{K_{2i}} t^{K_{3i}} . \tag{Gl.4.10}$$

Mit diesem Potenzreihenansatz können beliebige Verläufe von Kriechkurven unter Verwendung einer ausreichenden Anzahl von Gliedern abgebildet werden. Es hat sich gezeigt, dass für die in Bild 4.36 und Bild 4.37 dargestellten Verläufe der Kriechdehnungen der eingliedrige Ansatz entsprechend Gleichung 4.11 ausreicht, um diese hinreichend genau zu beschreiben:

$$\epsilon_{Cr} = K_1 \sigma^{K_2} t^{K_3} \tag{Gl.4.11}$$

Für diesen eingliedrigen Ansatz ist die im Weiteren dargestellte, analytische Herleitung der Koeffizienten für die Modifikation nach Hill [120-122] möglich. Dafür bildet die allgemeine Formulierung des eingliedrigen Kriechgesetzes in Tensorschreibweise entsprechend Gleichung 4.12 die Grundlage:

$$\varepsilon_{ij}^{cr} = \frac{3}{2} K_1 \sigma_{eq}^{K_2} t^{K_3} \frac{S_{ij}}{\sigma_{eq}}, \quad \text{Gl.4.12}$$

mit dem deviatorischen Spannungstensor S_{ij} und der modifizierten Vergleichsspannung nach Hill:

$$\sigma_{eq} = \sqrt{F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2}. \quad \text{Gl.4.13}$$

4.6.5 Anpassung der Kriechparameter

Die Herleitung der Hill-Koeffizienten erfolgt in Anlehnung an die in [123,124] beschriebene Vorgehensweise für das Kriechgesetz nach Norton. Zunächst resultiert jeweils aus Gleichung 4.12 und Gleichung 4.13 für den Fall einer einachsigen Beanspruchung in der 1-Richtung:

$$\varepsilon_{11}^{cr} = K_1 \sigma_{eq}^{K_2} t^{K_3} \quad \text{Gl.4.14}$$

$$\sigma_{eq} = \sigma_{11} (G + H)^{1/2}. \quad \text{Gl.4.15}$$

Daraus folgt für die zeitabhängige Kriechdehnung:

$$\varepsilon_{11}^{cr} = K_1 (G + H)^{\frac{K_2+1}{2}} \sigma_{11}^{K_2} t^{K_3}. \quad \text{Gl.4.16}$$

Diese Formulierung gilt identisch in der 2- und 3-Richtung:

$$\varepsilon_{22}^{cr} = K_1 (F + H)^{\frac{K_2+1}{2}} \sigma_{22}^{K_2} t^{K_3} \quad \text{G.4.17}$$

$$\varepsilon_{33}^{cr} = K_1 (F + G)^{\frac{K_2+1}{2}} \sigma_{33}^{K_2} t^{K_3}. \quad \text{Gl.4.18}$$

Wird entsprechend den Ausführungen in Kapitel 4.5.1 angenommen, dass die Kriecheigenschaften in der Ebene der SMC-Matten isotrop sind, so gilt $\varepsilon_{11}^{cr} = \varepsilon_{22}^{cr}$ und damit $F=G$.

Damit kann Gleichung 4.18 umgeschrieben werden zu

$$\varepsilon_{33}^{cr} = K_1 (2G)^{\frac{K_2+1}{2}} \sigma_{33}^{K_2} t^{K_3}, \quad \text{Gl.4.19}$$

so dass gilt:

$$K_1 = \frac{\varepsilon_{33}^{cr}}{(2G)^{\frac{K_2+1}{2}} \sigma_{33}^{K_2} t^{K_3}}. \quad \text{Gl.4.20}$$

Wird Gleichung 4.20 in Gleichung 4.16 eingesetzt und nach H aufgelöst, dann ergibt sich:

$$H = G \left(2 \left(\frac{\varepsilon_{33}^{cr}}{\varepsilon_{11}^{cr}} \right)^{\frac{-2}{K_2+1}} - 1 \right) = G \left(2\kappa^{\frac{-2}{K_2+1}} - 1 \right), \quad \text{Gl.4.21}$$

mit $\kappa = \frac{\varepsilon_{33}^{cr}}{\varepsilon_{11}^{cr}}$. Dieses Verhältnis der Kriechdehnungen ist bei gleicher Spannung konstant und damit zeitunabhängig. Im Folgenden wird κ als Anisotropiegrad bezeichnet. Die Einbindung der Modifikation nach Hill in die FE-Software erfolgt entsprechend den folgenden Beziehungen:

$$R_{11} = \frac{\sigma_{11}}{\sigma_{eq}}, R_{22} = \frac{\sigma_{22}}{\sigma_{eq}}, R_{33} = \frac{\sigma_{33}}{\sigma_{eq}}, R_{12} = \frac{\sigma_{12}\sqrt{3}}{\sigma_{eq}}, R_{23} = \frac{\sigma_{23}\sqrt{3}}{\sigma_{eq}}, R_{13} = \frac{\sigma_{13}\sqrt{3}}{\sigma_{eq}},$$

wobei R_{33} im Vorfeld der Parameteranpassung frei zu wählen ist und aus Gründen der Einfachheit zu 1 definiert wird:

$$R_{33} = \frac{\sigma_{33}}{\sigma_{eq}} = \frac{1}{\sqrt{2G}} \equiv 1. \quad \text{Gl.4.22}$$

Damit gilt für $G = \frac{1}{2}$ und für R_{11} , beziehungsweise R_{22} :

$$R_{11} = R_{22} = \frac{\sigma_{11}}{\sigma_{eq}} = \frac{1}{\sqrt{2G\kappa^{\frac{-2}{K_2+1}}}} = \frac{1}{\sqrt{\kappa^{\frac{-2}{K_2+1}}}}. \quad \text{Gl.4.23}$$

Für den Spannungszustand $\sigma_{11} = -\sigma_{22} = \sigma_0$ und einem beliebigen σ_{33} gilt:

$$\sigma_{eq} = \sqrt{2G(\sigma_0^2 + \sigma_{33}^2) + 4H\sigma_0^2}. \quad \text{Gl.4.24}$$

Dieser Spannungszustand kann bei einer Rotation des Koordinatensystems um 45° um die 3-Achse beschrieben werden mit $\tau_{12} = -\tau_{21} = \sigma_0$ und σ_{33} . Dafür gilt:

$$\sigma_{eq} = \sqrt{2G\sigma_{33}^2 + 2N\sigma_0^2}. \quad \text{Gl.4.25}$$

Der Vergleich zwischen Gleichung 4.24 und Gleichung 4.25 führt zu:

$$N = G + 2H = G \left(4\kappa^{\frac{-2}{K_2+1}} - 1 \right), \quad \text{Gl.4.26}$$

und damit zu

$$R_{12} = \frac{\sigma_{12}\sqrt{3}}{\sigma_{eq}} = \frac{\sigma_{12}\sqrt{3}}{\sqrt{2N\sigma_{12}^2}} = \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{2G \left(4\kappa^{\frac{-2}{K_2+1}} - 1 \right)}} = \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{\left(4\kappa^{\frac{-2}{K_2+1}} - 1 \right)}} R_{11}. \quad \text{Gl.4.27}$$

Aus Gründen der Isotropie in der 1-2 Ebene folgt für $M = N$ und für $R_{23} = R_{13}$. Damit gilt:

$$R_{23} = \frac{\sigma_{23}\sqrt{3}}{\sigma_{eq}} = \sqrt{\frac{3}{2M}} = R_{13} = \frac{\sigma_{13}\sqrt{3}}{\sigma_{eq}} = \sqrt{\frac{3}{2N}} \quad \text{Gl.4.28}$$

Gleichung 4.27 bedeutet eine Begrenzung des maximal anwendbaren Anisotropiegrades entsprechend der Bedingung:

$$4\kappa^{\frac{-2}{K_2+1}} > 1 \text{ und damit } \kappa < 0,25^{\frac{K_2+1}{-2}} \quad \text{Gl.4.29}$$

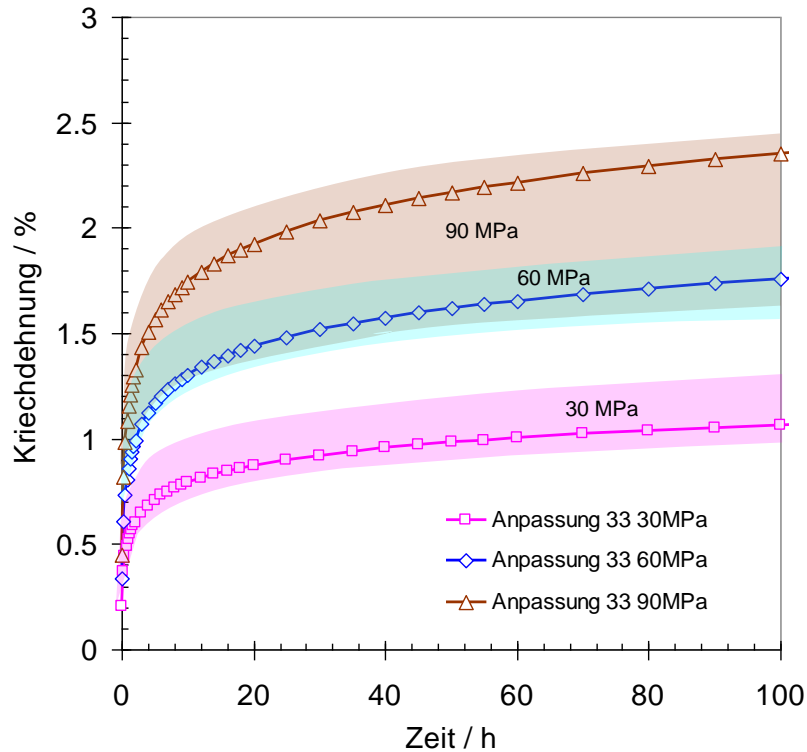


Bild 4.53: Anpassung der Kriechparameter K_1 , K_2 und K_3 für die 3-Richtung an die messtechnisch ermittelten Streubereiche der Kriechdehnungen

Die Modellierung des anisotropen Werkstoffverhaltens mit der Modifikation nach Hill unterliegt demnach einer mathematischen Begrenzung, welche im Rahmen der Parameteranpassung berücksichtigt werden muss und vom Exponent K_2 der Kriechfunktion abhängig ist.

Da R_{33} zu 1 definiert ist, erfolgt die Anpassung der Parameter für den Ansatz nach Graham-Walles für die Kriechkurven zunächst in der 3-Richtung, also senkrecht zu den Fasermatten. Mit den in Tabelle 4.4 angegebenen Werten für K_1 , K_2 und K_3 ergeben sich die in Bild 4.53 dargestellten Kriechdehnungsverläufe für die drei Spannungsniveaus 30, 60 und 90 MPa. Diese beschreiben die in Kapitel 4.5 dargestellten und ebenfalls in Bild 4.53 gezeigten Streubereiche der gemessenen Kriechkurven für die entsprechende Spannung.

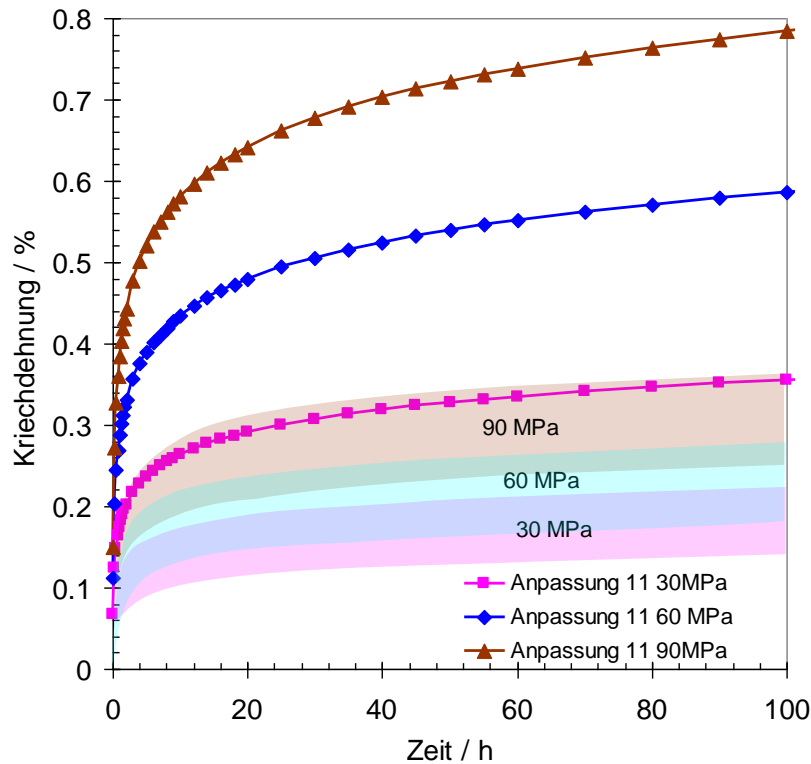


Bild 4.54: Vergleich der numerischen Anpassung der Kriechparameter in der 1-Richtung mit den messtechnisch ermittelten Streubereichen der Kriechdehnungen in der 1-Richtung

Mit $K_2=0,72$ beträgt entsprechend Gleichung 4.29 der maximal zu erreichende Anisotropiegrad

$$\kappa_{\max} = 0,25^{\frac{0,72+1}{-2}} = 3,3. \text{ Aus Gründen der raschen Konvergenz in der FE-Simulation wird im}$$

Folgenden mit einem etwas reduzierten Wert von 3 für κ gearbeitet. Daraus resultiert für R_{11} entsprechend Gleichung 4.23 und $\kappa=3$ der Wert 1,9 und für R_{12} gemäß Gleichung 4.27 der Wert 9,7. Für die Koeffizienten M und N zur Bewertung der Schubspannungen in den Ebenen 13 und 23 wird die Vorgehensweise entsprechend der Arbeit von T. Hyde et al. [123] angewandt. Der Wert für R_{13} und R_{23} wird numerisch angepasst, so dass die Kriechdehnung eines in der 13-Ebene um 45° gedrehten Probekörpers erhalten wird. Da hierfür keine Messdaten vorliegen, wird angenommen, dass das richtungsabhängige Kriechverhalten einer einachsigen beanspruchten Probe innerhalb der 13-Ebene mit Orientierung φ zur 1-Achse einen elliptischen Verlauf aufweist. Dann kann die Dehnung für $\varphi=45^\circ$ gemäß der Ellipsengleichung bestimmt werden gemäß Gleichung 4.30:

$$\varepsilon_\varphi = \sqrt{\frac{\varepsilon_1^2 \cdot \varepsilon_3^2}{\varepsilon_3^2 \cos^2 \varphi + \varepsilon_1^2 \sin^2 \varphi}} \cdot \tag{Gl.4.30}$$

Daraus resultiert bei einem Anisotropiegrad von 3 eine Dehnung für die Belastung unter 45° entsprechend dem 1,342-fachen der Dehnung in 1-Richtung.

Tabelle 4.4: Werte der Parameter für das Kriechgesetz nach Graham-Walles mit der Modifikation von Hill

R_{11}	R_{22}	R_{33}	R_{12}	R_{23}	R_{13}
1.9	1.9	1	9.7	1.6	1.6
G	F	H	L	M	N
0,5	0,5	-0,223	0,586	0,057	0,057

Aus der numerischen Anpassung resultiert für R_{23} und R_{13} der Wert 1,6 und entsprechend für N und M der Wert 0,057. Die Ergebnisse für R_{ij} und für die Hill-Koeffizienten G, F, H, L, M und N sind in Tabelle 4.4 zusammengefasst. Daraus ergibt sich für eine einachsige Beanspruchung in der 11- und 22-Richtung für die jeweiligen Spannungsniveaus die in Bild 4.54 gezeigten Kriechfunktionen.

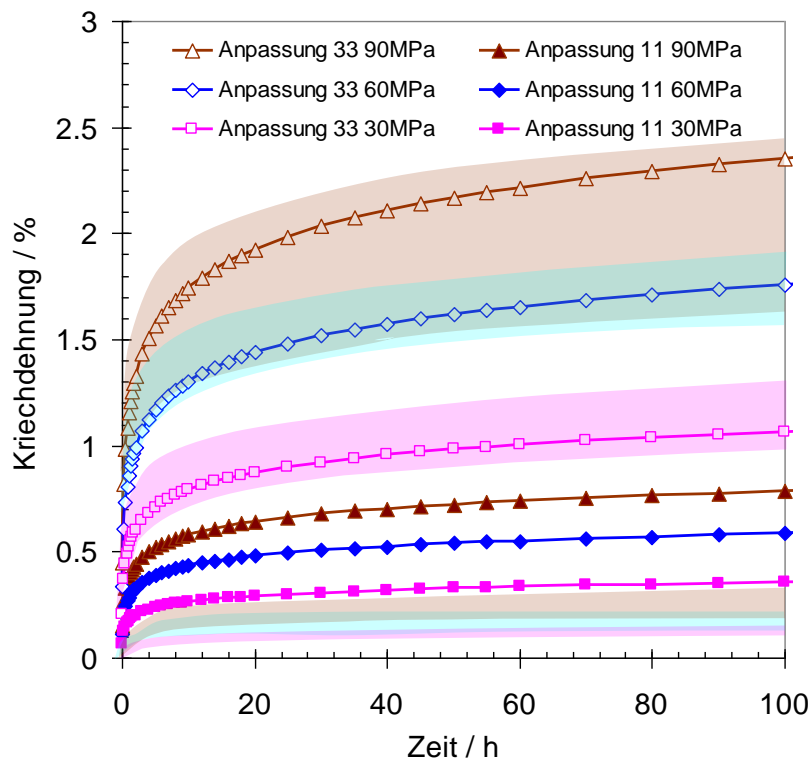


Bild 4.55: Gemessene Streubereiche der Kriechkurven des anisotropen Kriechverhaltens von SMC und Anpassung in der FE-Simulation

Dementsprechend werden die gemessenen Kriechdehnungen in der Ebene der SMC-Matten um etwa den Faktor 2,5 überschätzt. Die genaue Abbildung kann durch die mathematisch bedingte Begrenzung entsprechend Gleichung 4.29 nicht erfolgen. In Bild 4.55 sind die gemessenen Bereiche der Kriechdehnungen mit der Kriechkurvenanpassung mit guter Übereinstimmung für die 3-Richtung und die in der Modellierung um den Faktor 2,5 überschätzten Kriechdehnungen in der 12-Ebene in einem Diagramm dargestellt.

Da die Formulierung des Kriechgesetzes nach Graham-Walles nicht als vordefiniertes Kriechgesetz in der FE-Software ANSYS integriert ist, wird in der FE-Simulation auf den „Time-Hardening“-Ansatz in Gleichung 4.30 zurückgegriffen, welcher entsprechend der in Tabelle 4.5 angegebenen Umrechnung in den Ansatz nach Graham-Walles überführt werden kann und damit zu identischen Ergebnissen führt:

$$\varepsilon_{cr} = \frac{C_1 \sigma^{C_2} t^{(C_3+1)} e^{\left(\frac{-C_4}{T}\right)}}{C_3 + 1} + C_5 \sigma^{C_6} t e^{\left(\frac{C_7}{T}\right)} \quad \text{Gl.4.30}$$

Tabelle 4.5: Angepasste Umrechnung der Parameter des Kriechgesetzes nach Graham-Walles in die Time-Hardening-Formulierung der FE-Software ANSYS

Graham Walles-Parameter		Umrechnung	„Time-Hardening“-Ansatz (ANSYS)	
K ₁	0,01	$C_1 = K_1(C_3 + 1)$	C ₁	0,0001
K ₂	0,72	$C_2 = K_2$	C ₂	0,72
K ₃	0,01	$C_3 = (K_3 - 1)$	C ₃	-0,99
		$C_4 = C_5 = C_6 = C_7 \equiv 0$		

Die Ergebnisse der Berechnung der Kriechrelaxation der SMC-Losflansche mit unregelmäßigem und ebenem Lagenaufbau sowie für SMC-Losflansche mit ebenem Lagenaufbau in Radial- und Umfangsrichtung sind in Kapitel 4.6.6 dargestellt. Der Verlauf der Schraubenkraftrelaxation wird durch die beschriebene Modellierung des anisotropen Kriechverhaltens überschätzt, der Einfluss der Lagenorientierung auf das Kriechrelaxationsverhalten der SMC-Losflansche kann dennoch qualitativ bewertet werden.

4.6.6 Berechnung des Kriechrelaxationsverhalten der SMC-Losflansche

Die SMC-Losflansche werden wie bei der Prüfung ihres Kriechrelaxationsverhaltens zusammen mit einem Stahlbund und einer Stahldichtung mit 40 kN Schraubenkraft verspannt. Anschließend wird bei konstant gehaltenem Mutterweg die Temperatur unter gleichzeitiger Erfassung der Schraubenkraft ausgehend von 20°C auf 80 °C erhöht und 100 Stunden gehalten. Die Berechnung der zeitabhängigen Kriechdehnung erfolgt in ANSYS ab dem Beginn der Berechnung. Aus diesem Grund muss die Schraubenkraft und die Temperatur innerhalb einer hinreichend kurzen Zeitdauer von 0,01 Stunden aufgebracht werden, um die hohen Dehnraten im primären Kriechbereich in vollem Umfang zu berücksichtigen. Deshalb besteht zwangsläufig in den ersten Stunden eine Diskrepanz zwischen FE-Simulation und Messung, da bei der messtechnischen Untersuchung die Temperatur von 80 °C erst etwa nach 10 Stunden erreicht ist. Der Abfall der Schraubenkraft in der FE-Simulation ist daher zu Beginn der Berechnung höher, allerdings gleichen sich die Verläufe mit zunehmender Zeit an.

In Bild 4.56 sind die zeitlichen Entwicklungen der Schraubenkräfte im Experiment mit dem SMC-Losflansch mit unregelmäßigem Lagenaufbau mit den Ergebnissen der FE-Simulation bei 40 und 20 kN Schraubenkraft bei Montage gegenübergestellt. Nach etwa 50 Stunden gleichen sich die jeweiligen Verläufe an. Die verbleibende Schraubenkraft bei 40 kN und 100 h Betriebsdauer ist mit 23 kN in der FE-Simulation exakt beschrieben. Die Messung mit 20 kN

Schraubenkraft bei Montage wurde nach 70 h bei einer verbleibendem Schraubenkraft von 12 kN abgebrochen, ist aber ab 50 h identisch mit den Ergebnissen der FE-Simulation.

In Bild 4.57 ist die experimentell ermittelte Schraubenkraftrelaxation des optimierten Losflansches mit ebenem Lagenaufbau mit der Schraubenkraftrelaxation des SMC-Losflansches mit unregelmäßigem Lagenaufbau und mit den jeweiligen Ergebnissen der FE-Simulation gegenübergestellt. Beim Vergleich der Messungen liegt der SMC-Losflansch mit ebenem Lagenaufbau nach 100 h mit 21 kN verbleibender Schraubenkraft etwa 2 kN unterhalb der Schraubenkraft des SMC-Losflansches mit unregelmäßigem Lagenaufbau. Die FE-Simulation für den SMC-Losflansch mit ebenem Lagenaufbau weist mit 17 kN verbleibender Schraubenkraft einen etwas größeren Abfall der Schraubenkraft aus.

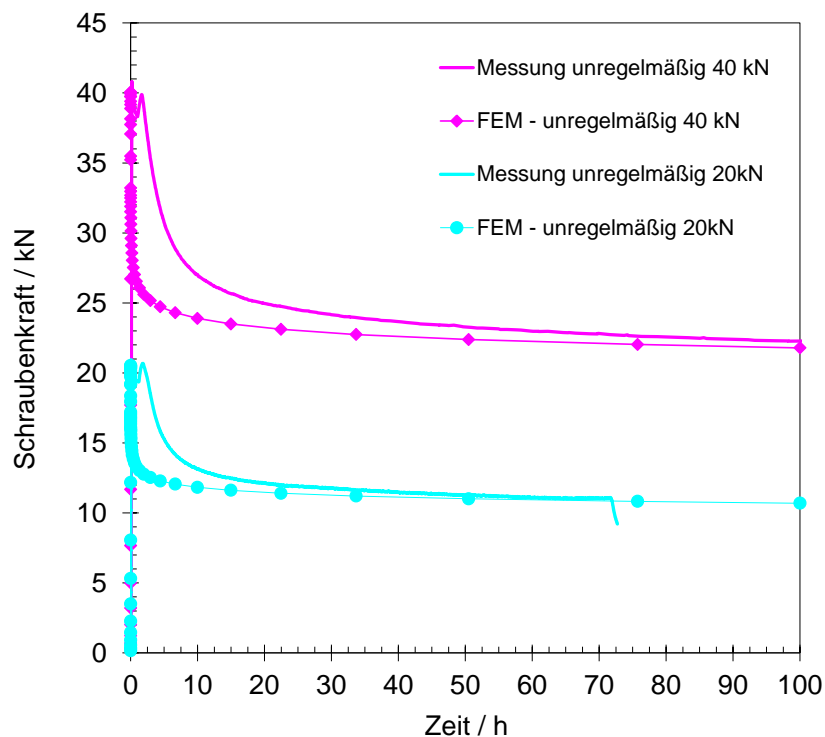


Bild 4.56: Vergleich zwischen FE-Simulation und Experiment der Schraubenkraftrelaxation der SMC-Losflansche mit unregelmäßigem Lagenaufbau, bei 20 und 40 kN Schraubenkraft bei Montage und 80 °C

Dieser Effekt ist vermutlich auf die mathematische Begrenzung des im Rahmen der Kriechkurvenanpassung erzielten Anisotropiegrades mit den dadurch überschätzten Kriechdehnungen in der 12-Ebene zurückzuführen. Da der optimierte Losflansch eine im Vergleich zum SMC-Flansch mit unregelmäßigem Lagenaufbau um 50 % erhöhte Tragfähigkeit aufweist, ist in Bild 4.57 die Rechnung mit ebenem Lagenaufbau bei 60 kN Schraubenkraft bei Montage dargestellt. Es resultiert nach 100 h eine verbleibende Schraubenkraft von 27 kN.

Um die Qualität der vier Varianten unregelmäßig / eben / radial / Umfangsrichtung in Bezug auf ihr Kriechrelaxationsverhalten zu überprüfen, sind die Ergebnisse der FE-Simulation für 100 h bei 80 °C mit einer Schraubenkraft bei Montage von 40 kN in Bild 4.58 gegenübergestellt.

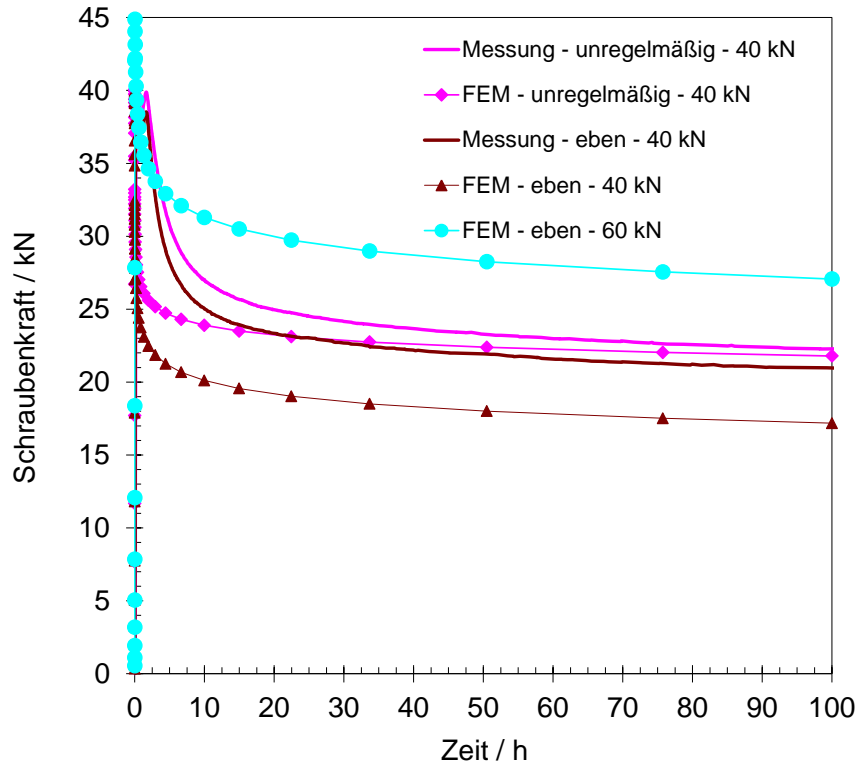


Bild 4.57: Vergleich der Schraubenkraftrelaxation zwischen unregelmäßigem und optimiertem Lagenaufbau

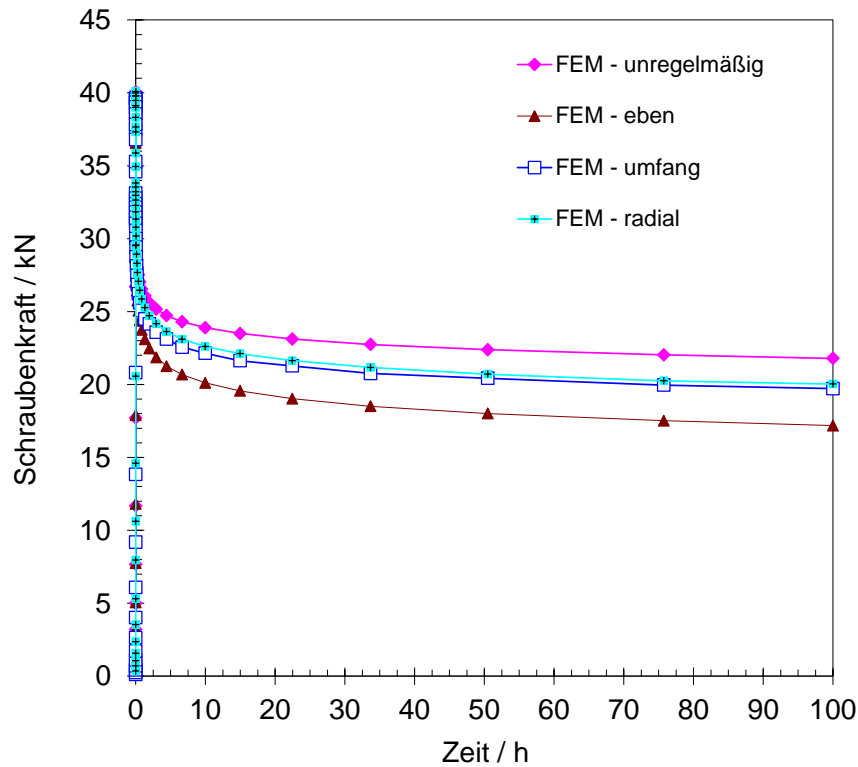


Bild 4.58: FE-Simulation der Schraubenkraftrelaxation der vier Varianten entsprechend Bild 6.10 bei 80 °C und 40 kN Schraubenkraft bei Montage

Die Schraubenkraft der Losflansche mit den SMC-Matten in Umfangsrichtung oder Radialrichtung beläuft sich nach 100 h nahezu identisch auf 21 kN und liegt damit zwischen den Ergebnissen des Losflansches mit unregelmäßigem Lagenaufbau mit 23 kN und dem optimierten Losflansch mit 17

kN. Mit einer gezielten Variation des Lagenaufbaus ist daher keine signifikante Verbesserung des Kriechrelaxationsverhaltens der Losflansche zu erwarten. In Verbindung mit der Erhöhung der zulässigen Schraubkraft des optimierten Losflansches mit ebenem Lagenaufbau um 50 % resultiert bei einer Schraubkraft bei Montage von 60 kN mit der Kriechrelaxation auf 27 kN ein im Vergleich zum SMC-Losflansch mit unregelmäßigem Lagenaufbau mit 40 kN Schraubkraft bei Montage und 23 kN verbleibender Schraubkraft im Betrieb eine deutlich verbesserte Dichtheit und Betriebssicherheit von GFK-Flanschverbindungen durch den Einsatz der optimierten SMC-Losflansche mit ebenem Lagenaufbau.

5 Anpassung der Berechnungsvorschrift für SMC-Losflansche

Die Betriebserfahrung der Anlagenbetreiber zeigt, dass Rohrleitungen und Flanschverbindungen mit Rohren und Flanschen aus GFK innerhalb gewisser betrieblicher Grenzen einsetzbar sind. Dies ermöglicht die Ausnutzung der Vorteile von GFK im Vergleich zu Stahl, wie zum Beispiel dessen Medienbeständigkeit, geringes Gewicht und geringe Kosten. Die Erfahrung zeigt allerdings auch, dass der rechnerische Nachweis der Dichtheit und Festigkeit der GFK-Flanschverbindungen nach AD 2000-Merkblatt nur bedingt möglich ist.

Aus diesem Grund wird im Rahmen dieser Arbeit ein Berechnungsverfahren entwickelt, welches den rechnerischen Festigkeitsnachweis durch eine realistische Beschreibung des mechanischen Verhaltens und der Werkstoffeigenschaften von GFK-Flanschen ermöglicht. Entsprechend der Zielsetzung dieser Arbeit soll die Berechnung analytisch zu führen sein und es soll nur ein Werkstoffkennwert zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens benötigt werden. Dies bedeutet, dass der Lagenaufbau des betrachteten Flansches und die Bestimmung des Festigkeitskennwertes im Regelwerk berücksichtigt oder festgelegt sein müssen.

Die Umsetzung einer Flanschverbindungsrechnung ist exemplarisch für die KTA 3211.2 in Bild 5.1 dargestellt. Die Berechnung der Flanschverbindung erfolgt dabei iterativ [125] und ermöglicht dem Konstrukteur, für definierte Randbedingungen eine geeignete Kombination von Flanschen, Schrauben und Dichtungen auszuwählen, so dass ein Drehmoment für die Montage der Schrauben gefunden werden kann, welches den sicheren Betrieb der Flanschverbindung in allen relevanten Betriebszuständen gewährleistet.

5.1 Diskussion der bestehenden Auslegung von Flanschverbindungen mit Losflanschen aus SMC

Die bestehende Berechnungsvorschrift nach AD 2000-Merkblatt führt im Falle der Berechnung von GFK-Flanschen zu Ergebnissen, die nicht mit den Betriebserfahrungen mit GFK-Flanschen korrelieren. Die Begründung dafür liegt einerseits in der Formulierung der Werkstoffabminderungsfaktoren in AD 2000-Merkblatt N1, welche die spezifischen Eigenschaften von GFK in der Berechnung abbilden sollen, so dass GFK-Flansche analog zu Stahlflanschen berechnet werden können. Dies führt in der Regel dazu, dass der rechnerische Festigkeits- und Dichtheitsnachweis für Flanschverbindungen aus GFK im Gegensatz zur Betriebserfahrung nicht führbar ist. In der DIN EN 1591 und in der KTA 3211.2 wird auf die Berechnung von Bauteilen aus GFK überhaupt nicht eingegangen. Sie sind daher nicht für die Berechnung von GFK-Flanschverbindungen anwendbar.

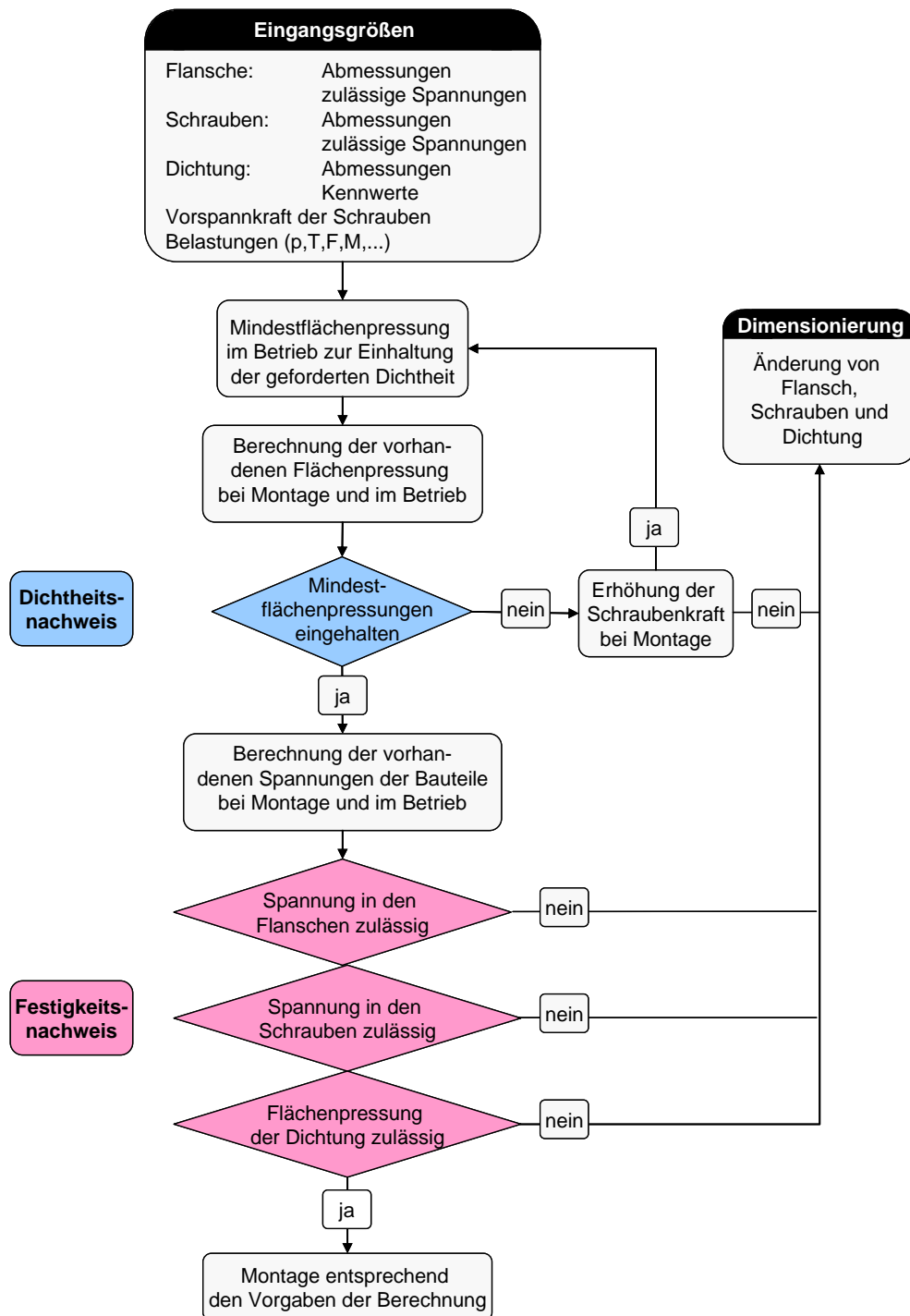


Bild 5.1: Schematisch dargestellter Ablauf zum Nachweis der Festigkeit und Dichtigkeit einer Flanschverbindung entsprechend KTA 3211.2

5.1.1 Berücksichtigung des Werkstoffverhaltens von GFK im bestehenden Regelwerk

Gemäß dem AD 2000-Regelwerk gilt der Festigkeitsnachweis als erbracht, wenn Gleichung 5.1 eingehalten ist.

$$\sigma_{\text{vorh}} \leq \sigma_{\text{zul}} = \frac{K}{S \cdot A_1 \cdot A_2 \cdot A_3 \cdot A_4}$$

Gl.5.1

Dabei steht K für den in Bezug auf die Lagenorientierung nicht näher spezifizierten Festigkeitskennwert, S entspricht der allgemein zu verwendenden Sicherheit und A_{1-4} beschreiben die Werkstoffabminderungsfaktoren:

- $A_1 (= 2,0)$: Zeitstandverhalten,
- $A_2 (= 1,2)$: Einfluss von Beschickung und Witterung,
- $A_3 (= 1,4)$: Einfluss der Betriebstemperaturen von -30 bis $+50$ °C und
- $A_4 (= 1,2)$: Einfluss von Inhomogenitäten bzw. der Streuung.

Im Folgenden wird die Berücksichtigung des Zeitstandverhaltens, der Beschickung und Witterung, der Betriebstemperaturen und Inhomogenitäten bzw. Streuung mit Werkstoffabminderungsfaktoren diskutiert:

- Zeitstandverhalten

Bei der Diskussion der Auswirkung des Zeitstandverhaltens von GFK auf die Funktion der Flanschverbindung ist zu beachten, dass es sich um ein einmalig verspanntes System handelt. Kommt es durch die dauerhafte Betriebsbelastung zu einer zeitlichen Abnahme der Festigkeit des GFK, so geht dies immer einher mit visko-plastischen Verformungen und damit bei einer verspannten Flanschverbindung mit Kriechrelaxation. Im Falle einer verspannten Flanschverbindung führt dies zu einer Abnahme der Vorspannkraft, wie in Kapitel 4.3 ermittelt. Der Einfluss der Zeitstandfestigkeit kann wie die lokalen plastischen Verformungen durch thermische Dehnungen entsprechend den Grundsätzen des kerntechnischen Regelwerks als sekundär betrachtet werden. Wird die Schraubenkraft bei Montage mit der Begründung von Zeitstandeffekten verringert, so führt dies durch die zeitliche Abnahme der Flächenpressung im Betrieb zu erhöhten Leckageraten. Das Zeitstandverhalten von Flanschen ist im Gegensatz zu der Rohrleitung, bei welcher zeitliche Verformungen nicht zu einer Abnahme der Belastungen führen, daher nicht in der Festigkeitsbewertung zu berücksichtigen, sondern muss in die Bewertung der (dauerhaften) Dichtheit im Betrieb einfließen.

- Einfluss von Beschickung und Witterung

Bei GFK-Rohrleitungen kann sich die dauerhafte Einwirkung des Mediums negativ auf die Festigkeitseigenschaften des Werkstoffes auswirken. Dieser Effekt ist insbesondere abhängig von der Funktion der harzreichen Schichten an den Oberflächen der Bauteile sowie von der Dichtheit der Flanschverbindung. Somit ist der Ansatz eines Abminderungsfaktors bei intakter Schutzschicht und technisch dichter Flanschverbindung nicht notwendig. Weist die Flanschverbindung jedoch hohe Leckageraten und eine unzureichende harzreiche Schutzschicht auf, dann ist die Berücksichtigung der korrosionsbedingten Schwächung der Bauteile mit einem Werkstoffabminderungsfaktor von 1,2 unzureichend.

- Einfluss der Betriebstemperaturen

Werden die Stauchversuche und die Ermittlung der Werkstoffkennwerte bei Betriebstemperatur durchgeführt, dann ist die Temperaturabhängigkeit des mechanischen Verhaltens für den betrachteten Temperaturanwendungsbereich hinreichend beschrieben.

- Einfluss der Inhomogenitäten bzw. Streuung

Bei der Übertragung der Ergebnisse aus der Werkstoffprüfung im Normversuch (Zug-, Biegeprüfung) auf die Berechnung des Losflansches ist die durch Inhomogenitäten bzw. Streuung der Werkstoffeigenschaften reduzierte Festigkeit zu berücksichtigen. Der dementsprechende Werkstoffabminderungsfaktor muss bei der Ermittlung der maximal ertragbaren Belastung bei der Verwendung von Probekörpern aus dem Bauteil nicht berücksichtigt werden, sofern die Streuung der Kennwerte durch eine hinreichende Anzahl von Bauteilversuchen berücksichtigt und mit geeigneten statistischen Methoden bewertet wird.

Ein weiterer unklarer Punkt bei der Berechnung der Festigkeit von Flanschverbindungen aus GFK bedeutet die unklare Definition des Festigkeitskennwerts K . Untersuchungen [127] zeigen die deutliche Abhängigkeit der Werkstoffkennwerte von der Entnahmeposition, -richtung und von der Herstellung der Proben. Die Zugfestigkeit ist demnach abhängig vom Werkstoffsystem, vom Füllgrad und von der Faserorientierung und variiert zwischen 11 und 140 MPa. Diese Erkenntnis zeigt, dass Voraussetzungen geschaffen werden müssen, dass der bei der Flanschverbindungsrechnung verwendete Festigkeitskennwert den Bedingungen im realen Flansch entspricht und verdeutlicht zudem das Optimierungspotenzial von GFK hin zu einem verbessertem Lagenaufbau mit höheren Traglasten.

5.1.2 Beschreibung des mechanischen Verhaltens von Losflanschen im bestehenden Regelwerk

Die bestehenden Vorschriften zur Flanschverbindungsrechnung (AD 2000-Merkblatt / DIN V 2505; KTA 3211.2 und DIN EN 1591-1) liefern für Losflansche jeweils eine Beanspruchung für die relevanten Betriebszustände entsprechend dem in Bild 5.2 dargestellten mechanischen Modell. Dementsprechend kann aus den Formulierungen eine von den betrieblichen Lasten (Schraubenkraft, Innendruck, Temperatur) abhängige vorhandene Spannung σ_V ermittelt werden. Die Grundannahme für die Berechnung der Beanspruchung von Losflanschen bildet eine virtuelle feste Einspannung des Flansches an der radialen Position der resultierenden Kraftübertragung zwischen Losflansch und Bund.

Im Folgenden werden die Formulierungen der bestehenden Regelwerke bezüglich der Beanspruchung und Steifigkeiten von Losflanschen erläutert und in Kapitel 5.3 bezüglich ihrer Eignung zur Beschreibung von Losflanschen aus GFK mit dem im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Berechnungskonzept für Losflansche verglichen. Die Nomenklatur der beschriebenen Regelwerke ist nicht konsistent, so dass die Schreibweisen der KTA 3211.2 und der DIN EN 1591-1 dem AD 2000-Merkblatt angeglichen sind.

- AD 2000-Merkblatt B8 / DIN V 2505

Gemäß dem AD 2000-Merkblatt wird die vorhandene Spannung aus dem Verhältnis des wirkenden Moments und dem vorhandenen Widerstandsmoment erhalten:

$$\sigma_{\text{vorh}} = \frac{F_S \cdot a}{W_{\text{vorh}}} \quad \text{Gl.5.2}$$

Das Widerstandsmoment des Losflansches berechnet sich aus der effektiven Breite des Losflansches, multipliziert mit dem Quadrat der Flanschblatthöhe gemäß

$$W_{\text{vorh}} = \frac{\pi}{4} b h_F^2, \quad \text{Gl.5.3}$$

wobei die effektive Breite des Losflansches der Breite der Querschnittsfläche abzüglich eines Korrekturterms entspricht, welcher aus der Minderung der Tragfähigkeit durch die Schraubenlöcher resultiert:

$$b = d_a - d_i - 2d_L' \quad \text{Gl.5.4}$$

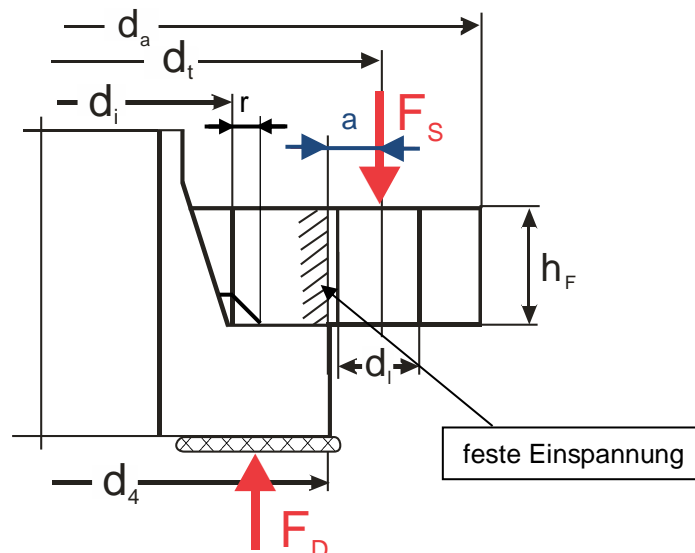


Bild 5.2: Beanspruchungssituation als Grundlage für das AD 2000-Merkblatt B8&N1, KTA 3211.2 und DIN EN 1591-1 (Darstellung des Hebelarms a nach AD 2000-Merkblatt)

Die Korrektur wird repräsentiert durch den reduzierten Durchmesser des Schraubenloches d_L' , welcher die Verringerung des Volumens des Flansches berücksichtigt und bei Rohrnennweiten kleiner oder gleich DN 500 mit zunehmender Flanschgröße wie folgt definiert ist:

$$d_L' = d_L \cdot \left(1 - \frac{d_i}{1000}\right) \quad (\text{für } d_i \leq 500). \quad \text{Gl.5.5}$$

Der Hebelarm, welcher in Verbindung mit der Schraubkraft ein Moment im Losflansch verursacht, berechnet sich aus dem Abstand der Schraubennachse von der Außenkante des Bundes, um welchen der Losflansch als Folge der Flanschblattniegung kippt, siehe Bild 5.2:

$$a = \frac{d_t - d_4}{2} \quad \text{Gl.5.6}$$

Die Steifigkeit, welche die Änderung der Schraubenkraft im Betrieb mitbestimmt und die Steigung im Verspannungsdiagramm repräsentiert, ergibt sich zu:

$$C_L = \frac{\pi E h_F^3 b}{3(d_a + d_i) \cdot a^2} \quad \text{Gl.5.7}$$

- KTA 3211.2

Die Formulierung der vorhandenen Spannung im Losflansch nach KTA 3211.2 entspricht den Formulierungen im AD 2000-Merkblatt (Gleichungen 5.2 bis 5.5). Der Unterschied besteht alleine in der Annahme eines größeren Hebelarms a für das wirkende Moment:

$$a = \frac{d_t - d_t^*}{2}, \quad \text{Gl.5.8}$$

wobei

$$d_t^* = \frac{d_4 + (d_i + 2r)}{2} \quad \text{Gl.5.9}$$

ist. Anders als im AD 2000-Merkblatt, das von der Einleitung der Schraubenkraft in den Bund an dessen Außenkante ausgeht, wird im kerntechnischen Bereich konservativ angenommen, dass die Kraftübertragung in der Mitte der Auflagefläche zwischen Losflansch und Bund stattfindet, was einen größeren Hebelarm und damit eine höhere Spannung im Losflansch zur Folge hat. Die Breite der Auflagefläche wird durch die Fase r am Innendurchmesser verkleinert.

Die Steifigkeit wird schließlich entsprechend Gleichung 5.7 des AD 2000-Merkblattes mit dem modifizierten Hebelarm aus Gleichung 5.8 ermittelt.

- DIN EN 1591-1

Die DIN EN 1591-1, welche ihren Ursprung in der TGL 32903/13 hat, beschreibt die Spannung in Losflanschen ebenfalls entsprechend der DIN 2505, Gleichungen 5.2 bis 5.4. Allerdings wird hier die effektive Breite des Losflansches auf geringfügig anderem Weg ermittelt:

$$d_L' = d_L \cdot \sqrt{\frac{d_L n}{\pi d_t}} \quad \text{Gl.5.10}$$

Die reduzierte Breite der Schraubenlöcher ist damit abhängig von der Anzahl n der Schrauben und vom Teilkreisdurchmesser d_t . Des Weiteren wird die Flanschblatthöhe aus der effektiven Querschnittsfläche A_L des Losflansches (inklusive des Schraubenlochs) bestimmt:

$$h_F = \frac{2A_L}{d_a - d_i} \quad \text{Gl.5.11}$$

Die daraus resultierende Abweichung von der nominalen Flanschblattdicke entsteht durch die Fase am Innendurchmesser des Bundes, welche die Querschnittsfläche des Losflansches verkleinert. Eine weitere Änderung in der Vorgehensweise nach DIN EN 1591-1 gegenüber dem AD 2000–Merkblatt besteht in der Lage der Lastübertragung zwischen Losflansch und Bund und damit in der Definition des Hebelarms der Schraubenkraft. Der Hebelarm wird iterativ bestimmt, so dass das Maximum der Beanspruchung von Bund und Losflansch minimal wird. Der mögliche Durchmesser der Kräfteinleitung in den Bund d_7 variiert über die gesamte Breite der Auflagefläche, ausgehend von

$$d_{7\min} = d_i + 2r, \quad \text{Gl.5.12}$$

bis hin zu

$$d_{7\max} = d_4. \quad \text{Gl.5.13}$$

Die Position der Schraubenkrafteinleitung wandert durch die Flanschblattneigung in Richtung Flanschachse. Diesem Effekt wird durch den folgenden Zusammenhang Rechnung getragen:

$$d_{te} = d_t \left(1 - \frac{2}{n^2} \right). \quad \text{Gl.5.14}$$

Damit berechnet sich der minimale und maximale Hebelarm zu

$$a_{\min/\max} = \frac{d_{te} - d_{7\min/\max}}{2}. \quad \text{Gl.5.15}$$

Bei der Darstellung der Ergebnisse in Kapitel 5.3 der Spannung im Losflansch nach DIN EN 1591-1 werden daher die minimal und maximal möglichen Spannungen angegeben. Die Steifigkeit wird identisch mit Gleichung 5.7 ermittelt mit d'_l nach Gleichung 5.10, h_F nach Gleichung 5.13 und $a_{\min/\max}$ nach Gleichung 5.15.

Grundsätzlich wird der Modellierung des mechanischen Verhaltens der Flanschverbindung nach den oben vorgestellten Regelwerken ein eingespannter Biegebalken mit der Querschnittsfläche des Flansches als Biegequerschnitt zu Grunde gelegt, welcher in seinen Abmessungen aufgrund der Schraubenlöcher zu einem gewissen Maße reduziert ist. Der bestehende Hebelarm (Länge des Biegebalkens) liegt jedoch in der Ebene des Biegequerschnittes und die bei einem Biegebalken vorausgesetzte feste Einspannung fehlt bei einem Losflansch völlig. Die mit den bestehenden Regelwerken berechnete Spannung hat daher einen globalen Charakter und ist aus diesem Grund für die Beschreibung von Losflanschen aus GFK unter Berücksichtigung des Lagenaufbaus ungeeignet. Es ist eine alternative Beschreibung des mechanischen Verhaltens nötig. Die Ergebnisse der entsprechend dem Stand der Technik ermittelten Beanspruchungen und Verformungen sind in Kapitel 5.3 den Ergebnissen der FE-Simulation und dem in Kapitel 5.2 entwickelten Berechnungskonzept gegenübergestellt und diskutiert.

5.2 Anpassung des analytischen Modells für Losflansche

In der Realität wird der Losflansch entsprechend Bild 5.3 durch den aufgrund der Differenz zwischen Schraubenkreisdurchmesser und Bundaußendurchmesser entstehenden Hebelarm und die wirkende Schraubenkraft gestülpt. Zusätzlich besteht eine Linienlast q in Umfangsrichtung, welche aufgrund der endlichen Schraubenteilung eine zusätzliche Biegespannung erzeugt. Die daraus resultierenden Umfangsspannungen und die Verkipfung lassen sich, wie im Folgenden dargestellt, analytisch beschreiben und liefern eine gute Übereinstimmung mit der FE-Simulation und den Messungen.

5.2.1 Analytische Berechnung der Stülpung

Durch die Verkipfung des Flansches um den Winkel φ (Bild 5.3) entsteht für ein Ringsegment mit dem Querschnitt $dA = dx dy$ eine Aufweitung des Radius für kleine Verkipfungen φ um $dr(\varphi)$ entsprechend $dr(\varphi) = y(x) \cdot \varphi$. Diese Aufweitung bewirkt eine Umfangsspannung:

$$\sigma_u = E \cdot \varepsilon_u = E \cdot \frac{dr(\varphi)}{r_0|_{xy}} = E \cdot \frac{y|_{xy} \cdot \varphi}{r_0|_{xy}} . \quad \text{Gl.5.16}$$

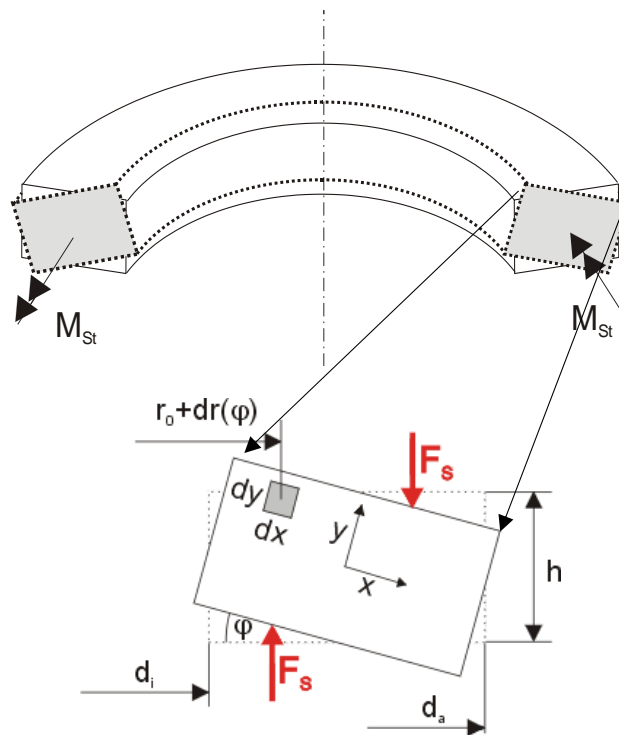


Bild 5.3: Stülpung des Losflansches

Diese entspricht der Umfangsspannung, hervorgerufen durch einen virtuellen Innendruck dp_i auf die Innenfläche des Ringsegments, gemäß der Kesselformel:

$$\sigma_u = dp_i \frac{d_i|_{xy}}{2dx} . \quad \text{Gl.5.17}$$

Sie kann betrachtet werden als Funktion einer virtuellen Kraft auf die Innenfläche des Ringsegmentes:

$$\sigma_u = dF_i \frac{d_i|_{xy}}{4\pi r|_{xy} dydx} \quad \text{Gl.5.18}$$

Dadurch entsteht ein inneres Moment, welches dem äußeren Stülpmoment entgegensteht:

$$dM|_{xy} = \frac{E\varphi 2\pi (y|_{xy})^2 dx dy}{r_0|_{xy}}, \quad \text{Gl.5.19}$$

mit

$$r_0|_{xy} = \frac{d_i + d_a}{4} + x|_{xy} \quad \text{Gl.5.20}$$

Aus dem Momentengleichgewicht folgt:

$$\int_A dM|_{xy} dA + F_{\text{ges}} \cdot l = \int_{-h/2}^{h/2} \int_{-b/2}^{b/2} \frac{E\varphi 2\pi (y|_{xy})^2 dx dy}{\frac{d_i + d_a}{4} + x|_{xy}} + F_{\text{ges}} \cdot l = 0 \quad \text{Gl.5.21}$$

Die Lösung führt zu dem Widerstandsmoment gegen Stülpen:

$$W_{\text{St}} = \frac{\pi h^2 d_i \ln\left(\frac{d_a}{d_i}\right)}{6} \quad \text{Gl.5.22}$$

Daraus folgen die maximale Spannung in Umfangsrichtung

$$\sigma_{\text{St}} = \frac{6F_{\text{ges}} l}{\pi h^2 d_i \ln\left(\frac{d_a}{d_i}\right)} \quad \text{Gl.5.23}$$

und die resultierende Verkipfung

$$\varphi = \frac{6F_{\text{ges}} l}{\pi E h^3 \ln\left(\frac{d_a}{d_i}\right)} \quad \text{Gl.5.24}$$

Es wird angenommen, dass die Lasteinleitung zwischen Bund und Losflansch weder direkt an der Außenkante des Bundes noch in der Mitte der Auflagefläche stattfindet, so dass der Hebelarm aus dem Abstand der Schraubenachse zur wirksamen Bundauflagelinie wie in Bild 5.4 dargestellt mittig zwischen der Mitte der Bundauflagefläche und der Bundaußenkante resultiert.

Somit berechnet sich der Hebelarm für das Stülpmoment im Losflansch zu

$$l = \frac{d_t - d_t^*}{2} = \frac{d_t - \left(\frac{3d_4 + d_i + 2r}{4} \right)}{2}$$

Gl.5.25

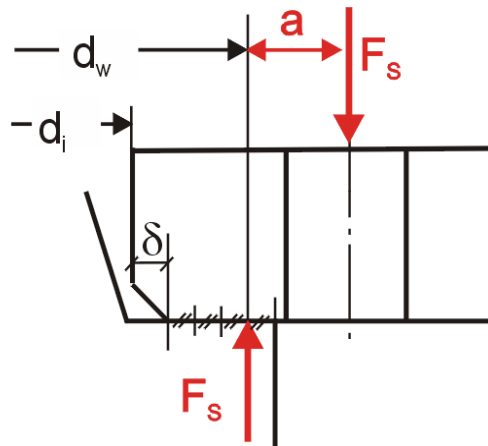


Bild 5.4: Lage der effektiven Lastübertragung zwischen Losflansch und Bund

Die Lasteinleitung durch die Schraube wird, wie in Kapitel 4.6 erläutert, konservativ zentrisch in der Schraubenachse angenommen. Damit weist das Berechnungskonzept bei gleicher Last höhere Spannungen aus als in realen GFK-Flanschverbindungen zu erwarten sind.

Zur Verifikation der analytischen Formulierung in Gleichung 5.23 für die aus dem Stülpmoment resultierenden Spannungen im Losflansch wird eine FE-Simulation durchgeführt, wobei das Stülpmoment homogen über den Umfang in der Mitte der Mantelfläche eingeleitet wird (siehe Bild 5.5).

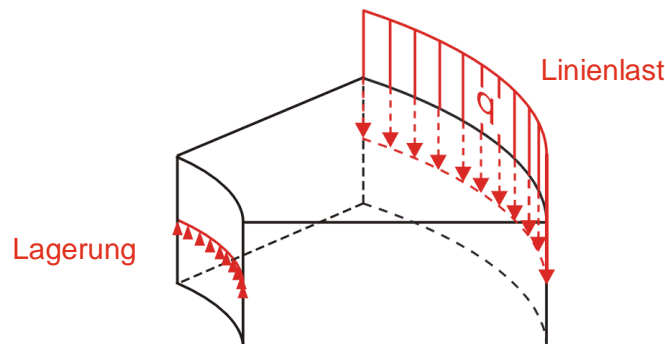


Bild 5.5: Lasteinleitung in den ideal gestülpten Ring: an der Innenseite gelagert, Linienlast in der Mitte der Mantelfläche

Die Berechnung erfolgt für alle Geometrien der Losflansche nach DIN 16966. In Bild 5.6 sind die Umfangsspannungen, wie sie sich aus der oben erläuterten analytischen Berechnung ergeben, den Werten der FE-Simulation für die Nennweiten DN 25 und DN 150 gegenübergestellt. Die analytische Auswertung wird an den beiden Stirnseiten der Ringe durchgeführt, der Verlauf der Umfangsspannungen ist für den gesamten Querschnitt als Farbverlauf dargestellt und ebenfalls für die beiden Stirnseiten ausgewertet und mit den analytischen Lösungen verglichen. Die Verläufe über den Stirnseiten sind auf beiden Seiten deckungsgleich. Für die weiteren Untersuchungen wird der maximale Wert der Umfangsspannung ausgewertet, welcher sich an den Innenkanten des

Ringes sowohl auf der Druck-, als auch auf der Zugseite einstellt. Dieser Wert wird im Folgenden analog zur analytischen Formulierung der Biegespannung in einem Biegebalken als Stülpspannung definiert.

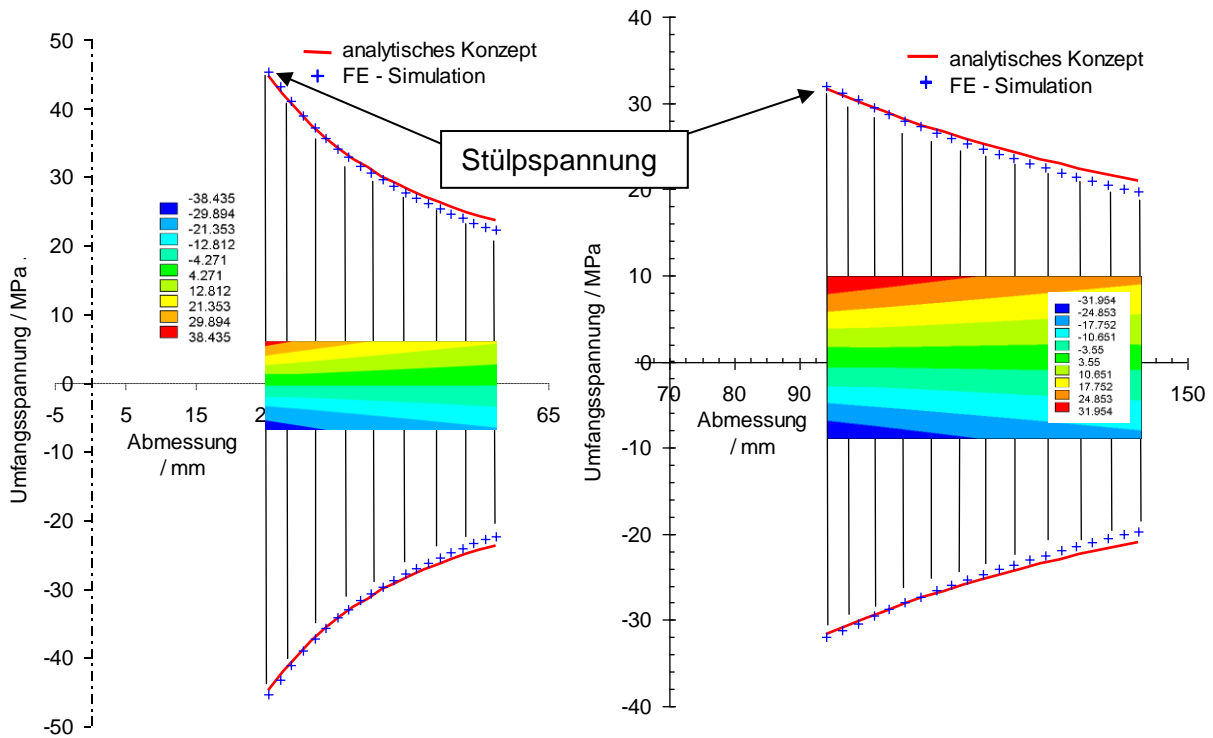


Bild 5.6: FE-Simulation und analytische Beschreibung der Umfangsspannung bei Ringen mit der Geometrie von Losflanschen der Nennweite DN 25 (links) und DN 150 (rechts)

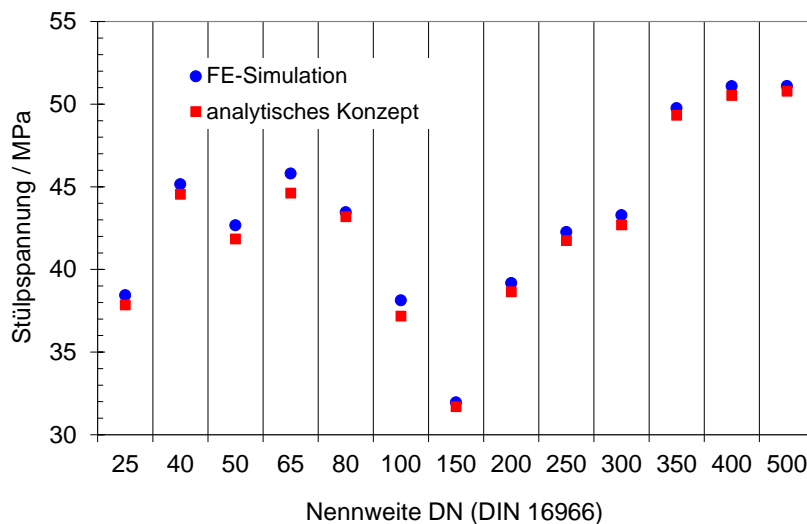


Bild 5.7: Vergleich der Stülpspannung aus der FE-Simulation und der analytischen Beschreibung der Umfangsspannung bei Ringen mit der Geometrie von Losflanschen der Nennweite DN 25 bis DN 500

In Bild 5.7 sind die Stülpspannungen der ideal gestülpten Ringe für alle Nennweiten in DIN 16966 mit den Stülpspannungen aus dem analytischen Berechnungskonzept verglichen. Die geringen Abweichungen zwischen der linear-elastischen Simulation und dem Berechnungskonzept bei allen

Nennweiten verdeutlichen die Richtigkeit des gewählten Vorgehens und die physikalische Relevanz des analytischen Berechnungskonzepts.

Die oben beschriebene Formulierung findet sich allerdings ohne Angabe zum Hebelarm auch in der Literatur [128,129]. Darin wird auch der Einfluss der Schraubenlöcher auf das Ergebnis diskutiert. Diese stellen zwar eine Schwächung des gestülpten Ringes dar, im Rahmen dieser Arbeit konnte jedoch dafür keine Signifikanz gefunden werden. Auch die durch die Schraubenteilung entstehende Biegebelastung in Umfangsrichtung ist in der Literatur nicht berücksichtigt. Diese soll im Folgenden jedoch beschrieben und in das Berechnungskonzept implementiert werden.

5.2.2 Analytische Berechnung der Biegung in Umfangsrichtung

Die Beanspruchung aus dem Stülpmoment wird überlagert von der Beanspruchung aus der punktuellen Einleitung der Schraubenkraft, welcher eine Linienlast an der Auflagefläche von Bund und Losflansch gegenübersteht, siehe Bild 5.8.

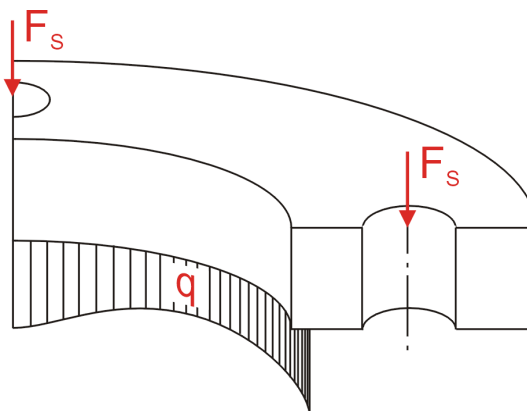


Bild 5.8: Biegung in Umfangsrichtung, hervorgerufen durch die Schraubenteilung

Es erfolgt eine Biegung in Umfangsrichtung durch die Flächenlast zwischen Bund und Flansch. Das Biegemoment zwischen den Schrauben errechnet sich aus:

$$M_b = \frac{1}{24} q_l l^2. \quad \text{Gl.5.26}$$

Die Biegespannung berechnet sich aus dem Moment und dem Widerstandsmoment gegen Biegung. Der Biegequerschnitt ist der Flanschquerschnitt. Mit

$$\sigma_b = \frac{M_b}{W_b} = \frac{\frac{1}{24} q_l l^2}{\frac{1}{6} b h^2} = \frac{q_l l^2}{4 b h^2}, \quad \text{Gl.5.27}$$

$q_l = \frac{F_{\text{ges}}}{\pi d_i^*}$ und $l = \frac{\pi(d_a - d_i)}{2n}$ berechnet sich die Umfangsspannung als Folge der Schraubenteilung

wie folgt:

$$\sigma_b = \frac{F_{\text{ges}} \pi \left(\frac{d_a - d_i}{2} \right)^2}{4bh^2 n^2 d_t^*} . \quad \text{Gl.5.28}$$

Die beiden Spannungen σ_{St} und σ_b addieren sich auf der Flanschoberseite im Bereich zwischen den Schrauben zu der Lösung des analytischen Berechnungskonzepts:

$$\sigma_u = \sigma_{St} + \sigma_F = \frac{6F_{\text{ges}} l}{\pi h^2 d_i \ln \left(\frac{d_a}{d_i} \right)} + \frac{F_{\text{ges}} \pi \left(\frac{d_a - d_i}{2} \right)^2}{4bh^2 n^2 d_t^*} . \quad \text{Gl.5.29}$$

Die vorhandene Steifigkeit C errechnet sich nach

$$C = \frac{\pi E h^3}{\left(\frac{\pi(d_a - d_i)}{2n} \right)^4 \frac{1}{32d_t^* b} + \frac{6l^2}{\ln \left(\frac{d_a}{d_i} \right)}} . \quad \text{Gl.5.30}$$

Mit den oben hergeleiteten Formulierungen ist die Umfangsspannung zwischen den Schrauben an der Oberseite des Losflansches in Abhängigkeit von der Schraubenkraft beschrieben. Diese Umfangsspannung wirkt dort einachsig, ohne Radial- und Axialspannungen, da diese aus geometrischen Gründen ausgeschlossen sind. Ist der einachsig ermittelte Festigkeitskennwert bekannt, welcher an besagter Stelle in Umfangsrichtung vorherrscht, dann kann damit eine Auslegung durchgeführt werden, ohne dass aufwändige Messungen der anisotropen Festigkeiten unter mehrachsiger Beanspruchung durchgeführt werden müssen. Aus den Ergebnissen der FE-Simulation in Kapitel 4.6 und den Stauchversuchen in Kapitel 4.2 ist jedoch bekannt, dass der Losflansch auch unter der Unterlegscheibe versagen kann. Hier liegt ein mehrachsiger Spannungszustand vor. Der Mehrachsigeitsquotient q , welcher ein Maß für die Mehrachsigkeit des Spannungszustandes darstellt und das Versagen von Werkstoffen maßgeblich beeinflusst, kann durch den folgenden Zusammenhang beschrieben werden [130]:

$$q = \frac{\tau_r}{\sigma_m} = \frac{\sqrt{\frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}}{\frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)} . \quad \text{Gl.5.31}$$

In Bild 5.9 ist die räumliche Verteilung des Mehrachsigeitsquotienten q des Spannungszustandes im Losflansch DN 50 bei 40 kN Schraubenkraft dargestellt. Unter der Unterlegscheibe nimmt der Wert von q ein Minimum ein, gleichbedeutend mit einer hohen Mehrachsigkeit. Eine analytische Auslegung unter Verwendung nur eines Festigkeitskennwertes ist damit ausgeschlossen. An der Position zwischen den Schrauben nimmt der Wert der Mehrachsigkeit den Betrag $\sqrt{3}$ an und entspricht damit dem Wert eines einachsigen Zugversuchs bis zum Beginn der Einschnürung. Die analytische Bewertung der Festigkeit des Losflansches unter Verwendung eines unter einachsiger

Beanspruchung ermittelten Festigkeitskennwertes ist bei Versagen an dieser Stelle damit realistisch.

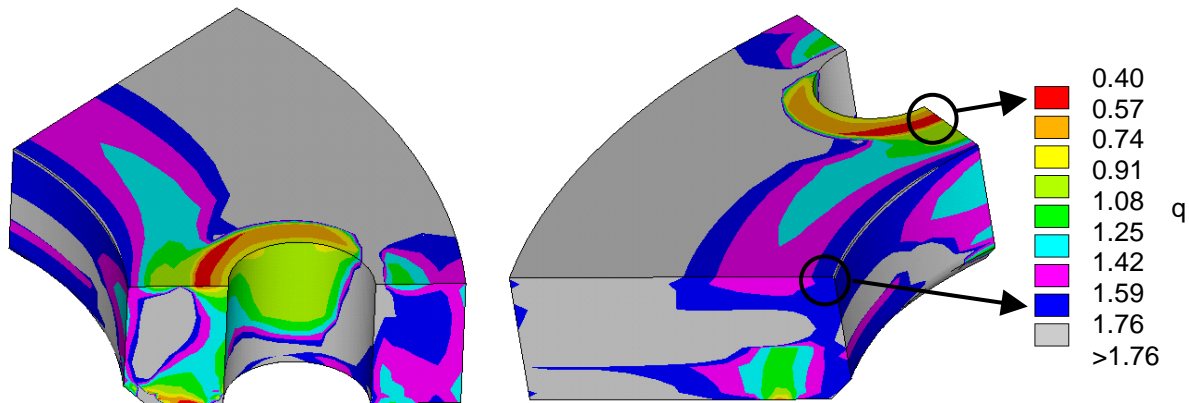


Bild 5.9: Mehrachsige Spannungsquotienten des Spannungszustandes im Losflansch DN 50 mit unregelmäßigem Lagenaufbau bei 40 kN Schraubenkraft

5.3 Vergleich der Ergebnisse der bestehenden Regelwerke, des Berechnungskonzepts und der FE-Simulation

In Bild 5.10 werden die Umfangsspannungen aus der Simulation an der Position zwischen den Schrauben, die für den Losflansch ausgewiesenen Spannungen entsprechend dem AD 2000-Merkblatt B8&N1, der KTA 3211.2 und der DIN EN 1591-1, die Umfangsspannungen aus dem Berechnungskonzept und die aus der gemessenen Umfangsdehnung an der Position zwischen den Schrauben abgeleiteten Spannungen verglichen. Hieraus wird ersichtlich, dass die Resultate der analytischen Flanschverbindungsberechnungsverfahren in AD 2000-Merkblatt B8&N1, KTA 3211.2 und DIN EN 1591-1 die Umfangsspannung zwischen den Schrauben nicht konservativ abbilden. Das vorgeschlagene analytische Berechnungskonzept hingegen bildet die Umfangsspannungen der Simulation für alle relevanten Nennweiten gut ab. Die vorhandenen Abweichungen resultieren aus den analytisch nicht exakt bestimmbareren Hebelarmen.

Der gemessene Wert wurde an einem Stahlosflansch DN 50 bei 40 kN Schraubenkraft mit einem DMS in Umfangsrichtung zwischen den Schrauben ermittelt. Da bei dem SMC-Losflansch der lokale E-Modul nicht bekannt ist, kann keine Angabe bezüglich der Spannung getroffen werden.

Ein Ziel der Auslegung einer Flanschverbindung ist die Bestimmung der für die gegebenen Betriebsbedingungen erforderlichen Flanschblattdicke. Eine Variation der Flanschblattdicke ist in der Maßnorm DIN 16966 für GFK-Flanschverbindungen nicht vorgesehen. Manche Anlagenbetreiber fordern davon abweichend teilweise größere Flanschblattstärken. Deshalb werden nun ergänzend die Spannungen nach den bestehenden Regelwerken und dem Berechnungskonzept - wie in Bild 5.11 dargestellt - bei der 1,5-fachen Flanschblattdicke nach DIN 16966 mit den Ergebnissen der Simulation verglichen. Als Konsequenz ergeben sich deutlich niedrigere Spannungen als bei Losflanschen mit Flanschblattdicke entsprechend DIN 16966. Auch

hier sind die Spannungen nach den bestehenden Regelwerken geringer als die Umfangsspannung zwischen den Schrauben. Das Berechnungskonzept beschreibt die Ergebnisse der Simulation wiederum hinreichend genau.

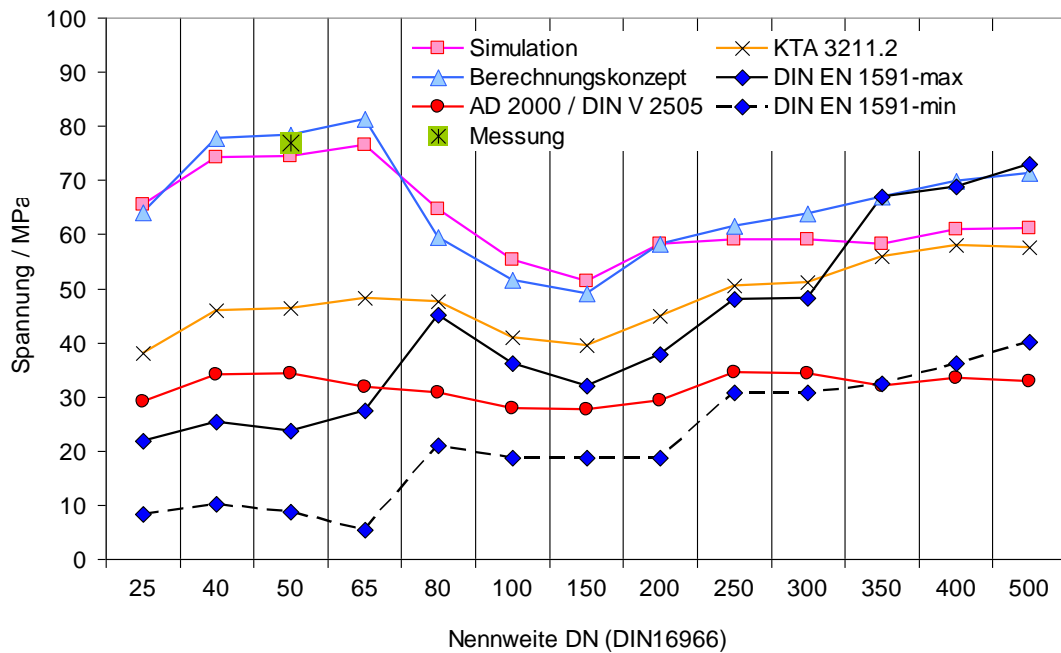


Bild 5.10: Vergleich der Spannungen aus der FE-Simulation, den bestehenden Regelwerken, dem Berechnungskonzept und der experimentellen Untersuchung (7,5 MPa Flächenpressung) bei Flanschen mit der Flanschblattdicke nach DIN 16966

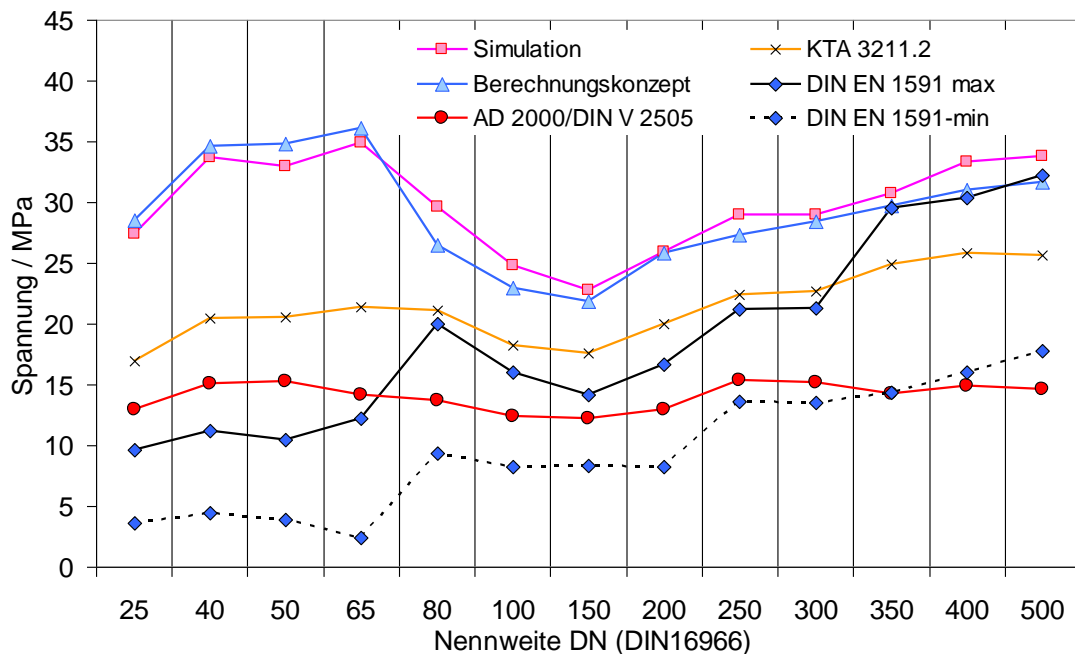


Bild 5.11: Vergleich der Nennspannungen aus der FE-Simulation, nach den bestehenden Regelwerken und dem Berechnungskonzept (7,5 MPa Flächenpressung) bei der 1,5-fachen Flanschblattdicke nach DIN 16966

Die Umfangsspannungen des Berechnungskonzepts und die Spannungen des AD 2000-Merkblatts und der KTA 3211.2 unterliegen der Annahme, dass die Schraubenkraft zentrisch zur Schraubenachse in den Losflansch eingeleitet wird. Die Hebelarme nach dem AD 2000-Merkblatt,

der KTA 3211.2 und dem Berechnungskonzept sind dementsprechend vom Teilkreis ausgehend formuliert. Für Losflansche aus GFK bedeutet dies, dass die berechneten Spannungen über den realen Spannungen liegen, da die Lasteinleitung wegen den geringen Steifigkeiten und hohen Flanschblattneigungen von der Schraubenachse nach innen wandert. Bild 4.43 lässt sogar den Schluss zu, dass die reale Lasteinleitung in GFK-Flanschverbindungen eher den Bedingungen im Stauchversuch nach Kapitel 4.2 mit starren Schrauben entspricht. Folglich beschreibt das Berechnungskonzept die Umfangsspannungen zwischen den Schrauben konservativ.

Bei der Flanschverbindungsrechnung mit den bestehenden Regelwerken werden alle für den Betrieb der Flanschverbindung relevanten Zustände berücksichtigt. Um die Änderung der Kraftverhältnisse innerhalb der bei der Montage verspannten Flanschverbindung zu bewerten, werden die Steifigkeiten aller verspannten Einzelteile der Flanschverbindung durch eine Gesamtsteifigkeit abgebildet. Dementsprechend wird der Festigkeits- und Dichtheitsnachweis für die Flanschverbindung unter Innendruck, Betriebstemperatur und unter den zusätzlichen Lasten aus der Rohrleitung geführt.

In Bild 5.12 ist die Steifigkeit entsprechend den bestehenden Regelwerken, dem Berechnungskonzept und der FE-Simulation dargestellt. Der zur Berechnung der Steifigkeit benötigte E-Modul entspricht mit 11000 MPa den Ergebnissen aus [91] und ist auch in der isotropen FE-Simulation eingesetzt.

Die Steifigkeit nach dem AD 2000-Merkblatt und dem Berechnungskonzept stimmen mit den Werten der FE-Simulation hinreichend genau überein. Die vom AD 2000-Merkblatt abweichende Formulierung des Hebelarms in KTA 3211.2 hin zu größeren Werten führt zu größeren Spannungen, bei der Berechnung der Steifigkeit resultieren dadurch geringere Werte. Bei der Ermittlung der Steifigkeit nach DIN EN 1591-1 kommt es durch die iterative Bestimmung des Hebelarms zu einer großen Bandbreite der Ergebnisse. Diese sind abhängig von der geometrischen Gestaltung des Bundes und dessen Werkstoffeigenschaften. Im Bereich kleiner Nennweiten liegen die minimalen Werte für die Steifigkeiten über den mit der FE-Simulation ermittelten Steifigkeiten. Dies bedeutet, dass die Elastizität der verspannten Verbindung unterschätzt wird und führt zu konservativen Ergebnissen für die Flächenpressung der Dichtung im Betrieb.

Im Gegensatz zu den bestehenden Regelwerken zur Flanschverbindungsrechnung liefert das Berechnungskonzept realistische Werte für die Umfangsspannungen im Losflansch zwischen den Schrauben. Die Steifigkeit ist damit ebenfalls realistisch beschrieben, so dass mit dem Berechnungskonzept eine Auslegung in Verbindung mit einer hinreichend angesetzten Sicherheit von GFK-Losflanschen möglich ist.

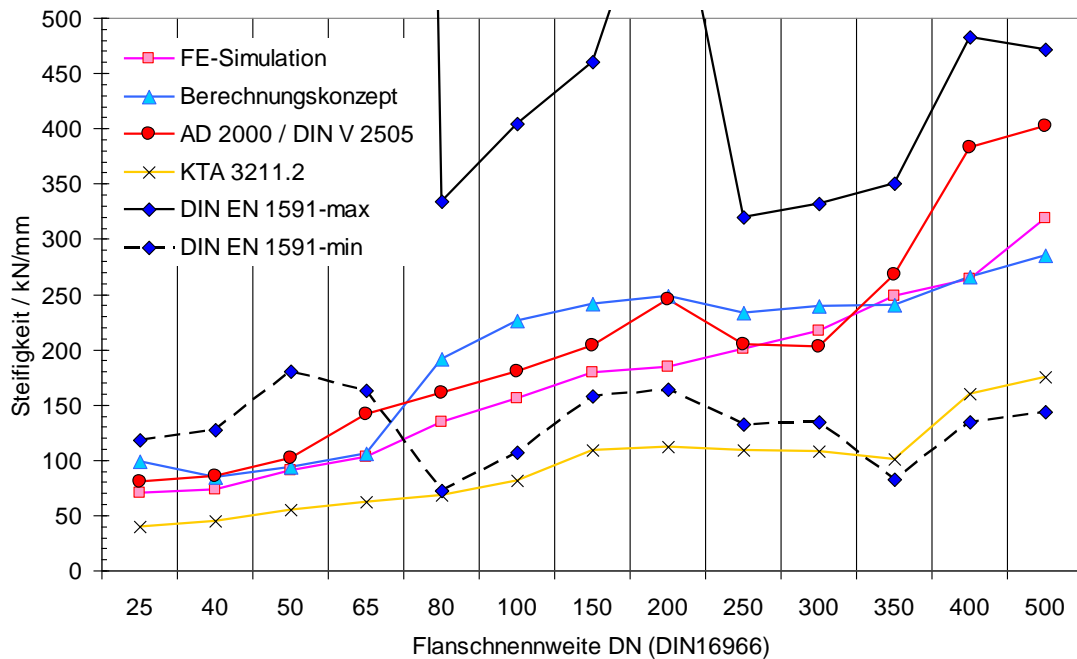


Bild 5.12: Vergleich der Steifigkeit aus der FE-Simulation, nach den bestehenden Regelwerken und entsprechend dem Berechnungskonzept für die Nennweiten nach DIN 16966

5.4 Durchführung einer Auslegung mit dem Berechnungskonzept

Im Folgenden wird dargestellt, wie die im Rahmen dieser Arbeit gewonnenen Kenntnisse zur Auslegung einer Flanschverbindung mit GFK-Flanschen angewendet werden können. Die Grundvoraussetzung der Anwendbarkeit des Berechnungskonzepts für den Losflansch besteht darin, dass dieser im Stauchversuch nach Kapitel 4.2 an der Stelle zwischen den Schrauben als Folge der Schraubenkraft versagt. Es muss eine Rissbildung erkennbar sein, siehe zum Beispiel Bild 5.13 (rechts).

- Auslegung bei Versagen zwischen den Schrauben

Die errechneten Umfangsspannungen beschreiben die Beanspruchung des Losflansches im Bereich zwischen den Schrauben auf der Flanschoberseite. Es handelt sich um einen einachsigen Spannungszustand. Ist der Lagenaufbau des GFK und damit der Festigkeitskennwert sowie der E-Modul jeweils in Umfangsrichtung an der betreffenden Stelle bekannt, dann kann eine Auslegung entsprechend dem Berechnungskonzept unter Berücksichtigung hinreichender Sicherheit erfolgen. Dazu können die in Kapitel 5.2 hergeleiteten analytischen Formulierungen in die bestehenden Regelwerke (DIN EN 1591-1, KTA 3211.2 oder AD 2000-Merkblatt B8) integriert werden.

- Auslegung bei Versagen an anderer Stelle (hier unter der Unterlegscheibe)

Bild 5.13 zeigt links den SMC-Losflansch nach dem in Kapitel 4.2 beschriebenen Stauchversuch. Der im Rahmen des Forschungsvorhabens untersuchte SMC-Losflansch versagt unter der Unterlegscheibe. Hier kann das oben beschriebene Konzept nicht angewendet werden. Alternativ

können die maximale Last und die Steifigkeiten im ohnehin durchzuführenden Stauchversuch ermittelt werden.

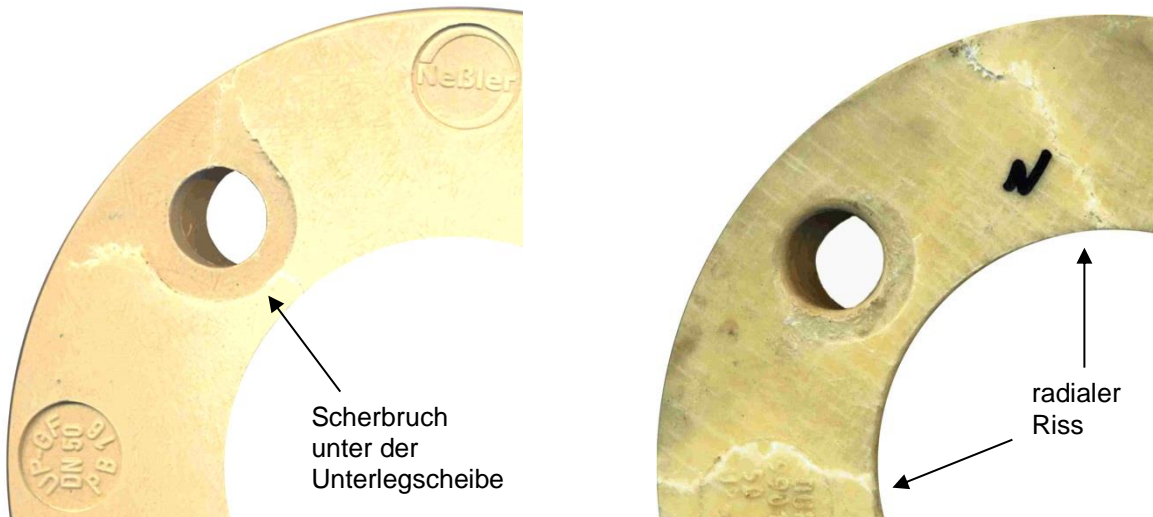


Bild 5.13: Versagen des SMC-Losflansches unter der Unterlegscheibe (links) und Bruch eines BMC-Losflansches zwischen den Schrauben (rechts)

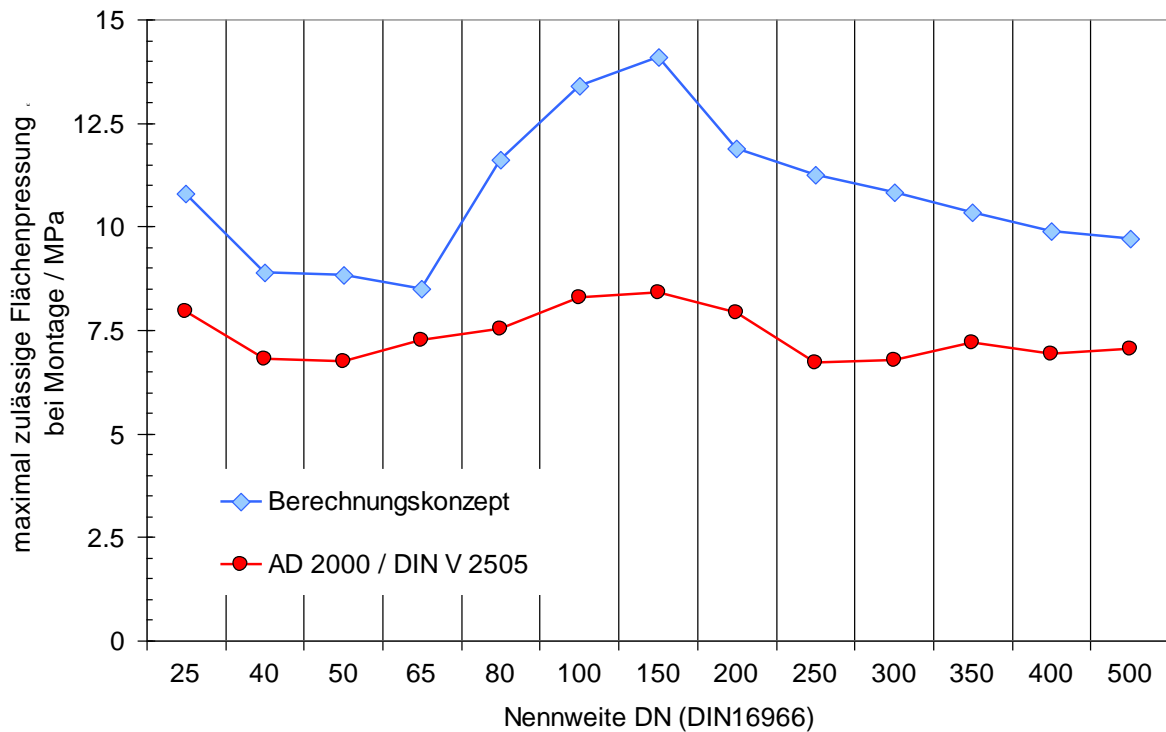


Bild 5.14: Maximal zulässige Flächenpressung einer Dichtung mit Normabmessungen bei Montage nach dem Berechnungskonzept und dem AD 2000-Merkblatt für die optimierten Losflasche

Nach den obigen Ausführungen kann der SMC-Losflansch mit optimiertem Lagenaufbau mit dem Berechnungskonzept beschrieben werden. Für die Berechnung der zulässigen Schraubenkraft bei Montage wird der Festigkeitskennwert aus [91] verwendet, welcher an einer Biegeprobe aus demselben SMC mit ebenfalls ebenem Lagenaufbau ermittelt wurde, so dass die

Biegespannungen in der Ebene der SMC-Matten liegen. Die Biegefestigkeit beträgt bei Raumtemperatur 249 MPa bei einem E-Modul von 11000 MPa.

Die nach dem Berechnungskonzept entsprechend Kapitel 5.2 zulässigen Schraubenkräfte werden in eine Flächenpressung der Dichtung mit Normabmessungen umgerechnet und sind in Bild 5.14 über der Nennweite dargestellt. Die zulässigen Flächenpressungen bei Montage liegen im Bereich von 8,5 MPa bei DN 65 bis hin zu 14 MPa bei DN 150.

Alternativ dazu sind in Bild 5.14 für alle Nennweiten die Flächenpressungen einer Dichtung mit Normabmessungen entsprechend der maximal zulässigen Schraubenkraft nach dem AD 2000-Merkblatt (unter Verwendung derselben Werkstoffkennwerte) dargestellt. Durch die in Kapitel 5.1 beschriebenen Werkstoffabminderungsfaktoren im AD 2000-Merkblatt N1 führt die Berechnung trotz niedrigeren vorhandenen Spannungen zu deutlich geringeren, maximal zulässigen Flächenpressungen bei Montage von 6 MPa bis 8,5 MPa.

6 Literatur

- [1] IVU-Richtlinie, Richtlinie 96/61/EG des Rates über die integrierte Vermeidung und Verminderung der Umweltverschmutzung, September 1996
- [2] S. Kalmbach: Beste verfügbare Techniken (BVT,BREF) Vorgaben der Europäischen Union und ihre Umsetzung in Deutschland, Tagungsband zum XV. Dichtungskolloquium, Vulkan Verlag, 2007
- [3] S. Kalmbach: Erläuterungen zur Technischen Anleitung zur Reinhaltung der Luft, TA Luft, 5. Auflage, Erich Schmidt Verlag Berlin, 2004
- [4] Technische Anleitung zur Reinhaltung der Luft (TA Luft); Juli 2002; Inkrafttreten: Oktober 2002
- [5] H. Kockelmann und R. Hahn : Hochwertigkeitsnachweis für Dichtelemente nach TA Luft, 3R international (43) Heft 6/2004
- [6] VDI 2440: Emissionsminderung Mineralö Raffinerien, Verein deutscher Ingenieure, November 2000
- [7] B. Brahner: Emissionsminderung: Europäische Aktivitäten zum Stand der Technik am Beispiel des CWW-BREF und ihre Auswirkungen auf die chemische Industrie, Tagungsband zum XVI. Dichtungskolloquium, Vulkan Verlag, 2009
- [8] DIN 16965: Rohre aus glasfaserverstärkten Polyesterharzen (UP-GF) Teil 1, Juli 1982
- [9] DIN 16966: Formstücke und Verbindungen aus glasfaserverstärkten Polyesterharzen (UP-GF) Teil 6 und 7, Juli 1982
- [10] K. E. Köppke und C. Cuhls: Ermittlung und Verminderung diffuser flüssiger und gasförmiger Emissionen in der chemischen und petrochemischen Industrie, Forschungsbericht 20044322, Umweltbundesamt, September 2002
- [11] S. Mitra, A.Ghanbari-Siahkali, P.Kingshott, S.Hvilsted and K. Almdal: An investigation on changes in chemical properties of pure ethylene-propylene-diene rubber in aqueous acidic environments, Journal of Materials Chemistry and Physics, 98-2006
- [12] W. Tietze and A.Riedl: Pocket Book of Seals and Sealing, Vulkan-Verlag, 2006
- [13] C. G. Krespan: Organic Fluorine Chemistry, Journal of Science, 150-1965
- [14] E. Gaube und G. Diedrich: Kunststoffe im Rohrleitungs- und Apparatebau, Chemie Ingenieur Technik, Verlag Chemie GmbH, Nr.3 1978
- [15] AD2000-Merkblatt B8: Berechnung von Druckbehältern – Flansche, Oktober 2000
- [16] DIN EN 1591-1: Flansche und ihre Verbindungen – Regeln für die Auslegung von Flanschverbindungen mit runden Flanschen und Dichtung, August 2011

- [17] KTA 3211.2 (6/1992): Druck- und aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises, Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung, Regeländerungsentwurfsvorschlag, März 2003
- [18] VDI 2200: Dichte Flanschverbindungen, Auswahl, Auslegung, Gestaltung und Montage von verschraubten Flanschverbindungen, Juni 2007
- [19] F. Schöckle, J. Bartonicek, R. Hahn und H. Kockelmann: Abdichteigenschaften von Dichtungen für Flanschverbindungen, Beitrag 25.1, 28. MPA-Seminar, Stuttgart, Oktober 2002
- [20] DIN EN 13555: Flansche und ihre Verbindungen, Dichtungskennwerte und Prüfverfahren für die Anwendung der Regeln für die Auslegung von Flanschverbindungen mit runden Flanschen und Dichtungen, 2005
- [21] H. Kockelmann: Leckageraten von Dichtungen für Flanschverbindungen: Einflussgrößen, Anforderungen, messtechnische Erfassung und leckageratenbezogene Dichtungskennwerte, Chemie Ingenieur Technik, 3-1996
- [22] W. Haas: Grundlehrgang Dichtungstechnik. Als Download unter <http://www.ima.uni-stuttgart.de>
- [23] H. K. Müller: Abdichtung bewegter Maschinenteile: Funktion - Gestaltung - Berechnung - Anwendung. Medienverl. Müller, 1990
- [24] C. von Bach: Versuche mit Flanschverbindungen, Zeitschrift des Vereins deutscher Ingenieure, Band 43, Nr.12, März 1899
- [25] Anonym (bzw. A.D. Risteen zugeschrieben): The Flanged Mouth-Pieces Rings of Vulcanizers and Similar Vessels, The Locomotive, volume 25, number 5 pp 177-203, July 1905
- [26] E.O. Waters und J.H.Taylor: The Strength of Pipe Flanges, Journal of Mechanical Engineering, vol.49 number 5a, pp 531-542, Mai 1927
- [27] ASME Boiler Code Revisions: Proposed Rules for Bolted Flanged Connections, Journal of Mechanical Engineering, vol. 56, number 5, pp 309-313, Mai 1934
- [28] S. P. Timoshenko: Flat Ring and Hubbed Flanges, Mechanical Engineer, volume 49-12, pages 1343-1345, December 1927.
- [29] BS. 10: Specifications for flanges and bolting for pipes, valves and fittings, Committee PSE/15, Dezember 1962
- [30] E.O. Waters, D.B. Wesstrom, D.B. Rossheim und F.S.G.Williams: Development of general formulas for bolted flanges, Taylor Forge and Pipe Works, Reprint by Welding Research Council as PVCR Monograph in 1979, volume 59, pages 161-169, Chicago 1937
- [31] E.O. Waters, D.B. Wesstrom, D.B. Rossheim und F.S.G.Williams: Formulas for stresses in bolted flanged connections, ASME-transscript, Volume 60, pages 267-278, April 1938

- [32] KTA 3201.2: Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren, Teil2, Auslegung, Konstruktion und Berechnung, Sicherheitstechnische Regel des KTA, Fassung 06/96
- [33] K D.B. Rossheim und A.R.C. Markl: Gasket loading constants, Journal for Mechanical Engineering, volume 65, page 647f, 1943
- [34] American Society of Mechanical Engineers. Boiler and Pressure Vessel Code. Section VIII, Division 2, Appendix 4 and 5.
- [35] S. Schwaigerer: Die Berechnung der Flanschverbindungen im Behälter- und Rohrleitungsbau, VDI-Zeitschrift 96, 1954
- [36] Entwurf DIN V 2505: Berechnung von Flanschverbindungen, Oktober 1964
- [37] A.E Blach, A. Bazergui. Method of analysis of bolted flanged connections - a review. Welding Research Council Bulletin, volume 271, page 191f
- [38] A.E. Blach und L. Sun: Bolted flanged connections with longitudinal bending moments, Design and Analysis of Pressure Vessels, Piping and Components - ASME PVP-Division, volume 35, pages 3-8, ASME NY USA, 1992
- [39] A.E. Blach und L. Sun: Bolted flanged connections with longitudinal bending moments, experimental results, Powerplant Equipment Design, ASME PVP-Division, volume 255, pages 97-13, ASME NY USA, 1993
- [40] J.Cao, A.J. Bell: Elastic analysis of a circular flange joint subjected to axial force, International Journal of Pressure Vessels and Piping, volume 55(3), pages 435-449, 1993
- [41] T. Sawa, T. Morohoshi, H. Kumano und A. Shimizu: Analysis of circular bolted flanged joints on solid round bars subjected to external bending moments, Powerplant Equipment Design - Bolted Joints, Pumps, Calves and Duet Supports, American Society of Mechanical Engineers, Pressure Vessels and Piping, volume 255, pages 55-63, ASME NY, USA 1993
- [42] T. Sawa, T. Morohoshi und K. Yamamoto: Characteristics of bolted joints subjected to external bending moments - analysis of the case where clamped parts are pipe flanges by three dimensional theory of elasticity, International Journal of the Society of Mechanical Engineers, volume 30, pages 2018-2026, December 1987
- [43] S.P. Timoshenko: Twisting of Circular Ring by Couples Uniformly Distributed along its Center Line, Strength of Material, Volume II, Article 28, Van Nostrand Company, Princeton, NJ. USA 1956
- [44] T. Sawa, N. Higurashi und H. Akagawa: Stress analysis of pipe flange connections, American Society of Mechanical Engineers, Pressure Vessels and Piping Division, volume 173, pages 51-57, ASME NY, USA 1989

- [45] E. Krägeloh: Untersuchung von Hart- und Weichdichtungen, Dissertation, Februar 1954
- [46] T.Sawa, T.Hirose und H.Kumano: Behaviour of pipe flange connection in transient temperature field. Journal of Pressure Vessel Technology, Transactions of the ASME, volume 115(2), pages 142-146, May 1993
- [47] R.T. Tenchev: Including bolt bending stiffness in finite element analysis of flanged connections, Communications in Applied Numerical Methods, volume 7(2), pages 123-129, Februar 1991
- [48] B.S. Nau: Computer modeling of the sealing behavior of gaskets in flanged joints, Nuclear Engineering and Design, volume 90, pages 181-191, Dezember 1985.
- [49] E.S. Widder und G.J. Novak: Gasketed joint analysis using computer aided engineering techniques, Automotive Sealing SAE Special Publications, volume 921, pages 1-9, SAE Warrendale PA, 1992
- [50] D.H. Cascales, C. Militello und W.J. Mulhall: Bolted flanged joint leakage analysis with non-linear gasket behavior, International Journal of Pressure Vessels and Piping, volume 30(3), pages 205-215, 1987.
- [51] G.E. Bibel: Thermal gradients in large diameter pipe flanges, 4th Int. ANSYS conference, Part 2, pages 11.32-11.41, ANSYS, Houston 1989
- [52] W.J. Palmer, R.J. Tomawski, L.I. Ezekoye und M.L. Lacey: Design of a bolted flange subjected to severe nuclear system thermal transients – a case study. International Journal of Pressure Vessels and Piping, volume 109, pages 95-98
- [53] A.E. Blach, S.V. Hoa: The effect of pullback on stresses in FRP flanges, Experimental Techniques, Supplement, pages 12-18, November 1988
- [54] J.M. Campbel: FRP flanges for process pipe and tanks. Proceedings of the FRP Symposium, National Association of Corrosion Engineers, Niagara Frontier Section, USA, September 1990
- [55] S.V. Hoa: Analysis for Design of Fiber Reinforced Plastic Vessels and Piping, Technomic Publishing Co. Inc., USA, 1991
- [56] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section X, Fiberglass Reinforced Plastic Pressure Vessels, The American Society of Mechanical Engineers, NY USA, 1989
- [57] F.L. Matthews, D.M. Foulkes, E.W. Godwin und P.F. Kilty: The strength of bolted flange joints in GRP pipes, Proceedings of the 14th Reinforced Plastics Congress, British Plastics Federation, 1984

- [58] J.M. Campbell: FRP flanges for process pipe and tanks, Proceedings of the FRP Symposium, National Association of Corrosion Engineers, Niagara Frontier Section, USA, September 1990
- [59] E.W. Godwin, F.L. Matthews und P.F. Kilty: The design of bolted flange joints in GRP pipes, *Plastics and Rubber Processing and Applications*, volume 6(2), 1986
- [60] J.L. McLarty: Design Details of Integral Flanges for the Ends of Very Large Composite Fiber Structures, *Journal for Applied Sciences*, Elsevier, London, 1985
- [61] A.E. Blach and I. Sun: Fiber reinforced plastic bolted flanged connections. Second International Symposium on Fluid Sealing of Static Gasketed Joints, 1990
- [62] A.E. Blach, S.V. Hoa: Bolted flanged connections for glass fiber reinforced plastic pipes and pressure vessels. *Design Engineering*, 1987, UK
- [63] 63. Richtlinie 83/477/EWG vom 19. September 1983 über den Schutz der Arbeitnehmer gegen Gefährdung durch Asbest am Arbeitsplatz (Zweite Einzelrichtlinie im Sinne des Artikels 8 der Richtlinie 80/1107/EWG)
- [64] H. Kockelmann und R. Hahn: PERL European Research Project on Characterization of Gaskets for Bolted Flange Connections, Proceedings of the 30th MPA Seminar, Stuttgart, October 6 and 7, 2004
- [65] M. Fricke und U. Lahl: Risikobewertung von Perfluortensiden als Beitrag zur aktuellen Diskussion zum REACH-Dossier der EU-Kommission, BMU, Bonn 2005[^]
- [66] D. Ellis, S. Mabury, J. Martin and D. Muir: Thermolysis of fluoropolymers as a potential source of halogenated organic acids in the environment, Department of Chemistry, *Nature Magazine*, Vol. 4123, July 2001
- [67] S. Schwaigerer und E. Krägeloh: Prüfung von Weichdichtungen, *BWK 3*, 1951
- [68] E. Krägeloh: Die wesentlichen Prüfmethode für It-Dichtungen, *Zeitschrift für Gummi und Asbest*, Ausgabe 11, 1957
- [69] K. Wellinger und E. Krägeloh: Berechnung von Dichtungen, *Zeitschrift für Gummi und Asbest*, Ausgabe 12, 1958
- [70] H. Tückmantel: Über Dichtungskennwerte zur Ermittlung der Mindest-Einbaufächenpressung und der Mindest-Betriebsflächenpressung, *Dossier*, Oktober 1987
- [71] J. Bartonicek: Beitrag zur Berechnung von Flanschverbindungen unter Innendruck-, Biegemoment- und Temperaturbelastung, technisch- wissenschaftlicher Bericht der MPA Universität Stuttgart, Heft 87-01, 1987
- [72] DIN 28090: Statische Dichtungen für Flanschverbindungen, Teil 1, Dichtungskennwerte und Prüfverfahren, September 1995

- [73] Ausblässichere Dichtungen für Flanschverbindungen mit emaillierten und glasfaserverstärkten Kunststoffflanschen in der chemischen Industrie, Abschlussbericht zum AiF/DECHEMA-Forschungsvorhaben 14264, IMWF Universität Stuttgart, Juni 2007
- [74] J. Bartonicek, R. Hahn, H. Kockelmann und E. Roos: Bewertung der Ausblässicherheit von Dichtungen in Flanschverbindungen auf Basis experimenteller Untersuchungen, Tagungsband zum XV. Dichtungskolloquium, Vulkan Verlag, 2007
- [75] L. Grine and H. A. Bouzid: Correlation of Gaseous Mass Leak Rates Through Micro and Nano porous Gaskets, Proceedings PVP2009 Conference, July 26-30, Prague, Czech Republic
- [76] H. Schwind und W. Kämpkes: Berechnung des Betriebsverhaltens von Rohrleitungsflanschverbindungen, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1990
- [77] W. Kämpkes: Einflüsse der Dichtungsgeometrie auf die Gasleckage an Rohrleitungsflanschen mit It-Flachdichtungen. Dissertation Universität Dortmund, 1982
- [78] C. Brahmsiepe and G. Schembecker: Fugitive Emissions from Liquid-Charged Flange Joints: A Comparison of Laboratory and Field Data, Environmental Science & Technology, Vol. 43, No. 12, 2009
- [79] R. Bird, W. Steward and E. Lightfoot: Transport Phenomena, Wiley, New York, 2007
- [80] W. Beckmann: Gasdurchlässigkeit von Elastomeren, Kautschuk und Gummi, Kunststoffe, Nr. 4/91
- [81] R. Aris: Vectors, Tensors, and the Basic Equations of Fluid Mechanics, Dover Publications Incorporation, New York, 1989
- [82] G. Alefeld: Höhere Mathematik für Bau- und Vermessungsingenieure, Teil IV, Institut für Angewandte Mathematik, Universität Karlsruhe
- [83] J. Raub: Modeling Diesel Engine Cylinder Head Gaskets using the Gasket Material Option of the SOLID185 Element, Proceedings of the International ANSYS Conference, 2002
- [84] D. E. Czernik: Gaskets, Design, Selection and Testing, Mc Graw-Hill Companies, Inc., 1996
- [85] A. Nechache and A. H. Bouzid: Creep analysis of bolted flange joints, Internat. Journal of Pressure Vessels and Piping, 84-2007
- [86] A. A. Alkelani, B. A. Housari and S. A. Nassar: A Proposed Model for Creep Relaxation of Soft Gaskets in Bolted Joints at Room Temperature, Journal of Pressure Vessel Technology, 130-2008
- [87] W. Michaeli, M. Wegener: Einführung in die Technologie der Faserverbundwerkstoffe, Carl Hanser Verlag, München, 1990

- [88] W. Michaeli: Einführung in die Kunststoffverarbeitung, Institut für Kunststoffverarbeitung, RWTH Aachen, Hanser Verlag, 2006
- [89] The Guide for Manufacture, Installation, and Design of FRP Flanges and Gaskets, Materials Technology Institute, 2006
- [90] P. Dumont, L. Orgéas, L. Corre and D. Favier: Anisotropic viscous behaviour of sheet molding compounds (SMC) during compression molding, International Journal of Plasticity, 19-2003
- [91] Auslegung von Flanschverbindungen aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK) für die chemische Industrie, Abschlussbericht zum AiF/DECHEMA-Forschungsvorhaben 14235, IMWF Universität Stuttgart / PuK TU-Clausthal / LMI Universität Magdeburg, 2007
- [92] J. Lüke, A. Krahl und K. H. Holz: Prüfung von Flanschverbindungen in GFK-Rohrleitungen NW 200 durch Kurz- und Langzeitbeanspruchung Teil I: Dichtverhalten Z. f. Werkstofftechnik / J. of Materials Technology 7, 12-23, 1976
- [93] DIN 6340: Scheiben für Spannzeuge, April 1987
- [94] G. Ehrenstein: Faserverbund-Kunststoffe, Werkstoffe, Verarbeitung, Eigenschaften, Lehrstuhl für Kunststofftechnik, Universität Erlangen- Nürnberg, Hanser Verlag, 2006
- [95] DIN EN ISO 604: Kunststoffe – Bestimmung von Druckeigenschaften, 2003
- [96] DIN 53454 (zurückgezogen): Prüfung von Kunststoffen Druckversuch, April 1971
- [97] DIN EN 28749: Stifte und Kerbstifte Scherversuch, Oktober 1992
- [98] P. K. Sinha: Composite Materials and Structures, Composite Centre of Excellence, Kharagpur, 1995
- [99] J. C. Halpin and J. L. Kardos: Halpin-Tsai equations, A review, Polymer Engineering and Science, 1976, v16, N5, pp 344-352
- [100] R. Lipton: On the Behavior of Elastic Composites with Transverse Isotropic Symmetry, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 39-1991
- [101] M. Tuttle: Structural Analysis of Polymeric Composite Materials, Marcel Dekker AG, 2004
- [102] C. Chamis: Simplified Composite Micromechanics Equations for Hygral, Thermal and Mechanical Properties, NASA Technical Memorandum 83320, Cleveland Ohio, 1983
- [103] K. Chawla: Composite Materials, Science and Engineering, second edition, Dept. of Materials and Mechanical Engineering, University of Alabama, Springer Science and Business Media, 1998
- [104] M. L. Dano, G. Gendron, F. Maillette and B. Bissonnette: Experimental Characterization of Damage in Random Short Glass Fiber Reinforced Composites, Journal of Thermoplastic Composite Materials, 19-2006

- [105] I. Szabo: Höhere Technische Mechanik, 4. verbesserte und erweiterte Auflage, Springer Verlag, 1964
- [106] G. Schmöller: Berechnung spritzgegossener kurzfaserverstärkter Kunststoffbauteile unter statischer und thermischer Last, Vortrag auf dem XXIV. FEM-Kongress in Baden-Baden, November 1997
- [107] E. Roos: Festigkeitslehre II, Vorlesungsmanuskript, Institut für Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre (IMWF) Universität Stuttgart, Stuttgart, 2003
- [108] K. Moser: Faserkunststoffverbund, Entwurfs- und Berechnungsgrundlagen, VDI-Verlag Düsseldorf, 1992
- [109] A. Puck: Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis, Hanser Verlag München Wien, 1996
- [110] R. Jeltsch-Fricke: Bruchbedingungen vom Mohrschen Typ für transversal isotrope Werkstoffe am Beispiel der Faser-Kunststoff-Verbunde, Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, 76-1996
- [111] S. Tsai and H. Hahn: Introduction to Composite Materials, Technomic Publishing AG, 1980
- [112] ANSYS, Inc. Theory Reference, Release 9.0, November 2004
- [113] H. Schürmann: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2. Auflage, 2007
- [114] M. Schlimmer: Formulierung des mechanischen Werkstoffverhaltens bei zeitabhängiger Spannung-Verformung-Beziehung, Institut für Werkstoffkunde, RWTH Aachen, Rheologica Acta, Vol 18, No.1, 1979
- [115] S. Schmauder: Werkstofftechnik und -simulation, Vorlesungsmanuskript, Institut für Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre (IMWF) Universität Stuttgart, 2007
- [116] J. Betten: Creep Mechanics, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 3rd Edition, 2008
- [117] D. W. Scott, J. S. Lai and A. H. Zureick: Creep Behavior of Fiber-Reinforced Polymeric Composites: A Review of the Technical Literature, Journal of Reinforced Plastics and Composites, 14-1995
- [118] T. Gengenbach: Relaxationsverhalten von Rohrflanschen aus 9 % Chromstahl, technisch wissenschaftlicher Bericht, Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, 2003
- [119] A. Graham and K. F. A. Wallis: Relationships between Long- and Short-Time Creep and Tensile Properties of a Commercial Alloy, Journal of The Iron and Steel Institute, 175-1955
- [120] R. Hill: A user-friendly theory of orthotropic plasticity in sheet metals, Journal of Mechanical Sciences, 35-1993

- [121] R. Hill: Constitutive modelling of orthotropic plasticity in sheet metals, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 38-1990
- [122] R. Hill: Theoretical plasticity of textured aggregates, *Mathematical Proceedings of the Cambridge Philosophical Society*, 85-1975
- [123] T. H. Hyde, I. A. Jones, S. Pervali, W. Sun, J. G. Wang and S. B. Leen: Anisotropic creep behaviour of Bridgman notch specimens, *Journal of Materials Design and Applications*, 219-2005
- [124] S. B. Singh and S. Ray: Modeling the anisotropy and creep in orthotropic aluminium-silicon carbide composite rotating disc, *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, 34-2002
- [125] F. Schöckle, M. Schaaf und J. Bartonicek: Betreiber-Erfahrungen mit dem Abdichten von Flanschverbindungen und Stopfbuchspackungen, *Dichtungstechnik*, Heft1, Juni 1999
- [126] AD2000-Merkblatt N1: Druckbehälter aus textilglasverstärkten duroplastischen Kunststoffen (GFK), Juli 1987
- [127] L. Josch: Langzeitverhalten von glasfaserverstärkten Kunststoffbauteilen am Beispiel von Losflanschen, Dissertation, TU Clausthal, 2010
- [128] M. Westphal: Berechnung der Festigkeit loser und fester Flansche, *Zeitschrift des Vereines deutscher Ingenieure*, Band 41, No. 36, September 1897
- [129] R. Grammel: Das Umstülpen und Umkippen von elastischen Ringen, *Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik*, Band 3 Heft 6, September 1923
- [130] E. Roos: Grundlagen und notwendige Voraussetzungen zur Anwendung der Risswiderstandskurve in der Sicherheitsanalyse angerissener Bauteile, Habilitationsschrift, Universität Stuttgart, 1992